

Modélisation des conditions interfaciales dans le cas du contact électrothermique

Rija RAOELISON¹, Philippe ROGEON¹, Patrick CARRE¹, Florent DECHALOTTE²

¹ Laboratoire d'Études Thermiques Energétiques et Environnement, Université de Bretagne Sud, Rue de Saint-Maudé, BP 92116, 56321 Lorient Cedex

² PSA Peugeot Citroën, Centre Technique de Vélizy, Route de Gisy, 78943 Vélizy Villacoublay cedex, France

Résumé : La simulation numérique du soudage par résistance par point nécessite entre autre la modélisation du contact électrothermique. Les paramètres habituellement retenus pour cette modélisation sont les résistances électrique et thermique de contact (RCE, RCT), le coefficient de partage (α) et la température d'interface (TC). Cette modélisation qui conduit à transformer une source d'énergie volumique en source surfacique ne permet pas de représenter correctement les profils de température au voisinage immédiat de l'interface et donc de définir correctement la température de contact. Une autre approche est proposée permettant de s'affranchir de cette difficulté avec des couches de faible épaisseur présentant des résistances électrique et thermique équivalentes aux valeurs des RCE et RCT.

Nomenclature

H	hauteur des aspérités (μm)	V	potentiel électrique (V)
J	densité de courant ($A.mm^{-2}$)	<i>Symboles grecs</i>	
r_0	rayon de contact (μm)	α	coefficient de partage
R	rayon d'une cellule (μm)	φ	flux de chaleur (W)
RCE	résistance électrique de contact ($\Omega.mm^2$)	λ	conductivité thermique ($W.mm^{-1}.K^{-1}$)
RCT	résistance thermique de contact ($mm^2.K.W^{-1}$)	σ	conductivité électrique ($\Omega.mm$) ⁻¹
TC	température de contact ($^{\circ}C$)	τ	taux de contact

1. Introduction

Pour répondre aux nouvelles normes de sécurité et d'économie d'énergie l'introduction constante de nouvelles familles d'acier pose dans le secteur automobile des problèmes de mise au point des paramètres pour le soudage résistif des assemblages de plus en plus complexes. La modélisation et la simulation numérique peuvent aider à la détermination des référentiels de soudage.

Différents logiciels aux éléments finis (Sysweld, Ansys, Abaqus, Sorpas) permettent la simulation numérique de ce processus en prenant plus ou moins bien en compte les différents couplages entre les phénomènes électriques, thermiques, métallurgiques et mécaniques. La difficulté réside dans la modélisation des conditions interfaciales qui jouent un rôle majeur dans ce procédé. L'imperfection des contacts électro-thermiques est généralement modélisée par des conditions surfaciques à l'aide de trois paramètres [1, 2, 3]: la résistance de contact thermique RCT, la résistance de contact électrique RCE et le coefficient de partage α de la chaleur produite par effet de Joule dans la RCE et distribuée aux bornes de la RCT ; Ces paramètres peuvent dépendre entre autre de la température de contact TC qui reste aussi à définir. Cette technique consiste à représenter dans le modèle macroscopique les phénomènes volumiques qui existent à l'échelle microscopique des rugosités et des aspérités par des conditions surfaciques.

Concernant les résistances de contact électriques et thermiques un dispositif expérimental a été mis au point précédemment pour déterminer leurs évolutions en fonction de la température et de la pression [4].

Quant au coefficient de partage des approches théoriques analytique [2] et numérique [3, 5] ont permis d'établir une relation en fonction des rapports des résistances de constriction électrique et thermique; dans le cas où les fonctions de constriction électriques et thermiques dans les milieux en contact peuvent être considérées identiques le coefficient de partage s'exprime alors simplement en fonction des rapports des conductivités électriques et thermiques.

Par contre la définition de la température de contact reste encore problématique. Or la dépendance des résistances de contact avec la température nécessite une détermination précise de cette grandeur.

L'objectif de ce travail est de mettre en œuvre cette modélisation macroscopique du contact dans le cadre d'une approche numérique à l'échelle microscopique sur la base d'une cellule élémentaire de contact. Les champs thermiques et les flux sortants des modèles avec constriction et avec paramètres de contact surfaciques sont confrontés.

2. Validation du modèle avec paramètres de contact

Afin de mieux comprendre l'influence des phénomènes dissipatifs et diffusifs au sein de la zone perturbée l'analyse du contact électrothermique est menée à l'échelle microscopique en régime stationnaire. Le modèle est du type « tube de flux », et concerne une cellule de contact élémentaire axisymétrique; il est constitué de deux milieux (rayons identiques $R=10\ \mu\text{m}$, hauteurs identiques $H_1=H_2=10\ \mu\text{m}$) en contact thermique et électrique selon un disque de rayon r_0 (figure 1), et soumis à des conditions aux limites thermoélectriques. Par ailleurs, le contact solide/solide est la seule voie de passage thermique et électrique envisagée. Le mode de passage du flux thermique par le milieu interstitiel n'est pas considéré ici. D'autre part les surfaces de contact pour le passage des courants électrique et thermique sont considérées identiques. La présence éventuelle d'oxydes sur les surfaces de contact qui s'opposent, en pratique, au passage du courant électrique et non du flux thermique n'est donc pas prise en compte ici. Ces hypothèses réductrices reviennent à supposer identiques les fonctions de constriction thermique et électrique. Le modèle est mis en œuvre à l'aide du logiciel de calcul aux éléments finis SYSWELD, qui traite le couplage électro-thermique. La configuration géométrique considérée avec un taux de contact $\tau=r_0^2/R^2$ de 1% et les rapports dimensionnels H/r_0 et R/r_0 sont tels que les isothermes et les isopotentielles soient planes en sortie de milieu (constriction pleinement développée).

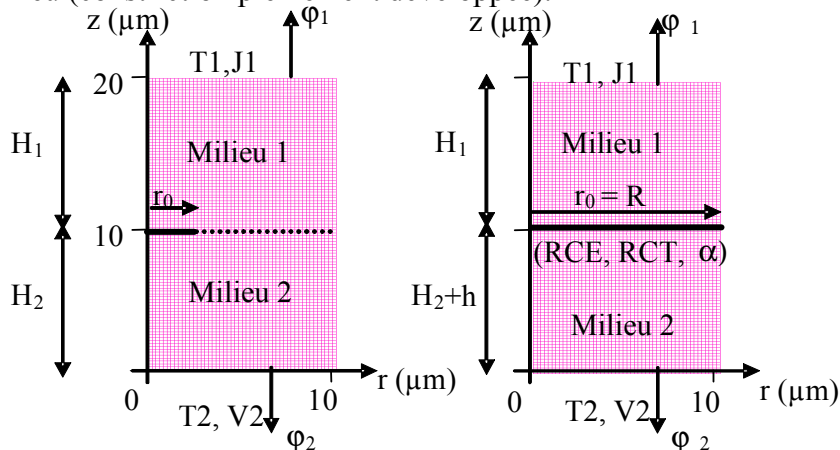


Figure 1: Modèle avec constriction et modèle sans constriction (modèle macro) avec paramètres de contact

Deux types de contact métalliques présents dans les assemblages soudés par résistance sont envisagés : le contact entre deux métaux similaires (couple acier/acier) et le contact entre deux métaux très différents (couple acier/cuivre). On a montré dans une précédente étude [5] que le coefficient de partage α était une grandeur intrinsèque seulement fonction des rapports des résistances de constriction électrique et thermique dépendantes des propriétés physiques et de la microgéométrie de la zone perturbée. Les paramètres de contact (RCE, RCT, α) sont dans le cas du contact acier/acier (RCE=1,6 10⁻⁵ ($\Omega \cdot \text{mm}^2$), RCT= 3,93 (K. mm^2/W), α = 0,5) et dans le cas du contact acier/cuivre (RCE=0,88 10⁻⁵ ($\Omega \cdot \text{mm}^2$), RCT= 2,16 (K. mm^2/W), α = 0,5). Les conditions aux limites électriques sont (J1=2000 A/mm², V2=0). Pour bien tester la validité du modèle macroscopique trois types de conditions aux limites thermiques sont envisagés : (T1=0°C, T2=0°C), (T1=0°C, T2=10°C) et (T1=0°C, T2=100°C). On compare ici au plan thermique le modèle microscopique avec constriction avec le modèle sans constriction dans lequel on a introduit les paramètres de contact (RCE, RCT, α) correspondant (figure 1). Le modèle sans constriction sera appelé modèle macroscopique à paramètres de contact surfaciques. La comparaison porte plus exactement sur les flux φ_1 et φ_2 issus de la dissipation et sortant des milieux 1 et 2, ainsi que sur les distributions de température dans ces milieux.

$RCE=0,8810^{-5} \Omega \cdot \text{mm}^2$ $RCT= 2,16 \text{ K} \cdot \text{mm}^2/\text{W}$; $\alpha = 0,5$	φ_1 (W)	φ_2 (W)	Flux total dissipé $\varphi_1 + \varphi_2$ (W)	$\frac{\varphi_2}{\varphi_1 + \varphi_2}$
Micro T1=0 T2=0	0,00684	0,00692	0,01376	0,5
Macro T1=0 T2=0	0,00644	0,00628	0,01272	0,49
Micro T1=10 T2=0	0,00535	0,00817	0,01353	0,6
Macro T1=10 T2=0	0,00520	0,00756	0,01277	0,59
Micro T1=100 T2=0	0	0,01408	0,01408	1
Macro T1=100 T2=0	0	0,01277	0,01277	1

Tableau 1: Comparaison entre les flux sortants des modèles avec (micro) et sans (macro) constriction – cas du contact acier-1/cuivre-2.

$RCE=1,610^{-5} \Omega \cdot \text{mm}^2$ $RCT= 3,93 \text{ K} \cdot \text{mm}^2/\text{W}$; $\alpha = 0,5$	φ_1 (W)	φ_2 (W)	Flux total dissipé $\varphi_1 + \varphi_2$ (W)	$\frac{\varphi_1}{\varphi_1 + \varphi_2}$
Micro T1=0 T2=0	0,01250	0,01253	0,025	0,5
Macro T1=0 T2=0	0,01161	0,01161	0,0232	0,5
Micro T1=0 T2=10	0,01320	0,01187	0,025	0,53
Macro T1=0 T2=10	0,01229	0,01092	0,0232	0,53
Micro T1=0 T2=100	0,01936	0,006	0,025	0,77
Macro T1=0 T2=100	0,01844	0,0047	0,0232	0,79

Tableau 2: Comparaison entre les flux sortants des modèles avec (micro) et sans (macro) constriction – cas du contact acier-1/acier-2.

On constate une très bonne adéquation entre les flux calculés par les deux modèles et ceci quelles que soient les conditions aux limites thermiques (tableaux 1 et 2). Ces flux sont la conséquence des effets combinés sur les gradients thermiques des conditions aux limites et de la puissance dissipée dans les milieux. Dans le cas général où la dissipation est dominante sur les effets des conditions aux limites les flux aux frontières sont sortants. Dans le cas de conditions à la limite particulières dominant les phénomènes dissipatifs l'intégralité du flux dissipé est entraîné dans le sens des gradients thermiques et sort du milieu le plus froid (cas du contact acier-cuivre ; T1=100 °C, T2= 0°C). Il ressort de cette comparaison que les

deux modèles apparaissent thermiquement équivalents en dehors de la zone perturbée. Le modèle macro avec un jeu de paramètres (RCE, RCT, α) adaptés apparaît donc apte à simuler globalement le calcul des flux thermiques issus d'une interface métallique traversée par un courant électrique. On a vérifié ici à nouveau que le coefficient de partage était bien un paramètre intrinsèque indépendant des conditions aux limites.

Par contre quand la puissance dissipée dans les constrictions prévaut, les champs thermiques dans les modèles micro et macro apparaissent très différents notamment près de la zone de contact (figures 2a, 2b, 2d, 2e).

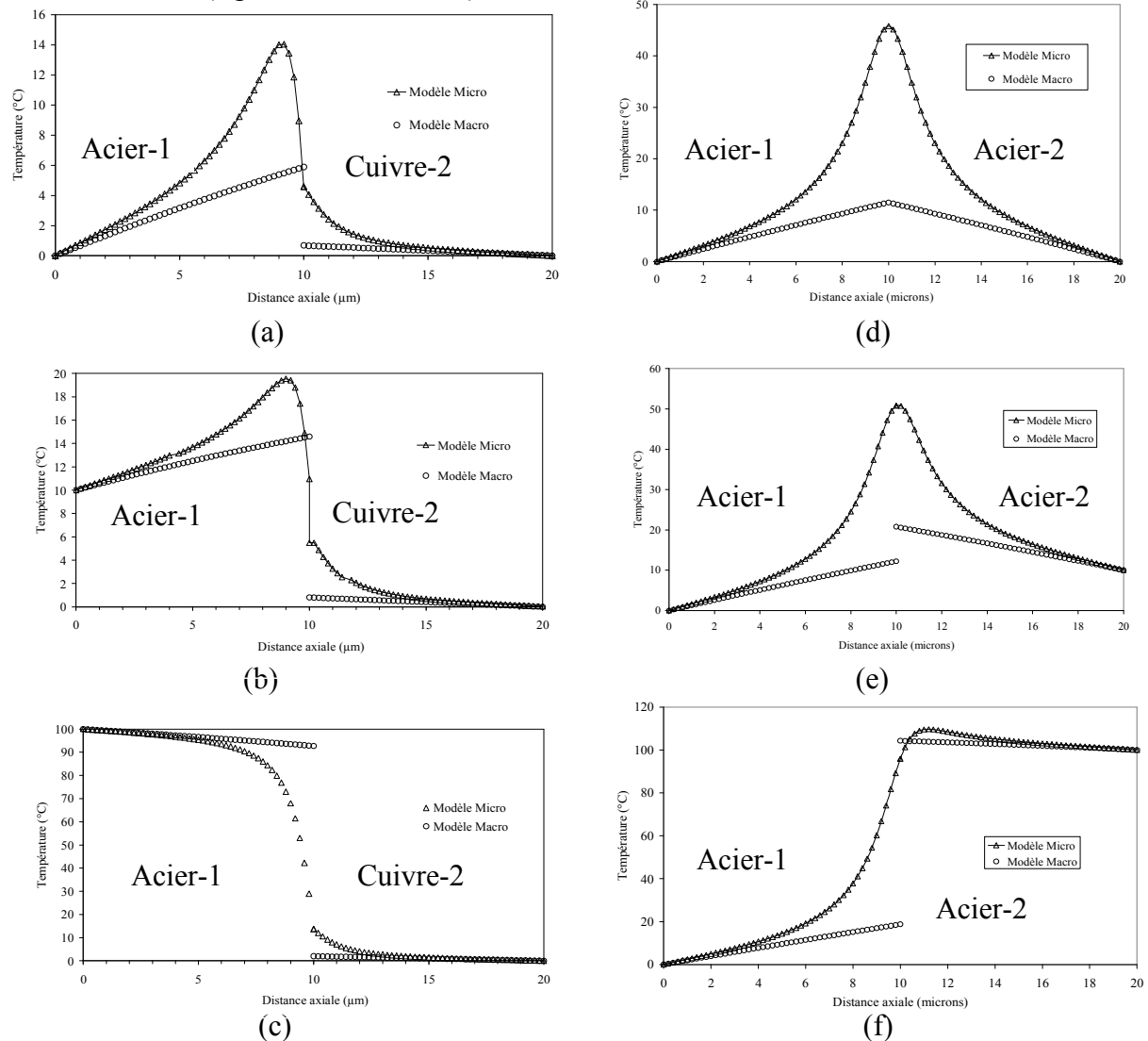


Figure 2: Champs thermiques calculés avec les deux modèles (micro et macro) sur l'axe de symétrie dans le cas du contact acier/cuivre (a): $T_1=T_2=0^\circ\text{C}$, (b): $T_1=10^\circ\text{C}$ $T_2=0^\circ\text{C}$, (c): $T_1=100^\circ\text{C}$ $T_2=0^\circ\text{C}$, et dans le cas du contact acier/acier (d): $T_1=T_2=0^\circ\text{C}$, (e): $T_1=0^\circ\text{C}$ $T_2=10^\circ\text{C}$, (f): $T_1=0^\circ\text{C}$ $T_2=100^\circ\text{C}$.

En effet les mécanismes volumiques de dissipation et de diffusion dans les résistances de constrictions à l'échelle microscopique sont représentés par des conditions surfaciques dans le modèle macro avec les paramètres de contact (RCE, RCT, α). La puissance thermique générée dans la résistance de contact électrique RCE n'est pas dissipée à l'intérieur de la résistance de contact thermique RCT mais distribuée à l'aide du coefficient de partage de part et d'autre de celle-ci. La RCT ne joue donc pas le même rôle dans les deux modèles. Dans le modèle micro la résistance de constriction thermique qui s'oppose à la diffusion de la puissance générée

dans la RCE induit un pic de température qui ne se retrouve pas dans le modèle macro (figures 2a et 2d).

Dans le cas d'un fort gradient thermique imposé par les conditions aux limites (figures 2c et 2f), les champs thermiques calculés par les deux modèles micro et macro deviennent plus proches. La température de contact TC peut être identifiée, comme dans le cas plus classique d'un contact thermique traversé par un flux de chaleur, à la température du milieu le plus conducteur thermique.

Il apparaît donc impossible dans le cas général de définir correctement avec le modèle macro à paramètres de contact la température de contact TC, qui influence pourtant très fortement sur les valeurs des résistances de contact (RCE et RCT) [4].

3. Modèle macroscopique avec lames de contact

Une autre approche permettant de s'affranchir de cette difficulté est proposée. Dans le modèle macroscopique les paramètres de contact surfaciques sont remplacés par des couches de faibles épaisseurs présentant des résistances électrique et thermique équivalentes aux valeurs des RCE et RCT. L'épaisseur de ces couches est prise arbitrairement ici égale à 1 μm . Avec cette approche les champs thermiques obtenus à l'aide du modèle macroscopique se rapprochent de ceux observés avec le modèle microscopique (figure 3), en particulier le maximum de température dans le milieu le plus résistif.

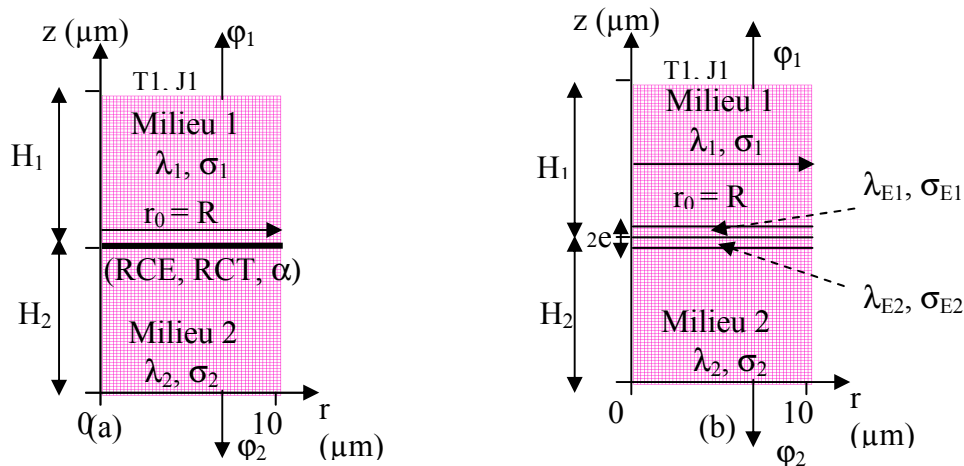


Figure 3: Les conditions de contact electro-thermiques dans les modèles macroscopiques (avec paramètres de contact (a) et avec lames de contact (b)).

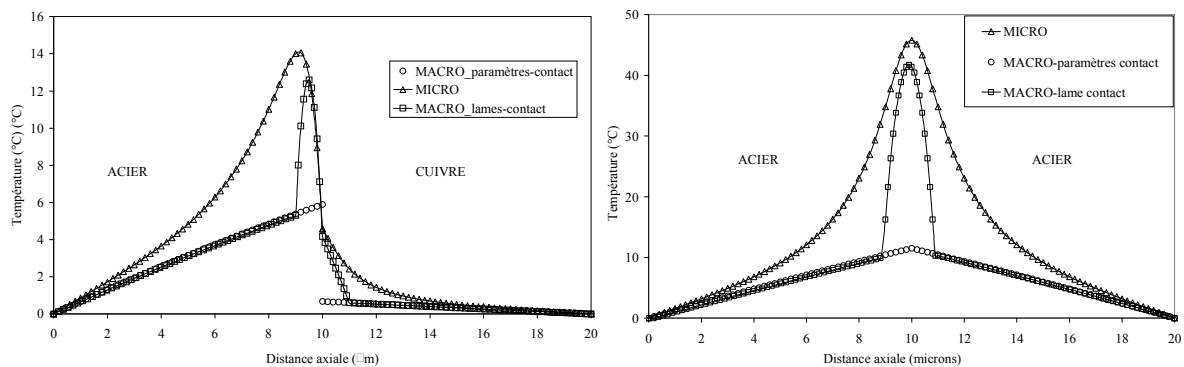


Figure 4: Comparaison entre le profil de température calculé sur l'axe à l'aide du modèle micro, et ceux issus des modèles macro avec paramètres de contact et macro avec lames de contact dans le cas du contact acier-cuivre (a) et du contact acier-acier (b).

Contrairement à ce qui est observé avec le modèle macro à paramètres surfaciques, le profil de température calculé avec le modèle macroscopique avec lames minces de contact est bien conforme à celui obtenu dans le modèle avec constriction. Pour les deux contacts étudiés le pic thermique est bien restitué à l'intérieur des lames (figure 4). L'énergie thermique est produite dans les lames dont les résistances thermiques équivalentes s'opposent à sa diffusion simulant ainsi correctement l'effet des résistances de constriction dans le modèle micro. Cette solution alternative présente aussi l'avantage de réduire le nombre de paramètres aux conductivités électriques et thermiques équivalentes des lames; le coefficient de partage et la température de contact ne sont plus nécessaires puisque implicites dans cette approche du contact.

4. Conclusion

Deux modèles aux éléments finis d'une cellule élémentaire de contact électrothermique ont été comparés en régime permanent.

Dans le premier modèle avec constriction, servant de référence, les deux milieux sont en contact partiel.

Dans le second sans constriction, appelé modèle macroscopique, les phénomènes électrique et thermique dans les constriction, sont dans un premier temps représentés par des paramètres surfaciques, puis par une approche volumique avec des lames résistives. Dans ces deux cas l'équivalence, avec le modèle de référence, au niveau des flux thermiques aux limites est très bien vérifiée.

Par contre le modèle macroscopique avec paramètres surfaciques ne permet pas de retrouver les niveaux de température constatés près de la zone de contact dans le modèle de référence.

La solution du modèle macroscopique avec approche volumique du contact, et dans lequel le coefficient de partage et la température de contact sont implicites, a permis de retrouver plus fidèlement les profils thermiques singuliers trouvés dans le modèle micro au niveau de la zone de contact.

Références

- [1] E.Feulvarch, V.Robin, JM.Bergheau, «*Resistance spot welding simulation, a general finite element formulation of electrothermal contact conditions* », Journal of Material Processing Technologie, vol, 153-154 pp 436-441, 2004.
- [2] G.Le Meur, «*Etude de la condition de liaison thermique à une interface de contact solide – solide, siège d'une dissipation par effet Joule : Application au soudage par point* », Thèse de doctorat EPUN, 2002.
- [3] H.Mokrani, B.Bourouga, «*Modèle de coefficient de partage du flux généré à une interface de contact électrothermique-approche microscopique en régime permanent* », Congrès JITH, pp, 303-30, Tanger, Maroc, 2005.
- [4] P.Rogéon, P.Carre, J.Costa, G.Sibilia, G.Saindrenan, *Characterization of electrical contact conditions in spot welding assemblies*, Journal of Materials Processing and Technology (2007), doi:10.1016/j.jmatprotec,2007,04,127.
- [5] P.Rogéon, G.Deruet, P.Carre, G.Sibilia, «*Détermination des Conditions de Contact Electrothermique lors du Soudage par Point par une Approche Microscopique* », Communication 0092, Congrès Matériaux 2006, Dijon, France, 13-17 Novembre 2006.