



LE TRANSFERT THERMIQUE DANS LES MICROSTRUCTURES, APPLICATION AUX INDUCTANCES SPIRALES PLANAIRES

Rabia MELATI^{1,2}, Mohammed Ridha BENZIDANE¹, Tekkouk ADDA BENATTIA¹

¹Laboratoire d'Elaboration Caractérisation Physico Mécanique et Métallurgique des Matériaux (ECP3M), Université Abdelhamid Ibn Badis, ²Laboratoire d'Électronique de Puissance Appliquée (LEPA), Université des Sciences et de la Technologie d'Oran (USTO-MB).

E-mail : mel_ati@hotmail.fr, benzidane@gmail.com, tekkouk.addabenattia@univ-mosta.dz

Résumé: Nous présentons dans cet article notre contribution à l'avancement des travaux de recherches menés dans différents laboratoires à travers le monde sur les effets thermiques en microélectroniques. Nous présentons une approche qui nous permet de calculer la température de fonctionnement d'une micro bobine de type planaire spirale en se basant sur la conception de son circuit thermique en π . Cette inductance est dotée d'un noyau ferromagnétique séparé du conducteur par une couche isolante en dioxyde de silicium. Un substrat en silicium fait également parti des éléments de cette inductance. Le circuit thermique en π associé à la méthode nodale, nous a permis de mettre au point une matrice des résistances thermiques du composant.

En appliquant nos données issues de la référence [1] à la loi de Fourier et en se servant des valeurs des résistances thermiques, nous avons calculé les températures dans les différentes couches empilées de l'inductance spirale planaire.

Les résultats obtenus étant satisfaisants, nous sommes passé à la simulation des effets thermiques. Par le biais du logiciel de simulation COMSOL Multihysics, nous avons simulé la répartition de la température dans les différentes couches empilées de l'inductance spirale. Nous avons également tracé les courbes de températures par COMSOL. Les résultats de simulation ont montré une température uniformément répartie dans toutes les couches, avec des valeurs très proches de celles issues des calculs. Nous avons conclu à travers les résultats obtenus que le circuit thermique fût très utile pour le calcul des températures dans chaque région de l'inductance.

Mots clé : Inductance planaire - Circuit thermique en π - Effet thermique - Microstructure - Résistance thermique.

1. INTRODUCTION

Ces dernières années, l'analyse de la dissipation thermique à connue un grand intérêt en microélectronique, en raison de la densité croissante des composants sur des substrats dont les dimensions convergent vers une progression inverse.

Les problèmes liés à la dissipation thermique dans les systèmes électroniques revêtent une grande importance. Ne pas les considérer et ne pas les maîtriser revient à fabriquer des modules n'offrant ni la garantie de fonctionnement ni la fiabilité. Une mauvaise gestion du flux thermique a un impact néfaste sur le bon fonctionnement des circuits électroniques. Pour garantir leur bon fonctionnement et leur longévité, la température de travail doit donc être bien maîtrisée.

2. POSITION DU PROBLEME

Lors de l'intégration des systèmes d'électronique de puissance, la thermique intervient comme la contrainte principale à cette l'intégration. Actuellement, les systèmes électroniques sont de moins en moins volumineux et contiennent de plus en plus de composants. Par conséquent, la diminution du volume entraîne un encombrement qui provoque une augmentation perpétuelle du flux de chaleur dégagé par ces systèmes. De ce

fait, l'étude thermique devient primordiale dès leur conception [2][3][4].

Les effets thermiques peuvent se manifester de différentes manières, soit par une dérive en température des composants qui entraîne des variations importantes des performances électriques, soit par une augmentation de la température qui peut provoquer des soudures reliant les composants suite à des variations dimensionnelles.

La démagnétisation des matériaux magnétiques, la fusion des matériaux conducteurs ou la transition vitreuse des matériaux isolants peuvent également se manifester suite à un flux thermique mal géré.

En conclusion, l'un des problèmes scientifiques et technologiques majeur en microélectronique réside dans l'évacuation de la chaleur dissipée par ces systèmes.

3. MODELISATION THERMIQUE

L'objectif de la modélisation thermique d'un composant électronique intégré est d'obtenir des modèles simples et fiables permettant de déterminer le flux thermique issue des pertes dans les matériaux constituant le composant (pertes par effet joule et perte fer) ainsi que sa température lors de son fonctionnement

Dans ce travail, nous traitons le problème des transferts thermiques dans les microstructures appliqué aux micro-bobines de type spirale planaire avec un noyau ferromagnétique [5]. Nous présentons un nouveau modèle thermique en π permettant de déterminer la température de fonctionnement de ce composant magnétique en fonction des pertes dans le cuivre au prix d'approximations acceptables. Nous recherchons des modèles nécessitant des temps de calcul réduits et un nombre restreint de paramètres.

4. TRANSFER DE CHALEUR DANS LES MICROSTRUCTURES

Le transfert thermique dans les microstructures est également régi par la conduction, la convection et la radiation. Dans un composant électronique, la chaleur a tendance à s'évacuer par conduction.

Vu les dimensions très restreintes dans le

microstructures, l'évacuation de la chaleur par convection n'est pas favorisée. Dans certains cas on a recours à un flux d'air forcé pour accélérer leur refroidissement, des fluides de refroidissement à l'état liquide peuvent également être utilisés.

Les échanges thermiques par radiation interviennent très peu dans les microstructures. Ce type de transfert de chaleur est souvent négligé par rapport à la conduction et la convection.

5. L'IMPACT DU TRANSFERT THERMIQUE SUR LES MICROSTRUCTURES

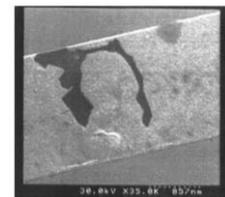
En microélectronique, la mise en jeu de puissances de plus en plus élevées sur des surfaces de plus en plus restreintes provoque des échauffements considérables. Si on ne maîtrise pas parfaitement les moyens et les méthodes de refroidissement des microsystèmes [6] [7], ces calories auront un impact dangereux sur ces structures. Nous citons à titre d'exemple, L'électro-migration, et la conduction aux interfaces solide-solide.

5. 1. L'électro-migration

La migration des atomes déforme significativement les conducteurs (Figure 1) et peut être une cause importante de défaillance.



(a) : Croissance de cavité.



(b) : Phénomène de nucléation dans une piste conductrice.

Fig.1. Phénomène de l'électro-migration [8].

5. 2. Conduction aux interfaces solide-solide

Le transfert de chaleur à travers la zone de contact entre deux solides constitue un autre point important de la conduction thermique en microélectronique. En effet à l'interface de deux solides appliqués l'un contre l'autre, le contact réel ne représente pas toute la surface mise en commun, mais ce contact est ramené à quelques points, réduisant ainsi la surface réelle d'évacuation de la chaleur. La surface de

contact étant discontinue, il se crée des espaces libres occupés par de l'air, ou éventuellement par un autre fluide, dont la conductivité thermique est beaucoup plus faible que celle des solides en présence. En conséquence, il y'a création de poches d'air ou de fluide renfermant des températures plus élevées (Figure2) à l'interface des deux solides.

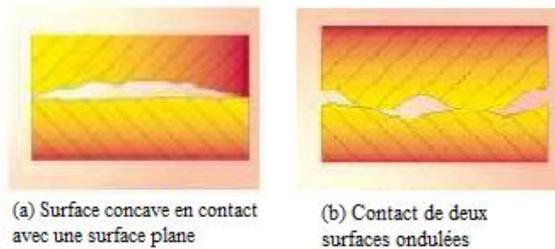


Fig. 2. Défauts dans les interfaces solide-solide.

6. MODELE THERMIQUE D'UNE INDUCTANCE SPIRALE PLANAIRE

Dans ce travail, nous traitons le problème des flux thermiques dans une micro-bobine de type spirale planaire avec un noyau ferromagnétique et nous présentons une approche permettant de calculer sa température de fonctionnement.

6.1. Présentation de la micro-bobine

Les micro-bobines ou inductances de type spirales planaires carrées sont caractérisées par leurs paramètres géométriques qui sont : les diamètres interne d_{in} et externe d_{ext} , le nombre de spires n , la largeur w et l'épaisseur t du conducteur ainsi que l'espacement inter-spires s (Figure3).

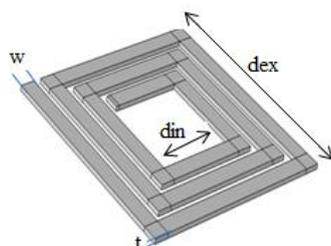


Fig.3. Inductance spirale planaire carrée.

Généralement, la spirale en cuivre est posée sur un noyau ferromagnétique en forme de bloc parallélépipède. La spirale est séparée du noyau par une couche isolante. L'ensemble est posé sur un substrat semi-conducteur.

6.2. Modèle thermique de l'inductance spirale planaire

De nombreuses approches sont utilisées pour décrire le comportement thermique dans les composants électroniques et estimer d'une manière satisfaisante leurs températures de fonctionnement. Certaines approches conduisent à une cartographie détaillée des températures, d'autres ne peuvent fournir que la température calculée en quelques points du composant. Parmi les méthodes classiquement utilisées, il existe des méthodes analytiques et des méthodes numériques. Dans ce travail, nous allons utiliser la méthode nodale.

La méthode nodale, est une méthode numérique basée sur la considération de nœuds et découle directement de l'analogie avec la théorie de la conduction électrique. La méthode nodale consiste à mettre en place un réseau thermique formé de nœuds caractérisés par des capacités et/ou des sources liées par des résistances thermiques.

Comme toute méthode numérique, le milieu à étudier est discrétisé en éléments de volumes V_i supposés isothermes de température T_i caractérisés par une capacité C_i et une source de chaleur P_i . Le centre de gravité de chaque élément V_i est un nœud [9] [10].

Afin de concevoir un modèle thermique permettant d'estimer les températures des différentes couches empilées de notre inductance, nous passons par les étapes suivantes :

- La première étape consiste à définir un circuit thermique équivalent simple mais suffisamment réaliste prenant en compte les principaux couplages.
- La seconde étape est relative à la détermination de la valeur des éléments thermiques, résistances et condensateurs. Ces valeurs peuvent être obtenues par calcul.
- La troisième étape détermine les valeurs des températures dans différents points du composant.

Il n'est pas indispensable d'obtenir une cartographie complète des températures du

composant, seules quelques zones particulières présentent de l'intérêt dans le cas de notre micro-bobine.

Nous rappelons que la micro-bobine est une inductance spirale planaire constituée de matériaux disposés sous formes de couches empilées les unes sur les autres. L'élaboration du modèle thermique de cette inductance, repose sur des hypothèses simplificatrices qui sont les suivantes :

- Les dimensions utilisées étant très restreintes (quelques μm), le transfert thermique par convection est considéré comme négligeable.
- Nous supposons que le transfert thermique par conduction est unidirectionnel.
- Les surfaces des matériaux sont supposées très lisses, de ce fait les capacités thermiques au niveau des interfaces sont négligeables.

7. CIRCUIT THERMIQUE EN π DE L'INDUCTANCE

Afin de concevoir le circuit thermique d'une inductance planaire spirale, nous allons appliquer la méthode nodale. Les pertes par effets joules dans la spirale conductrice en cuivre sont la principale source de chaleur. nous procédons à la découpe de cette spirale en m volumes $v_{1,k}$ ($k=1, \dots, m$). A chaque volume $v_{1,k}$ ($k=1, \dots, m$) est liée une section S_k ($k=1, \dots, m$). Le centre de gravité de chaque volume correspond à un nœud (Figure 4).

Nous considérons le cas d'une inductance planaire à deux spires.

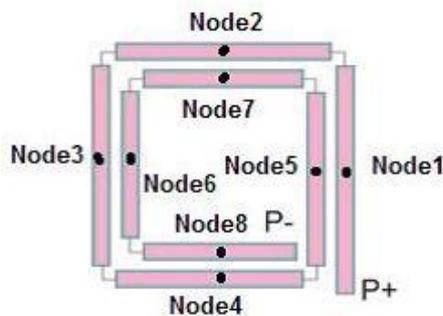


Fig.4. Les différents nœuds dans une inductance à deux spires

Pour concevoir ce circuit thermique, nous allons nous référer à la similitude entre les lois

physiques et les lois thermiques. Afin de repérer les différents éléments thermiques, nous passons par la coupe transversale de l'inductance spirale (Figure 5).

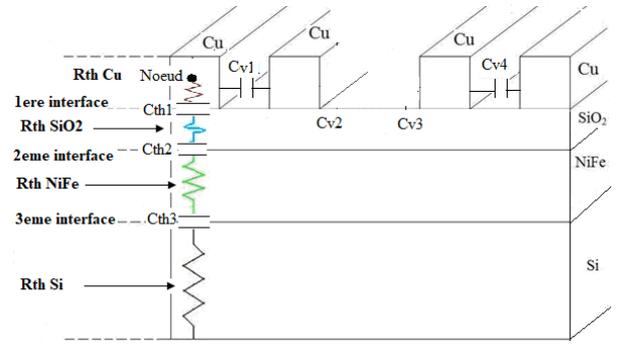


Fig.5. Schéma montrant les différentes résistances et capacités thermiques liées à un nœud.

La chaleur qui découle des pertes par effets Joule dans le ruban conducteur est véhiculée vers les différentes couches empilées en dessous de ce dernier. Au niveau de chaque couche, la chaleur dissipée rencontre une résistance thermique (R_{th}) du matériau constituant la couche (Figure 5). L'état des surfaces des différents matériaux induit une stagnation de chaleur au niveau des interfaces, donnant naissance à des capacités thermiques C_{th_i} ($i=1, \dots, 3$) (Fi.6).

Bien que le transfert thermique par convection soit négligeable, une très faible quantité de chaleur est véhiculée entre les spires, créant des capacités thermiques inter-spices C_{v_i} ($i=1, \dots, 4$).

A partir de la coupe transversale de la figure 5 et de la similitude entre les phénomènes électriques et thermiques, et en prenant en considération le nombre de nœuds de la figure 4 nous allons concevoir un modèle thermique globale de l'inductance (Figure 6).

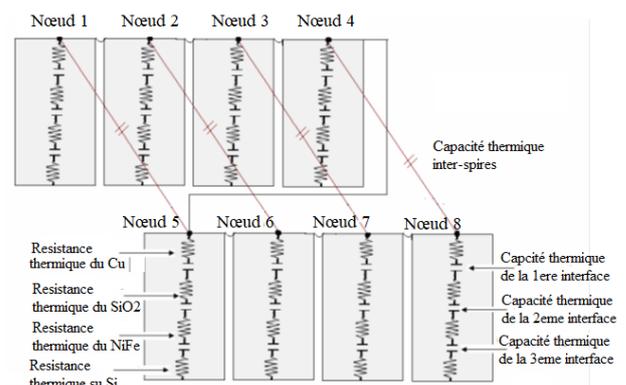


Fig.6. Circuit thermique global de l'inductance spirale planaire ferromagnétique.

Du modèle globale, il en découle le modèle simplifié de la figure 7.

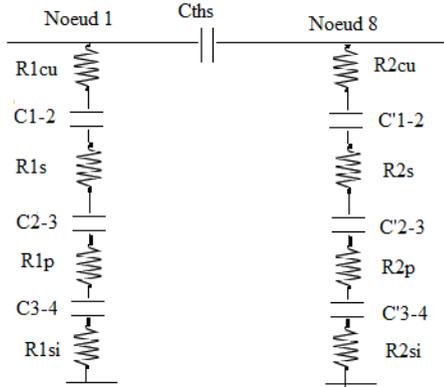


Fig.7. Circuit thermique en «π» de l'inductance planaire spirale ferromagnétique.

Cths est la capacité thermique équivalente des capacités thermiques inter-spires.

R1cu, R1is, R1n, R1s représentent les résistances thermiques équivalentes des résistances thermiques issues des quatre premiers nœuds respectifs du cuivre, de l'isolant, du noyau ferromagnétique et du substrat semi-conducteur.

R2cu, R2is, R2n et R2s représentent les résistances thermiques équivalentes des résistances thermiques issues des quatre derniers nœuds du cuivre, de l'isolant, du noyau et du substrat.

C1-2 est la capacité thermique équivalente des capacités thermiques dans l'interface cuivre-isolant issues des quatre premiers nœuds.

C2-3 est la capacité thermique équivalente des capacités thermiques dans l'interface isolant-noyau, issues des quatre premiers nœuds.

C3-4 est la capacité thermique équivalente des capacités thermiques dans l'interface noyau-substrat, issues des quatre premiers nœuds.

C'1-2, C'2-3, C'3-4 sont les capacités thermiques équivalentes dans les trois interfaces précédentes, issues des quatre derniers nœuds.

8. CALCUL DES RESISTANCES THERMIQUES

Par analogie entre les lois physiques régissant les phénomènes de conduction thermique et de conduction électrique, les résistances

thermiques sont exprimées par l'équation 1 [10] [11].

$$R_{th} = \frac{d}{\lambda_{th} \cdot S} \quad (1)$$

d Représente la distance entre le nœud et l'interface.

λ_{th} est la conductivité thermique du matériau.

S est la section traversée par le flux thermique.

La spirale conductrice est sectionnée en m volumes $v_{1,k}$ ($k=1, \dots, m$), chaque volume $v_{1,k}$ est une source de chaleur. le flux de chaleur véhiculé par conduction, traverse perpendiculairement la section S_k liée au volume $v_{1,k}$. Le calcul de ces sections est donc indispensable pour le calcul des résistances thermiques.

8. 1. Les résistances thermiques des différents matériaux

Les relations (2), nous permettent de calculer les résistances thermiques respectives R_{tc_k} , R_{tis_k} , R_{tn_k} et R_{ts_k} , ($k=1, \dots, m$) des différents matériaux empilés à savoir, le cuivre, l'isolant, le noyau ferromagnétique et le substrat semi-conducteur.

$$R_{tc_k} = \frac{d_{cu}}{S_k \cdot \lambda_{cu}}, \quad R_{tis_k} = \frac{d_{is}}{S_k \cdot \lambda_{is}}, \quad R_{tn_k} = \frac{d_n}{S_k \cdot \lambda_n}, \quad R_{ts_k} = \frac{d_s}{S_k \cdot \lambda_s} \quad (2)$$

λ_{cu} , λ_{is} , λ_n et λ_s sont les conductivités thermiques respectives du cuivre, de la silice, du permalloy et du silicium, leurs valeurs respectives sont $390 \text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $1.46 \text{WK}^{-1}\text{m}^{-1}$, $30 \text{WK}^{-1}\text{m}^{-1}$ et $149 \text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$

d_{cu} : La distance entre le nœud et l'interface cuivre-silice, d_{is} , d_n et d_s : sont les épaisseurs respectives de la couche de l'isolant, du noyau et du substrat.

S_k : La section traversée par le flux thermique.

9. CALCUL DES TEMPERATURES DES DIFFERENTES REGIONS DE L'INDUCTANCE

Dans les différentes régions de l'inductance, le calcul des températures est effectué en utilisant la loi de Fourier (expression 3).

$$R_{th} = \frac{\Delta T}{\Phi} = \frac{T_i - T_j}{\Phi} \quad (3)$$

T_i et T_j sont les températures des deux régions.

Φ est le flux de chaleur véhiculé entre les deux régions, exprimé en Watt.

Le flux Φ représente la puissance dissipée par le conducteur.

9.1. Procédure de calcul

Pour déterminer les températures de fonctionnement dans différentes couches de l'inductance, nous avons besoin de calculer dans un premier temps la puissance totale dissipée par le ruban conducteur en supposant qu'elle est uniforme sur tout le conducteur. Cette puissance représente le flux thermique total Φ_{total} due aux pertes par effets Joules, ensuite nous calculons la puissance dissipée ($\Phi_{1,k}$) dans chacun des volumes $v_{1,k}$ ($k=1, \dots, m$) (Figure 8).

9.2. Flux thermique global

Le flux thermique global Φ_{total} représentant la puissance dissipée par le ruban conducteur est donné par l'expression 4.

$$\Phi_{total} = P = R_S \cdot (I_{Leff})^2 \quad (4)$$

Avec I_{Leff} , la valeur efficace du courant traversant le la spirale conductrice, et R_S la résistance du ruban conducteur.

9.3. Flux thermique dans les différents volumes $v_{1,k}$ du conducteur

Le flux thermique étant supposé uniforme dans tout le conducteur, nous pouvons calculer la puissance dissipée (ou flux thermique) au niveau de chaque volume $v_{1,k}$ ($k=1, \dots, m$) du cuivre (Expression 5).

$$\Phi_{1,k} = \frac{v_{1,k}}{V_g} \Phi_{total} \quad (5)$$

V_g Représente le volume global du conducteur dissipateur de chaleur. Les résistances thermiques notées $R_{i,k}$ ($i=1, \dots, 4$ et $k=1, \dots, m$) sont situées entre les points $A_{i,k}$ et $A_{i+1,k}$ avec ($i=1, \dots, 4$ et $k=1, \dots, m$) représentant les centres

de gravités des volumes $v_{i,k}$ ($i=1, \dots, 4$ et $k=1, \dots, m$) (Figure 8).

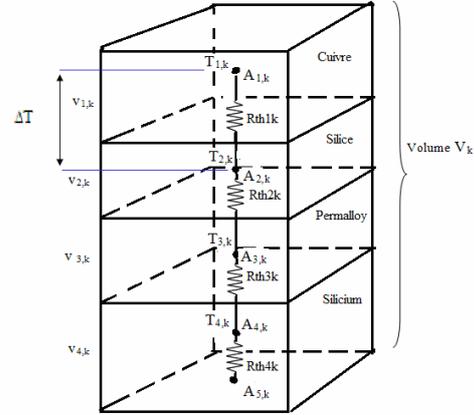


Fig.8. Différentes résistances thermiques et températures dans un volume V_k .

L'ensemble des résistances thermique constituent les éléments d'une matrice (Figure9).

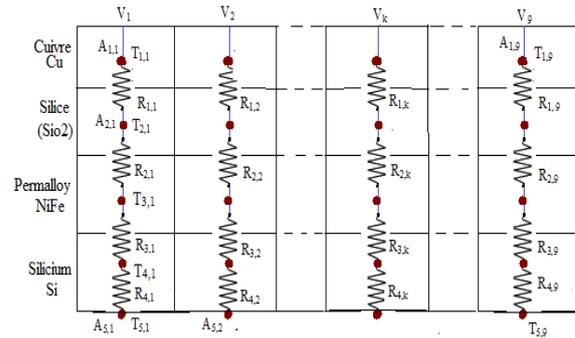


Fig.9. Les différentes résistances thermiques entre les nœuds.

Le calcul de ces résistances thermiques est réalisé à l'aide des expressions (6).

$$R_{1,k} = R_{thc_k} + \frac{R_{thsk}}{2}, R_{2,k} = \frac{R_{thsk} + R_{thpk}}{2}$$

$$R_{3,k} = \frac{R_{thpk} + R_{thsk}}{2}, R_{4,k} = \frac{R_{thsk}}{2} \quad (6)$$

9.4. Gradient de température entre les nœuds $A_{i,k}$ et $A_{i+1,k}$

Le calcul des températures dans les nœuds $A_{i,k}$ ($i=1, \dots, 4$ et $k=1, \dots, m$) nécessite le calcul du gradient de température $T_{i,k} - T_{i+1,k}$ entre les nœuds $A_{i,k}$ et $A_{i+1,k}$.

➤ **Procédure de calcul :**

En appliquant nos données à la loi de Fourier, nous pouvons écrire (Expression 7) :

$$R_{i,k} = \frac{\Delta T}{\Phi} = \frac{T_{i,k} - T_{i+1,k}}{\Phi_{1,k}} \Rightarrow T_{i,k} - T_{i+1,k} = R_{i,k} \cdot \Phi_{1,k} \quad (7)$$

En fixant k et en faisant varier i de 1 à 4 dans l'expression (7), on obtient le système d'équations 8.

$$\begin{cases} T_{1,k} - T_{2,k} = R_{1,k} \cdot \Phi_{1,k} \\ T_{2,k} - T_{3,k} = R_{2,k} \cdot \Phi_{1,k} \\ T_{3,k} - T_{4,k} = R_{3,k} \cdot \Phi_{1,k} \\ T_{4,k} - T_{5,k} = R_{4,k} \cdot \Phi_{1,k} \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} T_{1,k} = R_{1,k} \cdot \Phi_{1,k} + T_{2,k} \\ T_{2,k} = R_{2,k} \cdot \Phi_{1,k} + T_{3,k} \\ T_{3,k} = R_{3,k} \cdot \Phi_{1,k} + T_{4,k} \\ T_{4,k} = R_{4,k} \cdot \Phi_{1,k} + T_{5,k} \end{cases} \quad (8)$$

Avec k variant de 1 à m, nous allons nous retrouver avec m systèmes d'équations similaires.

Les expressions (6) nous permettent de calculer les résistances thermiques $R_{i,k}$ (i=1,...4 et k=1,...m) (Figure 8). Ces résistances sont comprises entre les points $A_{i,k}$ et $A_{i+1,k}$ qui représentent les centres de gravités des volumes $v_{i,k}$ (i=1,...4 et k=1,...m).

9.5. Calcul des températures de fonctionnement de l'inductance

En supposant que le plan de masse est à température ambiante (23.5°C), ce qui veut dire ($T_{5,k} = 23.5^\circ\text{C}$) et en appliquant le système d'équations (8) pour chaque valeur de k, (k=1,...m), nous pouvons calculer les valeurs des différentes températures dans chacun des volumes $v_{i,k}$ (i=1,...4 et k=1,...m)

10. APPLICATION A L'INDUCTANCE SPIRALE PLANAIRE

Nous appliquons notre approche à une inductance spirale planaire avec un noyau ferromagnétique en permalloy séparé du conducteur en cuivre par un isolant en dioxyde de silicium, et dotée d'un substrat en silicium ayant les dimensions ci-dessous:

- Un nombre de spire n=2.
- La largeur du conducteur : w= 120µm.
- L'épaisseur du conducteur : t=20µm.
- La longueur du conducteur : l=4,4mm.
- Le diamètre interne de la spirale : Din=225.
- Le diamètre externe : Dex=990µm.
- L'espacement inter spire : s=97,5µm.

L'épaisseur du noyau : $h_{\text{fer}} = 640 \mu\text{m}$.

L'épaisseur de la couche isolante : $t_{\text{ox}} = 60 \mu\text{m}$.

L'épaisseur du substrat : $h_{\text{sub}} = 100 \mu\text{m}$.

L'inductance est traversée par un courant maximale $I_{L\text{max}} = 0,6 \text{ Ampères}$. et de valeur minimale $I_{L\text{min}} = 0,16\text{A}$.

La valeur de l'inductance est de 1,89µH.

Il faut noter que les valeurs des paramètres géométriques et électriques de l'inductance choisie sont issues de la référence [1].

Les caractéristiques électriques des matériaux utilisés sont les suivants :

Les permittivités électriques respectives de l'oxyde est du silicium sont : $\epsilon_{\text{ox}} = 3,9$ et

$\epsilon_{\text{Si}} = 11,8$.

Les résistivités électriques respectives du permalloy(NiFe), du silicium et du cuivre sont :

$\rho_{\text{NiFe}} = 20.10^{-8} \Omega\text{m}$, $\rho_{\text{Si}} = 18,5 \Omega\text{m}$, $\rho_{\text{cu}} = 1,7.10^{-8} \Omega\text{m}$.

En appliquant nos données, nous obtenons résultats analytique suivants :

La résistance du conducteur $R_s = 0.0311\Omega$

La valeur efficace du courant $I_L : I_{L\text{eff}} = 0.4\text{A}$

Le flux thermique global $\Phi_{\text{total}} = 0.1244\text{W}$.

Les valeurs calculées des résistances thermiques $R_{i,k}$ (i=1,...4 et k=1,...9) issues de la figure 9 sont données par la matrice du tableau1.

380,99	195,38	190,50	211,66	251,20	387,45	368,70	762,05	737,41
485,46	248,95	242,74	269,70	320,08	493,68	469,80	970,98	939,59
111,16	57,00	55,58	61,75	73,29	113,06	107,57	222,31	215,16
06,22	03,19	03,11	03,45	04,10	06,32	06,02	12,43	12,03

Tab.1. Valeurs des résistances thermiques $R_{i,k}$

Les valeurs des températures dans chacun des volumes $v_{i,k}$ (i=1,...4 et k=1,...m) sont calculées en degré Kelvin ensuite converties en degré Celsius (tableau 2).

36.014	36.006	36.009	36.004	36.006	36.006	36.009	36.015	36.011
31.168	31.163	31.165	31.159	31.163	31.163	31.165	31.168	31.165
24.993	24.992	24.992	24.992	24.992	24.992	24.992	24.993	24.993
23.579	23.579	23.579	23.579	23.579	23.579	23.579	23.579	23.579

Tableau 2 : Valeurs des températures dans différentes régions de l'inductance spirale.

Les résultats du tableau 2 montrent une température uniformément répartie dans

chacune des couches empilées de l'inductance. Les valeurs des températures les plus élevées sont enregistrés dans le conducteur. La température la plus élevée est de 36.015. On conclut donc que les températures sont dans les normes et qu'il n'y a aucun risque d'échauffement de l'inductance.

Pour valider nos résultats analytiques, nous allons simuler à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics la répartition des températures ainsi que leurs courbes dans les différentes couches de notre inductance.

11.SIMULAION DES EFFETS THERMIQUES DE L'INDUCTANCE

La simulation numérique a été réalisée pour la géométrie présentée à la figure 10. A et B représentent respectivement l'entrée et la sortie du courant. Les résultats de simulation sont obtenus en résolvant les équations de Maxwell ($\nabla \cdot \vec{J} = 0$, $\nabla \times \vec{A} = \vec{B}$, $\nabla \times \vec{H} = \vec{J}$, $\vec{E} = -\nabla V$, $\vec{J} = \sigma(\vec{E})$)

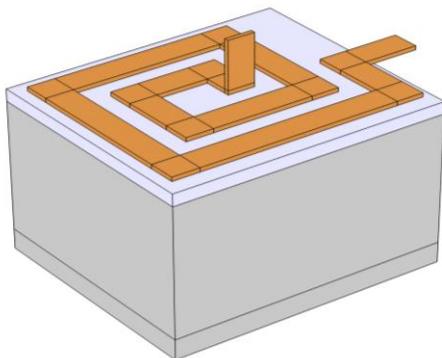


Fig.10. Modèle physique de l'inductance présentant les conditions initiales : entrée et sortie du courant.

Nous avons visualisé la distribution de la température dans les différentes couches empilées de l'inductance planaire, ensuite tracé les courbes des températures.

11.1. Répartition de la température dans le conducteur.

La figure 11 présente la répartition de la température dans la spirale conductrice.

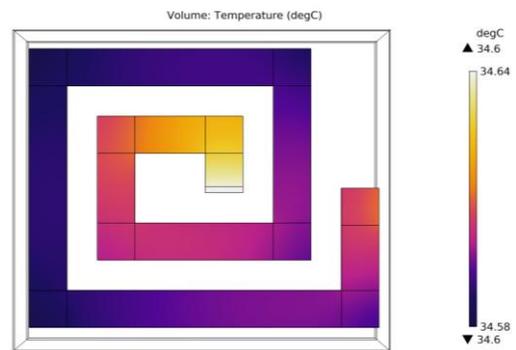


Fig. 11. Répartition de la température dans le conducteur.

En se référant à la barre des températures, on voit que la température est uniformément répartie dans tout le conducteur et ne dépasse pas 34.64°C.

La figure 12 montre la courbe de variation de la températures dans le conducteur.

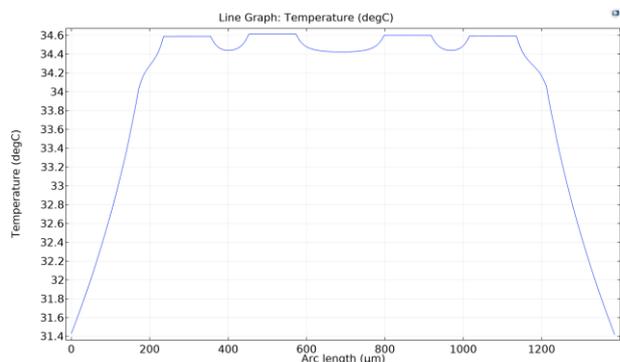


Fig.12. Courbe de la répartition transversale de la température dans le conducteur

Nous constatons que les valeurs des températures présentées dans cette courbe sont en accord avec celles de la figure 11 et sont très proches des valeurs calculées (tableau 2). Dans les régions inter-spires la température est presque la même que celle du conducteur (une différence de 0.02 °C), ceci est dû aux dimensions très faibles des distances inter-spires (97.5µm) qui ne facilitent pas le transfert du flux thermique par convection.

11.2. Répartition de la température dans la couche isolante.

Les figures 13 et 14 réalisées par simulation, montrent la distribution et la courbe de la température de la couche isolante en dioxyde de silicium.

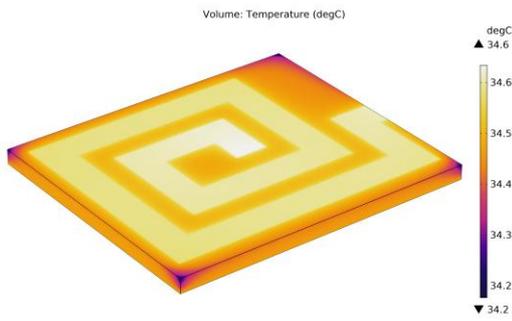


Fig.13. Répartition de la température dans la couche isolante.

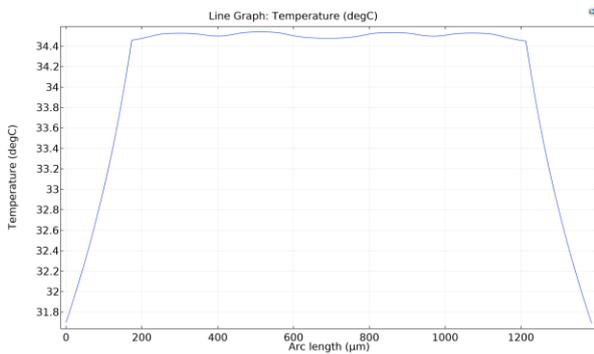


Fig.14. Courbe de la répartition transversale de la température dans la couche isolante

Vu l'épaisseur micrométrique de la couche isolante, le flux thermique est facilement transféré du conducteur vers cette couche, ce qui montre des températures très proches de celles du conducteur (Figure 13). La figure 14 réalisée selon la longueur d'arc montre une température uniformément répartie dans toute la couche isolante avec des valeurs très proches de résultats analytiques.

11.3. Répartition de la température dans le noyau ferromagnétique

Le même phénomène se répète pour le noyau, le flux de chaleur est véhiculé par conduction vers ce dernier. La figure 15 montre une différence de température de 0.01°C entre les régions les plus proches de la source de chaleur et les régions les plus froides, ceci confirme la répartition uniforme de la température dans le noyau.

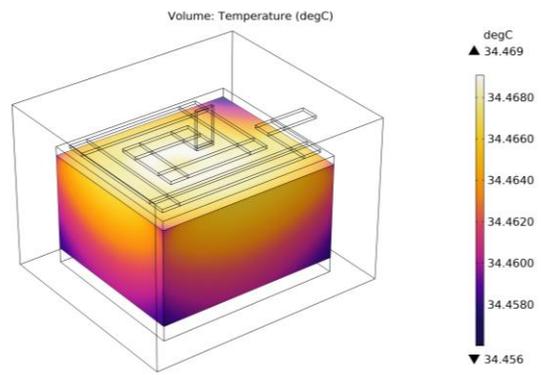


Fig.15. Répartition de la température dans le noyau ferromagnétique

On conclut donc que les résultats analytiques sont validés par simulation.

12 CONCLUSION

L'étude présentée dans cet article concerne le transfert thermique dans les microstructures appliquées à une inductance de type spirale plane avec un noyau ferromagnétique et un substrat en silicium.

Pour décrire le comportement thermique de l'inductance lors de son fonctionnement, il fallait adopter une méthode simple et fiable permettant de calculer les températures dans différentes régions du composant.

La méthode nodale était la plus adaptée pour la conception du circuit thermique en π de l'inductance plane spirale. Le circuit thermique en π associé à la méthode nodale, nous a facilité la mise au point d'une matrice des résistances thermiques.

Cette matrice de résistances thermiques, ainsi que la loi de Fourier étaient l'outil utilisé pour calculer les températures de fonctionnement dans le conducteur de notre inductance et dans les différentes couches empilées au-dessous. Les valeurs des températures calculées étaient dans les normes. La valeur la plus élevée est de 36.015°C , ce qui nous permet de confirmer que le risque d'échauffement de l'inductance est loin d'être atteint.

Les résultats de simulation par le logiciel COMSOL multiphysics ont montré une température uniformément répartie dans toutes les couches de l'inductance, avec des valeurs très proches de celles issues des calculs. Nous avons conclu à travers ces résultats que l'approche adoptée est utile pour

le calcul des températures dans les microstructures.

REFERENCES

[1] R Melati., A. Hamid, T. Lebey, « Design of a new electrical model of a ferromagnetic planar inductor for its integration in a micro-converter», *Mathematical and Computer Modelling*, Vol 57, pp 200–227, 2013.

[2] L. Valentin Popov., «Thermal Effects in Contacts » Springer, « Chapter of Book « Contact Mechanics and Friction-Physical Principles and Applications » pp 217-223, 2010.

[3] M.T. Abakar, « Modélisation thermique des composants magnétiques utilisés en électronique de puissance », Thèse de doctorat soutenue à L'institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2003.

[4] H Liu, Y Jiang, D Liu, et al, « Thermal effect on microstructure vibration of SiO₂ thin films », *Vibrational Spectroscopy- Elsevier*, Vol 96, 2018.

[5] K. Lai Dac, « Contribution à l'optimisation du dimensionnement de composants passifs intégrés pour l'électronique de puissance », Thèse de doctorat, Université de Grenoble, 16 Décembre 2010.

[6] A. Litipu; S. Beysen; Z. Min; et al, «Effect of Annealing Temperature on Microstructure and Resistivity of TiC Thin Films », *Coatings; Basel* Vol. 11, N° 4, 2021

[7] Timoshevskii, V.; Ke, Y.; Guo, H, et al «The influence of surface roughness on electrical conductance of thin Cu films: An ab initio study ». *Journal of applied physics* 103, pp 1-4, 2008.

[8] G. Jerke., J. Lienig, « Hierarchical Current-density verification in arbitrarily shaped metallization patterns of analog circuits », *IEEE Transactions On Computer-Aided Design of Integrated Circuits and Systems*, Vol. 23, N° 1, pp 80 – 90, 2004.

[9] J-P. Petit. « Dissipation thermiques dans les systèmes électroniques », Editions Technique de l'Ingénieur, Paris, 2012.

[10] A. Saulnier, J.-B; ALEXandre, A , « Heat transfer modelling by the nodal method: its

principles, successes and limitations», *Revue générale de thermique*, Vol 24, N° 280, pp 363-372, 1985.

[11] J-M. Dorkel, “Semi-conducteurs de puissance - Problèmes thermiques” (partie 1), Editions Technique de l'Ingénieur, Paris, 2012.