

## Etude expérimentale du contact électrothermique imparfait à une interface métal-métal

Hacène MOKRANI<sup>1</sup>, Hana FADDA<sup>2</sup>, Brahim BOUROUGA<sup>1</sup>, Salah Eddine AZZOUZ<sup>2</sup>, Kamel CHAOU<sup>2</sup>

<sup>1</sup>LTN-UMR CNRS 6607, E.P.U.N., rue Christian Pauc, La Chantrerie, B.P. 90604, 44306 NANTES, Cedex 03, France

<sup>2</sup>LR3MI, Département de Génie Mécanique, Université Badji Mokhtar, BP 12, Annaba 23200, Algérie

[hacene.mokrani@univ-nantes.fr](mailto:hacene.mokrani@univ-nantes.fr), [fadda.hana@yahoo.fr](mailto:fadda.hana@yahoo.fr), [brahim.bourouga@univ-nantes.fr](mailto:brahim.bourouga@univ-nantes.fr), [azzouzsalah@yahoo.fr](mailto:azzouzsalah@yahoo.fr),  
[chaoui\\_k@yahoo.fr](mailto:chaoui_k@yahoo.fr)

**Résumé :** L'objet de la présente communication est l'étude expérimentale des paramètres thermiques à une interface de contact métal-métal imparfait siège d'une dissipation par effet Joule. L'imperfection du contact se traduit par une résistance électrique de contact (REC) et une résistance thermique de contact (RTC) qui s'opposent respectivement au courant électrique et au flux de chaleur qui traversent l'interface. L'approche consiste à estimer simultanément le terme source qui est le flux généré à l'interface ( $\varphi_g$  en  $W/m^2$ ), la RTC et le coefficient de partage du flux généré  $\alpha$  exprimant le fait que  $\alpha\varphi_g$  est supposé être généré d'un côté de l'interface et  $(1-\alpha)\varphi_g$  de l'autre. On s'intéresse plus particulièrement à ce paramètre  $\alpha$ . Un dispositif expérimental, conçu et réalisé à cet effet, a permis de faire des expériences sur des contacts métalliques statiques en régimes stationnaire et instationnaire. Les résultats ont mis en évidence le comportement de  $\alpha$  et de  $R_{TC}$  sous l'influence de la pression de contact, de la nature des matériaux ainsi que des états de surfaces en contact.

**Mots clés :** interface, résistance thermique de contact, résistance de contact électrique, effet joule, coefficient de partage du flux généré à l'interface, température, pression de contact.

### Nomenclature

$T_i$  : température (K)

$R_{TC}$  : résistance de contact ( $m^2.K/W$ )

$L_i$  : longueur du cylindre (m)

$D$  : diamètre du cylindre (m)

$C_p$  : chaleur spécifique (J/KgK)

$x_{ij}$  : position de thermocouple (m)

$R_a$  : rugosité ( $\mu m$ )

$\alpha$  : coefficient de partage du flux généré

$\varphi_g$  : flux généré à l'interface ( $W/m^2$ )

$\sigma$  : conductivité électrique ( $\Omega^{-1}.m^{-1}$ )

$\lambda_i$  : conductivité thermique ( $W/mK$ )

$i=1,2$  : indice relatif aux deux cylindres

### Introduction

L'écriture de la condition thermique à une interface de contact imparfait, siège d'une dissipation par effet joule d'intensité supposée connue, nécessite la connaissance de deux paramètres : la résistance thermique de contact (ou RTC) que l'on notera  $R_{TC}$  et le coefficient de partage de flux généré à l'interface désigné ici par  $\alpha$ . La bibliographie montre que la RTC a fait l'objet de nombreuses études [1-5] et de nombreux modèles sont proposés pour l'estimer théoriquement. Par contre,  $\alpha$  reste mal connu et n'a suscité de l'intérêt qu'il mérite que des applications où le flux généré à l'interface est l'unique source thermique [6-8]. Dans une précédente étude, un modèle microscopique décrivant le coefficient  $\alpha$  a été proposé [1]. Ce modèle dispose que le partage du flux reste indépendant de la structure de l'interface, de la nature du fluide interstitiel ainsi que des conditions thermiques extérieures. Il a été validé partiellement par voie expérimentale dans le cas du soudage par point [2,3]. Cette validation s'est poursuivie par voie de simulation numérique dans le cas d'un tube de flux et de courant dans lequel on fait varier la géométrie de contact et la nature du fluide interstitiel [4]. Ce test numérique vient valider encore une fois le modèle [1].

Toujours dans la perspective de validation du modèle de  $\alpha$  ou de son amélioration, un dispositif expérimental permettant l'étude du contact électrothermique statique en régime stationnaire et transitoire a été conçu et réalisé. On étudie le comportement de  $\alpha$  sous l'influence des différents paramètres de contact en régime permanent et transitoire. Dans le présent papier, nous présentons le principe de mesure, le dispositif expérimental ainsi que les résultats obtenus en régime stationnaire.

### 1. Principe de mesure

Les deux échantillons en contact imparfait ont une même géométrie cylindrique et sont montés, alignés et serrés en appliquant un effort normal  $F$  tel que cela est représenté sur la figure 1. La surface latérale de l'ensemble est isolée thermiquement. De ce fait, le champ de température est unidirectionnel dans le sens des

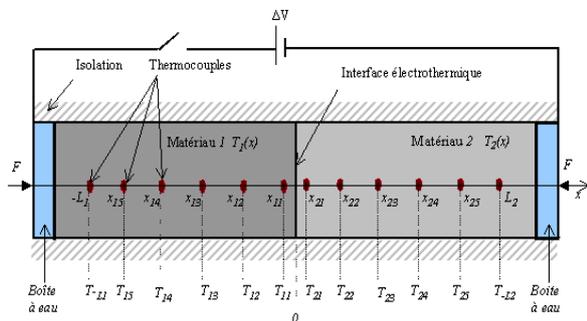


Figure 1 Schéma de principe

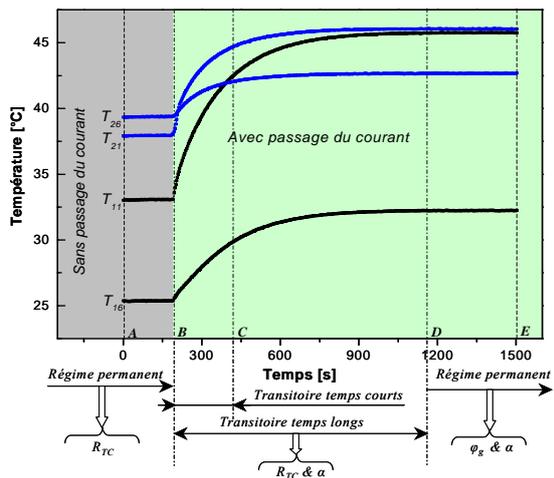


Figure 2 : Principe de mesure de  $R_{TC}$ ,  $\phi_g$  et  $\alpha$

axes confondus des deux cylindres. On dispose à l'extrémité extérieure de chaque échantillon d'une boîte à eau brasée aux connecteurs de manière à assurer un contact parfait et éviter tout échauffement à ce niveau.

Les deux boîtes sont liées à une circulation d'eau thermorégulée. Elles permettent d'imposer deux températures différentes, source d'un flux thermique traversant longitudinalement les deux éléments en contact. Les deux cylindres peuvent être traversés par un courant électrique fourni par une alimentation stabilisée branchée aux bornes du dispositif.

La figure 2 représente un enregistrement de mesure de température type. On y distingue deux régimes thermiques différents : le régime permanent avec et sans passage du courant (AB et DE) et un régime intermédiaire (BD) correspondant au régime transitoire. Les premiers relevés de température (AB) sont obtenus en imposant deux températures différentes au niveau des deux boîtes à eau, de manière à ce qu'un gradient thermique s'établisse selon l'axe des cylindres. Cette mesure permet d'estimer  $R_{TC}$ .

Dans la seconde étape, on fait circuler un courant électrique dans le dispositif en imposant une différence de potentiel entre les deux extrémités de cylindres métalliques. La résistance électrique de contact est à l'origine d'une dissipation par effet Joule d'une densité de flux  $\phi_g$  à l'interface ( $x=0$ ). Les relevés de température en régime permanent final (DE) permettent de déterminer le terme source  $\phi_g$  et le coefficient de partage de flux  $\alpha$  en fonction de  $R_{TC}$  déterminée précédemment. L'enregistrement intermédiaire (BD) de la réponse transitoire des cylindres à un passage du courant permet de déterminer les deux paramètres  $R_{TC}$  et  $\alpha$  de manière simultanée. On a alors recours à une technique inverse faisant appel à l'algorithme de minimisation de Gauss-Newton [5]. On distinguera les résultats de l'estimation de  $R_{TC}$  et  $\alpha$  au début de régime transitoire (BC) de ceux de l'estimation aux temps longs (BD).

## 2. Le dispositif expérimental

Le dispositif de mesure se compose des éléments principaux suivants (figure 3) : deux échantillons cylindriques en contact imparfait compris entre deux boîtes à eau thermorégulées. L'ensemble est en compression entre deux connecteurs en cuivre massifs de très faible résistance électrique. L'effort est appliqué par un bras de levier supportant des poids marqués. Le courant est fourni au connecteur par une alimentation électrique stabilisée faible tension/haute intensité via des câbles électriques multibrins de diamètre 18 mm. Les cylindres accueillent six thermocouples (fig.3b) chacun, le long de leur axe. Une boîte froide abrite les soudures froides des thermocouples. Un multimètre convertisseur de grande précision et un scanner de type Keithley 2000 et 2001 assurent l'acquisition des données.

Le choix de la position des thermocouples servant à caractériser les conditions de liaison thermique à l'interface traduit l'expression du compromis sensibilité - précision de mesure. La sensibilité de mesure de  $R_{TC}$  et  $\alpha$  est plus grande lorsque la mesure de température est effectuée proche de l'interface.

En vue d'estimer correctement les conditions thermiques à l'interface de contact, l'instrumentation par pose de thermocouple obéit à certaines règles théoriques qu'il convient de respecter. Ces règles ont fait l'objet de développements théoriques [6,7]. Ainsi l'instrumentation des cylindres doit être la moins intrusive possible. La précision de mesure est de plus en plus grande lorsque le diamètre des trous accueillant les fils de thermocouple est de plus en plus faible.

Afin d'éviter de refroidir ou de réchauffer le point de mesure, le thermocouple suit une isotherme le long du rayon de l'éprouvette. Chaque cylindre est percé suivant le rayon par électroérosion de six trous identiques de 550  $\mu m$  de diamètre. Les positions axiales des trous sont choisies par voie de simulation en vue d'obtenir une

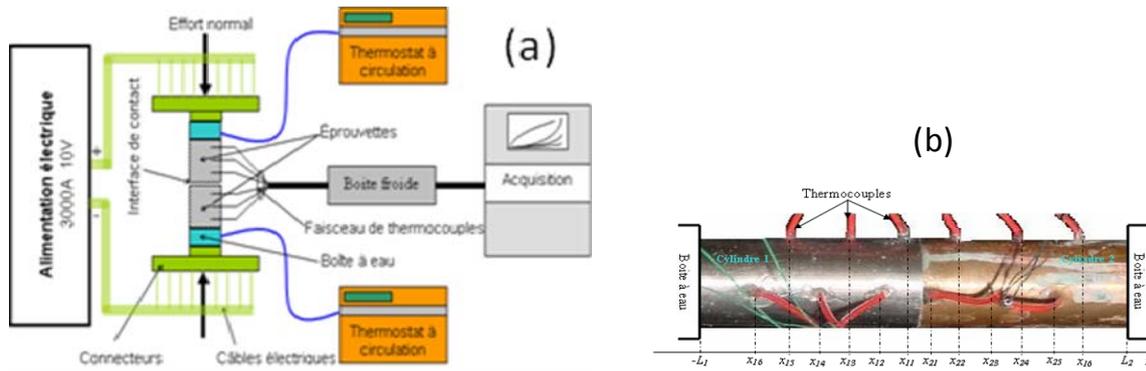


Figure 3: Schéma du dispositif expérimental (a) et instrumentation des éprouvettes (b)

sensibilité de mesure optimale aussi bien en régime permanent qu'en régime transitoire. La macro constriction thermique induite par la présence de chaque trou ne doit pas être ressentie par les thermocouples voisins. Ainsi, les thermocouples sont implantés alternativement dans deux plans perpendiculaires (figure 3b) contenant l'axe commun des deux cylindres.

Le trou le plus proche de l'interface est situé à 2 mm. Le plus éloigné en est à 42 mm et les quatre intermédiaires sont distants 8 mm l'un de l'autre. Ces trous reçoivent 12 thermocouples de type K Chromel/Alumel de 80  $\mu$ m de diamètre.

### 3. Résultats expérimentaux

Les paramètres de contact sont estimés à partir des résultats d'expériences menées sur trois couples de matériaux différents. Leurs caractéristiques sont regroupées sur le tableau 1. Les trois dernières lignes indiquent les rugosités des états de surface en contact et la micro-dureté. On présente successivement l'estimation de la RTC suivie de celles simultanées du flux généré et du coefficient de partage de ce dernier.

#### 3.1. Estimation de $R_{TC}$

La figure 4 présente les courbes de résistance thermique de contact  $R_{TC}$  estimées en fonction de la pression de contact. Quel que soit le couple de matériaux, on retrouve la même évolution de la RTC qui diminue en fonction de la pression de contact atteignant son minimum à  $P_C = 16$  MPa.

L'interprétation de la disposition des courbes de RTC sur le même graphique s'appuie sur les caractéristiques des différents couples en contact présenté sur le tableau 1. Il est évident que les courbes relatives au couple acier/cuivre se situent dans une échelle de valeurs faibles en raison des valeurs de microdureté et de rugosité les plus faibles et celle de la conductivité harmonique la plus élevée. Par contre, les courbes relatives aux couples acier/acier et acier/nickel sont relativement proches et disposées de façon cohérente l'une par rapport à l'autre. Les courbes d'adaptation se croisent et révèlent la prédominance de la rugosité aux faibles pressions de contact.

Aux fortes pressions, les valeurs de  $R_{TC}$  sont gouvernées essentiellement par la microdureté et la conductivité harmonique. Ces résultats, obtenus en régime permanent, sont conformes à ceux dont fait état la littérature sur les résistances thermiques de contact. Leur pertinence conforte la fiabilité du dispositif réalisé.

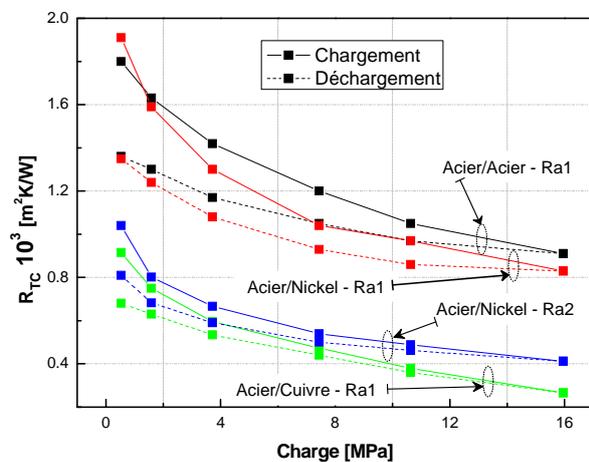


Figure 4 : Variation de  $R_{TC}$  en fonction de la charge

Tableau 1 : Caractéristiques des matériaux

	Acier	Nickel	Cuivre
$\lambda$ (W/mK)	16.3	91	400
$C_p$ (J/KgK)	500	444	385
$\rho$ (Kg/m <sup>3</sup> )	7960	8900	8960
$Ra1$ ( $\mu$ m)	10.7	13.0	7.50
$Ra2$ ( $\mu$ m)	1.42	1.41	-
$Hv$ (MPa)	310	180	122

### 3.2 Estimation de $\varphi_g$ et $\alpha$

Dans notre mode opératoire, l'intensité du courant circulant dans le dispositif est maintenue constante durant les expériences sur un couple de matériaux donné. Mais, en raison des résistivités électriques qui diffèrent, sa valeur varie d'un couple d'échantillon à un autre pour garder des échauffements équivalents et relativement faibles permettant l'hypothèse de linéarité dans le modèle de dépouillement. Sachant que l'intensité est proportionnelle à la résistivité électrique, on a pris :  $I=135$  A dans le cas du contact Acier/Acier,  $265$  A dans celui pour de Acier/Nickel et  $450$  A pour le contact Acier/Cuivre. Soulignons que  $\alpha$  et  $\varphi_g$  sont estimés lors du chargement et du déchargement de l'interface.

$\alpha$  et  $\varphi_g$  sont estimés en considérant les différentes conditions d'expérience : la nature des matériaux, la rugosité des surfaces en contact, la pression de contact ainsi que les conditions thermiques extérieures.

La dernière condition a pour but de vérifier formellement par l'expérience que le coefficient  $\alpha$  devrait rester insensible aux variations des sources thermiques extérieures. Ainsi, on a considéré trois conditions thermiques différentes appliquées aux frontières extérieures par le biais des températures des boîtes à eau. Pour ne pas développer encore plus ce point plus loin, on dit simplement que l'on a vérifié qu'effectivement,  $\varphi_g$  et  $\alpha$  restent indifférents aux variations des sources extérieures.

Sur la figure 5, on représente sur un même système d'axe les valeurs estimées de  $R_{TC}$  (symbole carré axe des ordonnées droit) et  $\varphi_g$  (symbole circulaire, axe des ordonnées gauche) en fonction de la pression de contact. Naturellement, le flux généré maximum est obtenu à la plus faible charge appliquée  $P1$  qui correspond à la RTC la plus élevée. On note qu'au début du chargement  $\varphi_g$  chute brutalement. Puis, suivant des pressions croissantes, les pentes des courbes décroissent mais leurs évolutions restent monotones décroissantes jusqu'à atteindre son minimum à la pression de contact la plus élevée : P6. Cela s'explique par l'accroissement d'abord rapide du taux réel de contact par étalement des spots de contact puis par accroissement de la densité de points de contact.

L'évolution de  $\varphi_g$  avec la pression de contact est gouvernée par les variations de la résistance électrique de contact  $R_E$ . Compte tenu de la similitude entre les phénomènes de constriction électrique et thermique, on peut penser qu'il existe une certaine corrélation entre  $R_{TC}$  et  $R_E$  du moins pour une certaine plage de valeurs de la pression de contact. Dans un contact imparfait, le flux de chaleur emprunte deux voies distinctes à savoir pour traverser l'interface de contact : la voie solide-solide à travers le contact réel entre les aspérités des deux corps en contact et la voie solide-fluide-solide. Le fluide interstitiel dans notre cas est l'air. La  $R_{TC}$  tire sa signification de la difficulté de la chaleur à traverser l'une ou l'autre des voies ou les deux à la fois. La  $R_E$  tire toute sa signification du phénomène de micro constriction électrique. En effet le courant n'a qu'une seule voie de passage au niveau de l'interface : celle du contact réel solide-solide.

Quand la pression de contact est faible, le flux thermique passe essentiellement par la voie fluide alors que le courant électrique ne passe que par le très faible contact solide-solide. Cela est illustré par les courbes de la figure 5 : Le passage de la charge de P1 à P2 entraîne une chute de 60 % de la résistance électrique contre 10 % de la résistance thermique.

La figure 6 représente la comparaison des courbes de valeurs estimées du coefficient de partage  $\alpha$  à celles déduites par calcul au moyen d'un modèle théorique que l'on présente plus loin. Cette comparaison est faite pour différents couples de matériaux en fonction de  $R_{TC}$  qui varie suivant la pression.

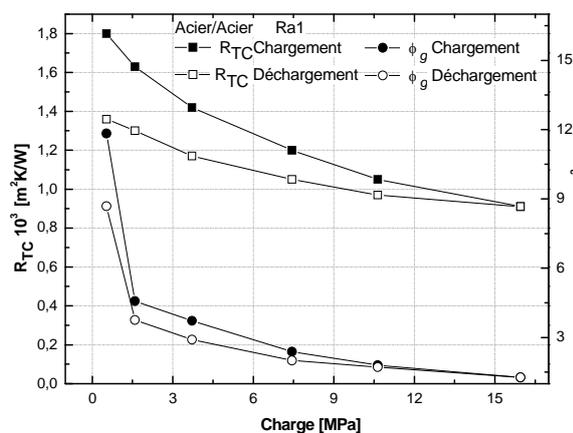


Figure 5 : Variation de  $R_{TC}$  et  $\varphi_g$  suivant la charge

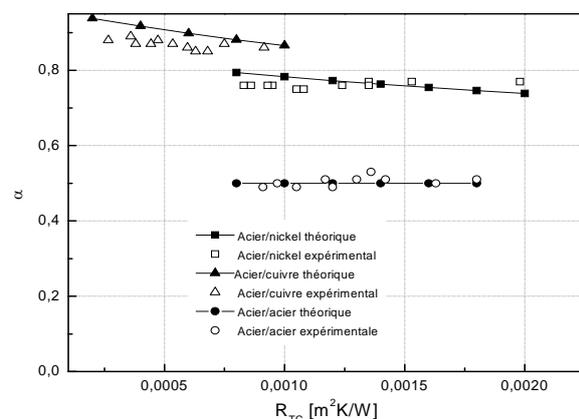


Figure 6 :  $\alpha$  fonction de  $R_{TC}$  et des matériaux

Les valeurs estimées de  $\alpha$  sont déterminées à partir des mesures de température au sein des échantillons au moyen de l'équation de liaison décrivant la condition à l'interface qui s'écrit à la frontière  $x=0$  comme :

$$\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} + \alpha \varphi_g = \frac{\Delta T}{R_{TC}} \quad (1)$$

Le modèle théorique qui semble bien représenter  $\alpha$  est le suivant :

$$\alpha = \frac{R_1 + \frac{1}{2} R_{TC}}{R_1 + R_2 + R_{TC}} \quad (2)$$

On obtient cette expression à partir d'un modèle conductif qui considère la RTC comme une couche fictive d'épaisseur  $e$  et de conductivité thermique  $\lambda$  dans laquelle  $\varphi_g$  est généré sous forme d'une puissance volumique d'intensité  $P = \varphi_g / e$ . Le modèle est donc à 3 résistances :  $R_1 = L_1 / \lambda_1$ ,  $R_2 = L_2 / \lambda_2$  et  $R_{TC} = e / \lambda$ . Les conditions de liaison entre les parois et la couche fictive sont des conditions de première espèce. A partir de la solution, on montre que  $\alpha$  présent dans l'équation (1) est représenté par l'expression (2) qui est un rapport de résistances. La valeur de  $\alpha$  est telle que :  $0,5 \leq \alpha < 1$ . En effet, quand on fait tendre  $R_{TC}$  vers zéro, on retrouve la valeur du rapport des résistances de parois ou celui des conductivités, lorsque les épaisseurs  $L_1$  et  $L_2$  sont égales. Lorsque  $\lambda_1 = \lambda_2$ , on a  $\alpha = 0,5$  quelle que soit la valeur de la RTC. C'est le résultat bien connu du partage du flux généré lorsque le contact est parfait. Il convient de relever dans l'équation (2) le lien qui existe entre  $\alpha$  et  $R_{TC}$ .

Comme le montre la figure 6, la comparaison entre les courbes théoriques et expérimentales montrent une bonne concordance des résultats. En effet, on retrouve bien par les deux voies  $\alpha = 1/2$  dans le cas symétrique du contact Acier/Acier. Dans les deux autres cas, la valeur de  $\alpha$  augmente lorsque la résistance du milieu 2 diminue. Elle devient de l'ordre de 0.77 dans le cas de contact Acier/Nickel et 0.86 dans le cas de contact Acier/Cuivre. Le modèle semble donner des courbes de  $R_{TC}$  décroissantes aux allures de droites de faibles pentes. Cela est dû au fait que les résistances des deux cylindres restent toujours grandes devant  $R_{TC}$ . Il suit une évolution monotone décroissante suivant cette dernière. L'écart entre les valeurs de  $\alpha$  données par le modèle et celles obtenues expérimentalement est de l'ordre de 5%. Cet écart reste dans la marge d'erreur de mesure pouvant atteindre 10%. Le dépouillement des essais en régime transitoire temps long, donne les mêmes valeurs de  $\alpha$  à 3 % près [9].

## Conclusion

Un dispositif expérimental permettant l'étude du contact électrothermique statique, en régime stationnaire et transitoire, a été conçu et réalisé. Des essais de reproductibilité ont été menés afin de tester la fiabilité du dispositif. Les expériences ont donné lieu à des mesures de qualité et à des estimations de  $R_{TC}$  et  $\alpha$  présentant une bonne reproductibilité.

Les résultats expérimentaux montrent que l'évolution de la  $R_{TC}$  en fonction de la pression de contact est cohérente et conforme à la littérature sur le sujet. Par ailleurs, on a pu vérifier expérimentalement que le coefficient  $\alpha$  reste insensible aux sources thermiques extérieures. Le paramètre  $\alpha$  a été estimé à partir d'expériences menées sur trois matériaux différents. Il apparaît comme étant le rapport de deux résistances thermiques : celle du côté le plus résistif sur la résistance globale traversée par la totalité du flux. Ce rapport est obtenu par un modèle théorique simple en assimilant la résistance de contact à une couche fictive siège d'une dissipation. Cette hypothèse pondère la résistance thermique de contact au numérateur d'un facteur de 0,5. L'étude sera complétée par les résultats d'essais dans le cas des faibles RTC ainsi qu'en régime transitoire dans le cas des temps courts, domaine de validité de l'hypothèse de milieux semi-infinis.

## Références

- [1] 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 résistance. *Thèse de Doctorat, Université de Nantes*, (2002).
- [2] G. Le Meur, B. Bourouga, J.P. Bardon. Microscopic analysis of interfacial electro-thermal phenomena—definition of a heat generation factor. *Int. J. of Heat & Mass Transfer* 49 (2006) 387–401
- [3] G. Le Meur, B. Bourouga, T. Dupuy. Measurement of contact parameters at the electrode-sheet interface during spot welding process. *Sc. & Tech. of Welding and Joining*, vol. 8, issue 6, pp. 415-422 (2003).
- [4] H. Mokrani, B. Bourouga. Modèle de coefficient de partage du flux généré à une interface de contact électrothermique—approche microscopique en régime permanent. *JITH 2005- Tanger- Maroc*
- [5] G. Le Meur, B. Bourouga, Y. Jarny. Inverse analysis of heat flow at a solid - solid electro-thermal contact. *Int conf of inverse problems in engineering - Rio de Janeiro, Brazil* (2002).
- [6] Brahim Bourouga, Vincent Goizet, Jean-Pierre Bardon, Les aspects théoriques régissant l'instrumentation d'un capteur thermique pariétal à faible inertie, *Int. J. Therm. Sci.* (2000) 39, 96–109
- [7] A. Sorin, B. Bourouga, J. Gilles, A. Dupont, Etude numérique du caractère intrusif de l'instrumentation pariétale par thermocouple, congrès annuel de la SFT, Vittel (2002)
- [8] H. Mokrani, B. Bourouga, Mesure des paramètres de contact à une interface de contact électrothermique imparfait, congrès annuel de la SFT, Ile des Embiez (2008).
- [9] H. Mokrani, B. Bourouga, Etude de la condition de liaison thermique à une interface de contact électrothermique, thèse de doctorat de l'Université de Nantes, 2008.