



HAL
open science

Vieillessement des connexions dans les modules de puissance : approche expérimentale et numérique

Guillaume Pellecuer, François Forest, Jean-Jacques Huselstein, André Chrysochoos, Tarik Madani

► To cite this version:

Guillaume Pellecuer, François Forest, Jean-Jacques Huselstein, André Chrysochoos, Tarik Madani. Vieillessement des connexions dans les modules de puissance : approche expérimentale et numérique. 3ème Symposium de Génie Electrique, Université de Lorraine [UL], Jul 2018, Nancy, France. pp.3 - 5. hal-02958017v2

HAL Id: hal-02958017

<https://hal.science/hal-02958017v2>

Submitted on 15 Nov 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Vieillessement des connexions dans les modules de puissance : Approche expérimentale et numérique

Guillaume PELLECUER, François FOREST, Jean-Jacques HUSELSTEIN,
IES-GEM/Université de Montpellier
André CHRYSOCHOOS, Tarik MADANI
LMGC/Université de Montpellier

RESUME - Ce papier propose une approche expérimentale et numérique du vieillissement des wire-bonds au sein des modules de puissance à semi-conducteurs. Des essais de vieillissement en cyclage thermique sont effectués sur des modules types pour récolter des données en fonction de l'amplitude de ce cyclage et de la fréquence à laquelle il est appliqué. L'amplitude reste inférieure ou égale à 50°C, domaine dans lequel les dégradations observées se résument au décollement des wire bonds. Ces tests permettent d'alimenter le volet numérique dont l'objectif est de construire une méthodologie de modélisation thermo-mécanique visant à établir la dynamique des contraintes puis d'un éventuel endommagement de ces wire bonds, dans un cadre thermo-élasto-plastique. Une approche expérimentale complémentaire est également présentée, elle consiste à mettre en œuvre des éprouvettes de test spécifiques, beaucoup plus simples à mettre en œuvre et à instrumenter que des modules de puissance.

Mots-clés— *Fiabilité, Modules de puissance, Cyclage thermique, Fatigue thermo-mécanique, Wire bonds.*

1. INTRODUCTION

Composants clés de l'électronique de puissance, les modules à semi-conducteurs sont utilisés dans de nombreux domaines tels que les réseaux électriques, le transport ou encore la domotique, pour assurer la conversion de l'énergie électrique. La fiabilité de ces composants est donc un enjeu significatif. Dans les applications citées plus haut, les composants subissent des variations permanentes de leur régime de charge qui induisent un cyclage thermique (dit actif) des puces par auto-échauffement. Ces modules sont composés d'un empilement de différentes couches traversées par le flux thermique généré par les puces, ce qui conduit à l'existence, dans cet empilement, d'un gradient de température qui peut être important. Cette situation, combinée avec le cyclage thermique et la dispersion des coefficients de dilatation des différentes couches, va créer les conditions d'un vieillissement thermomécanique qui touche principalement la partie supérieure des puces, à savoir la métallisation d'émetteur et les wire bonds.

Au fil du temps, l'IES a développé des bancs de tests, afin de placer les modules de puissance dans des conditions de cyclage thermique actif, avec des paramètres très largement ajustables. De nombreux résultats ont été obtenus sur différents types de modules et avec des régimes de contraintes très divers. Ils ont permis de mettre en évidence des tendances intéressantes, en particulier sur la dépendance du vieillissement avec la fréquence du cyclage. Pour aller plus loin dans la compréhension des mécanismes de vieillissement et dans la prévision de la durée de

vie des composants, il est indispensable d'aborder la construction de modèles physiques à même de représenter correctement les mécanismes irréversibles. C'est l'objectif de la démarche présentée dans ce travail, menée dans un cadre "électro-thermo-mécanique" qui utilisera les résultats expérimentaux obtenus pour procéder à l'identification des modèles.

2. TESTS DE VIEILLISSEMENT

2.1. Bancs de test

Dans le cadre du vieillissement des wire-bonds, l'IES a développé des bancs de tests qui ont été présentés dans des publications antérieures [1][2]. La structure repose sur la mise en opposition de deux bras d'onduleur PWM correspondant chacun à un module en test et alimentant une charge purement inductive. Le principe d'opposition permet d'appliquer des conditions électriques semblables à celles rencontrées dans les applications industrielles tout en n'absorbant sur l'alimentation que l'équivalent des pertes des composants. Ce fonctionnement sera précisé dans la partie thermomécanique, qui nécessite l'identification de ces pertes pour les modèles de simulation.



Fig. 1. Banc de test

2.2. Vieillessement accéléré

Dans les applications considérées, les fréquences de cyclage thermique sont basses, de l'ordre du dixième de Hz. Si l'on utilise de telles fréquences au cours des tests, leur durée se compte en mois ou en années, pour des amplitudes de cyclage inférieures ou égales à 50°C.

La commande PWM de l'onduleur de test permet de contrôler à volonté le courant circulant dans la charge inductive et donc dans les IGBTs, à des fréquences pouvant atteindre la dizaine de hertz. Cette excitation provoque un cyclage thermique actif des jonctions avec un profil de température qui dépend de la forme du courant. Pour obtenir un courant identique dans les quatre composants, le point de repos de chacun des deux bras correspond à une valeur moyenne de tension de sortie nulle. La modulation n'est utilisée que pour générer le différentiel de tension nécessaire au contrôle de courant.

De nombreux tests ont été effectués sur des modules IGBTs en appliquant cette technique, avec des formes de courant sinusoïdales ou trapézoïdales. Les résultats présentés ci-après

ont été obtenus sur des modules 600V-200A, tout à fait représentatifs de la technologie actuelle (Fig. 2).

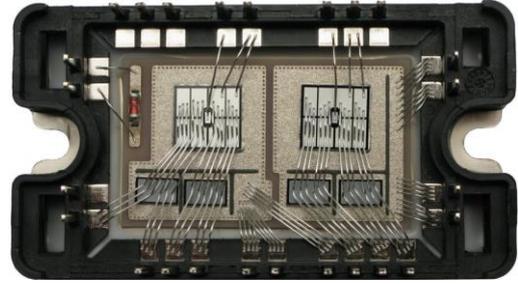


Fig. 2. Module IGBT utilisé comme vecteur de test

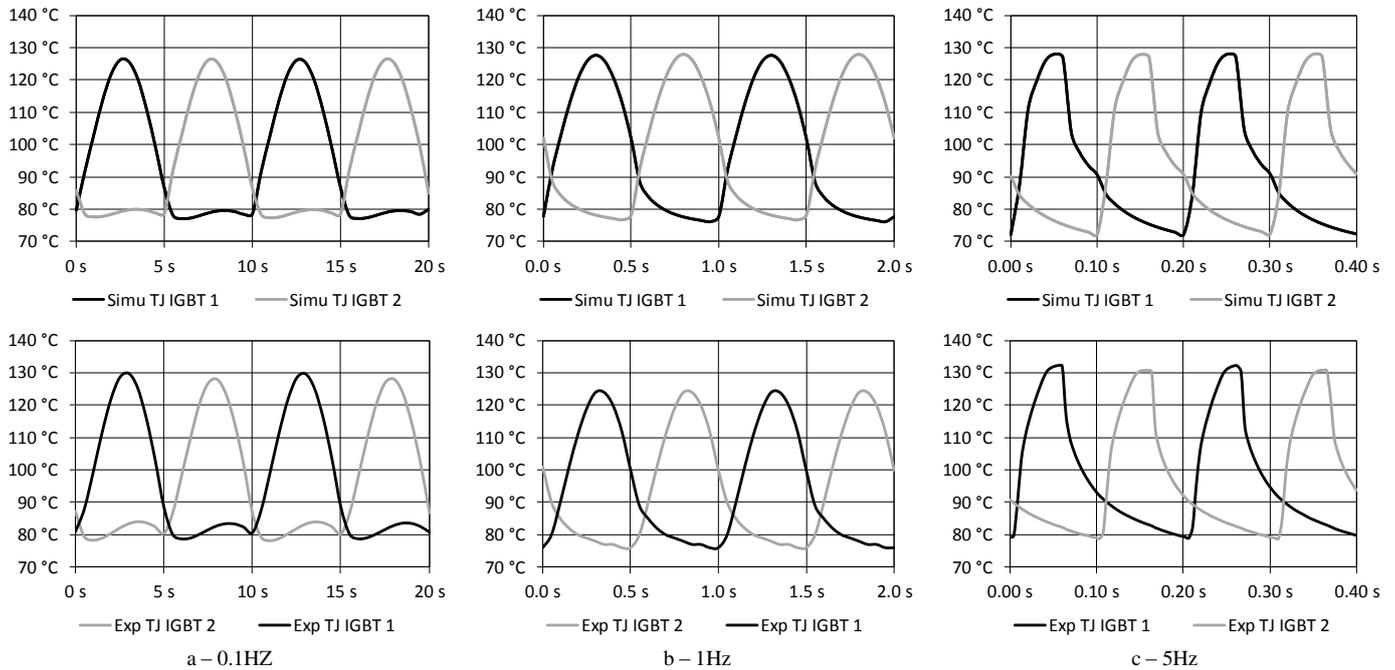


Fig. 3. Formes du cyclage thermique à 0,1 Hz, 1 Hz et 5 Hz

Certains de ces résultats sont issus de travaux antérieurs. La plupart d'entre eux correspondent à une récente campagne de test ayant pour objectif principal d'évaluer l'influence de la fréquence de cyclage sur le vieillissement des bondings. Trois fréquences de test très distinctes ont donc été choisies, 0,1 Hz, 1 Hz et 5 Hz. Une seule amplitude de cyclage thermique sur les jonctions a été retenue, à savoir 50°C. Cette valeur se situe dans la partie haute des contraintes appliquées dans les applications de transport, elle est donc réaliste, et elle conduit parallèlement à des durées de test raisonnables. Des essais antérieurs ont montré que les modes de dégradation étaient identiques à ceux observés à des températures inférieures [2]. Pour ajuster les paramètres électriques de façon à obtenir les conditions de cyclage désirées, une caméra thermique rapide a été utilisée sur des modules préparés à cet effet (gel éliminé, dépose d'une couche de peinture noire) [3].

La Fig. 3 montre les profils de température obtenus, d'abord par simulation EF 3D du module complet puis expérimentalement, sous la caméra thermique. À 0,1 Hz et 1 Hz, le courant dans la charge est sinusoïdal. Pour les tests à 5 Hz, le courant est trapézoïdal, seule forme qui permet d'obtenir l'amplitude de 50°C à cette fréquence. Dans tous les cas, la température plancher est d'environ 80°C.

Pendant le déroulement des tests, des mesures de V_{ce} sont effectuées régulièrement à conditions de courant et de température imposées. Il est ainsi possible de détecter une dégradation des attaches de bondings qui se traduit par un accroissement faible mais mesurable de cette tension. Les tests sont interrompus lorsque cet accroissement atteint 3 à 5% de la tension totale. Dans certains cas, assez rares, une défaillance se produit avant détection de telles variations.

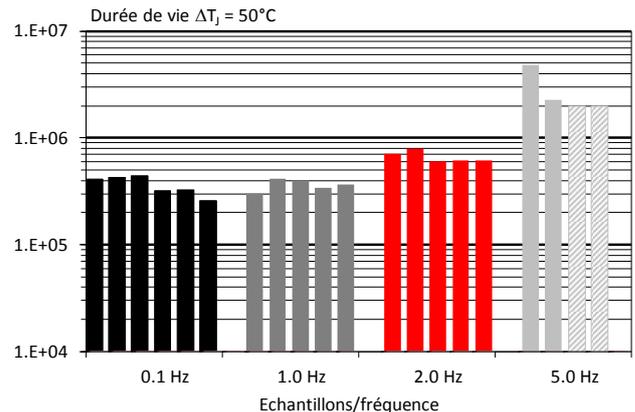


Fig. 4. Durée de vie fonction de la fréquence du test

La durée de vie est alors définie comme le nombre de cycle subis par les puces jusqu'à cette augmentation typique de V_{ce} . Les modules sont ensuite ouverts et leurs dégradations sont observées au MEB. Dans tous les échantillons traités, il s'agit de levées de pieds de bondings, entre 3 et 8 par puces. Le mode de vieillissement est donc toujours le même, quelle que soit la fréquence du test. La Fig. 4 montre les durées de vie obtenues sur les échantillons exploitables (4 à 6 par protocole), pour chaque gamme de fréquence. Les résultats à 2 Hz sont issus d'une précédente étude.

On constate que les résultats sont très proche sur les gammes 0,1 Hz et 1 Hz, considérant les inévitables dispersions de composants et la difficulté d'imposer strictement les mêmes cycles thermiques à tous les échantillons. Sur la gamme 2 Hz, on observe un accroissement significatif de la durée de vie (de l'ordre de 50%). À 5Hz, cette durée de vie augmente d'un facteur 5 à 10 (pour les échantillons "grisés", le test a été arrêté à 2.10^6 cycles, sans variation de V_{ce} observée).

Ceci traduit très probablement un comportement élasto-viscoplastique de la zone d'attache dans les conditions de contrainte considérées, caractère qui ne peut plus se manifester lorsque la fréquence d'excitation thermique devient trop grande. Ceci a deux conséquences. La première est la limitation de la fréquence possible des tests. Au-delà de 1 à 2 Hz, la vitesse de dégradation n'est plus représentative du mode de vieillissement des bondings en condition réelle.

La seconde conséquence est que les modèles thermomécaniques mis en œuvre devront prendre en compte ce caractère visqueux. Des essais sur des éprouvettes de fil sont prévus pour essayer de quantifier ce comportement et collecter des données pertinentes pour les simulations EF.

3. MODELISATION THERMOMECHANIQUE

L'objectif de ce travail est donc de simuler les interactions électro-thermo-mécaniques dont ces modules de puissance. Les logiciels Comsol Multiphysics[®] et Matlab[®] sont utilisés.

3.1. Contexte électro-thermo-mécanique global

On s'intéresse ici à la fatigue thermomécanique de modules de puissance qui dissipent électriquement de l'énergie, et donc qui s'échauffent et se refroidissent cycliquement au grès des puissances électriques injectées. Via la thermo-dilatabilité des matériaux constitutifs et les liaisons mécaniques entre composants, les variations de température engendrent des champs de contraintes et des déformations irréversibles, qui cycle après cycle, peuvent conduire à la ruine des pieds de bonding. De par l'utilisation de ces modules, ils existent deux types de pertes, celles par conduction (effet Joule) et celles par commutation. Les données constructeurs permettent de déterminer ces dernières $V_d = f(i_d)$, $V_{CE} = f(i_c)$, $E_{com} = f(R_g, i_c)$, où V_d , i_d , V_{CE} , i_c , E_{com} et R_g sont respectivement : la tension aux bornes de la diode, le courant de diode, la tension aux bornes de l'IGBT, i_c son courant et E_{com} l'énergie dissipée durant les commutations et R_g la résistance de grille.

Les bancs de tests reposent sur une structure mettant en opposition deux bras d'onduleur constituant chacun un module IGBT testé [1]. Le banc fonctionne ici à rapport cyclique α constant. La PWM1 (Pulse Width Modulation) est fixe avec $\alpha_1 = 0,5$. La régulation de courant dans l'inductance d'opposition joue sur le rapport cyclique α_2 de la PWM2 pour avoir le courant désiré en créant un déséquilibre entre les deux bras. De par la faible valeur de l'inductance $\alpha_2 \approx 0,5$. Le courant imposé est un créneau alternatif (figure 6). Il en résulte un

équilibre des courants dans chaque semi-conducteurs du banc mais déphasé entre eux. Le schéma de la structure du banc est donné fig 5 :

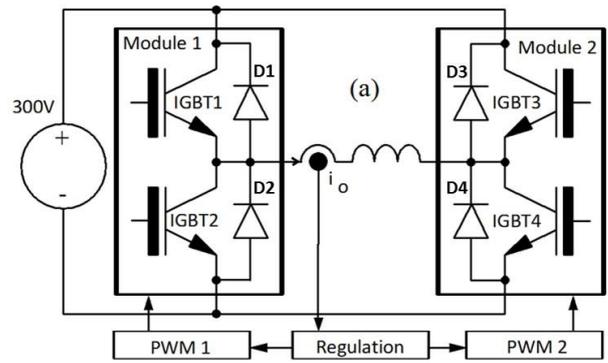


Fig. 5. Schéma de la partie puissance d'un banc de test

Du fait de l'inertie de la puce, les variations thermiques induites par la fréquence de découpage, sont apparues comme négligeables lors des essais de cyclage décrit dans la partie précédente [4]. On peut moyenniser les pertes à l'échelle de la période de découpage. Le courant inter-bras est régulé, permettant ainsi de maîtriser $i_d(t)$ et $i_c(t)$ et donc indirectement les grandeurs $V_d(t)$, $V_{CE}(t)$, $E_{com}(t)$.

Les pertes électriques dans une diode peuvent s'écrire :

$$P_{diode}(t) = \alpha * V_d(t) * i_d(t) \quad (1)$$

Les pertes dans un IGBT sont de la forme :

$$P_{IGBT}(t) = \alpha * V_{CE}(t) * i_c(t) + (E_{on} + E_{off}) * F_{dec} \quad (2)$$

La figure ci-dessous représente un exemple du résultat du calcul de pertes pour un couple IGBT-Diode, dans le cas d'un courant de forme rectangulaire.

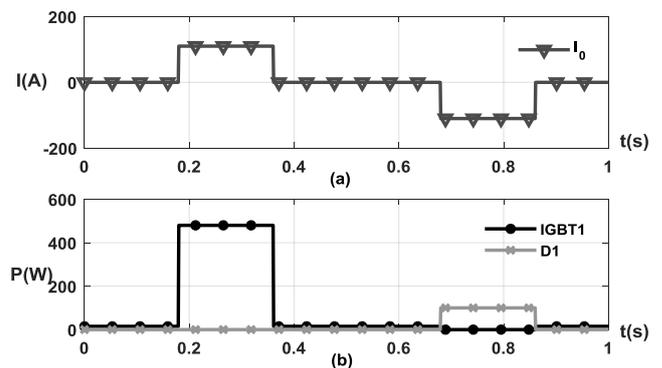


Fig. 6. (a) Courant dans l'inductance d'opposition ; (b) Pertes d'un couple IGBT diode

Les pertes ici sont valables pour l'IGBT1 et la diode D1. Les puissances seront identiques et en phase avec ces dernières pour l'IGBT4 et D4. Par contre, elles seront identiques mais déphasées de π pour les IGBT2 et 3 et les diodes D2 et D3.

L'utilisateur peut jouer sur plusieurs paramètres tels que la fréquence de découpage, la fréquence du courant dans l'inductance le rapport T_{haut-i_0}/T_{i_0} , où T_{haut-i_0} et T_{i_0} sont respectivement le temps à courant positif dans l'inductance et la période basse fréquence du courant dans l'inductance.

Lorsque le courant est théoriquement à 0 sur la commande, la puissance perdue dans les transistors n'est pas nulle. En effet,

le courant régulé ne vaut pas exactement 0 mais oscille autour de faibles valeurs. Il en résulte des pertes par commutation dans les transistors. Nous avons fait l'hypothèse que celles-ci étaient équilibrées dans chaque semi-conducteur et des mesures sur le banc nous ont permis de corriger nos équations pour prendre en compte cet effet.

La maîtrise des pertes se fait par la régulation du courant. Cette action mène indirectement à la maîtrise de ΔT au niveau des puces. Cependant pour un ΔT donné, il faut également maîtriser la température minimale des cycles. Ceci est géré via le système de refroidissement (ventilation contrôlée à travers un échangeur eau-air) qui permet d'imposer une température de référence T_{ref} au niveau des semelles des modules. Compte-tenu des fréquences de test envisagées, les capacités thermiques de l'assemblage ont un effet filtrant sur le profil de température. Il en résulte une température quasi constante au niveau des semelles des modules. La modélisation thermique s'appuie sur l'équation (3).

$$\rho C \frac{\partial \theta}{\partial t} - k \Delta \theta = S \quad (3)$$

où ρ , C , θ sont respectivement la masse volumique en $[kg.m^{-3}]$, la capacité calorifique $[J.K^{-1}]$ et la variation de température en $[^{\circ}C]$. Le terme S regroupe les sources de chaleur d'origine électrique ramenées à l'unité de volume. Comme évoqué précédemment, nous ne prenons en compte que les pertes électriques.

$$S = \frac{P_{IGBT1}}{V_{IGBT}} + \frac{P_{IGBT2}}{V_{IGBT}} + \frac{P_{Diode1}}{V_{Diode}} + \frac{P_{Diode2}}{V_{Diode}} \quad (4)$$

L'équation ci-dessus représente les sources d'un seul module, où V_{IGBT} et V_{Diode} représentent respectivement le volume d'un IGBT et d'une diode. Le volume ici est défini comme étant la partie active des transistors et diodes. En effet les bords ou encore les zones de grille des transistors ne sont pas comptabilisées dans ce volume.

Le comportement retenu pour le matériau constitutif du fil de bonding (aluminium) est, pour l'instant, celui d'un modèle thermo-élasto-plastique à écrouissage isotrope de type Prandtl-Reuss. La partie thermoélastique du comportement est supposée isotrope et ses paramètres caractéristiques (module de Young E , coefficient de Poisson ν , coefficient de dilatation linéique λ_{the}) sont supposés invariants avec la température. Les effets d'endommagement ne sont, pour le moment, pas inclus dans ce modèle.

Les principales équations du modèle sont :

- la loi d'état thermoélastique :

$$\epsilon_{eij} = \epsilon_{ij} - \epsilon_{p_{ij}} = \frac{1 + \nu}{E} \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} tr(\sigma) \delta_{ij} + \lambda_{the} (T - T_0) \delta_{ij} \quad (5)$$

où ϵ_{eij} , ϵ_{ij} , $\epsilon_{p_{ij}}$ sont respectivement les composantes du tenseur $\underline{\epsilon}_e$ des déformations élastiques, du tenseur $\underline{\epsilon}$ des déformations, du tenseur $\underline{\epsilon}_p$ des déformations plastique, T , T_0 la température actuelle et celle de référence.

- la loi d'écoulement plastique :

$$\dot{\epsilon}_{p_{ij}} \begin{cases} 0 & \text{si } f(\sigma, R) < 0 \\ \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} & \text{avec } \lambda \geq 0 \text{ si } f(\sigma, R) = 0 \text{ et } \dot{f}(\sigma, R) = 0 \end{cases} \quad (6)$$

où $f(\underline{\sigma}, R)$ est la fonction seuil d'un matériau à écrouissage isotrope, de la forme :

$$f(\sigma, R) = \sigma_{eq} - R - \sigma_e \quad (7)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}}$$
 la contrainte équivalente de

von Mises, R le paramètre d'écrouissage, fonction de l'histoire plastique du matériau, généralement décrite via la déformation plastique cumulée

$$p = \int_0^{\tau} \left(\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{p_{ij}} \dot{\epsilon}_{p_{ij}} \right) d\tau$$

La courbe d'écrouissage présentée (figure 7) permet d'identifier l'évolution du paramètre $R(p)$ [5].

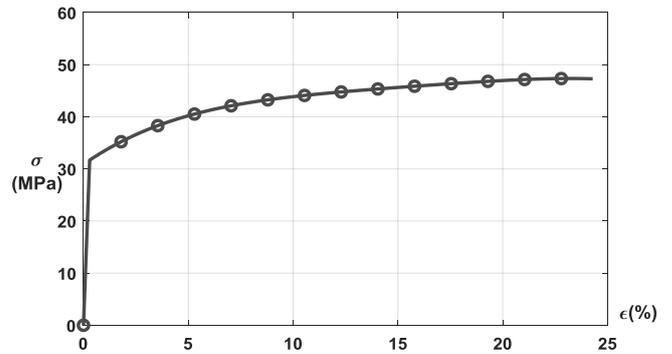


Fig. 7. Réponse élasto-plastique de l'aluminium du bonding lors d'un chargement monotone en traction simple

Sur le plan thermique, le modèle retenu intègre normalement deux sources de chaleur induites par les mécanismes de déformation : une source dite thermoplastique liée au caractère thermo-dilatable du matériau ; une source dissipative liée aux irréversibilités plastiques. Considérant le présent contexte d'un auto-échauffement fort du matériau, d'origine électro-thermique, il est apparu que les sources d'origine mécanique étaient négligeables. L'équation de la chaleur reste celle présentée dans cette partie (Eq. (3)) avec une source de type (Eq.(4)).

3.2. Stratégie numérique

L'ensemble des simulations a été réalisé avec les outils Matlab et Comsol. Le logiciel de simulation par éléments finis Comsol permet de communiquer avec Matlab via un "livelink". Cette solution à l'avantage de bénéficier de la souplesse de calcul de Matlab pour manipuler facilement les modèles Comsol, que ce soit en prétraitement ou post-traitement.

Les paramètres de la simulation sont nombreux et ont plusieurs origines vu le caractère multi-physiques du problème. Ces paramètres sont liés à la géométrie du domaine d'étude, aux caractéristiques électro-thermo-mécaniques des matériaux constitutifs, aux conditions aux limites et initiales, au chargement électrique (courant consommé par le système ou encore fréquence de fonctionnement, nombre de périodes, etc.), au pas de temps d'intégration et à la finesse du maillage d'espace.

La partie électrique est réalisée sous Matlab. Il s'agit de calculer les puissances électriques dissipées au cours du temps en utilisant les données « constructeur » du module IGBT. Une interpolation des courbes permet de calculer en fonction des paramètres du composant, les puissances mises en jeu dans chaque semi-conducteur du module. Ces données sont ensuite

transmises à Comsol pour réaliser la simulation du problème thermique du système complet en utilisant la méthode aux éléments finis (équation 3).

En ce qui concerne la partie thermomécanique, l'ensemble des calculs est géré par Comsol. Les résultats obtenus (champs de variables cinématiques, sthéniques et thermiques) peuvent ensuite être transférés dans Matlab pour traitement et visualisation.

3.3. Résultats discussion

3.3.1. Simulation thermique

Nous avons, dans un premier temps, réalisé une simulation de la partie électro-thermique en prenant compte tous les éléments du banc de tests. La géométrie de l'ensemble du banc comprenant 2 modules IGBT a été dessinée numériquement avec l'interface graphique de Comsol. Pour des raisons de symétrie et afin de réduire les temps de calcul et l'espace mémoire nécessaire au stockage des résultats, seule la moitié du système a été maillée pour le calcul aux éléments finis de la solution thermique. L'influence thermique d'un module sur l'autre étant largement négligeable, nous focaliserons notre étude sur un module.

L'intérêt de cette simulation thermique est double. Tout d'abord, cela permet de déterminer les paramètres (forme et amplitude du courant, fréquence de découpage...) à appliquer pour avoir le profil thermique souhaité. Le second et principal intérêt est l'utilisation des données thermiques de l'assemblage complet (module et refroidisseur) dans les simulations thermomécaniques ciblées sur la connectique des modules.

Les conditions initiales sont celles d'un système en équilibre thermique avec la température ambiante. Les conditions aux limites sont de type Fourier linéaire, imposées au niveau des zones actives de chaque semi-conducteur. Un coefficient de convection est alors associé à la surface inférieure représentant le dissipateur. La valeur de ce coefficient est réglée pour avoir la température désirée au niveau de la zone de mesure utilisé dans le cadre de nos essais expérimentaux. L'observation de cette zone a permis de réguler la vitesse des ventilateurs afin d'imposer une température constante au niveau des semelles. Les modules étant couverts d'un gel de passivation ne favorisant pas l'échange thermique avec le milieu extérieur, nous avons considéré les seuls échanges via la semelle, les autres frontières du module avec le milieu extérieur étant supposées adiabatiques.

Une fois ces hypothèses intégrées dans le code, on peut alors réaliser une simulation thermique reproduisant les conditions de fonctionnement obtenues dans le banc d'essai complet. La figure ci-dessous représente un exemple de cartographie thermique d'un module.

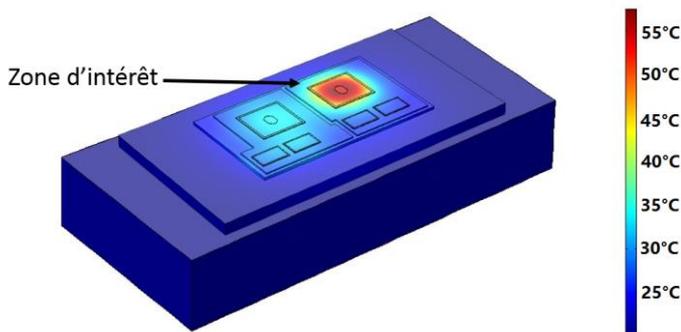


Fig. 8. Cartographie thermique

Le contrôle de validité de cette simulation a été faite par confrontation des profils thermiques obtenus expérimentalement

et par simulation. Les résultats présentés Fig.3 confirment la bonne corrélation des résultats expérimentaux et numériques.

L'objectif de ce travail étant de mieux comprendre la fatigue des pieds de bondings, la simulation thermo-mécanique se focalise sur la zone d'attache se limitant ainsi à la brasure, la puce et le bonding. Cette zone d'intérêt multi matériaux (étain, argent, silicium, aluminium, cf. Tableau 1) possède donc des coefficients de dilatation fort différents (interface Al/Si, SnAg/Si), ce qui induit des dilatations thermiques différentielles importantes et donc des concentrations de contraintes. Nous verrons dans la section suivante, que ces oscillations thermiques engendrent alors un chargement mécanique suffisamment intense pour plastifier la structure dès le premier quart de cycle.

Tableau 1 : Caractéristique de divers matériaux

	Al Bonding	Si Puce	SnAg Brasure
Conductivité thermique $k(W/m.K)$	238	130	30
Coefficient de dilatation $\lambda_{the}(ppm/K)$	23	2.6	21

Afin de ramener le calcul thermique au niveau de la zone d'intérêt entourant le pied de bonding, on extrait des champs 3D globaux (cf. Fig.8), la valeur de température à la frontière de façon à construire de nouvelles conditions aux limites de type Fourier.

Le coefficient d'échange h_b associé est alors calculé en considérant les températures moyennes de la partie supérieure T_{bs} et inférieure T_{bi} de la brasure et la température de référence T_{ref} . Un bilan des flux thermiques permet de montrer que :

$$h_b = k * \frac{T_{bs} - T_{bi}}{e_b * (T_{bi} - T_{ref})} \quad (8)$$

avec k , conductivité thermique de la brasure et e_b son épaisseur.

La figure 9 montre un exemple de forme du coefficient de convection appliqué à surface inférieure de la brasure de manière à obtenir exactement la même distribution de température dans le volume du couple brasure-puce, à température de surface donnée.

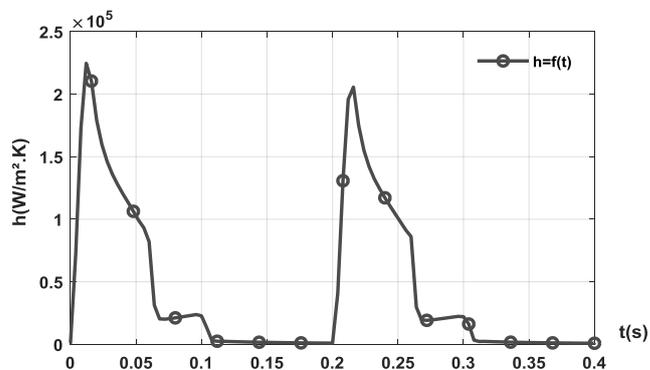


Fig. 9. Coefficient de convection ramené à la brasure

La figure 10 compare la température moyenne à l'interface brasure puce pour la simulation complète du banc à celle de la simulation réduite à la zone de bonding.

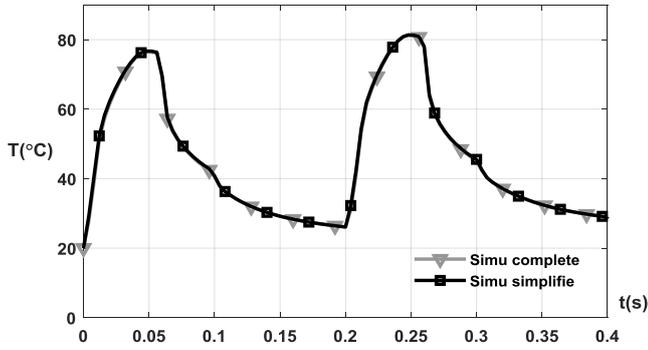


Fig. 10. Validation de la simplification

Les différences entre les deux résultats sont quasi-indiscernables, ce qui légitime complètement les approximations faites (utilisation de valeur moyenne, estimation par différences finies du flux de chaleur traversant la brasure). Nous utiliserons donc ces nouvelles conditions aux limites lors de l'analyse du problème thermomécanique.

3.3.2. Simulation thermomécanique

Il s'agit maintenant d'analyser les interactions entre aspects thermiques et mécaniques. Pour cela, il est nécessaire de définir des conditions aux limites mécaniques. Nous avons bloqué en translation verticale toute la surface inférieure de la brasure. Un point pris comme origine ($x = 0, y = 0$) a été ensuite bloqué en translation ($U_x = 0, U_y = 0$) dans le plan et un autre point placé à l'autre extrémité de la zone de bonding ($x = 0, y = L_b$) où seul la translation suivant l'axe y a été bloquée ($U_y = 0$) afin de supprimer toute rotation de type solide rigide.

Comparativement aux simulations thermiques, le maillage doit être affiné pour la simulation thermomécanique. En effet, on doit traiter ici des couches fines et des interfaces multi-matériaux où risquent de se développer des concentrations de contraintes (interface multi matériaux). Le rapport surface sur épaisseur est très important. (Puce : $10\text{mm} * 10\text{mm} * 70\mu\text{m}$). Un maillage standard permettant de caractériser correctement notre composant sur l'épaisseur produirait un trop grand nombre de mailles sur la surface, augmentant considérablement le nombre de valeurs à stocker ainsi que le temps de calcul. La méthode employée ici consiste à définir un maillage adapté sur la surface et puis extruder ce maillage au travers de l'épaisseur de la couche fine en utilisant un nombre d'éléments raisonnable (5 par exemple). La figure ci-dessous représente le maillage ainsi réalisé sur la puce.

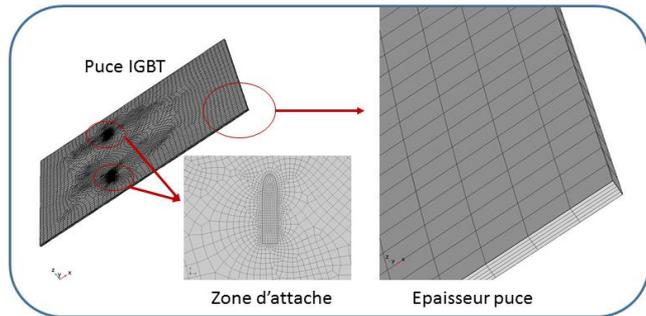


Fig. 11. Maillage d'une couche fine

On distingue sur la figure 11 deux zones où le maillage est raffiné. Il s'agit des surfaces de contact du wire-bond, zones où peuvent se développer de gros gradients de contrainte.

Les champs 3D thermiques, cinématiques, sthéniques sont ensuite exportés de Comsol vers Matlab afin d'utiliser les outils de traitements de données et de visualisation graphiques de ce logiciel.

Une façon de contrôler la pertinence des calculs consiste à extraire de la réponse thermo-élasto-plastique globale, la réponse purement élastique. Pour cela, il suffit de tracer l'évolution au cours du temps de chaque composante du tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$ en fonction des déformations élastiques.

En effet, à partir de l'équation 5, on peut écrire par exemple pour la composante σ_{11} :

$$\epsilon_{11} = \epsilon_{p11} + \frac{1 + \nu}{E} \sigma_{11} - \frac{\nu}{E} (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) + \lambda_{the} \theta \quad (9)$$

avec $\theta = T - T_0$.

Il en résulte l'équation 10 :

$$\sigma_{11} = E \left(\epsilon_{11} - \epsilon_{p11} + \frac{\nu}{E} (\sigma_{22} + \sigma_{33}) - \lambda_{the} \theta \right) \quad (10)$$

Le tracé de $\sigma_{11} = f(\epsilon_{11} - \epsilon_{p11} + \frac{\nu}{E} (\sigma_{22} + \sigma_{33}) - \lambda_{the} \theta)$, représente théoriquement une droite dont la pente est égale à E , le module d'élasticité.

Sur le figure 15, les points obtenues ont été superposés à la courbe de réponse théorique.

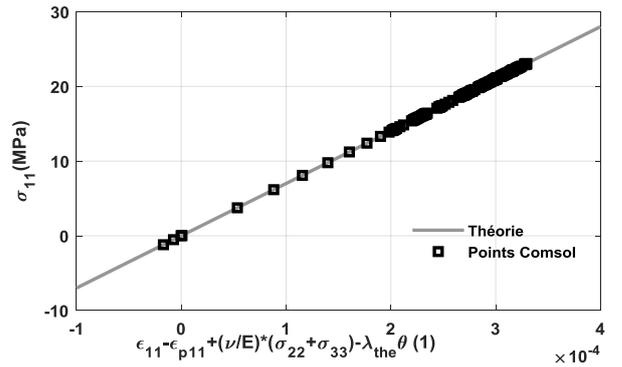


Fig. 12. Vérification σ_{11}

Notons encore, que le contrôle d'un processus de déformation isovolumique plastiquement a aussi été réalisé.

Tout au long du chargement thermique cyclique, $tr(\underline{\underline{\epsilon}}_p) \equiv 0$.

La figure 13 présente la distribution des contraintes équivalentes dites de von Mises dans les pieds de bonding. Cette contrainte est définie par :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} \quad (11)$$

où $s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} tr(\sigma) \delta_{ij}$, sont les composantes du tenseur déviatorique des contraintes.

Ces premiers résultats montrent le caractère très hétérogène de cette distribution avec des intensités de contrainte importantes dans le pied de bonding. Les résultats montrent également qu'un niveau de contrainte important perdure tout au long des cycles, ce qui permet de mettre en évidence l'existence de contraintes résiduelles induites par la mise en plasticité des matériaux.

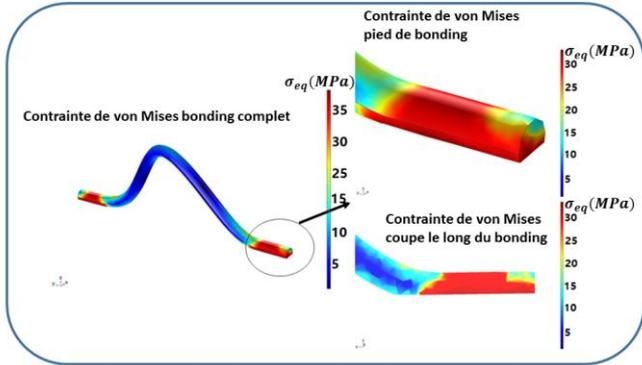


Fig. 13. Contraintes de von Mises dans le wire-bond

La Fig.14 (a) montre au point le plus critique du pied de bonding, l'évolution normée aux cours du temps de la température et de la déformation plastique cumulée.

Cette dernière est définie par :

$$p = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{p_{ij}} \dot{\epsilon}_{p_{ij}}} dt \quad (12)$$

où les $\dot{\epsilon}_{p_{ij}}$ sont les composantes du tenseur des vitesses de déformations plastiques.

La figure 14 (a) permet de repérer les cycles de chargement thermique imposés localement au matériau. Durant la charge, on observe, via la déformation plastique cumulée, un écrouissage du matériau. Cet écrouissage, monotone, voit toutefois son accroissement diminuer charge après charge, et fait tendre progressivement le matériau vers un régime cyclique élastique stabilisé. Durant les phases de refroidissement (décharge thermique), le comportement du matériau reste thermo-élastique.

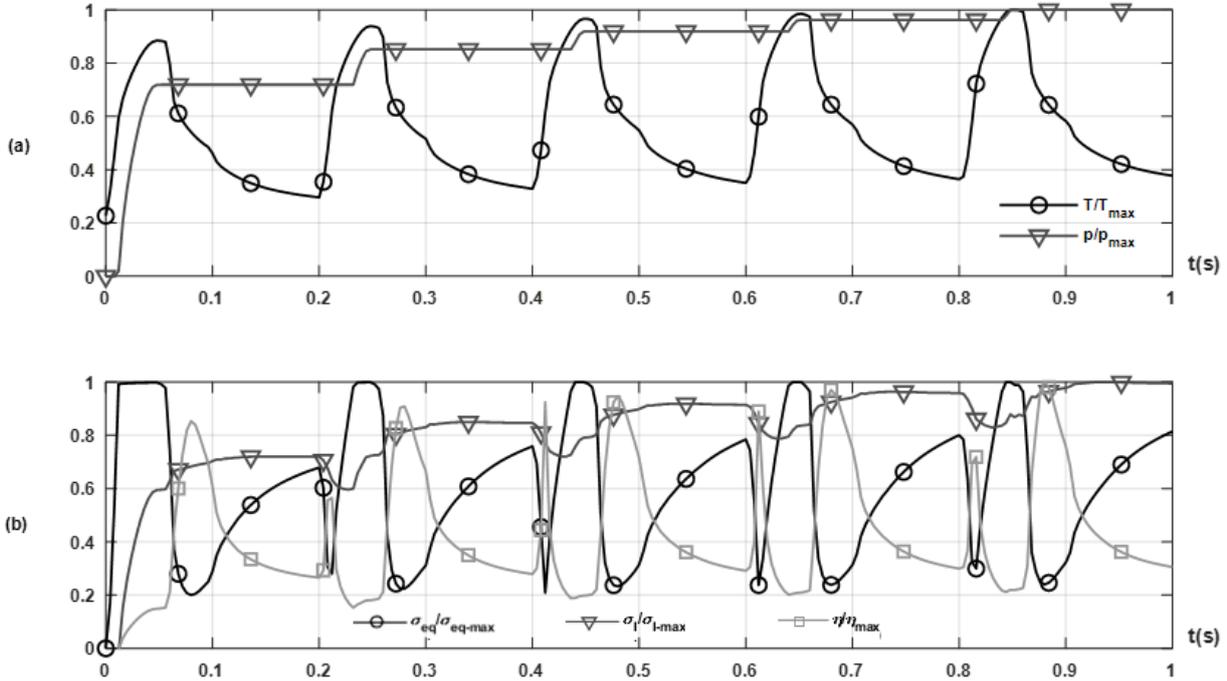


Fig. 14. (a) Evolutions normées de la température et de la déformation plastique cumulée au cours du temps ; (b) Evolutions normées du premier invariant du tenseur des contraintes, de la contrainte de von Mises et du coefficient de triaxialité.

On notera $T_{max} = 88 \text{ } ^\circ\text{C}$, $p_{max} = 8.8 \cdot 10^{-4}$, $\sigma_{eq-max} = 31\text{MPa}$, $\sigma_{I-max} = 73.8\text{MPa}$, $\eta_{max} = 3.15$

La figure 14 (b) présente l'évolution de la pression hydrostatique lié au 1^{er} invariant du tenseur des contraintes $\sigma_I = tr(\sigma)$, l'évolution de la contrainte de von Mises σ_{eq} et celle du coefficient de triaxialité $\eta = \frac{\sigma_I}{\sigma_{eq}}$. Ce rapport permet de juger du

caractère «plastifiant» de la sollicitation, le domaine d'élasticité du matériau étant ici un cylindre de génératrice parallèle à l'axe des pressions hydrostatiques. La valeur maximale de ce coefficient ($\eta_{max} = 2,78$) reste relativement faible ce qui montre une contribution importante des contraintes de cisaillement qui sont à l'origine de la plastification du matériau.

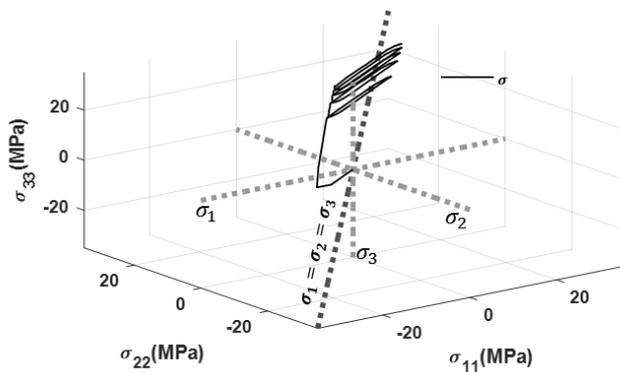


Fig. 15. Contraintes principales du point en question

Cette plastification peut être observée en traçant l'évolution de l'état de contrainte, repéré par ces trois contraintes principales. La figure 15 présente dans l'espace des contraintes principales la trajectoire suivie par cet état de contrainte. On distingue les phases de charges et décharges élastiques, des phases d'écroutissage plastique.

4. CONCLUSION

Ce papier présente le développement d'une méthodologie de modélisation focalisée sur les attaches de bondings, l'un des points faibles des modules de puissance en régime de cyclage thermique actif. L'objectif de cette démarche est double. Il s'agit, d'une part, d'élaborer des modèles de durée vie véritablement basés sur la physique des mécanismes thermomécaniques, d'autre part, d'avoir tous les éléments pour définir des conditions de test accéléré représentatives de la réalité des applications. Dans une première partie, les résultats des nombreux tests de vieillissement réalisés dans différentes campagnes sont d'abord présentés et mettent en évidence la possibilité d'appliquer des fréquences de cyclage très supérieures aux fréquences réelles, tout en préservant les modes de dégradation. Inversement, ils font également apparaître une modification du comportement si ces fréquences deviennent trop élevées, ce qui indique l'existence probable d'un comportement viscoplastique. La deuxième partie décrit la mise en place des éléments nécessaires aux modélisations thermomécaniques par éléments finis. La première étape consiste à réaliser une simulation thermique complète puis à en déduire une réduction du problème facilitant la seconde étape thermomécanique.

À ce stade d'avancement, un modèle de comportement élasto-plastique a été implanté et la cohérence des simulations a été vérifiée.

Dans la suite de ces travaux, il faudra probablement compléter la loi de comportement en intégrant des effets viscoélastiques, compte-tenu des observations faites sur la campagne de test à différentes vitesses de déformation confirmeront ou infirmeront la nécessité d'introduire ces effets du temps au niveau mécanique. Il est en effet prévu de réaliser des mesures en traction sur des éprouvettes filiformes afin d'identifier l'ensemble des paramètres de l'éventuel nouveau modèle de comportement. La seconde phase de développement concernera la mise en place de mécanismes d'endommagement dans le modèle numérique. L'approche s'appuiera sur la technique dite des "zones cohésives" [6], permettant de gérer numériquement l'endommagement progressif des wire-bonds et représenter la naissance de microfissures et leur propagation qui doit se conclure par le "décollement" du fil.

5. REFERENCES

- [1] F. Forest, J.-J. Huselstein, S. Faucher, M. Elghazouani, P. Ladoux, T. A. Meynard, F. Richardeau, and C. Turpin. "Use of opposition method in the test of high-power electronic converters". *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 53(2) :530-541, April 2006.
- [2] F. Forest, A. Rashed, J.-J. Huselstein, T. Martiré, P. Enrici, "Fast Power Cycling Protocols Implemented in an Automated Test Bench Dedicated to IGBT Module Ageing", *Journal of Microelectronics Reliability* Vol. 55, Issue 1, pp. 81-92, January 2015.
- [3] F. Forest, J.-J. Huselstein, G. Pellecuer, and S. Bontemps. "A power cycling test bench dedicated to the test of power modules in a large range of cycling frequency. In *PCIM Europe 2017*"; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management, pages 1-7, May 2017.
- [4] Vanessa Smet. Aging and failure modes of IGBT power modules undergoig power cycling in high temperature environments. PhD thesis, 2010. Thèse de doctorat dirigée par Forest, François et Huselstein, Jean-Jacques Génie électrique, électronique, photonique et systèmes Montpellier 2 2010.
- [5] L. Merkle, M. Sonner, and M. Petzold. "Lifetime prediction of thick aluminium wire bonds for mechanical cyclic loads". *Microelectronics Reliability*, 54(2) :417-424, 2014.
- [6] V. Richefeu, A. Chrysochoos, V. Huon, Y. Monerie, R. Peyroux, and B. Wattrisse. "Toward local identification of cohesive zone models using digital image correlation". *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 34 (Supplement C) :38-51, 2012.