

Résistance thermique d'un tube à ondes progressives

Mounir CHBIKI^{1,2*}, Najib LARAQI¹, Jean-François JARNO², Jacques HERREWYN², Tony DA-SILVA BOTHELO³, Abderrahmane BAÏRI¹

¹Université Paris Ouest, Laboratoire Thermique Interfaces Environnement, EA 4415, PST Ville d'Avray, GTE, 50 R de Sèvres, F92410 Ville d'Avray

²Thales Electron Devices, TED, 2 rue Marcel Dassault 78220 Vélizy-Villacoublay

³SUPMECA, Laboratoire des Systèmes Mécaniques et des Matériaux, EA 2336, 3 rue Fernand Hainaut, F93400 Saint-Ouen

* auteur correspondant : mounir.chbiki@gmail.com

Résumé - Les Tubes à Ondes Progressives TOP sont des tubes à vide utilisés en hyperfréquence pour amplifier l'onde. Ils se composent d'un canon, d'une ligne de transmission et d'un collecteur. La ligne de transmission comprend une hélice, de diamètre voisin du millimètre, qui est le siège d'une dissipation thermique relativement importante (quelques centaines de MW/m²) qui peut, dans certains cas, entraîner son endommagement du fait d'une élévation excessive de la température. Nous proposons dans ce travail une étude qui vise à déterminer la résistance thermique des TOP dans le but de disposer d'un outil d'évaluation des températures en fonction de la puissance mise en jeu. Une solution analytique est développée à cette fin. Des expérimentations basées sur deux méthodes différentes sont également effectuées pour valider le modèle proposé.

Nomenclature

a	diffusivité thermique, $m^2.s^{-1}$	T	température, K
c	capacité thermique spécifique, $J.kg^{-1}.K^{-1}$	Z	résistance thermique, $K.m^2.W^{-1}$
L	longueur, m	<i>Symboles grecs</i>	
q	densité de flux, $W.m^{-2}$	λ	conductivité thermique, $W.m^{-1}.K^{-1}$
R	rayon, m	ρ	masse volumique, $kg.m^{-3}$

1. Introduction

Les tubes à ondes progressives ne cessent de se développer depuis leur invention par Rudolf Kompfner en 1942 [1]. Mais, la plus grande contrainte dans le développement logique des tubes est la puissance dissipée. En effet, l'augmentation de la puissance de sortie et la diminution des dimensions du dispositif entraînent des problèmes d'échauffement. Les densités de puissances sont relativement importantes (quelques centaines de MW/m²).

Les TOPs fonctionnent de la façon suivante (Fig. 1): une onde hyperfréquence est injectée à l'extrémité de l'hélice la plus proche du canon, celle-ci est amplifiée par l'interaction d'un faisceau d'électron [2]. Une partie de l'énergie cinétique du faisceau d'électron est cédée à l'onde RF.

Peu d'études ont été réalisées sur ce sujet, nous pouvons citer les travaux effectués par J.P Calame et D.K Abe [3] sur l'étude des propriétés des matériaux utilisés dans les TOP. Une partie de cette étude concerne la thermique des lignes de transmission, elle est effectuée à l'aide d'un modèle élément finis simplifié de la géométrie réelle. Le modèle détermine l'écart de température entre l'hélice et le fourreau. Cette étude avait pour but d'examiner l'influence des assemblages et des différentes configurations. Nous voyons toute l'importance d'étudier ce paramètre. Nous pouvons également citer les travaux de R. Crivello et R. W. Grow [4] dont nous avons eu une approche similaire en réalisant un modèle analytique plus complet.

Un tube à onde progressive est composé de trois parties (Fig. 1). Nous pouvons trouver le canon qui produit le faisceau d'électron, ensuite la ligne de transmission qui ralentit l'onde HF afin de permettre l'interaction avec le faisceau et enfin le collecteur qui récupère les électrons après qu'ils aient cédé une partie de leur énergie sous forme radioélectrique.

Dans ces travaux, nous nous intéressons à la ligne de transmission frettée. Une ligne de transmission (Fig. 2) est constituée d'une hélice de matière réfractaire qui est suspendue dans le vide par trois montants en céramique à 120°. L'ensemble est introduit dans un fourreau qui est composé d'une succession de masses polaires et d'entretoises. Différentes techniques d'assemblage de l'ensemble fourreau, hélice et montants sont utilisées: serrage à chaud, brasage ou sertissage. L'hélice est le siège d'une dissipation thermique due aux électrons qu'elle intercepte et aux pertes RF. Ces dissipations provoquent un échauffement des derniers spires de l'hélice, lesquelles ne sont refroidies qu'au travers des contacts réels avec les trois montants. L'élévation de la température dépend de la nature des matériaux utilisés et de la qualité des contacts. Une élévation excessive de la température peut nuire au bon fonctionnement du tube, voire l'endommager. La technique d'assemblage produit des contacts plus ou moins bons. Dans les lignes frettées à chaud, les résistances de contacts ne sont pas négligeables face à la résistance globale contrairement à une configuration brasée.

La surface réelle de contact sous un chargement résulte de la contribution des microcontacts et ne représente qu'une fraction de la surface apparente [5]. De nombreux modèles mécaniques ont été développés pour évaluer la surface réelle de contact en fonction du chargement [6]. Des modèles thermiques ont été proposés pour déterminer la résistance thermique de contact en fonction de la dispersion des aires réelles de contact [7].

Avec les nouveaux moyens de calcul disponibles, des modélisations en éléments finis sont envisageables pour étudier ce problème. Cependant, la complexité du système les rend très rapidement lourdes et fastidieuses, notamment par l'augmentation excessive des temps de calcul. C'est pour cette raison que nous avons développé un modèle analytique rapide et simple à utiliser [8].

Ce modèle nous permet un pré-dimensionnement des éléments constituant la ligne de transmission. Nous présenterons le modèle dans un premier temps puis nous étudierons la validation expérimentale par deux méthodes différentes.

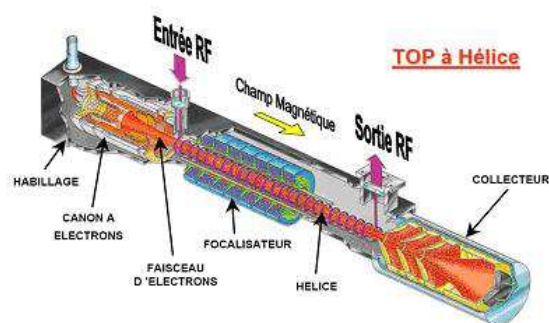


Figure 1 : Photo d'un Tube à Ondes Progressives

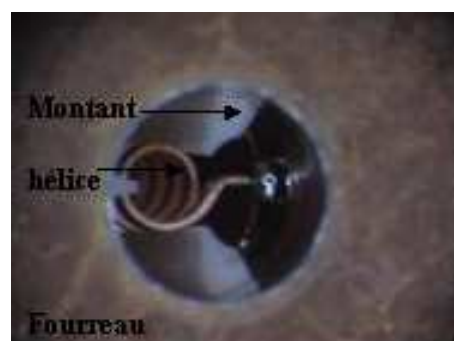


Figure 2 : Ligne de transmission d'un TOP

2. Modèle Analytique

2.1. Formulation du problème

Les puissances dissipées dans une ligne de transmission évoluent de façon exponentielle tout au long de la ligne. Ceci signifie que le maximum de puissance dissipée se trouve sur la sortie. Ces dissipations donnent des niveaux de densités de puissances relativement importantes. Afin d'éviter une dégradation de la ligne de transmission une étude thermique minutieuse doit être effectuée. Le transfert de chaleur se fait principalement par conduction. Il n'y a pas de convection et le rayonnement est négligeable [9]. Nous allons donc résoudre l'équation de la chaleur en régime stationnaire et en coordonnées cylindriques dans les différentes parties d'une ligne.

$$\frac{\partial^2 T(r, \theta)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T(r, \theta)}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T(r, \theta)}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T(r, \theta)}{\partial z^2} = 0 \quad (1)$$

2.1.1. Hypothèses

Afin de simplifier le problème, les hypothèses suivantes ont été adoptées: (i) le flux thermique se produit radialement uniquement, nous n'avons pas de transfert d'une spire à l'autre, (ii) l'hélice est assimilée à un anneau, (iii) le fourreau est monobloc. Avec ces hypothèses, et pour des raisons de symétrie, l'étude peut se réduire à un douzième d'un pas d'hélice (division angulaire par 6 et division axiale par 2).

2.2. Solution pour les différentes parties d'une ligne de transmission

Dans tous les modèles qui suivent les zones de contacts peuvent varier et ainsi faire diminuer ou augmenter la macro-constriction dans les différentes parties.

2.2.1. Hélice

L'hélice est le siège d'une dissipation thermique (Fig. 3) sur son rayon intérieur (q_0) qui est due aux pertes RF et à l'interception du faisceau d'électrons par l'hélice. Nous avons donc un flux de densité q_0 qui entre par le rayon intérieur et qui ressort par la surface de contact avec le montant (Zone grisée, densité de flux q_1). Nous avons conservation du flux donc $q_0 \cdot S_0 = q_1 \cdot S_1$. Compte tenu de la symétrie, l'étude de l'hélice est réalisée en deux dimensions. L'angle α_1 est l'angle de contact avec le montant.

L'équation de conduction de la chaleur à résoudre est :

$$\frac{\partial^2 T(r, \theta)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T(r, \theta)}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T(r, \theta)}{\partial \theta^2} = 0 \quad (2)$$

En utilisant la transformée de Fourier cosinus finie et après avoir résolu les équations du problème, nous obtenons l'expression de la résistances thermiques de l'hélice sous la forme :

$$Z_{helice} = \frac{1}{\lambda \cdot a_1} \left\{ \frac{1}{\alpha_0} \ln \left(\frac{R_1}{R_0} \right) - \frac{2}{\pi^3} \left(\frac{\alpha_0}{\alpha_1} \right)^2 \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\sin^2(m\pi\alpha_1 / \alpha_0) (R_1 / R_0)^{-2m\pi / \alpha_0} + 1}{m^3 (R_1 / R_0)^{-2m\pi / \alpha_0} - 1} \right\} \quad (3)$$

où λ est la conductivité thermique et Z_{helice} la résistance thermique de l'hélice. Cette résistance est composée de deux termes: le premier est la résistance du tube, le second est la résistance thermique de la macro-constriction développée entre S_0 et S_1 .

2.2.2. Montant

Le flux de chaleur $q_1 S_1$ évacué par l'hélice arrive sur le montant (Fig. 4). Il est évacué ensuite par la surface de contact avec le fourreau. L'hélice n'est pas en contact sur toute la surface intérieure du montant, ce qui rend obligatoire son étude en 3D.

En utilisant une double transformée de Fourier cosinus finie suivant le rayon et l'axe, on peut résoudre les équations du problème et déduire la résistance thermique du montant sous la forme:

$$Z_{\text{montant}} = \frac{1}{\lambda \cdot a_0} \left\{ \frac{1}{\alpha'_0} \ln \left(\frac{R'_2}{R'_1} \right) + B_{m0} + B_{n0} + B_{mn} \right\} \quad (4)$$

$$\text{avec: } B_{0m} = \frac{2\alpha'_0}{\alpha_2 R'_1} \frac{a_2}{d_2} \sum_{m=1}^{\infty} \left[\frac{\tilde{F}_{m0}(R'_1) \sin(m\pi\alpha_2 / \alpha'_0)}{m\pi\alpha_2} - \frac{\tilde{F}_{m0}(R'_2) \sin(m\pi\alpha'_3 / \alpha'_0)}{m\pi\alpha'_3} \right],$$

$$B_{0n} = \frac{2a_2}{\alpha_2 R'_1} \left(\frac{a_2}{d_2} \right)^2 \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{\tilde{F}_{0n}(R'_1) \sin(n\pi d_2 / a_2)}{n\pi} \right];$$

$$B_{mn} = \frac{4a_2\alpha'_0}{\alpha_2} \frac{1}{\alpha_2 R'_1} \left(\frac{a_2}{d_2} \right)^2 \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{\tilde{F}_{mn}(R'_1) \sin(m\pi\alpha_2 / \alpha'_0) \sin(n\pi d_2 / a_2)}{(m\pi)(n\pi)} \right]$$

Les termes \tilde{F}_{mn} sont les transformées de Fourier des densités de flux.

2.2.3. Fourreau

La densité de puissance au niveau de l'interface entre le montant et le fourreau est moins critique qu'au niveau de l'hélice et du montant. Le flux de chaleur arrive par la zone de contact avec le montant et ressort par toute la surface extérieure du fourreau (Fig. 5). Ce modèle est similaire à celui de l'hélice. On obtient la résistance thermique sous la forme:

$$Z_{\text{fourreau}} = \frac{1}{\lambda \cdot a_3} \left\{ \frac{1}{\alpha_0} \ln(R_3 / R_2) - \frac{2}{\pi^3} (\alpha_0 / \alpha_3)^2 \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\sin^2(m\pi\alpha_3 / \alpha_0) (R_2 / R_3)^{-2m\pi / \alpha_0} + 1}{m^3 (R_2 / R_3)^{-2m\pi / \alpha_0} - 1} \right\} \quad (5)$$

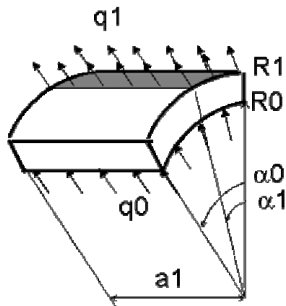


Figure 3 : hélice

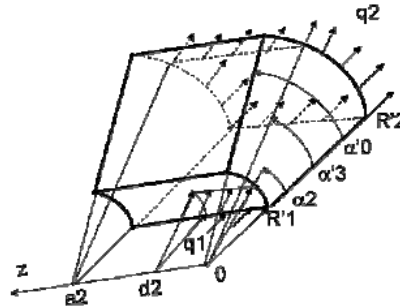


Figure 4 : montant

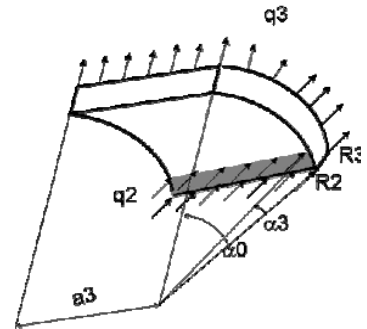


Figure 5 : Fourreau

2.2.4. Résistance thermique globale

La résistance thermique globale de la ligne est une succession de résistances en série. Les trois résistances des solides sont séparées par des résistances de contact (R_{hm} , pour le contact entre l'hélice et le montant, et R_{mf} , pour le contact entre le montant et le fourreau). On a ainsi la résistance thermique globale sous la forme :

$$Z_t = Z_{hélice} + R_{hm} + Z_{montant} + R_{mf} + Z_{fourreau} \quad (6)$$

Le modèle analytique nous permet de déterminer une résistance globale en fonction des matériaux et des zones de contacts. Nous allons déterminer expérimentalement cette résistance thermique pour différentes configurations d'une ligne de transmission et par deux méthodes différentes afin de les confronter au modèle analytique.

3. Etude expérimentale

Une ligne de transmission est assemblée puis testée. Afin de déterminer la résistance thermique du TOP, il faut pouvoir créer une différence de température entre l'hélice et l'extérieur du fourreau. Deux moyens de chauffage ont été investigués. L'un consistant à chauffer l'hélice par effet joule et l'autre par l'introduction du dispositif dans un four.

Les lignes de transmission comportent généralement deux configurations. L'une utilisant une hélice en molybdène avec des montants en oxyde de béryllium et un fourreau en Cupronickel. L'autre utilise une hélice en tungstène, des montants en nitrure de bore et un fourreau en Inox.

3.1. Chauffage au moyen d'une alimentation électrique

Le principe de cette méthode réside dans le chauffage de l'hélice par effet Joule (Fig. 6). Nous mesurons la résistance de l'hélice en fonction de la puissance injectée. Des thermocouples sont installés sur la face extérieure du dispositif. Ils sont soudés au laser. Il existe deux méthodes pour identifier la température de l'hélice afin d'en déduire la résistance thermique globale. La méthode indirecte, qui consiste à calibrer la température de l'hélice en fonction de sa résistance électrique. Cette calibration est souvent effectuée pendant l'étuvage, ce qui nous permet de remonter à la température d'hélice avec la mesure de la résistance (Fig. 7). Ou la méthode plus directe, qui consiste à installer directement un thermocouple sur l'hélice.

Une acquisition de type Agilent est utilisée ainsi que des thermocouples type K.

La puissance est augmentée progressivement jusqu'à atteindre la température limite de 350°C. Ceci nous permet également d'avoir la variation de la résistance thermique en fonction de la température (certains matériaux ont des conductivités qui varient fortement avec la température).

3.2. Chauffage au moyen d'un four

Cette méthode consiste à placer le dispositif dans un four dont on peut régler la consigne de température (Figs. 8 et 9). Les températures sont mesurées en surface et sur l'hélice au moyen de thermocouples soudés par laser. On exploite la zone transitoire la plus proche du régime stationnaire pour identifier une diffusivité équivalente de l'ensemble. En effet, nous adoptons l'hypothèse de l'homogénéisation au voisinage du régime établi. Le principe de l'identification est décrit dans le paragraphe qui suit.

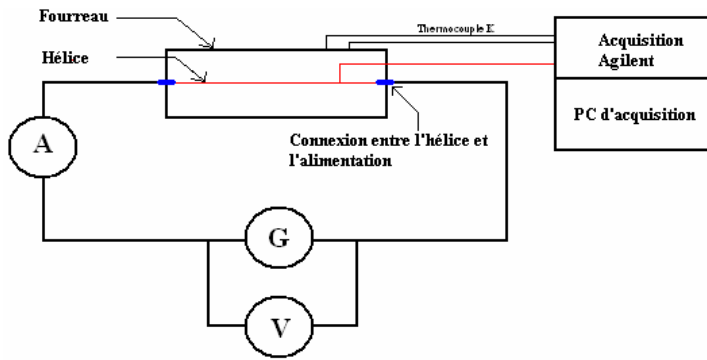


Figure 6 : Schéma de principe

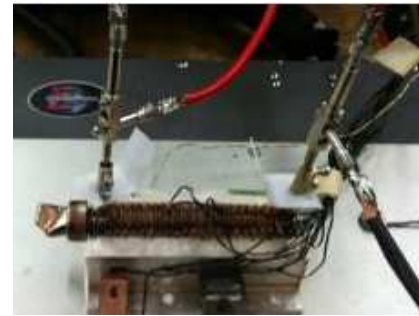


Figure 7 Chauffage par effet joule sous vide

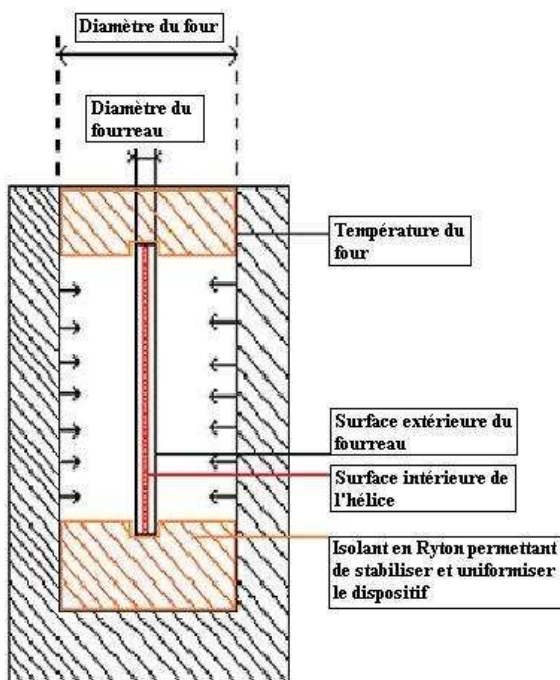


Figure 8 : Schéma de principe du chauffage dans un four



Figure 9 : Dispositif expérimental

3.2.1. Modèle d'identification

On écrit le bilan de conservation pour un cylindre creux de propriétés équivalentes (indice eq) recevant un flux de chaleur à sa surface extérieure (S_e) tel que:

$$\rho_{eq} c_{eq} V \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_{eq} S_e \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{R_e} \quad (7)$$

S'agissant d'un cylindre de petites dimensions, on discrétise l'équation (7) par un schéma à deux noeuds (celui en surface à T_e , et celui à l'intérieur de l'hélice à T_i). On choisit

$T = (T_e + T_i) / 2$ et on introduit la résistance thermique d'un cylindre pour discrétiser le terme $\partial T / \partial r$. On obtient ainsi la diffusivité thermique équivalente sous la forme suivante:

$$a_{eq} = \frac{\lambda_{eq}}{\rho_{eq} c_{eq}} = \frac{(R_e^2 - R_i^2)}{2\Delta t} \text{Ln} \left(\frac{R_e}{R_i} \right) \frac{(T_e^{n+1} + T_i^{n+1}) - (T_e^n + T_i^n)}{(T_e^{n+1} + T_e^n) - (T_i^{n+1} + T_i^n)} \quad (8)$$

Connaissant les dimensions des différentes éléments ainsi que leurs masse volumique et capacité thermique spécifique, on déduit la conductivité thermique équivalente $\lambda_{eq} = a_{eq} \rho_{eq} c_{eq}$, puis la résistance thermique globale:

$$Z_{totale,exp} = \frac{1}{2\pi\lambda_{eq}L} \text{Ln} \left(\frac{R_e}{R_i} \right) \quad (9)$$

4. Confrontation des résultats expérimentaux et analytiques

A partir des données des différentes pièces constituant les dispositifs expérimentaux nous calculons la résistance thermique à l'aide du modèle analytique. Les surfaces de contacts entre les différentes pièces sont prises à partir de coupes métallographiques effectuées sur des lignes de transmissions testées (Fig. 10 et 11).



Figure 10 : Contact hélice / montant



Figure 11 : Contact Montant / Fourreau

Nous avons étudié deux configurations différentes: l'une composée d'une hélice en molybdène avec des montants en oxyde de béryllium extrait d'un tube télécoms de 500W et une autre composée d'une hélice en tungstène et des montants en Nitrure de bore, pour un tube spatial de 170W.

Z	Modèle analytique		Expérimentations		
			K.mm/W		
	sans Rc	avec Rc	Four	Alimentation	
500 W	22	29	31 +/- 3	3 mesures	28 +/- 4
170 W	39	52	57 +/- 5	4 mesures	66 +/- 7

Tableau 1 : Comparaison modèle expériences

Les valeurs des résistances thermiques sont données en K.mm/W. En effet, elles sont ramenées à la longueur de ligne de transmission afin de permettre une comparaison entre les différentes configurations.

La résistance thermique de contact a été prise égale à $R_c = 2E-6 K.m^2/W$ pour le 500W avec une surface de contact de 80% de la surface totale et $R_c = 3E-6 K.m^2/W$ pour le 170W [3].

Les résultats expérimentaux sont en bon accord avec le modèle analytique développé dans la première partie.

5. Conclusion

Nous avons développé dans cette étude un modèle analytique que nous avons validé expérimentalement dans le but de prédire la résistance thermique globale d'un tube à ondes progressives TOP. Les premiers résultats de comparaison semblent indiquer que le modèle représente la réalité de façon satisfaisante. Ce modèle analytique, simple d'utilisation, est mis à profit pour étudier la sensibilité de la résistance thermique globale du TOP aux dimensions des composants qui le constituent ainsi qu'à leurs propriétés thermiques respectives.

Références

- [1] J. Voge, 1959, "Les tubes aux hyperfréquences", Eyrolles, pp. 187-188.
- [2] T. Lemoine, 2009, "Tubes électroniques hyperfréquences, Tubes à ondes progressives et à champs croisés", Technique de l'ingénieur, E1621, pp. 2-9.
- [3] J.P Calame, D.K Abe, 1999, "Applications of advanced materials technologies to vacuum electronic devices", Proceedings of the IEEE, vol. 87, no. 5, pp. 845-847.
- [4] R. Crivello, R. W. Grow, 1988, "Thermal analysis of PPM-focused rod-supported TWT helix structures", IEEE Trans. Electron Devices, vol. 35, no.10, pp. 1701-1720.
- [5] J.A. Greenwood, J.B.P. Williamson, 1966, "Contact of nominally flat surfaces", Proceedings of the Royal Society of London, A295, pp. 300.
- [6] F. Robbe-Valloire, B. Paffoni, R. Progri, 2001, "Load transmission by elastic, elastoplastic or fully plastic deformation of rough interface asperities", Mechanics of Materials 33, pp. 617-633.
- [7] N. Laraqi, J.P. Bardon, 1998, "Asperities eccentricity effect on the thermal constriction resistance of static or sliding contact Electric Contacts", CR Académie des Sciences, vol. 326, issue 9, pp. 547-552
- [8] M. Chbiki, N. Laraqi, J.F. Jarno, J. Herrewyn, T. Da Silva Botelho, 2012, "Thermal analysis of a transmission line of traveling wave tube TWT", Journal of physics :Conference Series, 395(2012) art n° 012023.
- [9] O. Sauseng, A. E. Manoly et al., 1978, "Thermal properties and power capability of helix structures for millimeter waves", IEDM Tech. Dig., vol 24, pp. 534-537.

Remerciements

Les auteurs souhaitent exprimer leur gratitude à Thales Electron Devices (TED) et à l'ANRT pour le soutien accordé à cette étude.