

---

Soumis le : 18/02/2019

Forme révisée acceptée le : 08/05/2020

Correspondant : [beloufaamine@yahoo.fr](mailto:beloufaamine@yahoo.fr)

---



---

**Revue  
Nature et Technologie**

<http://www.univ-chlef.dz/revuenatec>

ISSN : 1112-9778 – EISSN : 2437-0312

---

# Etude de l'influence de la section du câble d'alimentation sur la température des contacts de puissance

Amine BELOUFA et Mohamed AMIRAT

*Smart Structure Laboratory, University Center Of Ain Temouchent, Po Box 284, 46000. Ain Temouchent, Algeria*

---

## Résumé

Dans le véhicule hybride ou électrique, la puissance électrique élevée demande un courant électrique élevé, le connecteur d'automobile de puissance devrait résister alors à cette augmentation du courant électrique afin d'éviter des dommages sérieux causés par l'augmentation de la température de contact par l'effet de Joule. Le but de cet article est d'analyser expérimentalement et numériquement l'effet de la variation de diamètre du câble sur la diminution de la température de contact. Pour cette raison, un modèle d'éléments finis a été développé pour calculer la température de contact numérique pour plusieurs diamètres de câble et plusieurs courants électriques. De plus, des essais expérimentaux ont été réalisés pour valider ce modèle numérique. Les résultats montrent que l'influence de diamètre du câble sur la température de contact n'est jamais négligée.

Mots-clés : Connecteur de puissance ; Diamètre du câble ; Tests expérimentaux ; Effet Joule ; Température et résistance de contact ; Analyse éléments finis

---

## Study of the Cross-section Influence of the Power cable on the Temperature of the Power Contacts

### Abstract

In the hybrid or electric vehicle, the high demand for electric power requires the use of high electric current; the power automotive connector should resist this increase of electric current in order to avoid serious damage caused by the increase in contact temperature by the Joule effect. The objective of this article is to analyze experimentally and numerically the effect of the variation in the cable diameter on the decrease in contact temperature. For this reason, a finite element model has been developed to calculate the numerical values of the contact temperature for several cable diameters and several electric currents. In addition, experimental tests have been carried out to validate this numerical model. The results show that the influence of the cable section on the contact temperature is never neglected.

Keywords: Power connector; Cable diameter; Experimental tests; Joule effect; Contact resistance; Contact temperature; Finite element analysis

---

## 1. Introduction

L'installation des composants électrique dans les voitures modernes ou électriques augmente continuellement, Cela nécessite une augmentation de la puissance électrique demandée et donc une augmentation du courant électrique de la charge. Le connecteur d'automobile conventionnel ne résiste pas à au courant électrique élevée imposé

par la charge qui se dissipera réellement en chaleur par effet Joule. Cette chaleur induit une augmentation de la température de contact et peut provoquer la fusion du des surfaces de contact du connecteur en diminuant sa durabilité. Les connecteurs conventionnels sont alors remplacés par des connecteurs de puissance, mais la minimisation de la résistance de contact et de la température de contact de ces connecteurs reste l'objectif principal des concepteurs de connecteurs. [1].



Ceci est un document en libre accès selon les termes de [Creative Commons Attribution License CC-BY](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/), ce qui permet de le partager, copier, reproduire, distribuer, communiquer, réutiliser ou de l'adapter avec l'obligation de créditer son auteur.

Comme on l'a connu depuis longtemps [2, 3], la résistance de contact et la température de contact varient inversement avec la surface de contact, mais l'idéal est d'obtenir une faible résistance de contact lorsque ce contact est soumis à un courant élevé. Plusieurs études antérieures [4-6] ont analysé numériquement la résistance de contact électrique basée sur une méthode de couplage indirect entre les champs mécanique, thermique et électrique.

A. Beloufa [6] a modélisé par éléments finis l'influence du nombre de points de contact sur la minimisation de la température de contact et de la résistance de contact.

Plusieurs travaux [7-10] ont été intéressés à étudier la température de contact des connecteurs de puissance, mais aucun d'entre eux n'avait étudié l'influence du câble sur la température de contact.

L'originalité de notre travail est donc d'analyser expérimentalement et numériquement un connecteur de puissance pour différents diamètres des câbles d'alimentation. Les résultats expérimentaux seront comparés aux résultats numériques afin de valider notre modèle numérique.

## 2. Datasheet du connecteur industriel étudié

Le connecteur industriel étudié dans ce papier (Figure 1) a été fabriqué par l'entreprise AMPHENOL (anciennement nommée FCI), le connecteur supporte un courant de 75 A à la température ambiante.

D'après le constructeur, ce connecteur développe une résistance électrique de contact inférieure à 3 m $\Omega$  et une force de contact inférieure à 15 N.



Figure 1. Connecteur de puissance analysé

## 3. Dimension et forme du connecteur analysé

Le connecteur analysé (Figure 2) est composé d'une broche plate et d'un ressort qui contient quatre lamelles. La forme de la zone de contact pour chaque lamelle est sphérique avec un rayon de 1,5 mm.

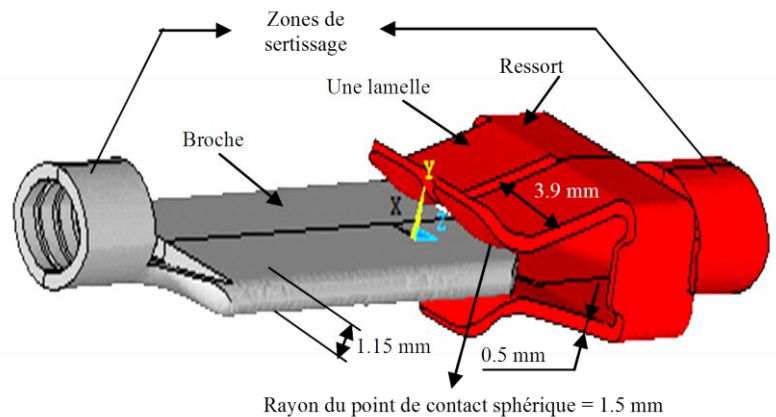


Figure 2. Dimensions du connecteur de puissance

## 4. Banc expérimental mesure de la température de contact et de la résistance au contact

La figure 3 présente le banc expérimental utilisé pour mesurer la température de contact et la résistance de contact lorsque le connecteur de puissance était traversé par un courant électrique  $I$ . Une alimentation en courant continu (réf : Xantrax XDC 6kW Model 10-600) a été utilisée pour appliquer un courant qui varie de 1 à 100 A

avec une tension de circuit ouvert de 2 V. La valeur de résistance de contact est calculée à l'aide de la tension de contact mesurée par un micro voltmètre possédant une résolution de 0,1  $\mu$ V. Tous les essais ont été effectués à la température ambiante 23 °C. La température du câble, les températures de ressort et de contact ont été mesurées avec des thermocouples (type J : Fer / Constantan) avec un temps de réponse rapide de 1 seconde et une précision de 0,1 °C. Les mesures de température ont été obtenues

à l'aide d'un voltmètre à canaux multiples. La section sans isolant du câble d'alimentation est de 35 mm<sup>2</sup>. La broche et le ressort sont fixés aux câbles par sertissage.

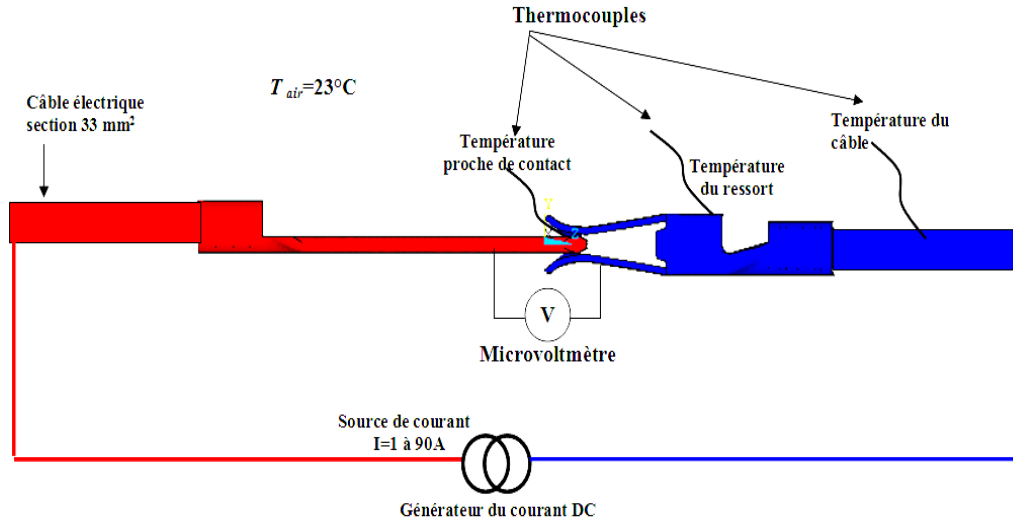


Figure 3. Banc expérimental pour mesurer la température et la résistance de contact

## 5. Propriétés des matériaux

Afin d'étudier les propriétés des matériaux, des essais de traction sont effectués sur un échantillon normalisé conçu par le matériau en question afin d'identifier sa loi de comportement mécanique. Cette loi, qui représente la variation de la force d'étirement de l'échantillon jusqu'à sa rupture en fonction de son allongement, peut être corrélée également par une loi de contrainte (force divisée par la section de l'échantillon) en fonction de la déformation (Figure 4). La loi de comportement, ou loi élastoplastique, est composée de deux parties : une partie linéaire élastique et une partie non linéaire ou plastique. Dans le stade plastique, le matériau ne revient plus à son état initial après son étirement.

La loi de comportement vise à modéliser le comportement d'un matériau lors de sa déformation par une loi empirique [11].

Le tableau 1 montre les propriétés thermiques, électriques et mécaniques des matériaux de connecteurs et des fils du câble d'alimentation à la température ambiante (23 °C). La broche et le ressort utilisés ont été fabriqués respectivement avec les alliages récents à haute teneur en cuivre C14415 et C18070 [12,13]. Ces matériaux présentent un bon compromis entre les propriétés mécaniques et thermoélectriques.

La loi de comportement mécanique pour les deux matériaux est donnée dans la figure 4. Ces lois de comportement ont été fournies par la société Wieland [13] et sont essentielles pour notre modélisation par éléments finis.

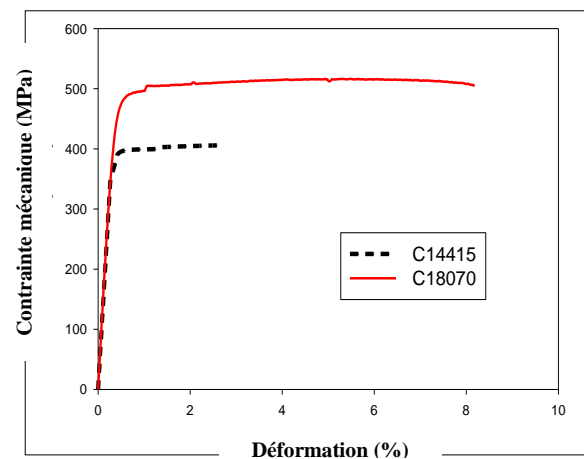


Figure 4. Lois de comportement des matériaux du connecteur

Tableau 1  
Propriétés mécaniques, thermiques et électriques des matériaux du connecteur [12-14]

	C18070 (Matériau du ressort)	C14415 (Matériau de la broche)	C10100 (Matériau des fils du câble)
Composition	CuCrSiTi	CuSn0.15	Cu99.99 %
Module de Young $E$ (MPa)	118 000	110 000	120 000
Limite d'élasticité $Re$ (MPa)	420	350	200
Résistance à la rupture $Rr$ (MPa)	460-540	400-490	240-300
Coefficient du Poisson $\nu$	0,33	0,33	0,33
Dureté de Vickers (HV)	140-170	120-140	65-95
Résistivité électrique $R$ ( $\Omega \cdot mm$ )	$2,16 \cdot 10^{-5}$	$1,91 \cdot 10^{-5}$	$1,68 \cdot 10^{-5}$
Conductivité Thermique $k$ (W/mK)	310,6	350,6	401
Capacité thermique $C_p$ (J/kgK)	385	385	385
Coefficient de la dilatation thermique $\alpha$ (1/K)	$1,8 \cdot 10^{-5}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	$1,77 \cdot 10^{-5}$
Masse volumique $d$ (kg/m <sup>3</sup> )	8 880	8 930	8 940

La figure 5 présente l'évolution de la résistivité électrique et la conductivité thermique en fonction de la température. Nous remarquons que la résistivité augmente linéairement avec l'augmentation de la

température et la conductivité thermique diminue linéairement avec l'augmentation de la température. L'alliage C14415 est plus conducteur (au point de vue électrique et thermique) que l'alliage C18070.

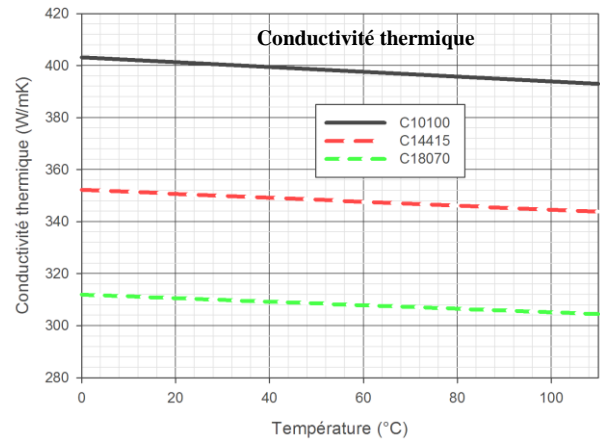
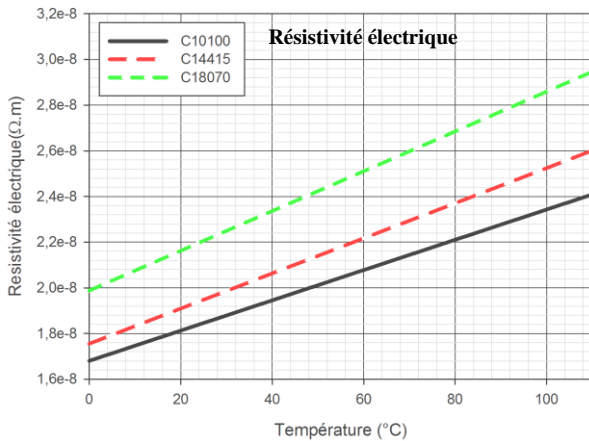


Figure 5. Evolution de la résistivité électrique et de la conductivité thermique en fonction de la température

La résistivité électrique  $\rho$  en ( $\Omega \cdot m$ ) des matériaux du connecteur et du câble augmente linéairement avec la température selon les équations suivantes [13, 14] :

$$\rho_{C18070}(T) = 2.1622 \cdot 10^{-8} + 8.72 \cdot 10^{-11}(T - 20) \quad (1)$$

$$\rho_{C14415}(T) = 1.9089 \cdot 10^{-8} + 7.7 \cdot 10^{-11}(T - 20) \quad (2)$$

$$\rho_{C10100}(T) = 1.8126 \cdot 10^{-8} + 6.63 \cdot 10^{-11}(T - 20) \quad (3)$$

La conductivité thermique  $k$  en (W/mK) des matériaux du connecteur et du câble décroît linéairement avec la température selon les équations suivantes [13,

14] :

$$k_{C18070}(T) = -0.068T + 311.96 \quad (4)$$

$$k_{C14415}(T) = -0.0768T + 352.25 \quad (5)$$

$$k_{C10100}(T) = -0.088T + 403 \quad (6)$$

Quand un contact est soumis à un fort courant, la température de contact augmente par effet Joule et par conséquence la résistivité augmente (Figure 5). La résistance électrique de contact augmente également car elle est proportionnelle à cette résistivité (Equation 11).

Les équations précédentes sont introduites au code éléments finis afin de tenir en compte dans nos calculs

de la variation de ses propriétés thermoélectriques en fonction de la température.

## 6. Modélisation éléments finis

Un modèle éléments finis a été développé à l'aide du code Ansys [15], il est basé sur le couplage indirect entre les champs mécanique et thermoélectrique afin de calculer la température de contact et la résistance de contact [6]. Les précédentes lois du comportement élastoplastique des matériaux du connecteur ont été approchées par une courbe contrainte-déformation multilinéaire. Les résultats expérimentaux seront comparés aux résultats numériques afin de valider notre modèle numérique développé.

### 6.1. Maillage éléments finis

En raison de la symétrie du chargement et de la géométrie, seule la moitié du connecteur est maillée afin de réduire les efforts de modélisation, le coût de calcul et le temps CPU de calcul. Afin d'étudier l'insertion mécanique de la broche dans le ressort, le modèle géométrique précédent est maillé avec des éléments solides tétraédriques de type structure (Solid187-3D-10 nœuds) qui possèdent les degrés de liberté suivants : déplacements  $U_x$ ,  $U_y$  et  $U_z$  suivant les trois axes X, Y et Z respectivement (Figure 6). L'épaisseur du ressort a été maillée avec deux éléments afin d'analyser la fibre neutre après la flexion des lamelles du ressort (Figure 6), les surfaces de contact et les zones de concentration des contraintes sont également raffinées afin d'obtenir de meilleurs résultats.

Après insertion, la structure déformée est sauvegardée et les éléments mécaniques (Solid187-3D-10 nœuds) sont remplacés par des éléments solides tétraédriques thermoélectriques (Solid227-3D-10 nœuds) qui possèdent les degrés de liberté suivant : température T et tension V.

Une analyse mécanique de type statique non linéaire a été réalisée avec la prise en compte des effets de grandes déformations. Également, une analyse en régime permanent est effectuée pour le calcul thermoélectrique.

Le calcul éléments finis a été exécuté sur un ordinateur doté d'un processeur Dual Core Pentium (R) avec une vitesse de 2,6 GHz et 1 Go de RAM. Le modèle possède 45985 éléments et 74559 nœuds, en raison de ce nombre très élevé de nœuds, l'analyse thermoélectromécanique a été terminée après un temps CPU de 34 heures.

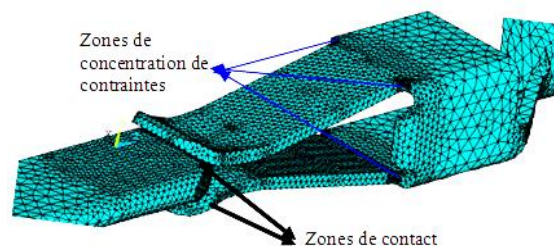


Figure 6. Maillage éléments finis du connecteur

### 6.2. Conditions aux limites

Le détail des conditions aux limites sont représentées sur la figure 7. Le calcul a été effectué en deux étapes, dans la première étape qui correspond à l'analyse mécanique, on insère avec 2 mm la broche dans le ressort. En raison de la configuration symétrique du connecteur, des conditions de symétrie sont appliquées sur les surfaces symétriques qui sont parallèles au plan YZ, le ressort est encastré selon les axes Z et Y. De plus, la broche n'a pas de liberté de déplacement selon l'axe Y.

Dans la deuxième étape qui correspond à l'analyse thermoélectrique, nous appliquons au connecteur la moitié du courant total afin de calculer la température de contact et la résistance de contact.

Au début de l'essai, la température initiale du matériau du connecteur est égale à 23 °C. Afin de tenir en compte de l'échange de la chaleur du connecteur avec l'extérieur, on applique sur les surfaces exposées à l'air du connecteur une convection d'air naturelle avec un coefficient de convection égal à 5 W/m<sup>2</sup>K [16,17] et une température de l'air égale à 23 °C. De plus, le couplage de la température (Coupling Temperature) entre les nœuds des deux surfaces de contact des câbles avec les zones de sertissage est imposé.



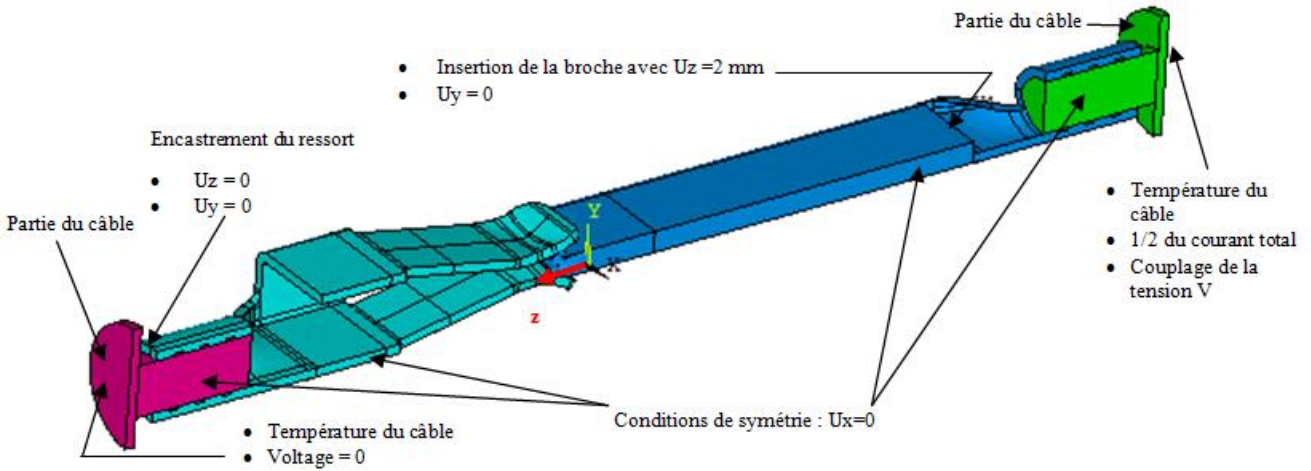


Figure 7. Conditions aux limites

### 6.2.1. Modèle éléments finis du câble

Notre modèle numérique offre la possibilité de changer le diamètre du câble d'alimentation et de déterminer ensuite la température de contact sans effectuer aucun test expérimental. Pour y arriver, nous étions obligés de développer autre modèle éléments finis qui modélise le câble électrique afin de déterminer la température du câble pour n'importe quel courant et pour n'importe quel diamètre du câble. Ce modèle numérique qui calcul la température du câble a été validé grâce aux résultats expérimentaux de la mesure de la température du câble. La valeur numérique de la température du câble obtenue sur ce modèle du câble sera alors imposée au modèle numérique du connecteur (Figure 7). Comme il n'y a aucun intérêt à modéliser tout le câble d'alimentation, seule la partie qui est en contact avec les zones de sertissage a été modélisée (Figure 7).

### 6.3. Conditions de contact

2004 éléments ont été utilisés pour mailler les zones de contact. L'analyse numérique du contact nécessite certains paramètres comme le coefficient de frottement  $f_r$ , la conductance thermique de contact  $T_{cc}$  et la conductance électrique de contact  $E_{cc}$ . Le coefficient de frottement  $f_r$  entre les surfaces en contact est égal à 0,2 [3].

$T_{cc}$  est la conductance thermique de contact en  $W/m^2K$  et peut être considérée comme l'inverse de la résistance thermique de contact  $R_{th}^C$  multipliée par la surface de contact  $A_C$ , et peut être calculée par la formule suivante :

$$T_{cc} = 1 / (R_{th}^C A_C) \quad (7)$$

$E_{cc}$  est la conductance électrique de contact en  $\Omega^{-1}.m^{-2}$ , considérée comme l'inverse de la résistance de contact  $R_C$  multipliée par la surface de contact  $A_C$  [15, 18], et peut être calculée par la formule suivante :

$$E_{cc} = 1 / (R_C A_C) \quad (8)$$

Comme nous l'avons vu dans les équations précédentes,  $T_{cc}$  et  $E_{cc}$  dépendent de la zone de contact réelle  $A_C$ . Il n'est donc pas facile de déterminer leurs valeurs exactes car la zone de contact réelle ne peut pas être déterminée expérimentalement.

Dans l'analyse numérique, les interfaces de contact entre la broche et ressort sont considérées comme parfaites, contrairement à la zone de contact réelle qui contient des aspérités de rugosité et quelques aspérités isolantes ou oxydées. Par conséquent, les valeurs de la conductance thermique de contact  $T_{cc}$  et de la conductance électrique de contact  $E_{cc}$  sont prises très élevées ( $T_{cc} = 10^{10} W/m^2K$ ,  $E_{cc} = 10^{10} \Omega^{-1}.m^{-2}$ ). [6] a montré dans son papier que les valeurs élevées de  $T_{cc}$  et  $E_{cc}$  sont nécessaires pour avoir une continuité de température dans l'interface de contact. Autrement dit, la température au niveau de la surface de contact du ressort  $T_c$  sera égale à la température au niveau de la surface cible de la broche  $T_t$ .

La relation entre  $T_{cc}$  et la température de contact  $T_c$  est donnée par :

$$Q^c = T_{cc}(T_c - T_t) \quad (9)$$

$Q^c$  est le flux de chaleur échangé entre les surfaces de contact.

$T_c$  est la température à la surface de contact.

$T_t$  est la température à la surface cible (ou target surface).

Cependant, il existe une relation qui relie  $T_{cc}$  à  $E_{cc}$  et qui est donnée par l'équation suivante :

$$T_{cc} = (k \cdot \rho) \cdot E_{cc} \quad (10)$$

$k$  est la conductivité thermique et  $\rho$  est la résistivité électrique.

En outre, les conditions de contact entre les câbles et les zones de sertissage sont prises en compte. Dans la simulation numérique, les deux parties du câble d'alimentation ont été modélisées comme un cylindre complet (Figure 7), alors qu'en réalité le noyau conducteur du câble est composé de plusieurs fils électriques. Par conséquent, la zone de contact réelle entre ces fils et la zone de sertissage est différente de la zone de contact numérique.

Pour cette raison,  $E_{cc}$  n'est modifié que pour la première analyse jusqu'à l'obtention d'une bonne corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux de la température de contact. Une fois la valeur adéquate de  $E_{cc}$  est obtenue, elle reste interchangeable pour toutes les prochaines analyses quelle que soit la valeur du courant appliqué ou la valeur du diamètre du câble choisie.

Il est intéressant de noter que  $E_{cc}$  et  $T_{cc}$  sont essentielles et sont nécessaires pour obtenir les meilleures valeurs de la résistance de contact et de la température de contact.

## 7. Résultats et discussion

La température de contact et la résistance de contact électrique sont mesurées une fois l'équilibre thermique sera établi pour différents courants (45, 60, 75 et 90A) qui traversent le connecteur de puissance. La section du câble d'alimentation est de 35 mm<sup>2</sup>.

Figure 8 montre la répartition de la température à l'équilibre dans tout le connecteur pour un courant appliqué de 90 A. Nous remarquons sur cette figure que la température la plus élevée est localisée dans les points de contact entre les lamelles élastiques et la broche, cette température est égale à 105,29 °C.

Les résultats expérimentaux et numériques de la température du câble et de la température de contact pour les différents courants appliqués (45, 60, 75 et 90A) sont présentés dans le tableau 2. A cause de l'effet de Joule, on remarque que la température augmente avec l'augmentation du courant électrique.

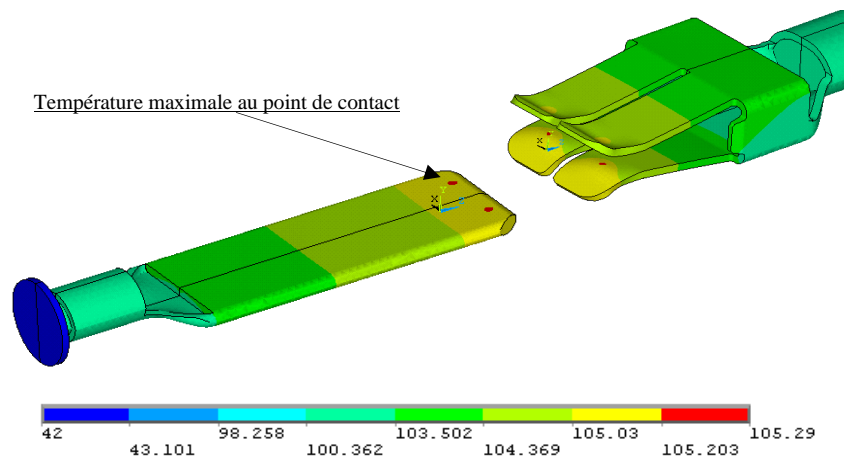


Figure 8. Distribution de la température pour un courant de 90A

Tableau 2  
Propriétés mécaniques, thermiques et électriques des matériaux du connecteur (section du câble = 35 mm<sup>2</sup>)

Courant (Ampère)	Température du câble (*C)			Température du contact (*C)		
	Résultats Expérimentaux	Résultats Numériques	Erreur (%)	Résultats Expérimentaux	Résultats Numériques	Erreur (%)
45 A	29,30	28	4,44	45,66	43,31	5,15
60 A	33,65	32	4,90	61,77	60,22	2,51
75 A	36,69	36	1,88	81,64	80,51	1,38
90 A	42,51	42	1,20	105,21	105,29	0,08

Puisque les valeurs numériques de la température du câble et de la température de contact sont en bon accord avec les valeurs mesurées expérimentalement. Nous allons ensuite utiliser ce modèle numérique pour prédire la température de contact pour différents courants et pour différents diamètres du câble d'alimentation sans effectuer aucun essai expérimental.

Holm [3] a démontré que la résistance au contact électrique varie proportionnellement avec la résistivité du matériau et inversement avec la surface de contact.

La figure 9 montre un spot de contact de forme sphère/plan, la forme circulaire de l'aire de contact est obtenue après la déformation de la surface de contact du spot sphérique contre la partie plane.

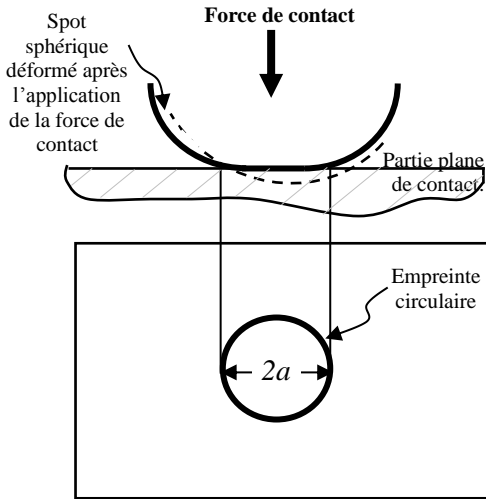


Figure 9. Aire de contact entre une sphère et un plan sous l'action d'une force de contact

Selon Holm, pour un contact de type sphère/plan traversé par un courant électrique, la résistance de contact théorique  $R_c$  peut être calculée par la formule :

$$R_c = \frac{\rho}{2a} \tag{11}$$

$\rho$  est la résistivité électrique des matériaux du contact et  $a$  représenté le rayon de l'aire de contact.

La résistance de contact est mesurée par la méthode DC de quatre fils [19]. Deux fils sont utilisés pour passer le courant  $I$  entre les bornes de contact, tandis que les deux fils qui restent sont reliés à un microvoltmètre pour mesurer la différence de potentielle  $\Delta V_c$  entre les bornes de contact. La résistance de contact est déduite par la formule suivante :

$$R_c = \frac{\Delta V_c}{I} \tag{12}$$

La figure 10 montre la variation de la résistance de contact en fonction du courant électrique. Selon la loi de Holm, la résistance de contact varie proportionnellement avec la résistivité du matériau. Cependant, cette résistivité augmente avec l'augmentation de la température (Figure 5) et grâce à l'effet de la chaleur de Joule, la température augmente également avec l'augmentation du courant électrique. Par conséquent, la résistance de contact augmente avec l'augmentation du courant électrique (Figure 10 et Tableau 3).



Tableau 3  
Calcul du rayon de l'aire de contact  $a$  pour différents courant

Courant (Ampère)	Résultats Expérimentaux de la température de contact $T_c$ (°C)	Résistivité électrique Matériau C18070 $\rho_{C18070}$ (T) $\times 10^{-5}$ ( $\Omega$ .mm)	Résistivité électrique Matériau C14415 $\rho_{C14415}$ (T) $\times 10^{-5}$ ( $\Omega$ .mm)	Résistivité électrique moyenne $\rho_{Moy}$ (T) $\times 10^{-5}$ ( $\Omega$ .mm)	Pourcentage d' augmentation de $\rho_{Moy}$ par rapport à la valeur obtenue à 45 A	Résultats Expérimentaux de la résistance de contact $R_C^{Expér}$ ( $\Omega$ ) $\times 10^{-4}$	Pourcentage d' augmentation de $R_C^{Expér}$ par rapport à la valeur obtenue à 45 A	Calcul théorique du rayon de contact $a$ (mm)	Pourcentage d' augmentation du rayon $a$ par rapport à la valeur obtenue à 45 A
45 A	45.66	2,38	2,10	2,24	0 %	1,070	0 %	0,1047	0 %
60 A	61.77	2,52	2,23	2,37	5,80 %	1,085	1,40 %	0,1092	4,30 %
75 A	81.64	2,64	2,33	2,48	10,71 %	1,122	4,86 %	0,1105	5,54 %
90 A	105.21	2,90	2,56	2,73	<b>21,87 %</b>	1,202	<b>12,33 %</b>	0,1136	<b>8,50 %</b>

Dans la figure 10, on remarque que les valeurs numériques de la résistance de contact sont inférieures aux valeurs mesurées expérimentalement. En effet, la zone de contact réelle contient des aspérités de rugosité, tandis que la zone de contact numérique est considérée parfaite. Nous savons aussi que théoriquement la résistance de contact varie inversement avec l'aire de contact. Par conséquent, l'aire numérique de contact sera forcément supérieure à la surface de contact réelle et donc on aura une résistance de contact calculée numériquement inférieure à la résistance de contact mesurée expérimentalement. Les erreurs entre les valeurs numériques et expérimentales de la résistance de contact (Figure 10) sont assez modérées (Tableau 2).

Il semble évident que la température de contact est très élevée et pourrait affecter la durée de vie du connecteur. Beloufa *et al.* [20] ont exploré la piste de l'augmentation de l'aire de contact de ce même connecteur afin de réduire la température de contact et la résistance de contact. Les résultats obtenus par ces derniers ont été très prometteurs vu que la température de contact a été réduite d'environ 16 % par rapport à la température obtenue avec le connecteur ordinaire. Pour réduire davantage cette température de contact, nous étudierons dans la suite l'influence du diamètre du câble d'alimentation sur la variation de la température de contact.

Le modèle numérique offre la possibilité de changer le diamètre du câble d'alimentation et de déterminer ensuite la température de contact sans effectuer aucun test expérimental. Il nous permet également à

sélectionner le meilleur diamètre du câble qui nous permet d'avoir une température de contact la plus basse possible.

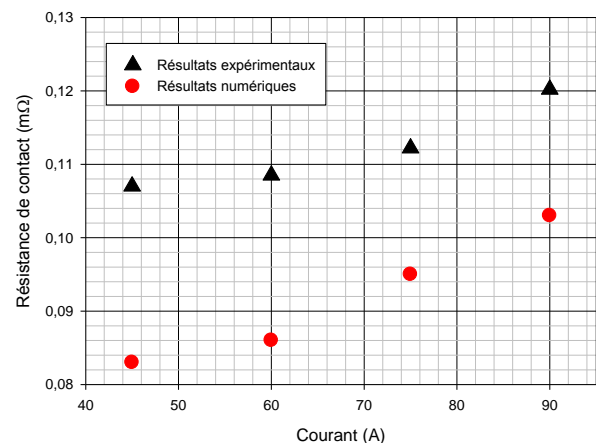


Figure 10. Variation de la résistance de contact en fonction du courant électrique

Afin d'analyser plus profondément l'augmentation de la résistance de contact en fonction du courant électrique, nous avons opté pour l'hypothèse que notre résistance de contact mesurée expérimentalement soit régie par la loi d'Holm vue précédemment selon l'équation 11. Puisque les deux parties de notre contact sont conçues avec des matériaux différents, l'équation 11 devient :

$$R_C = R_C^{Expér} = \frac{\rho_{Moy}(T)}{2a} = \left[ \frac{\rho_{C18070}(T) + \rho_{C14415}(T)}{2} \right] \frac{1}{2a} \quad (13)$$

De l'équation précédente, nous pouvons déduire le rayon du contact global  $a$  :

$$a = \frac{\rho_{Moy}(T)}{2R_C^{Expér}} \quad (14)$$

Nous remarquons que la résistivité électrique moyenne des deux matériaux constituant le connecteur augmente très rapidement avec l'augmentation du courant électrique  $I$  et donc la température de contact  $T_c$ . Son taux d'augmentation est passé de 0 % à 21,87 % sous l'application d'un courant de 90 A (Tableau 3). Par contre, le rayon de contact ( $a$ ) augmente très lentement par dilatation avec l'augmentation du courant électrique  $I$  et donc la température de contact  $T_c$ . Le taux d'augmentation du rayon  $a$  est passé de 0 % à 8,5 % sous l'application d'un courant de 90 A (Tableau 3).

Sans doute, la résistance de contact qui varie proportionnellement avec la résistivité électrique et

inversement à l'aire de contact a dû augmenter à 90 A avec un taux de 12,33 %. Nous pouvons conclure que le paramètre prépondérant qui a conduit à cette augmentation de  $R_c$  en fonction du courant  $I$  est la résistivité électrique.

La figure 11 montre l'évolution de la température de contact, la température du câble et la résistance de contact en fonction de la section du câble. Pour toutes les sections du câble étudiées, le courant appliqué est égal à 90 A. Nous remarquons dans la figure 11 que la température de contact, la température du câble et la résistance de contact diminuent avec l'augmentation de la section du câble d'alimentation. Cette dernière conclusion est mieux expliquée dans ce qui suit par les équations mathématiques qui régissent le transfert thermique au sein de notre système : câble- connecteur [21-22].

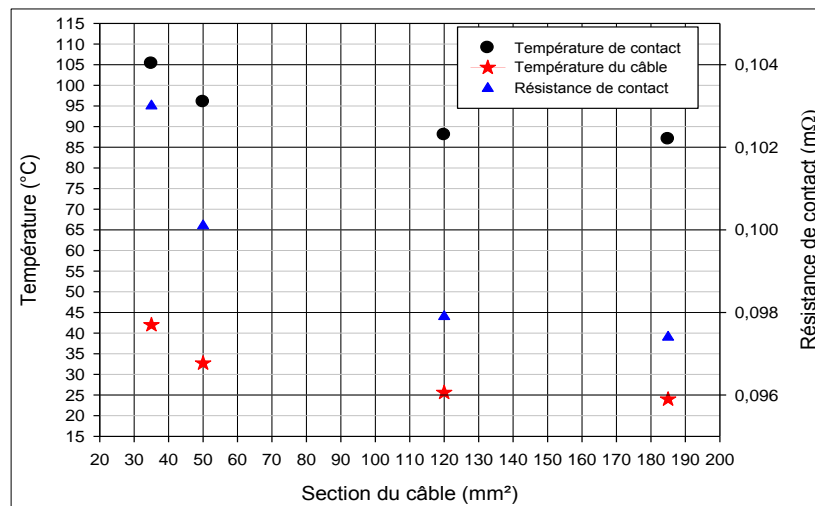


Figure 11. Effet de la section du câble sur la résistance de contact et la température de contact ( $I = 90$  A)

L'analyse du transfert de chaleur est gouvernée par la loi de conservation de l'énergie qui peut être écrite sous la forme suivante :

$$E_{in} + E_g = E_{stocké} + E_{out} \quad (15)$$

Sachant que la puissance  $P$  est égale :  $P = dE/dt$ , l'équation (15) peut s'écrire aussi sous la forme :

$$(P_{in} + P_g) dt = (P_{stockée} + P_{out}) dt \quad (16)$$

$P_{in}$  est la puissance entrant dans le système (exemple : puissance de l'énergie solaire) ;  $P_g$  la puissance générée

par l'effet de Joule, elle est égale pour un volume de longueur  $L$  et de section  $S$  à :

$$P_g = R(T) \cdot I^2 = (\rho(T)L/S) \cdot I^2 \quad (17)$$

$P_{stockée}$  est la puissance stockée par le système et  $P_{out}$  la puissance dissipée par conduction, par convection et par rayonnement.

Sachant que  $P_{in}$  est nulle dans notre cas, l'équation précédente (16) devient :

$$P_g - P_{out} = P_{stockée} \quad (18)$$

En remplaçant les termes de l'équation précédente par leurs expressions physiques, la forme générale de l'équation différentielle de la chaleur dans sa forme conservative s'écrit alors [23-24] :

$$R(T)I^2 - \left[ \underbrace{V \cdot \text{div}(\vec{q})}_{\substack{\text{Flux dissipé} \\ \text{par conduction}}} + \underbrace{hA_p(T_p - T_a)}_{\substack{\text{Flux dissipé} \\ \text{par convection}}} + \underbrace{\varepsilon\sigma A_p(T_p^4 - T_a^4)}_{\substack{\text{Flux dissipé} \\ \text{par rayonnement}}} \right] = dC_p V \frac{\partial T}{\partial t} \quad (19)$$

Le vecteur de la densité de flux  $\vec{q}$ , en W/m<sup>2</sup>, s'écrit en générale :

$$\vec{q} = q_x \vec{i} + q_y \vec{j} + q_z \vec{k} = -k(T) \vec{\text{grad}}(T) \quad (20)$$

En coordonnées cartésiennes, le vecteur de la densité de flux  $\vec{q}$  est donné par :

$$\vec{q} = -k(T) \left( \frac{\partial T}{\partial x} \vec{i} + \frac{\partial T}{\partial y} \vec{j} + \frac{\partial T}{\partial z} \vec{k} \right) \quad (21)$$

La divergence de la densité de flux  $\vec{q}$  est égale en coordonnées cartésiennes (x, y, z) :

$$\text{div}(\vec{q}) = \left( \frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z} \right) = -k(T) \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = -k(T) \cdot \Delta T \quad (22)$$

La divergence de la densité de flux  $\vec{q}$  est égale en coordonnées cylindriques (r, θ, z) :

$$\text{div}(\vec{q}) = -k(T) \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (23)$$

Nous allons réécrire l'équation de la chaleur qui régit notre câble en faisant quelques hypothèses [25-26] :

- Toutes les dérivées partielles de la température s'annulent par rapport à θ et z. En effet, le transfert de chaleur axial et les conditions aux limites axiales sont négligées car la longueur du câble est très grande par rapport à son rayon R<sub>0</sub>, la température sera alors constante le long de tout le câble. Également, le transfert de chaleur angulaire est négligé car le câble électrique possède la forme d'un cylindre axisymétrique.
- L'effet du rayonnement du cuivre est négligé.
- Le régime est stationnaire (permanent non transitoire), le flux ou la puissance stockée P<sub>stockée</sub> est nulle. La solution de l'équation de la chaleur nous

permet de déterminer dans ce cas la température d'équilibre, celle-ci elle ne dépend pas du temps t.

L'équation de chaleur est réduite à la forme unidimensionnelle et le problème de conduction sera traité que radialement, la température ne dépend que de r. L'équation simplifiée de la chaleur s'écrit alors :

$$R(T) \cdot I^2 + V \cdot k(T) \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) - hA_p(T_p - T_a) = 0 \quad (24)$$

avec  $\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right)$

Rappelons que la température du câble T<sub>câble</sub> diminue avec l'augmentation de la section du câble S<sub>câble</sub> ou son rayon R<sub>0</sub> (Figure 11). La température du câble T<sub>câble</sub> augmente aussi avec l'augmentation du courant électrique (Tableau 2). Ceci sera démontré théoriquement dans ce qui suit à travers les équations du flux de chaleur traversant et cédant le câble.

La figure 12 ci-dessous présente la section transversale du câble de rayon R<sub>0</sub>, la température au cœur du câble est T<sub>0</sub>, la température de la paroi extérieure non isolée du câble est T<sub>p</sub>, cette paroi latérale de forme cylindrique est exposée à l'air ambiant qui possède une température T<sub>a</sub> et un coefficient de convection h.

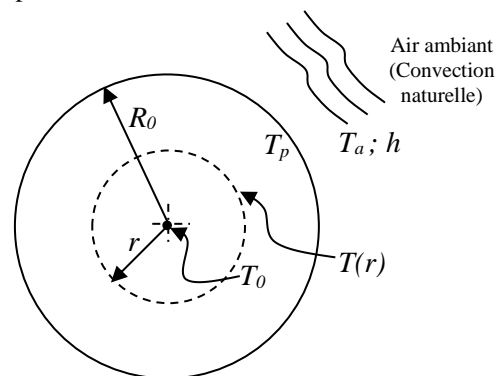


Figure 12. Section du câble sans isolant

Lors du test expérimental, la température du câble a été prise sur la partie du câble non isolée et qui était sertie avec l'extrémité de la broche ou du ressort du connecteur. Pour cette raison, nous considérons dans le calcul théorique de la température du câble que celui-ci est sans isolant (Figure 12).

La solution de l'équation 24, en tenant en compte seulement de la conduction thermique, nous permet de

déterminer la température  $T(r)$  en fonction de la variable  $r$ ,  $T(r)$  s'écrit alors :

$$T(r) = -\frac{P_g}{4Vk(T)}r^2 + T_0 = -\frac{R(T) \cdot I^2}{4Vk(T)}r^2 + T_0 \quad (25)$$

Si  $r=R_0$  alors l'équation 25 devient :

$$T(R_0) = T_p = -\frac{P_g}{4Vk(T)}R_0^2 + T_0 \quad (26)$$

$V$  est le volume du câble, il est égal à  $\pi R_0^2 L$ .

Afin de déterminer la résistance thermique en conduction, nous écrivons l'équation 26 sous la forme :

$$\Delta T = (T_0 - T_p) = R_{th}^{Conduc} \cdot P_g = R_{th}^{Conduc} \cdot (R(T) \cdot I^2) \quad (27)$$

$R_{th}^{Conduc}$  : Résistance thermique radiale du câble en conduction analogue à la résistance électrique, elle est déduite à partir de l'équation 26, elle est égale pour un câble de longueur  $L$  :

$$R_{th}^{Conduc} = \frac{1}{4\pi L k_{eff}} \quad (28)$$

Comme la conductivité thermique  $k$  du matériau du câble (cuivre) dépend de la température, celle-ci sera remplacée par la conductivité thermique efficace  $k_{eff}$ , nous la déduisons alors par l'intégration de l'équation de la chaleur, elle est égale :

$$k_{eff} = \frac{\int_{T_p}^{T_0} k(T) dT}{(T_0 - T_p)} \quad (29)$$

La solution de l'équation 24 en tenant seulement en compte de la convection thermique nous permet de déterminer la différence entre la température de la paroi  $T_p$  et la température de l'air  $T_a$  :

$$P_g = R(T) \cdot I^2 = h A_p (T_p - T_a) \quad (30)$$

Notons que, le flux de chaleur généré par effet Joule  $P_g$  est le flux transmis par conduction et il est le même flux dissipé par convection. Afin de déterminer la résistance thermique en convection, nous écrivons l'équation précédente 30 sous la forme :

$$(T_p - T_a) = R_{th}^{Convec} \cdot P_g = R_{th}^{Convec} \cdot (R(T) \cdot I^2) \quad (31)$$

$R_{th}^{Convec}$  : Résistance thermique du câble en convection analogue à la résistance électrique, déduite à partir de l'équation (30), et est égale pour un câble de longueur  $L$ , de rayon  $R_0$  et d'une surface latérale  $A_p$  à :

$$R_{th}^{Convec} = \frac{1}{h A_p} = \frac{1}{2\pi R_0 L h} \quad (32)$$

En générale, le coefficient de convection naturelle  $h$  dépend de la forme et des dimensions de la surface latérale du câble exposée à l'air et également de l'épaisseur de la couche limite et de la conductivité thermique de l'air [27]. Cependant, il existe une autre relation qui permet de déterminer coefficient de convection  $h$  (Equation 33) qui, dans cette équation, dépend des dimensions et de la température du câble [27,28] :

$$h = C \cdot \left[ \frac{(T_p - T_a)}{2R_0} \right]^{1/4} \quad (33)$$

$C$  : une constance qui dépend de la position horizontale ou verticale du câble. L'inconvénient de cette relation c'est qu'elle nécessite la connaissance de la température de la paroi du câble  $T_p$ .

Les conditions d'application de l'équation (33) sont : une température d'air comprise entre 10 et 40 °C et une température de la surface latérale du câble comprise entre 50 et 100 °C [26, 29].

Le flux généré par effet Joule utilisée dans les équations (27) et (31) est donné par :

$$P_g = R(T) \cdot I^2 = \frac{\rho_{eff} L}{S_{cable}} \cdot I^2 = \frac{\rho_{eff} L}{\pi R_0^2} \cdot I^2 \quad (34)$$

Comme la résistivité électrique  $\rho$  du matériau du câble (cuivre) dépend de la température, celle-ci sera remplacée par la résistivité électrique efficace  $\rho_{eff}$ , elle est égale :

$$\rho_{eff} = \frac{\int_{T_p}^{T_0} \rho(T) dT}{(T_0 - T_p)} \quad (35)$$

La température de la paroi extérieure du câble est calculée par l'équation 31 :

$$T_p = T_{cable} = \left[ \left( \frac{1}{2\pi R_0 L h} \right) \cdot \left( \frac{\rho_{eff} L}{\pi R_0^2} \right) \cdot I^2 \right] + T_a \quad (36)$$

De l'équation 36, nous pouvons conclure que la température du câble diminue avec l'augmentation de  $h$  ou de la section transversale du câble (Figure 11), le câble dans ce cas cède plus de chaleur.  $T_{cable}$  est proportionnelle avec  $I$ , l'influence du courant électrique  $I$  sur la température du câble est plus dominante que les autres paramètres car ce terme il est au carré (Tableau 2).

Le meilleur diamètre du câble d'alimentation qui permet d'obtenir la plus faible température de contact est

le câble qui possède une section égale à 185 mm<sup>2</sup> et donc un diamètre de 15,35 mm. La température de contact obtenue avec ce câble est de 87 °C, l'utilisation d'un câble de section supérieure à 185 mm<sup>2</sup> conduit à l'obtention de la même température du câble  $T_{câble}=24\text{ °C}$  et donc à la même température de contact  $T_c=87\text{ °C}$  (Figure 11). En effet, augmenter trop la section transversale du câble (plus que 185 mm<sup>2</sup>) ne fait que diminuer le premier terme de l'équation 36 et donc faire

approcher la température du câble à la température de l'air ambiant  $T_a=23\text{ °C}$ .

Également, augmenter trop la section du câble conduira à l'élévation de son coût et de son poids, un poids élevé provoquera des contraintes et des déformations mécaniques trop dangereuses au connecteur.

La figure 13 montre le circuit thermique et électrique utilisé du système câble-connecteur utilisé pour calculer théoriquement la température de contact [30,31].

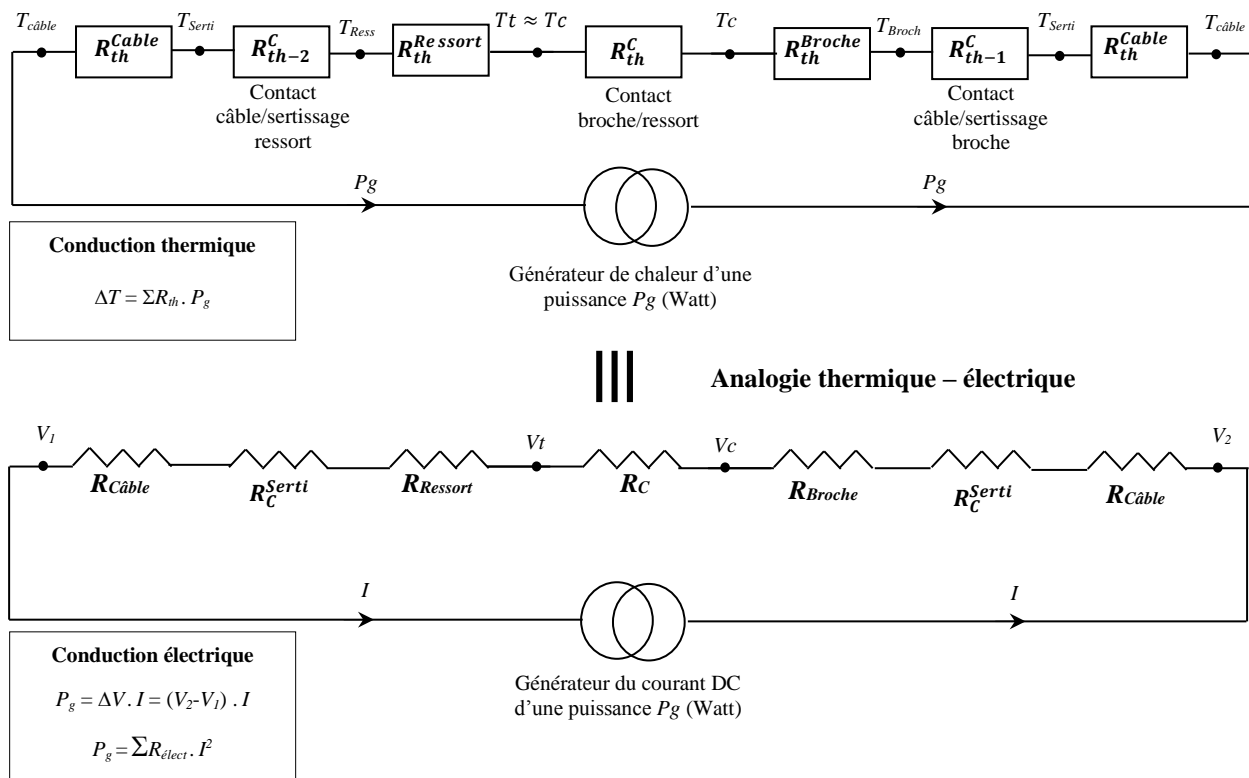


Figure 13. Analogie thermique – électrique du système câble - connecteur

Considérons que le câble, le ressort ou la broche représentent un volume  $V$  de longueur  $L^V$  et de section transversale  $S^V$ , alors les résistances thermiques axiales de ce volume sont calculées par l'équation suivante :

$$R_{th}^V = \frac{L^V}{k(T) \cdot S^V} \tag{37}$$

Les résistances thermiques des contacts sont calculées par l'équation suivante [22-23] :

$$R_{th}^C = \frac{e}{k_{Moy}(T) \cdot A_C} = \frac{1}{T_{cc} \cdot A_C} \tag{38}$$

$e$  est l'épaisseur de la couche de contact,  $A_C$  est l'aire de contact,  $T_{cc}$  est la conductance thermique de contact (Equation 7).

$k_{Moy}(T)$  est la conductivité thermique moyenne des deux matériaux en contact, elle est égale :

$$k_{Moy}(T) = \frac{k_{Matériau-Partie-Contact}(T) + k_{Matériau-Partie-Cible}(T)}{2} \tag{39}$$

La somme des résistances thermiques de tous les volumes et les résistances thermiques de tous les contacts nous permet de calculer la résistance thermique globale qui est donnée par la relation suivante :

$$\sum R_{th} = \sum R_{th}^V + \sum R_{th}^C \quad (40)$$

La résistance électrique du volume  $V$  qui est soit dans notre cas un câble, un ressort ou une broche est égale à :

$$R_{électr}^V = \frac{\rho(T) \cdot L^V}{S^V} \quad (41)$$

Les résistances électriques des contacts sont calculées par l'équation suivante :

$$R_{électr}^C = \frac{e}{\gamma_{Moy}(T) \cdot A_C} = \frac{\rho_{Moy}(T) \cdot e}{A_C} = \frac{1}{Ecc \cdot A_C} = \frac{\rho_{Moy}(T)}{2a} \quad (42)$$

$e$  est l'épaisseur de la couche de contact,  $A_C$  est l'aire de contact,  $Ecc$  est la conductance électrique de contact (Equation 8),  $a$  est le rayon de l'aire de contact.

$\gamma_{Moy}(T)$  est la conductivité électrique moyenne des deux matériaux en contact, elle est égale à l'inverse de la résistivité électrique moyenne  $\rho_{Moy}(T)$ . Cette dernière est égale :

$$\rho_{Moy}(T) = \frac{\rho_{Matériau-Partie-Contact}(T) + \rho_{Matériau-Partie-Cible}(T)}{2} \quad (43)$$

La résistance électrique globale est donnée par la relation suivante :

$$\sum R_{électr} = \sum R_{électr}^V + \sum R_{électr}^C \quad (44)$$

A partir des équations 40 et 44, nous déduisons la température de contact par l'équation ordinaire du flux de chaleur  $P_g$ . La différence entre la température de contact et la température du câble pour l'une des deux parties de contact est donnée par :

$$\Delta T = (T_c - T_{cable}) = \sum R_{th} \cdot P_g = \sum R_{th} \cdot \sum R_{électr} \cdot I^2 \quad (45)$$

Pour les deux parties de contact (broche et ressort avec leurs câbles), l'équation 45 devient :

$$(T_c - T_{cable}) = \left[ \frac{(\sum R_{th} \cdot \sum R_{électr}) + (\sum R_{th} \cdot \sum R_{électr})}{2} \right] \cdot I^2 \quad (46)$$

avec :

$$Partie\ Broche = \sum R_{th} \cdot \sum R_{électr}$$

$$Partie\ Ressort = \sum R_{th} \cdot \sum R_{électr}$$

Donc la température du câble  $T_c$  est égale :

$$T_c = \left[ \frac{(\sum R_{th} \cdot \sum R_{électr}) + (\sum R_{th} \cdot \sum R_{électr})}{2} \right] \cdot I^2 + T_{cable} \quad (47)$$

Revenant à la figure 11, nous constatons une différence de 18 °C entre la température de contact et la température du câble pour n'importe quelle section du câble. En effet, pour un courant constant comme le nôtre  $I=90$  A, le second membre de l'équation 46 reste quasiment constant pour n'importe quelle section du câble.

A partir de l'équation 47, nous pouvons conclure que température de contact  $T_c$  varie proportionnellement avec les résistances électriques et thermiques des différents contacts et composants du connecteur et aussi varie proportionnellement avec le courant électrique et la température du câble. (Tableau 2 et Figure 11).

En effet, comme nous avons constaté précédemment, la température de contact pour un câble d'une section de 35 mm<sup>2</sup> est égale à 105,29 °C, cette étude permet de réduire cette température de contact par 17,4 % quand on utilise un câble avec une section de 185 mm<sup>2</sup>. Ces résultats sont très intéressants pour les concepteurs de connecteurs.

## 8. Conclusion

Le connecteur de puissance fabriqué avec des alliages récents à haute teneur en cuivre a été monté sur un banc expérimental afin de mesurer sa résistance de contact et sa température de contact pour différents courants électriques (45, 60, 75 et 90 A). Les tests expérimentaux n'offrent pas la possibilité de mesurer la température de contact à l'intérieur des interfaces de contact ou même mesurer l'aire de contact réelle. En effet, la température de contact est mesurée près des surfaces de contact. En outre, le coût de l'appareil de test utilisé pour mesurer la résistance de contact est très coûteux.

Pour toutes ces raisons, un modèle éléments finis a été développé en se basant sur la méthode de couplage indirect entre les champs mécanique, thermique et électrique afin de calculer la résistance de contact et la température de contact pour différents courants et pour différentes sections du câble.

La modélisation numérique offre la possibilité de calculer la température dans tous les points de la zone de contact. Il est intéressant de noter que les interfaces numériques de contact sont considérées parfaites, tandis que la zone de contact réelle contient des aspérités de rugosité et des aspérités oxydées, ces dernières ne conduisent pas le courant électrique. Nous savons théoriquement que la résistance de contact  $R_c$  varie inversement avec l'aire de contact. Par conséquent, l'aire



numérique de contact sera forcément supérieure à la surface de contact réelle. Ceci a été confirmé par nos résultats. En effet, nous avons trouvé une résistance de contact calculée numériquement inférieure à la résistance de contact mesurée expérimentalement. Également, Nous avons conclu que le paramètre prépondérant qui a conduit à l'augmentation de  $R_c$  en fonction du courant  $I$  est la résistivité électrique.

Pour un courant appliqué égal à 90 A et pour une section du câble égal à 35 mm<sup>2</sup>, la température de contact  $T_c$  mesurée ou calculée avoisine les 105 °C, cette température est peu élevée et peut affecter la durée de vie du connecteur. Les résultats montrent que lorsque on utilise un câble avec une section de 185 mm<sup>2</sup>, on obtient un gain de température de contact de l'ordre de 17,4 % ( $T_c=87$  °C).

Le raisonnement par l'appel aux équations théoriques de la conduction thermique et électrique nous ont permis de mieux comprendre notre défi de la minimisation de cette température du contact en faisant varier plusieurs paramètres comme par exemple la section du câble électrique.

A la fin, une autre solution qui peut être proposée pour réduire davantage la température de contact est d'ajouter un second ressort qui applique une force de contact supplémentaire sur la broche, il augmente donc la surface de contact et diminue la résistance de contact et la température de contact.

## Références

- [1] Beloufa A., Minimization by FEM of the transient electrical contact resistance and contact temperature of power automotive connector. In: Proceedings of the European Conference on Advances in Control, Chemical Engineering, Civil Engineering and Mechanical Engineering, Tenerife, Spain, 2010, pp. 50-58. [Version électronique]. Disponible sur URL : <http://www.wseas.us/e-library/conferences/2010/Tenerife/MECHECICON/MECHECICON-10.pdf> (Consulté le 16/04/2020)
- [2] Slade P.G., Electrical contacts: Principles and applications. CRC Press, 2014.
- [3] Holm R., Electric contacts: Theory and applications. Springer, 1967. [https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-662-06688-1\\_1](https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-662-06688-1_1)
- [4] Duan K., Zhu F., Li Y., Tang K., Liu S., Chen Y., Contact Resistance Investigation of Electrical Connector with Different Shrink Range, in: Proceedings of the 15th International IEEE Conference on Electronic Packaging Technology (ICEPT), China, 2014, pp. 1146-1149. <https://doi.org/10.1109/ICEPT.2014.6922846>
- [5] Monnier A., Froidurot B., Jarrige C., Meyer R. and Testé P., A coupled-field simulation of an electrical contact during resistance welding, in: Proceedings of the 52nd International Holm Conference on Electrical Contacts, Montreal, 2006, pp. 95-102. <https://doi.org/10.1109/ICEPT.2014.6922846>
- [6] Beloufa A., Design optimization of electrical power contact using finite element method. Journal of Heat Transfer-Transactions of ASME, 134 (1) (2012): 1–15. <https://doi.org/10.1115/1.4004713>
- [7] Schlegel, S. Grossmann, M. Lakner, T. Schoenemann, Investigations on material structural changes on electrical joints at high contact temperature, in: Proceedings of the 26th International Conference on Electrical Contacts jointly held with the 4th International Conference and Reliability of Electrical Products & Electrical Contacts (ICEC- ICREPEC), Beijing, 2012, pp 7–11. <https://doi.org/10.1049/cp.2012.0613>
- [8] Wilson C., McIntosh G. and Roland S. Timsit, Contact Spot Temperature and the Temperature of External Surfaces in an Electrical Connection, in: Proceedings of the 26th International Conference on Electrical Contacts jointly held with the 4th International Conference and Reliability of Electrical Products & Electrical Contacts (ICEC- ICREPEC), Beijing, 2012, pp 12–17. <https://doi.org/10.1049/cp.2012.0614>
- [9] Schreiber J., Behrens V., Honig T. and Finkbeiner M., Contact Resistance and Overtemperature Behavior of New and pre-Arched Power Engineering Contacts as a Function of Ambient Temperature and Contact Force, in: Proceedings of the 27th International Conference on Electrical Contacts (ICEC), Dresden, 2014, pp. 344-350. Disponible sur URL : <https://ieeexplore.ieee.org/document/6857192> (Consulté le 25/01/2020)
- [10] Gatzsche M., Lücke N., Großmann S., Kufner T., Hagen B. and Freudiger G., Electric-Thermal Performance of Contact Elements in High Power Plug-In Connections, in: Proceedings of the 60th International Holm Conference on Electrical Contacts, New Orleans, Louisiana, 2014, pp. 51-58. <https://doi.org/10.1109/HOLM.2014.7031022>
- [11] Guergah C., Belouar A. and Guenfoud M., Contribution à l'implémentation de lois de comportement sous Plaxis. Cas des matériaux visqueux, Revue Nature & Technologie. 04 (02) (2012) : 12–25. Disponible sur URL : <https://www.asjp.cerist.dz/en/article/41681> (Consulté le 14/04/2020)
- [12] Zauter R. and Kudashov D.V., Precipitation hardened high copper alloys for connector pins made of wire, in: Proceedings of the 23rd International Conference on Electrical Contacts (ICEC), Japan, 2006, pp. 257-261.
- [13] Company Wieland specialist in copper and copper alloys, website: <https://www.wieland.com/en/downloads?tags%5B%5D=k75> <https://www.wieland.com/en/downloads?tags%5B%5D=k81>
- [14] CRS, 2005, Handbook of Chemistry and Physics, CRC Press, Boca Raton, FL.
- [15] Ansys, *Release* (Ansys Inc. Canonsburg Southpointe, PA 15317, USA, 2015).
- [16] Cao E., Heat Transfer in Process Engineering. McGraw-Hill, 2010.
- [17] Bennia A., Rahal S., Loukarfi L., Khelil A. and Mebarki G., Etude numérique de la convection naturelle dans une enceinte rectangulaire verticale simulant un thermosiphon, Revue Nature et Technologie, 13 (2) (2015) : 47–53. Disponible sur URL : <https://www.asjp.cerist.dz/en/article/40075> (Consulté le 23/04/2020)
- [18] Cavaliere P., Dattoma V. and Panella F. W., Numerical Analysis of Multipoint CDW Welding Process on Stainless AISI304 Steel Bars. Comput. Mater. Sci., 46 (4) (2009): 1109–1118. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2009.05.020>
- [19] ASTM, "Standard Methods for Measuring Contact Resistance of Electrical Connections (Static Contacts)," B53g-80, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA.
- [20] Beloufa A. and Amirat M., Design and study of new power connector with parallel contact points. Proceedings of the institution of mechanical engineer's part D-Journal of Automobile Engineering, 232 (14) (2018): 2014-2021. <https://doi.org/10.1177%2F0954407018764146>
- [21] Çengel Y. A. and Ghajar A. J., heat and mass transfer: fundamentals & applications, McGraw-Hill, 2015.

- [22] Bejan A. and Kraus A. D., Heat Transfer Handbook. John Wiley & Sons, 2003.
- [23] Incropera F. P., Fundamentals of Heat and Mass Transfer, John Wiley & Sons, 2007.
- [24] Jiji L. M., Heat Conduction, Springer, 2009.
- [25] Ilgevicus A., "Analytical and numerical analysis and simulation of heat transfer in electrical conductors and fuses". Thesis, University of Bundeswehr Munich, 2004. Disponible sur URL : <http://athene-forschung.unibw.de/doc/85275/85275.pdf> (Consulté le 11/04/2020)
- [26] Grandvullemin J. *et al.*, Electro-thermal modelling and optimisation of power cables for automotive applications. In: Seminar of Automotive Power Electronics (APE), Paris, 2007, pp. 1-8.
- [27] Coneybeer R.T., Black W.Z. and Bush R.A., Steady-state and transient ampacity of bus bar. IEEE Transactions on Power Delivery. 9 (4) (1994): 1822–1829.  
<https://doi.org/10.1109/61.329515>
- [28] Crabol J., Transfert de chaleur « Applications industrielles » Tome 1 & Tome 2, Masson, 1990.
- [29] Wang X. and Xu L., The finite element model (FEM) analysis of thermal failure in connector. In: Proceeding of the 2<sup>nd</sup> ICREPEC Conference, Xiamen, 2007, pp 235–240.  
<https://doi.org/10.1631/jzus.2007.A0397>
- [30] Battaglia J. L. *et al.*, Introduction aux transferts thermiques : cours et exercices corrigés, Dunod, 2010.
- [31] Bouchoucha A., Chekroud S. and Mekroud A., Modélisation des flux de chaleur générés par frottement glissant dans un contact cuivre-acier traversé par un courant électrique, Sciences & Technologie. 0 (15) (2001) : 63-70. Disponible sur URL : <https://www.asjp.cerist.dz/en/article/63823> (Consulté le 14/04/2020)
-