

# Etude et caractérisation d'une fonction hacheur intégrée par thermographie infrarouge

Marion HAUSSENER<sup>1</sup>, Noëlle VIVIÈS<sup>1</sup>,  
Baptiste TRAJIN<sup>2</sup>, Paul-Etienne VIDAL<sup>2</sup>, Hélène WELEMANE<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Université de Toulouse; INP; ENI de Tarbes, 47 avenue d'Azereix, BP1629, 65019 Tarbes Cedex

<sup>2</sup>Université de Toulouse; INP; ENI de Tarbes, LGP, 47 avenue d'Azereix, BP1629, 65019 Tarbes Cedex

**RÉSUMÉ** – Cet article présente une méthode d'étude et de caractérisation des fonctions d'électronique de puissance basée sur la thermographie infrarouge. Cette dernière permet d'accéder, sans contact, à l'évolution temporelle du champ surfacique de température de la structure fonctionnelle, basée ici sur un IGBT Silicium et une diode SiC. Cette étude apparaît comme essentielle dans le cadre de l'intégration de puissance, lors du dimensionnement thermique au sein d'une fonction spécifique, afin de réduire le volume des fonctions et des systèmes de refroidissement associés. Le suivi thermique est ainsi réalisé jusqu'à l'obtention du régime permanent de la structure, à la fois au niveau des composants IGBT et diode mais également des fils de bonding. L'étude de la fonction hacheur 1 quadrant est menée par ailleurs pour différents points de fonctionnement afin de valider l'approche proposée. Par la suite, les sollicitations thermiques auxquelles sont soumis les éléments de la fonction sont comparées et discutées.

**Mots-clés** – *Thermographie infrarouge, Fonction hacheur, IGBT Silicium, Diode SiC, Dissipation thermique.*

## 1. INTRODUCTION

L'arrivée sur le marché de composants grand-gap permet d'envisager la fabrication de modules d'électroniques de puissance à haute compacité ou à forte densité de puissance. Effectivement, le niveau de maturité de composants tels que ceux réalisés en carbure de Silicium (SiC) ou nitrure de Gallium (GaN) a considérablement augmenté, rendant possible une production industrielle ainsi qu'une intégration au sein de fonctions de conversion optimisées. Afin de maximiser cette intégration, il est parfois envisagé un fonctionnement à des températures beaucoup plus élevées que dans le cas des composants conventionnels en Silicium (Si) [1]. Ainsi, les nouvelles solutions technologiques, retenues pour permettre le fonctionnement sous environnement contraint, deviennent les facteurs critiques de tels assemblages. Un certain nombre d'études visent à identifier les modes de défaillance ou les interfaces critiques [2, 3]. Dans ce domaine, les caractérisations expérimentales non destructives présentent un avantage majeur avec la possibilité d'étudier les mécanismes de dégradation sans perturbation liée à la mesure en elle-même (par exemple microscopie optique, microscopie acoustique, microscopie à rayon-X, thermographie infrarouge). Parmi ces techniques la thermographie infrarouge constitue un moyen pratique et efficace pour l'investigation des systèmes, y compris lorsque l'équipement est en fonctionnement. Cette technique d'analyse a fait ses preuves en mécanique expérimentale pour l'étude de la santé matière [4] ou le suivi de comportements dissipatifs de matériaux et structures [5, 6] et

nous semble être une technique à explorer dans le cas des assemblages d'électronique de puissance.

Compte tenu des difficultés liées à l'obtention de composants commandables à l'amorçage et au blocage en SiC à des prix concurrentiels, cette technologie semble promise à la très haute tension. Il est intéressant de constater qu'au contraire, les composants spontanés sont facilement accessibles et permettent d'ores et déjà de créer des fonctions de conversion aux performances optimisées [7]. Dans le cas de l'utilisation conjointe d'un interrupteur commandable en technologie Si et d'un interrupteur spontané en technologie SiC, nous pouvons nous interroger sur les disparités, notamment thermiques, qui seraient induites au sein de ces assemblages hybrides. Il s'agit donc, dans cette étude, de procéder à une analyse et à une caractérisation électro-thermique de l'assemblage complet.

Cet article propose d'étudier une fonction hacheur intégrée basée sur un IGBT Silicium et une diode SiC au moyen de la thermographie infrarouge. Le système d'étude et les outils de thermographie infrarouge sont présentés dans le paragraphe 2. Le paragraphe 3 présente une analyse thermique théorique de l'ensemble fonctionnel avec une évaluation des pertes par effet Joule dans les différents éléments constitutifs de l'assemblage. Enfin, à travers des résultats expérimentaux, l'analyse thermique proposée est validée dans le paragraphe 4.

## 2. PRÉSENTATION DU SYSTÈME ET DU DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL

### 2.1. Système d'étude électrique

La fonction hacheur buck considérée possède un interrupteur commandé IGBT Silicium (1200V - 25A) complété par une diode SiC (1200V - 30A). La fonction intégrée ne tient pas compte de la commande rapprochée de l'IGBT qui est réalisée par un circuit électronique annexe. Le hacheur débite sur une charge R-L série de valeur  $R = 1\Omega$  et  $L = 3mH$ . La figure 1 présente le schéma électrique du hacheur buck avec sa charge et la figure 2 présente la réalisation fonctionnelle de la fonction hacheur seule. Dans cette étude préliminaire, l'assemblage n'utilise pas de matériaux encapsulants (boîtier et composés diélectriques). Ainsi les éventuels effets liés au passage d'une couche de conduction thermique entre les sources thermiques (interrupteurs de puissance et fils de bonding) et l'appareillage de mesure ne seront pas perçus. Les composants sont reportés par l'intermédiaire d'un processus de brasure Etain-Cuivre-Argent (Sn-Cu-Ag) sur un substrat en nitrure de Silicium  $Si_3N_4$  dont les pistes de conduction sont en Cuivre. Les finitions des métallisa-

tions sont constitués d'apport d'Or.

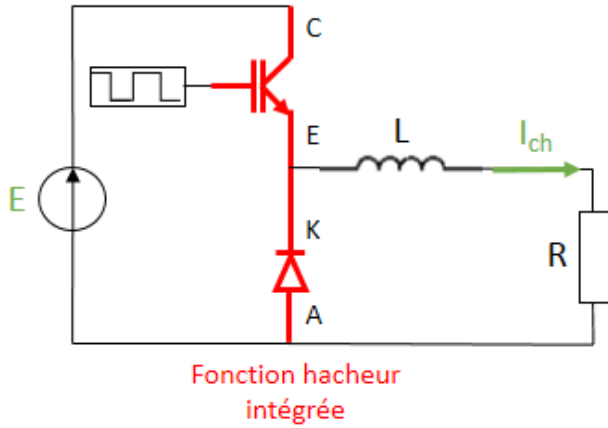


Fig. 1. Schéma électrique du hacheur buck

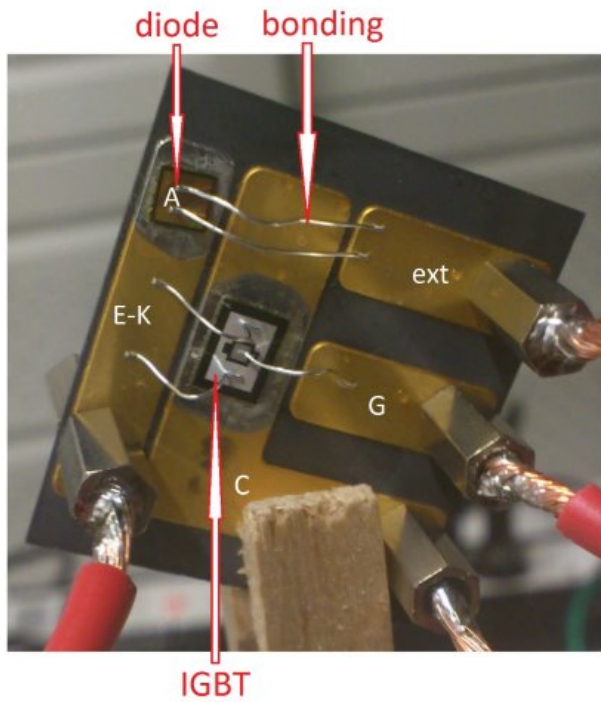


Fig. 2. Réalisation fonctionnelle de la fonction hacheur

### 2.1.1. Ondulations du courant de charge

La fréquence de commutation de l'IGBT est fixée à  $f = \frac{1}{T} = 1kHz$  de manière à ce que la période de découpage soit inférieure à la constante de temps du système  $\tau = \frac{L}{R} = 3ms$ . De plus, nous considérerons que le hacheur fonctionne en conduction continue. Dans ce cas, au cours d'une séquence de commutation en régime permanent, l'amplitude de l'ondulation de courant dans l'inductance peut être approximée par (1).

$$\Delta I_{ch} = \frac{E - RI_{ch}}{Lf} \alpha \quad (1)$$

avec :

- $E$  : la tension de la source d'entrée,

-  $I_{ch}$  : le courant moyen dans la charge.

Le point de fonctionnement de la charge est défini constant dans cette étude, par le courant moyen la traversant qui vaut  $I_{ch} = 8A$ . La tension de la source de puissance  $E$  est alors adaptée au rapport cyclique  $\alpha$  de manière à respecter le point de fonctionnement choisi pour la charge. Nous pouvons alors exprimer l'ondulation du courant de charge (1) en fonction du rapport et du courant moyen de charge (2).

$$\Delta I_{ch} = \frac{(1 - \alpha)RI_{ch}}{Lf} \quad (2)$$

Compte tenu des paramètres électriques du système d'étude, la valeur maximale de l'ondulation de courant est obtenue pour un rapport cyclique tendant vers 0. Dans ce cas, l'ondulation de courant calculée est de  $\Delta I_{ch} = 2.6A$ . Ainsi, quel que soit le point de fonctionnement considéré et donc le rapport cyclique de commande de l'IGBT, le hacheur fonctionne toujours en conduction continue.

### 2.1.2. Courant de charge efficace

Les pertes thermiques par effet Joule sont conditionnées par la valeur du courant efficace dans la charge. Considérons sur une période de découpage le courant de charge  $i_{ch}(t)$  comme une constante  $I_{ch}$  additionnée d'une composante oscillante triangulaire asymétrique d'amplitude  $\Delta I_{ch}$  (3). On montre alors que la valeur efficace de ce courant  $I_{ch, eff}$  s'exprime selon (4).

$$\begin{cases} i_{ch}(t) = I_{ch} - \frac{\Delta I_{ch}}{2} + \frac{\Delta I_{ch}}{\alpha T} t, & t \in [0; \alpha T] \\ i_{ch}(t) = I_{ch} + \frac{\Delta I_{ch}}{2} + \frac{\Delta I_{ch} \alpha}{1 - \alpha} - \frac{\Delta I_{ch}}{(1 - \alpha) T} t, & t \in [\alpha T; T] \end{cases} \quad (3)$$

$$I_{ch, eff} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i_{ch}^2(t) dt} = \sqrt{I_{ch}^2 + \frac{I_{ch}^2 R^2 (1 - \alpha)^2}{12 L^2 f^2}} \quad (4)$$

Ainsi, le courant efficace dans la charge peut être approximé par sa valeur moyenne  $I_{ch}$ . L'erreur entre le courant efficace et son approximation moyenne est alors majorée par (5). Avec les paramètres de notre système, le majorant de l'erreur relative entre le courant efficace et son approximation moyenne vaut 8.3% pour  $\alpha = 0$ . Cependant, un calcul exact montre (voir figure 3) que l'erreur relative commise en approximant la valeur efficace du courant par sa valeur moyenne n'excède pas 0.5% dans le cas d'étude. Cette étude est cohérente avec l'expression des oscillations du courant de charge qui sont maximales pour un rapport cyclique tendant vers 0. Nous considérerons donc dans toute la suite que le courant de charge efficace est égal au courant de charge moyen.

$$erreur_{max} = \frac{I_{ch} R (1 - \alpha)}{4 L f} \quad (5)$$

### 2.2. Thermographie infrarouge

La thermographie infrarouge est une technique de mesure optique du champ thermique surfacique d'une structure. Elle consiste en un relevé 2D des rayonnements thermiques (luminances énergétiques) émises par la surface observée et qui dépendent en particulier de la température de la matière. Outre la

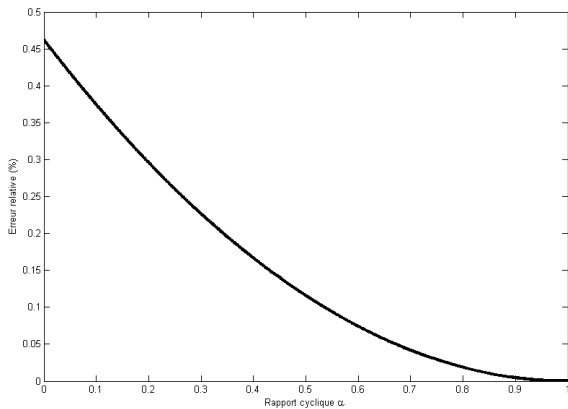


Fig. 3. Erreur relative sur le courant efficace de charge

distinction avec la thermographie classique basée sur un contact, l'appellation infrarouge précise également la gamme des longueurs d'ondes mesurées.

L'obtention, de manière non intrusive, de l'évolution temporelle du champ de température d'une pièce ainsi que la facilité de mise en oeuvre, la maniabilité et la rapidité de cette technique l'ont conduit à de multiples applications. Vis-à-vis des techniques classiques, elle s'avère en particulier avantageuse dans le cas d'un manque d'accessibilité ou encore d'un environnement délicat. Cette technique est donc particulièrement adaptée dans le cas présent où le rayonnement est issu de pièces de petite taille présentant un potentiel électrique non nul et où circule un courant électrique.

Un système de thermographie IR est composé d'un capteur de rayonnement et d'une station intégrant un ensemble de fonctions assurant le conditionnement et la mise en forme du signal, la transcription en température et l'enregistrement des données [8]. Le dispositif employé est ici une caméra FLIR SC 7000 rétrofitée Titanium à capteurs InSb, plan focal de  $320 \times 256$  pixels et résolution thermique de  $20mK$  à  $30^\circ C$ . La bande spectrale des radiations mesurées correspond à l'intervalle  $[3.5; 5] \pm 0.25\mu m$  (infrarouge moyen), le temps d'intégration étant pris égal à  $950\mu s$ . Pour l'ensemble des tests, les constantes thermiques étant lentes, la fréquence d'acquisition est de  $10Hz$ . Le contrôle de la caméra et l'enregistrement sont gérés par le logiciel Altair, l'opération de calibration étant automatique. En première approche, les émissivités des constituants étudiés ont été calibrées à l'aide d'un thermocouple de manière à obtenir une température de surface proche de la température ambiante lorsque le système est à l'équilibre thermique sans sollicitation électrique. L'émissivité de la surface de l'IGBT est ainsi fixée à  $\epsilon = 0.75$ , celles de la diode et des fils de bonding à  $\epsilon = 0.7$ . L'émissivité le long des fils de bonding est supposée constante compte tenu des faibles variations d'inclinaison de leur surface [9].

Les tests ont été réalisés dans un laboratoire à température ambiante et toutes lumières éteintes. De façon à éliminer au maximum les effets perturbants de l'environnement et mettre en évidence les modifications thermiques, nous avons opté pour une analyse en relatif des données en soustrayant à chaque instant l'image thermique du début de l'essai. Les figures 4 et 5 permettent de visualiser le dispositif expérimental ainsi qu'un champ thermique surfacique relatif de la fonction hacheur inté-

grée.

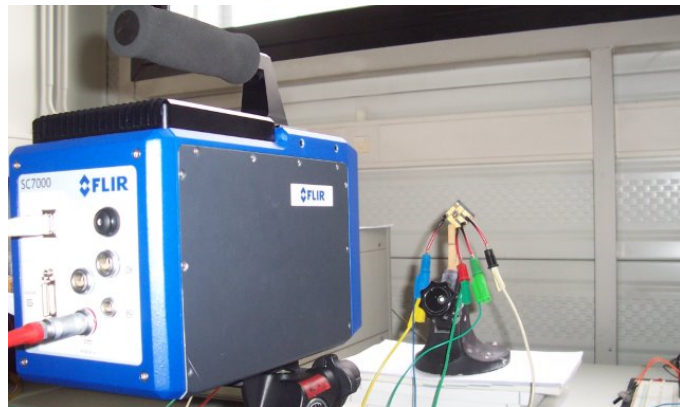


Fig. 4. Dispositif expérimental pour la thermographie IR d'une fonction hacheur intégrée

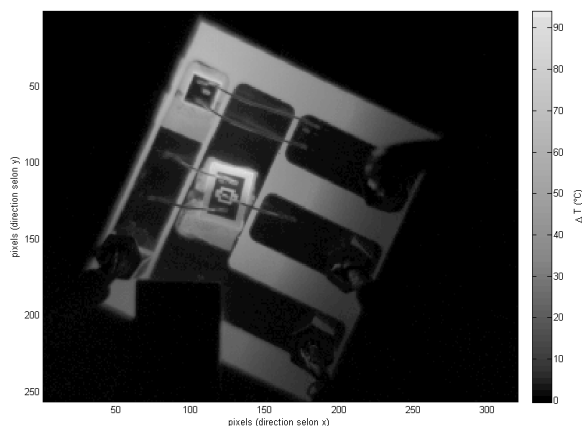


Fig. 5. Champ thermique surfacique de la fonction hacheur

### 3. ANALYSE THERMIQUE D'UNE FONCTION HACHEUR INTÉGRÉE

#### 3.1. Evaluation des pertes thermiques dans les composants de puissance

##### 3.1.1. Pertes en conduction

Comme nous l'avons montré au paragraphe 2, le courant efficace dans la charge électrique est considéré comme égal à sa valeur moyenne  $I_{ch, eff} = I_{ch}$ . Ainsi, les pertes Joule par conduction dans les semi-conducteurs sont obtenues à partir de leurs résistances à l'état passant  $R_{on}$  et des courants efficaces dans chaque interrupteur pondérés par le rapport cyclique appliqué (6).

$$\begin{aligned} P_{J,IGBT,cond} &= R_{on,IGBT} \alpha I_{ch}^2 \\ P_{J,diode,cond} &= R_{on,diode} (1 - \alpha) I_{ch}^2 \end{aligned} \quad (6)$$

##### 3.1.2. Pertes par commutation

Dans le cas de l'IGBT, il est nécessaire de tenir compte de l'énergie dissipée lors des commutations au blocage  $E_{off}$ , celle-ci étant lente par constitution et à l'amorçage  $E_{on}$  [10]. Si on considère, de manière simplifiée, que le courant à l'amorçage

et au blocage évolue linéairement pendant la durée de commutation ( $t_{on}$  à l'amorçage et  $t_{off}$  au blocage) alors que la tension aux bornes de l'IGBT est égale à la tension de la source  $E$ , on montre que l'énergie dissipée lors des commutations s'exprime selon (7) [11].

$$\begin{aligned} E_{on} &= \frac{EI_{ch}t_{on}}{2} \\ E_{off} &= \frac{EI_{ch}t_{off}}{2} \end{aligned} \quad (7)$$

Dans le cas d'une diode de puissance, les pertes par commutation ne se produisent qu'au blocage du fait de l'énergie de recouvrement. Cependant, pour les diodes SiC, le temps de commutation est très faible et l'énergie de recouvrement diminue également [12]. Ainsi, dans cette étude, l'énergie dissipée lors des commutations de la diode ne sera considérée qu'au blocage  $E_{off, diode}$ .

### 3.1.3. Pertes totales

L'expression des pertes Joule totales dans les semi-conducteurs est donnée en (8). Elle se définit comme la somme des pertes en conduction et des pertes par commutation. Il apparaît clairement que les pertes Joule dans les composants de puissance sont linéaires-vis à-vis du rapport cyclique et donc du point de fonctionnement de la fonction hacheur. On peut remarquer que dans (8), pour un courant de charge donné et pour des résistances à l'état passant constantes pendant la durée de la sollicitation, les pertes dans l'IGBT (respectivement dans la diode) vont croître (respectivement décroître) de manière linéaire vis-à-vis du rapport cyclique.

$$\begin{aligned} P_{J,IGBT} &= R_{on,IGBT}\alpha I_{ch}^2 + f(E_{on} + E_{off}) \\ P_{J,diode} &= R_{on,diode}(1 - \alpha)I_{ch}^2 + fE_{off, diode} \end{aligned} \quad (8)$$

### 3.2. Evaluation des pertes thermiques dans les fils de bonding

Dans les études portant sur la robustesse des assemblages de puissance lors de cycles de sollicitations, les conclusions pointent souvent la connectique et plus particulièrement les fils de bonding comme le maillon critique de la chaîne de conversion [3]. Pour ces éléments de connexion, l'optimisation de leur placement [13], les matériaux ou les techniques de soudure [14] sont des facteurs clés pour l'amélioration de la performance d'un assemblage.

Les connexions de puissances au sein de la fonction hacheur sont réalisées au moyen de fils de bonding en Aluminium, considéré comme pur, de  $300\mu m$  de diamètre et de longueur moyenne d'environ  $1.5cm$ . Pour les connexions entre l'émetteur de l'IGBT et la cathode de la diode et entre l'anode de la diode et la connectique externe, les fils de bonding sont doublés. A partir des données géométriques des fils de bonding et des propriétés de l'Aluminium, leur résistance est évaluée à  $R_{bond} = 5m\Omega$ . Les pertes Joule dans les fils de bonding s'expriment alors selon (9) avec  $P_{J,A-ext}$  les pertes entre l'anode de la diode et la connectique externe et  $P_{J,E-K}$  les pertes Joule entre l'émetteur de l'IGBT et la cathode de la diode. Là encore, il apparaît que les pertes par effet Joule dans les fils de bonding sont linéaires vis-à-vis du rapport cyclique de la commande de l'IGBT.

$$\begin{aligned} P_{J,A-ext} &= R_{bond} \frac{(1 - \alpha)I_{ch}^2}{2} \\ P_{J,E-K} &= R_{bond} \frac{\alpha I_{ch}^2}{2} \end{aligned} \quad (9)$$

De plus, les fils de bonding étant de section constante, on peut supposer que leur résistance linéique est constante. Ainsi, en première approximation, les pertes Joules linéiques devraient être constantes le long des fils de bonding.

## 4. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

### 4.1. Points de fonctionnement

Afin de pouvoir comparer entre eux les différents points de fonctionnement dépendant du rapport cyclique, l'analyse porte sur le régime permanent thermique des différents composants, ce qui revient à solliciter électriquement la fonction hacheur pendant une durée d'environ 30 minutes pour chaque point de fonctionnement comme le montre la figure 6 pour un rapport cyclique de 50% ( $\alpha = 0.5$ ).

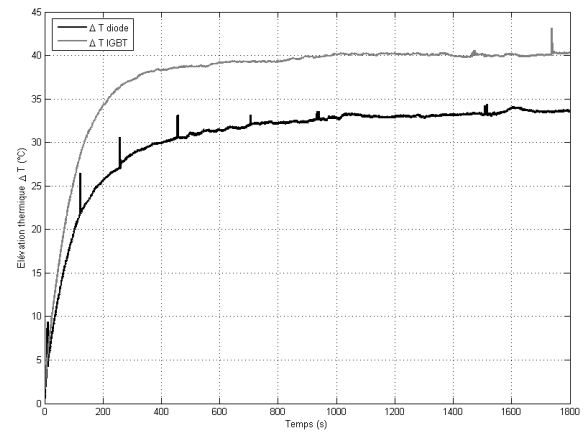


Fig. 6. Élévation thermique des semi-conducteurs de puissance pour  $\alpha = 0.5$

Comme nous l'avons exposé au paragraphe 2, pour tous les points de fonctionnement, le courant de charge est maintenu constant en valeur moyenne à  $I_{ch} = 8A$ . De plus, la plage de variation du rapport cyclique est choisie de manière à être en conduction continue. Finalement, la tension de source est adaptée pour chaque rapport cyclique afin de respecter la contrainte sur le courant de charge. Le tableau 1 résume les différents points de fonctionnement choisis pour cette étude.

Tableau 1. Point de fonctionnement du hacheur pour  $I_{ch} = 8A$

Rapport cyclique $\alpha$	Tension de la source d'entrée $E$
0.2	40V
0.35	22.8V
0.5	16V
0.65	12.3V
0.8	10V

## 4.2. Traitement des mesures thermiques

Les mesures thermiques présentent une variabilité inhérente à la précision de la caméra thermique et au bruit thermique ambiant. Considérons la température relative surfacique de la diode présentée en figure 6. En régime permanent thermique, idéalement, le signal mesuré est constitué d'une valeur moyenne (signal utile) additionnée d'un bruit. La figure 7 donne l'histogramme du signal thermique relatif mesuré. On peut remarquer que la distribution paraît normale et qu'elle possède un écart type  $\sigma = 0.066$ , ce qui est cohérent avec la précision de la caméra thermique et les conditions expérimentales.

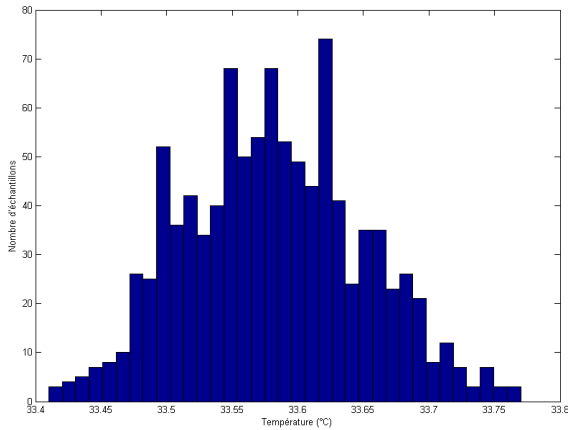


Fig. 7. Histogramme de la température relative en régime permanent

Afin d'améliorer la précision des mesures thermiques, la température est moyennée sur 10 échantillons temporels à la fin du régime permanent. Cette technique permet d'augmenter la reproductibilité des résultats en réduisant la variance entre plusieurs mesures avec les mêmes conditions expérimentales.

## 4.3. Température de fonctionnement des semi-conducteurs de puissance

La figure 8 résume les élévations de températures mesurées en régime permanent au niveau des surfaces de la diode et de l'IGBT pour les rapports cycliques donnés dans le tableau 1. Ces observations expérimentales corroborent l'analyse effectuée dans le paragraphe 3. On constate en effet une évolution linéaire selon  $\alpha$  des variations maximales de température, croissante pour l'IGBT et décroissante pour la diode. Une interpolation linéaire conduit ainsi à (10).

$$\begin{aligned} \Delta T_{IGBT} &= 15.7\alpha + 31.3 \\ \Delta T_{diode} &= 12.9(1 - \alpha) + 25.4 \end{aligned} \quad (10)$$

Bien que les pertes par commutations dépendent de la valeur de la tension commutée, nous pouvons les considérer ici comme constantes entre les différents points de fonctionnement. Ceci est dû aux faibles valeurs de tensions commutées eu égard à la tension nominale des composants dans le système d'étude. Ainsi, l'échauffement de l'IGBT lorsque le rapport cyclique tend vers 0 ( $\lim_{\alpha \rightarrow 0} = 31.3$  °C) correspond à l'échauffement induit par les pertes par commutation puisqu'aucun courant ne traverse l'IGBT dans ce cas. De manière analogue, le comportement limite où la diode n'est traversée par aucun courant (soit lorsque le rapport cyclique tend vers 1) fournit l'élévation ther-

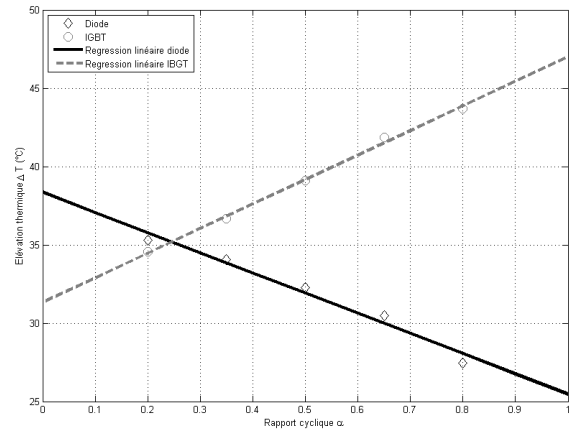


Fig. 8. Élévation thermique des semi-conducteurs de puissance en régime permanent

mique associée aux pertes par commutation dans ce composant, soit  $\lim_{\alpha \rightarrow 1} = 25.4$  °C. Ces résultats tendent donc à démontrer que les pertes par commutation dans la diode sont inférieures à celles dans l'IGBT, ce qui est en accord d'une part avec le caractère spontané des commutations de la diode et, d'autre part, avec la différence de technologie entre ces deux composants.

Par ailleurs, il semble que cette différence de conception soit également à l'origine des échauffements distincts observés dans la gamme des points de fonctionnement. On constate en effet sur la figure 8 et dans les expressions (10) que la valeur absolue du taux d'accroissement de l'échauffement de la diode est inférieure à celui de l'IGBT. Ceci s'explique par le fait que les composants SiC ont une résistance à l'état passant inférieure à celle des composants Si [12], ce qui engendre une réduction des pertes par conduction.

Ainsi, dans le cadre de modules de puissance fortement intégrés, il peut être préférable de choisir des composants de puissance grand-gap de type SiC, afin de limiter les pertes thermiques et donc de réduire le volume des systèmes de refroidissement associés. De plus, grâce à la thermographie infrarouge, il est possible d'identifier les points chauds de l'assemblage de puissance en fonction du point de fonctionnement de l'ensemble et par conséquent de dimensionner au mieux, en termes de disposition et de volume, les dissipateurs thermiques externes.

## 4.4. Température dans les fils de bonding

Dans le cadre de cette analyse, nous nous sommes intéressés aux fils de bonding entre l'anode de la diode et la connectique externe. Afin de séparer les effets thermiques dus au passage du courant électrique dans les fils de bonding et les effets thermiques dus à l'échauffement de la diode et la conductivité thermique des fils, seul le régime permanent des fils est considéré. Nous considérerons que le régime permanent thermique des fils de bonding est atteint avant celui des composants d'électronique de puissance. Ainsi, pour un rapport cyclique ici fixé à  $\alpha = 0.5$ , l'accroissement de température au niveau de la diode est de 7.5°C. La figure 9 montre le profil géométrique des fils considérés ainsi que le champ thermique surfacique associé. On remarque que l'élévation thermique des fils est supérieure à celle de la diode qui ne peut donc pas être considérée comme

une source chaude vis-à-vis des fils à l'instant de la mesure. L'échauffement des fils de bonding est ainsi dû majoritairement au passage du courant électrique.

Par ailleurs, la distribution spatiale du champ thermique montre clairement une hétérogénéité le long des fils. En particulier, l'augmentation de la température du fil est nettement plus élevée au niveau de la soudure avec la diode et au niveau des courbures importantes des fils. À l'inverse, lorsque les fils sont éloignés du substrat, et que leur courbure est plus faible, la dissipation par convection est maximale et l'impact thermique plus faible. La thermographie permet donc de montrer que le seul dimensionnement des fils de bonding par perte Joule (9) n'est pas suffisant car des phénomènes non linéaires et localisés apparaissent aux interfaces. Pour la conception de ces systèmes, on notera que ce type d'étude revêt une importance cruciale dans la mesure où ces fortes hétérogénéités thermiques peuvent conduire à une détérioration des fils et des chemins de conduction en cas de mauvais refroidissement.

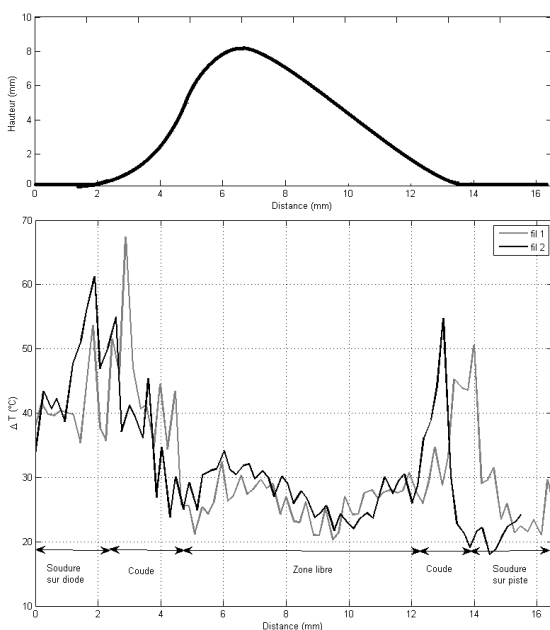


Fig. 9. Profil et élévation thermique des fils de bonding A-ext

## 5. CONCLUSIONS

Dans cet article, nous avons montré l'intérêt d'un assemblage hybride entre un composant commandable Si et un composant spontané SiC au sein d'une fonction hacheur. En effet, l'analyse par thermographie infrarouge a permis de caractériser, sous contraintes électriques actives et sans contact avec la structure, la répartition thermique surfacique de l'assemblage. L'utilisation d'une diode SiC conduit à une diminution des pertes Joule globales dans l'assemblage, permettant un gain au niveau du dimensionnement des éléments de dissipation thermique. De plus, l'analyse thermique nous a permis d'évaluer la contribution de l'énergie dissipée lors des commutations et en phase de conduction au sein de chaque composant. Par ailleurs, en ce qui concerne les fils de bonding, la méthode proposée montre clairement des points chauds aux limites des fils qui doivent être pris en compte lors de leur dimensionnement propre mais également dans la conception des systèmes de dissipation thermique et de refroidissement.

Dans la continuité de cette étude, des mesures électriques fines seront menées afin de caractériser l'énergie dissipée lors des commutations de l'IGBT et de la diode mais également afin de caractériser les résistances des composants à l'état passant. À partir de la connaissance des pertes thermiques au sein de l'assemblage, un modèle thermique équivalent électrique pourra être développé dans le but d'identifier et de modéliser la réponse thermique de l'assemblage à une sollicitation électrique interne. De plus, la répartition thermique dans les fils de bonding sera étudiée pour en déduire des critères de dimensionnement. Un modèle générique de perte dans l'assemblage de puissance pourra être proposé et mis en relation avec le rendement global de la structure de conversion statique.

Les études thermiques ainsi menées permettront alors d'étudier les systèmes de dissipation et de refroidissement, d'optimiser les structures de puissance intégrées ainsi que leur vieillissement eu égard aux sollicitations électro-thermiques exercées au sein de l'assemblage.

## 6. REMERCIEMENTS

Les auteurs tiennent à remercier Philippe LASSERRE, responsable des opérations de la plateforme PRIMES de Tarbes [15] qui a permis la réalisation pratique de la fonction hacheur intégrée. De plus, cette étude a été menée avec le support d'un projet étudiant réalisé au sein de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes.

## 7. RÉFÉRENCES

- [1] T. Funaki, J-C. Balda, J. Junghans, A-S. Kashyap, H-A. Mantooh, F. Barlow, T. Kimoto, T. Hikihara, *Power Conversion With SiC Devices at Extremely High Ambient Temperatures*, IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 22, n. 4, pp. 1321-1329, July 2007.
- [2] H. Ye, M. Lin, C. Basaran, *Failure modes and FEM analysis of power electronic packaging*, Finite Elements in Analysis and Design, n. 38, pp. 601-612, 2002.
- [3] V. Smet, F. Forest, J-J. Huselstein, F. Richardeau, Z. Khatir, S. Lefebvre, M. Berkani, *Ageing and Failure Modes of IGBT Modules in High-Temperature Power Cycling*, IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 58, n. 10, pp. 4931-4941, Oct. 2011.
- [4] X. P. V. Maldague, *Theory and practice of infrared technology for nondestructive testing*, Wiley-Interscience, 2001.
- [5] A. Chrysochoos, *Infrared thermography, a potential tool for analysing the material behaviour*, Mécanique & Industries, vol. 3, n. 1, pp. 3-14, 2002.
- [6] C. Goidescu, H. Weleman, C. Garnier, M. Fazzini, R. Brault, E. Péronnet, S. Mistou, *Damage investigation in CFRP composites using full-field measurement techniques : combination of digital image stereo-correlation, infrared thermography and X-ray tomography*, Composites Part B : Engineering, vol. 48, pp. 95-105, 2013.
- [7] D. Ouwerkerk, T. Han, J. Preston, *Efficiency Improvement Using a Hybrid Power Module in 6.6 kW Non-Isolated On-Vehicle Charger*, 2012 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, Oct. 9-12, 2012, Seoul, Korea.
- [8] D. Pajani, *Thermographie. Principes et mesures*, R 2740, Techniques de l'Ingénieur, 2001.
- [9] G. Gaussorgues, *La thermographie infrarouge. Principes, technologie, applications*, Editions Tec & Doc, 1999.
- [10] J.-L. Fock Sui Too, *Caractérisation et Modélisation de composants IGBT et diode PiN dans leur environnement thermique sévère lié aux applications aéronautiques*, Thèse de doctorat, Université de Toulouse, Avril 2010.
- [11] J.-L. Dalmaso, *Electronique de puissance : commutation*, DIA Technique Supérieur, BELIN, 1986.
- [12] D. Risaletto, *Caractérisation électrique en commutation de diodes haute tension en carbure de silicium*, Thèse de doctorat, INSA de Lyon, Mai 2007.



- [13] M. Ishiko, M. Usui, T. Ohuchi, M. Shirai, *Design concept for wire-bonding reliability improvement by optimizing position in power devices*, *Microelectronics Journal*, vol. 37, pp. 262-268, 2006.
- [14] A. Hamidi, N. Beck, K. Thomas, E. Herr, *Reliability and lifetime evaluation of different wire bonding technologies for high power IGBT modules*, *Microelectronics Reliability*, vol. 39, pp. 1153-1158, 1999.
- [15] <http://www.primes-innovation.com>