



**HAL**  
open science

# Etude de la fatigue thermo-mécanique de modules électroniques de puissance en ambiance de températures élevées pour des applications de traction de véhicules électriques et hybrides

Mounira Bouarroudj-Berkani

## ► To cite this version:

Mounira Bouarroudj-Berkani. Etude de la fatigue thermo-mécanique de modules électroniques de puissance en ambiance de températures élevées pour des applications de traction de véhicules électriques et hybrides. Sciences de l'ingénieur [physics]. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2008. Français. NNT: . tel-00346572

**HAL Id: tel-00346572**

**<https://theses.hal.science/tel-00346572>**

Submitted on 11 Dec 2008

**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.



N° ENSC-

**THESE DE DOCTORAT  
DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN**

Présentée par

Madame Mounira BOUARROUDJ-BERKANI

**Pour obtenir le grade de  
DOCTEUR DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN**

Domaine :  
**ELECTRONIQUE- ELECTROTECHNIQUE – AUTOMATIQUE**

**Sujet de la thèse :**

Etude de la fatigue thermo-mécanique de modules électroniques de puissance en ambiance de températures élevées pour des applications de traction de véhicules électriques et hybrides.

Thèse présentée et soutenue à Cachan le 09 Octobre 2008 devant le jury composé de :

Mauro CIAPPA	Professeur- ETH Zurich	Président
Eric WOIRGARD	Professeur -Bordeaux 1	Rapporteur
François FOREST	Professeur -Montpellier 2	Rapporteur
Bruno ALLARD	Professeur-INSA Lyon	Examineur
Zoubir KHATIR	Directeur de recherche-INRETS	Co-Directeur
Stéphane LEFEBVRE	Professeur-CNAM	Co-Directeur
Serge BONTEMPS	Responsable Technique-MICROSEMI	Invité
Stéphane CARUBELLI	Ingénieur-PSA PEUGEOT CITROEN	Invité

Thèse préparée à :

 **INRETS** *INSTITUT NATIONAL DE RECHERCHE  
SUR LES TRANSPORTS ET LEUR SÉCURITÉ*  
Laboratoire des Technologies Nouvelles

et au  
Laboratoire SATIE  
(ENS CACHAN/CNRS/UMR 8029)



*A mes parents,  
A Sofiane mon mari*





## Remerciements

*Cette thèse a été préparée à l'Institut Nationale de Recherche sur les Transports et leurs Sécurité (INRETS) au sein duquel j'ai passé trois années très enrichissantes scientifiquement et humainement.*

*Mes remerciements s'adressent en premier lieu à mes encadrants, Zoubir KHATIR et Stéphane LEFEBVRE pour lesquels je présente ma profonde gratitude. Je les remercie pour leur encadrement, leur disponibilité et leur savoir faire scientifique qui m'ont aidé à réaliser les travaux présentés dans ce manuscrit et m'ont permis d'évoluer tout au long de ces trois années de thèse.*

*Je remercie M. Gérard Coquery, directeur du Laboratoire des Technologies Nouvelles, pour son accueil au sein de son équipe et pour la confiance qu'il m'a accordée.*

*J'exprime ma reconnaissance à M. François FOREST, Professeur et directeur du Laboratoire d'Electrotechnique de Montpellier, et M. Eric WOIRGARD, Professeur à l'Université Bordeaux 1, pour avoir accepté de rapporter sur mon manuscrit.*

*Je remercie M. Mauro CLAPPA de l'ETH Zurich et M. Bruno ALLARD de l'INSA de Lyon pour m'avoir fait l'honneur de faire partie de mon jury de thèse.*

*Je remercie également M. Serge BONTEMPS de la société MICROSEMI et M. Stéphane CARUBELLI de PSA-PEUGEOT-CITROEN d'avoir accepté de faire partie du jury de ma soutenance en tant que membres invités.*

*Je remercie toute l'équipe du SATIE et du CNAM pour leur accueil chaleureux lors de mes passages pour réaliser quelques travaux au court de ma thèse, je pense particulièrement à Jean Claude FAUGIERES du CNAM qui s'est occupé des échantillons cyclés dans le DRAGON et Mohand ARAB pour m'avoir consacré du temps à réaliser les analyses EDX à l'ENS Cachan.*

*Que toute l'équipe technique du LTN soit profondément remercié, particulièrement Jean Pierre OUSTEN, Frederic BADEL (parti depuis un an pour un autre horizon professionnel), Sébastien DEBUQUOI et Pachak BOUGNALITH pour la mise en œuvre des essais expérimentaux en cyclage actif. Une profonde reconnaissance pour Michel SEBES qui m'a beaucoup aidé dans l'utilisation d'ANSYS et Richard LALLEMAND pour son aide précieuse devant le scan acoustique sans oublier Juliette KAUV pour son coup de main et son soutien lors de l'utilisation de la vieille polisseuse.*

*Je remercie tout les membres du LTN pour leur accueil et leur sympathie envers moi. Les conversations à la cantine ou dans le couloir ont toujours été intéressantes, particulièrement les récits de Jean-Louis sur son expérience Algérienne. Je tiens aussi à remercier mes collègues thésards : Roland, Etienne et Marouan et je souhaite bon courage aux jeunes doctorants: Zobra, Fatma, Flora et Faicel et puis je dis merci à tout les autres : Laurent, Walid, Allou et Latifa.*

*Une pensée à Abdel Kader Sabraoui du LAAS qui m'a fait découvrir le monde de la recherche. Les longues discussions et ses conseils ont été d'un grand réconfort au court de mon stage de DEA. Je remercie également mon amie Aicha avec qui j'ai partagé les joies et les frustrations d'une thèse. Merci à tous ceux que j'ai croisé au court de ces trois années et qui m'ont apporté leurs soutiens et leurs aides d'une manière ou d'une autre.*

*Enfin, je remercie ma famille et ma belle famille pour leurs soutiens. Je remercie mes parents, sans qui je ne serais pas arrivé jusque là et Sofiane mon mari qui à su être à l'écoute au court de ces trois années et m'a soutenu sans relâche jusqu'au bout.*



# Table des Matières

<b>Introduction Générale .....</b>	<b>17</b>
<b>CHAPITRE I Etat de l'art sur la technologie des modules IGBT de puissance.....</b>	<b>21</b>
I.1. Introduction.....	21
I.2. Les composants de puissance.....	22
I.3. Structures et technologies des puces IGBT .....	25
I.4. Les différentes structures d'IGBT .....	26
I.4.1. Transistor IGBT Punch Trough (PT).....	26
I.4.2. Transistor IGBT Non Punch Trough (NPT).....	27
I.4.3. Transistor IGBT à champ limité (Field Stop ou Soft Punch Through) .....	27
I.4.4. Technologie Trench-Gate (grille à tranchées).....	27
I.5. Les technologies d'assemblage.....	29
I.5.1. Les substrats isolants .....	29
I.5.2. Les brasures.....	31
I.5.2.1. Quelques alliages sans plomb .....	33
I.5.2.2. Contraintes liées au passage au sans plomb.....	34
I.6. Contraintes thermiques imposées aux composants de puissance.....	35
I.7. Les modes de défaillance engendrés .....	36
I.7.1. Défaillances au niveau Assemblage .....	36
I.7.1.1. Levée et fracture des fils de bonding.....	36
I.7.1.2. Fissuration des brasures.....	38
I.7.1.3. Dégradation du DCB.....	39
I.7.2. Défaillances au niveau Puce.....	40
I.7.3.1. Reconstruction de la métallisation .....	40
I.7.3.2. Dégradation de l'oxyde.....	41
I.7.3.3. Passivation des zones périphériques de tenue en tension .....	41
I.8. Fiabilité et durée de vie des composants de puissance.....	41
I.8.1. Estimation de la durée de vie par des tests de vieillissement accélérés .....	42
I.8.2. Estimation de la durée de vie par des modèles physiques.....	44
I.8.3. Modèles de durée de vie des brasures .....	46
<b>CHAPITRE II Vieillissement accéléré par cyclage actif.....</b>	<b>49</b>
II.1. Introduction .....	49
II.2. Equipement de test .....	50
II.2.1. Banc d'essai.....	50
II.2.2. Circuit de refroidissement .....	51
II.2.3. Les modules IGBT testés .....	53
II.2.4. Instrumentation des modules sur le banc d'essai.....	54

II.2.4.1. Les paramètres thermiques relevés.....	55
II.2.4.2. Les paramètres électriques .....	56
II.3.1.1. Caractérisations électriques.....	56
II.3.1.1.1. Mesure des courants de fuite .....	56
II.3.1.1.2. Mesure de la tension seuil .....	57
II.3.1.1.3. Calibration thermique .....	58
II.3.1.2. Caractérisation mécanique .....	59
II.3.1.2.1. Analyse acoustique .....	59
II.3.1.2.2. Mesure de planéité.....	62
II.3.2. Mesures réalisées durant le cyclage .....	62
II.3.2.1. Mesure de la température de jonction.....	63
II.3.2.2. Evolution de la chute de tension directe $V_{ce}$ .....	64
II.3.2.3. Mesure des résistances thermiques.....	65
II.3.3. Définition des conditions de cyclage .....	66
II.3.4. Critères de défaillance .....	67
II.4. Cyclage actif des modules IGBT.....	68
II.4.1. Analyse des résultats du cyclage .....	69
II.4.1.1. Dégradation au niveau assemblage.....	70
II.4.1.1.1. Dégradation des fils de bondings.....	70
II.4.1.1.2. Délaminage des brasures .....	73
II.4.1.2. Dégradations au niveau de la puce .....	76
II.4.1.2.1. Reconstruction de la métallisation .....	76
II.4.1.2.2. Evolution de la tension de seuil .....	77
II.4.1.2.3. Augmentation brutale de la température de jonction .....	78
II.5. Synthèse des résultats.....	80
<b>Chapitre III Vieillessement Accéléré par Cyclage Passif.....</b>	<b>81</b>
III.1. Introduction.....	81
III.2. Détermination des profils thermiques .....	82
III.3. Equipements utilisés pour les tests de cyclage passif .....	82
III.3.1. Equipement de tests .....	82
III.3.2. Equipements d'analyse .....	83
III.4. Expérimentation et Analyse des résultats.....	84
III.4.1. Analyse initiale.....	85
III.4.2. Profils thermiques obtenus.....	87
III.4.3. Initiation des fissures .....	88
III.4.4. Propagation des fissures.....	91
III.4.4.1. Mesure de la vitesse de propagation .....	96
<b>CHAPITE IV Modélisation et simulation thermo-mécanique.....</b>	<b>99</b>
IV.1. Introduction.....	99
IV.2. Quelques notions de mécanique.....	100

IV.2.1. Contraintes thermiques et mécaniques .....	100
IV.2.2. Lois de comportement des solides .....	101
IV.3.1. Modélisation des géométries de brasures .....	108
IV.3.2. Résultats obtenus.....	109
IV.3.3. Effet de la géométrie sur l'évaluation de durée de vie des brasures.....	114
IV.4. Simulation du cyclage passif.....	117
IV.4.1. Résultats pour une brasure au plomb.....	118
IV.4.2. Résultats pour une brasure sans plomb .....	123
IV.5. Combinaison entre le cyclage passif et actif.....	125
IV.5.1. Modèle 3D et conditions aux limites.....	125
IV.5.2. Résultats au niveau de la brasure .....	127
IV.5.3. Résultats au niveau de la puce .....	130
<b>Conclusion Générale.....</b>	<b>131</b>
<b>Références Bibliographiques .....</b>	<b>135</b>



# Liste des figures

## Chapitre I

Fig.I.1 :	<i>(a) Module IGBT moyenne puissance (600V-200A), (b) Module IGBT forte puissance (3200V-1200A).....</i>	22
Fig.I.2 :	<i>Exemple de substrat DCB avec des métallisations en cuivre (CURAMIK).....</i>	22
Fig.I.3 :	<i>Schéma d'un assemblage d'un module de puissance.....</i>	23
Fig.I.4 :	<i>Module sans semelle de Semikron .....</i>	23
Fig.I.5 :	<i>Exemple de refroidisseur intégrés.....</i>	24
Fig.I.6 :	<i>Principe de fonctionnement du caloduc .....</i>	24
Fig.I.7 :	<i>Architecture d'assemblage 3D [But07].....</i>	24
Fig.I.8 :	<i>Module IGBT 600V/200A ouvert, boîtier moulé .....</i>	25
Fig.I.9 :	<i>Température max. fonction de la tension de claquage pour différents matériaux [Wondrak_99].....</i>	25
Fig.I.10 :	<i>Prévision de la demande du marché en composant SiC et GaN [Led07].....</i>	26
Fig.I.11 :	<i>Vue en coupe simplifiée des trois structures : Punch Through, Non Punch Through et Field Stop avec grille enterrée.....</i>	28
Fig.I.12 :	<i>Evolution des dimensions des puces IGBT [Bay08].....</i>	28
Fig.I.13 :	<i>Caractéristiques thermiques de différentes céramiques [Sch98].....</i>	30
Fig.I.14 :	<i>Assemblage de puissance de type SMI .....</i>	30
Fig.I.15 :	<i>Assemblage DAB (à gauche), Exemple de substrat DAB (à droite) .....</i>	30
Fig.I.16 :	<i>Whiskers d'étain apparaissant dans quelques alliages [Ost06].....</i>	34
Fig.I.17 :	<i>(a) Variations thermiques imposées à un dispositif électronique embarqué, (b) Limite en température des composants utilisés.....</i> <i>en électronique de puissance</i>	35
Fig.I.18 :	<i>Plage des températures dans différents domaines d'application et durées de vie recherchées.....</i>	36
Fig.I.19 :	<i>(a) Initiation de fissures dans un pied de bonding [Yam07], (b) fracture du pied de bonding [Cia02].....</i>	36
Fig.I.20 :	<i>(a) Effet de la couche de coating sur la durée de vie des fils de bonding [Cia02], (b) IGBT connecté avec des rubans.....</i> <i>de bonding [Lue04]</i>	37
Fig.I.21 :	<i>Bille de soudure, connexions et UBM (Under Bump Metal) [Wen01].....</i>	38
Fig.I.22 :	<i>Obtention d'un joint d'épaisseur constante (d'après Mitsubishi [Yam03]).....</i>	38
Fig.I.23 :	<i>(a) Module IGBT 3.3 kV-1.2 kA, (b) Dégradation des brasures (microscopie acoustique) après 43000 cycle accélérés.....</i> <i>d'injection de puissance [Kha00].</i>	39
Fig.I.24 :	<i>Apparition de fissure dans la céramique sous la métallisation après un cyclage thermique passif variant de -30°C à 180°C.....</i> <i>(à gauche), agrandissement au niveau de la fracture (à droite) [Dup06]</i>	39
Fig.I.25 :	<i>Métallisation DCB avec dimples [Dup06, Sch03].....</i>	40
Fig.I.26 :	<i>(a) Métallisation d'émetteur d'une puce IGBT avant cyclage, (b) Reconstruction de la métallisation après cyclage actif.....</i> <i>(3.2 millions de cycle actifs entre 85°C et 125°C) [Cia02].</i>	41
Fig.I.27 :	<i>Extrapolation de la durée de vie de modules de forte puissance soumis à des contraintes de fatigue [Coq99].....</i>	44
Fig.I.28 :	<i>Considération du point proche du point singulier [Wie04].....</i>	46
Fig.I.29 :	<i>Calcul d'une moyenne sur la surface la plus contrainte [Som06].....</i>	46

## Chapitre II

Fig.II.1 :	<i>Schéma de principe du banc de cyclage actif.....</i>	50
Fig.II.2 :	<i>Cyclage de trois modules onduleur triphasés.....</i>	51



Fig.II.3 :	<i>Schéma de principe du circuit de refroidissement.....</i>	52
Fig.II.4 :	<i>Photo du banc de cyclage de l'INRETS.....</i>	52
Fig.II.5 :	<i>Boîte à eau sur laquelle sont montés les modules sous test (dimensions en mm).....</i>	52
Fig.II.6 :	<i>Schéma électrique d'un module IGBT et photographie du module ouvert .....</i>	53
Fig.II.7 :	<i>Observations au microscope optique (à droite) et électronique (à gauche) d'une micro-section réalisée sur un module IGBT.....</i>	53
Fig.II.8 :	<i>Cellule élémentaire de la puce IGBT.....</i>	54
Fig.II.9 :	<i>Détail d'un module IGBT instrumenté sur le banc de cyclage.....</i>	55
Fig.II.10 :	<i>Représentation schématique du positionnement des thermocouples et des fibres optiques.....</i>	55
Fig.II.11 :	<i>Schéma électrique permettant la mesure du courant de fuite <math>I_{ces}</math>.....</i>	57
Fig.II.12 :	<i>Tenue en tension des IGBT associés à leurs diodes antiparallèles (module A5 à 25°C et 125°C) à commande court-circuitée.....</i>	57
Fig.II.13 :	<i>(a) Schéma électrique pour la mesure de la tension seuil, (b) Tension seuil des puces IGBT du module A5 fonction de la.....</i> <i>température des puces</i>	58
Fig.II.14 :	<i>(a) Schémas électriques pour la calibration thermique puce par puce, (b) Etalonnage thermique des six puce IGBT du module A5</i> <i>(<math>V_{ge}=15V</math>, <math>I_{ct}=50mA</math>/puce)</i>	59
Fig.II.15 :	<i>(a) Schémas électriques pour la calibration thermique par injection d'un courant global <math>I_c=150mA</math>, (b) Etalonnage thermique.....</i> <i>d'un bras du module A5 (<math>V_{ge}=15V</math>, <math>I_c=150mA</math>) comparé à la somme des tension <math>V_{ce1}+V_{ce2}</math></i>	59
Fig.II.16 :	<i>Schéma de principe de l'analyse acoustique.....</i>	60
Fig.II.17 :	<i>Relevé du signal acoustique.....</i>	60
Fig.II.18 :	<i>Détail de l'analyse acoustique d'un DCB d'un module IGBT.....</i>	61
Fig.II.19 :	<i>Détail de l'analyse acoustique en mode B-scan d'un DCB d'un module IGBT testé.....</i>	61
Fig.II.20 :	<i>Résultats de la mesure de planéité de la semelle du module et de celle du refroidisseur.....</i>	62
Fig.II.21 :	<i>Exemple de mesures des températures <math>T_j</math> et <math>T_c</math> pour un module testé sous <math>T_{win}=90^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>, <math>I_c=215A</math>.....</i>	63
Fig.II.22 :	<i>Calibration initial de la caractéristique <math>V_{ce}=f(T_j)</math> pour <math>I_c=60A</math> (module B3).....</i>	64
Fig. II.23 :	<i>Exemple de relevé des paramètres (<math>T_{win}</math>, <math>T_{wout}</math>, <math>P</math>, <math>T_j</math>, <math>T_c</math>) pour la puce#1 du module B6, <math>T_{amb}=90^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>.....</i>	66
Fig. II.24 :	<i>Exemple de courbes de <math>R_{thjc}</math> et <math>R_{thjw}</math> de la puce#1 module A5, <math>T_{amb}=90^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>.....</i>	66
Fig. II.25 :	<i>Définition des Phases d'injection de puissance et de refroidissement en cyclage actif.....</i>	67
Fig. II.26 :	<i>Relevé type d'un cycle de puissance.....</i>	69
Fig.II.27(a):	<i>Evolution de la chute de tension directe de la puce#1 du module C5 après 250Kcycle, <math>T_{wi}=35^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>, <math>I_c=315A</math>.....</i>	71
Fig.II.27(b):	<i>Fracture et levée des fils de bonding sur la puce#1 du module C5, après 250Kcycles, <math>T_{wi}=35^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>, <math>I_c=315A</math>.....</i>	71
Fig.II.28(a):	<i>Evolution de la chute de tension directe de la puce#6 du module B6 après 165 kcycle, <math>T_{wi}=90^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>, <math>I_c=270A</math>.....</i>	72
Fig.II.28(b):	<i>Début de fissuration des fils de bonding, puce#1 du module A5 après 100 kcycle (à gauche) et puce#6 du module B6 après.....</i> <i>165 kcycle (à droite), <math>T_{win}=90^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>, <math>I_c=270A</math></i>	72
Fig. II.29 :	<i>Evolution de certains paramètres durant le vieillissement de la puce IGBT#4 (module A5), <math>T_{win}=90^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>,.....</i> <i><math>I_c = 255A</math></i>	74
Fig. II.30 :	<i>Analyse acoustique de la brasure semelle/DCB du module A5 après 100kcycles, <math>T_{win}=90^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>, <math>I_c=255A</math>.....</i>	74
Fig. II.31 :	<i>Etat de la graisse thermique après le cyclage actif du module A5, (a) côté module, (b) côté refroidisseur.....</i>	75
Fig. II.32 :	<i>Analyse acoustique de la brasure DCB.....</i>	75
Fig. II.33 :	<i>Positionnement des puces sur les substrats DCB.....</i>	76
Fig. II.34 :	<i>Reconstruction des grains d'aluminium sur la surface de la métallisation avant et après cyclage.....</i>	77
Fig. II.35 :	<i>Tension de seuil avant cyclage et après 45 kcycle du module A5, <math>T_{win}=90^\circ C</math>, <math>\Delta T_j=60^\circ C</math>, <math>I_c=255A</math>.....</i>	78

Fig. II.36 :	<i>Tension de seuil avant cyclage et après 35 kecyclage du module C6, <math>T_{min}=90^{\circ}C</math>, <math>\Delta T_j=80^{\circ}C</math>, <math>I_c=345A</math>.....</i>	78
Fig. II.37 :	<i>Evolution de <math>V_{ce}</math> et <math>T_j</math> des six puces du module C7 après 47 kecycles, <math>T_{min}=90^{\circ}C</math>, <math>\Delta T_j=80^{\circ}C</math>, <math>I_c =345A</math>.....</i>	79
Fig. II.38 :	<i>Observation au microscope optique de l'état de la brasure sous la puce #1 du module C4 après 56 ..... kecycles.</i>	79

### Chapitre III

Fig.III.1 :	<i>Profils thermiques des essais de cyclage passif.....</i>	82
Fig.III.2 :	<i>(a) Enceinte climatique SAPRATIN Excal (LTN-INRETS), (b) Générateur d'air Dragon (SATIE).....</i>	83
Fig.III.3 :	<i>Profil de température du cycle #1 obtenu par l'enceinte climatique SAPRATIN.....</i>	83
Fig.III.4 :	<i>Analyse des brasures semelle/DCB des modules A5, C5 et E6 (EDX).....</i>	84
Fig.III.5 :	<i>Analyse acoustique de l'état initial de la brasure semelle/DCB du module B8.....</i>	86
Fig.III.6 :	<i>Micro-section d'un module IGBT observé au microscope optique.....</i>	86
Fig.III.7 :	<i>Compression de la brasure après le processus de brasage.....</i>	87
Fig.III.8 :	<i>(a) Profil thermique du cycle#2, (b) profil thermique du cycle#3.....</i>	88
Fig.III.9 :	<i>Microscopie acoustique de la brasure semelle/DCB au cours du cyclage #1.....</i>	89
Fig.III.10 :	<i>Analyse Acoustique de l'interface semelle/ brasure des modules A1 et E11 au cours du cyclage #2.....</i>	90
Fig.III.11 :	<i>Analyse acoustique de la brasure semelle/DCB des modules E9 et C3 au cours du cyclage #3.....</i>	91
Fig.III.12 :	<i>Analyse acoustique de la brasure semelle/DCB après 150 et 250 cycles au cours du cyclage #1(modules B8 et E6).....</i>	92
Fig.III.13 :	<i>Analyse au MEB des fractures apparues dans la brasure DCB/ semelle et dans la céramique (module E6).....</i>	93
Fig.III.14 :	<i>Cartographie du temps de vol du signal acoustique, module E6 à l'état initial (interface brasure/DCB).....</i>	93
Fig.III.15 :	<i>Analyse acoustique des modules du cycle#2 après 450 cycles thermiques.....</i>	94
Fig.III.16 :	<i>Analyse acoustique des modules du cycle# 1 après 200cycles.....</i>	94
Fig.III.17 :	<i>Micro-section du module A1 avec brasure au plomb (a) et du module E11 (b) sans plomb.....</i>	95
Fig.III.18 :	<i>Etat des brasures semelle DCB des modules E9 (a) et C3 (b) après 1150 cycles thermiques (cycle#3).....</i>	96
Fig.III.19 :	<i>Observation au MEB d'un micro-section du module E9.....</i>	96
Fig.III.20 :	<i>Mesure de la longueur de la zone fissurée.....</i>	97

### Chapitre IV

Fig.IV.1 :	<i>Contraintes et déformation dans un assemblage de matériaux hétérogène.....</i>	101
Fig.IV.2 :	<i>Distribution des contraintes dans un élément de solide [Bee92].....</i>	101
Fig.IV.3 :	<i>Comportement caractéristique d'un matériau en traction.....</i>	102
Fig.IV.4 :	<i>(a) Courbe de contrainte-déformation dans le cas d'érouissage cyclique, (b) Courbe caractéristique de réponse.....</i> <i>contrainte-déformation d'un alliage de brasure</i>	103
Fig.IV.5 :	<i>Les différentes phases du fluage.....</i>	104
Fig.IV.6 :	<i>Structure standard d'un assemblage de module de puissance.....</i>	106
Fig.IV.7 :	<i>Initiation et propagation des fissures dans une brasure du module E6 cyclé en passif entre <math>-40^{\circ}C</math> et <math>120^{\circ}C</math>.....</i>	107
Fig.IV.8 :	<i>Géométries des brasures modélisées.....</i>	108
Fig.IV.9 :	<i>Modèle axisymétrique du modèle (c).....</i>	108
Fig.IV.10 :	<i>Cyclage thermique imposé aux modèles.....</i>	109
Fig.IV.11 :	<i>Distribution des contraintes de cisaillement (Pa) dans la brasure des différents modèles à la fin des deux paliers, à <math>-20^{\circ}C</math>.....</i> <i>(colonne de gauche) et à <math>120^{\circ}C</math> (colonne de droite)</i>	110
Fig.IV.12 :	<i>Contraintes de cisaillement suivant l'axe x pour les modèles (a) à (d).....</i>	110

Fig.IV.13 :	<i>Energie plastique cumulée suivant l'axe x pour les modèles (a) à (d)</i> .....	111
Fig.IV.14 :	<i>Effet de la taille du maillage sur l'évolution des contraintes de cisaillement - model (c)</i> .....	112
Fig.IV.15 :	<i>Effet de la taille du maillage sur l'évolution des contraintes de cisaillement - model (a)</i> .....	112
Fig.IV.16 :	<i>Effet de la taille du maillage sur l'évolution des déformations de cisaillement - model (c)</i> .....	113
Fig.IV.17 :	<i>Effet de la taille du maillage sur l'évolution des déformations de cisaillement model (a)</i> .....	113
Fig.IV.18 :	<i>Densité d'énergie plastique cumulée dans chaque brasure</i> .....	114
Fig.IV.19 :	<i>Demi cercles sur lesquels se fait le calcul de l'énergie volumique moyenne, modèle (a), taille d'élément=6μm</i> .....	115
Fig.IV.20 :	<i>Point où les résultats sont prélevés sur le modèle (c), taille d'élément=20μm</i> .....	115
Fig.IV.21 :	<i>Profils thermiques imposés au modèle 2D axisymétrique</i> .....	118
Fig.IV.22 :	<i>Evolution des contraintes de cisaillement en fonction du temps</i> .....	119
Fig.IV.23 :	<i>Evolution des déformations plastiques en fonction du temps</i> .....	119
Fig.IV.24 :	<i>Plan d'expérience, profils thermiques simulés</i> .....	120
Fig.IV.25 :	<i>Coubes des variations par cycles des contraintes en fonction de Tmax</i> .....	121
Fig.IV.26 :	<i>Coubes des variations par cycles des déformations plastiques en fonction de Tmax</i> .....	121
Fig.IV.27 :	<i>Evolution de la variation par cycle des déformations élastiques en fonction de ΔT</i> .....	122
Fig.IV.28 :	<i>Evolution de la densité d'énergie cumulée par cycle en fonction de Tmax</i> .....	123
Fig.IV.29 :	<i>Variations des contraintes de cisaillement dans les brasures SnPb et SnAgCu, pour Tmin=-40°C et 0°C en fonction de Tmax</i> .....	124
Fig.IV.30 :	<i>Variations cyclique des déformations plastiques, brasure SnPb (traits plains), brasure SAC (pointillés)</i> .....	125
Fig.IV.31 :	<i>Modèle 3D du module entier (a) et d'un seul DCB (b)</i> .....	126
Fig.IV.32 :	<i>Conditions aux limites mécaniques</i> .....	126
Fig.IV.33 :	<i>Représentation schématique de la combinaison retenue ici entre cyclage passif et actif</i> .....	127
Fig.IV.34 :	<i>Variations de la température sur la surface de puce après un cycle actif</i> .....	127
Fig.IV.35 :	<i>Distribution de la température à la fin de l'injection de puissance, (a) dans le substrat DCB et les puces IGBT (b) dans la brasure semelle/DCB, Tsemelle = 120°C</i> .....	127
Fig.IV.36 :	<i>Distribution de la température le long d'une ligne passant par le centre de la puce</i> .....	128

# Liste des tableaux

## Chapitre I

Tableau I.1 :	<i>Caractéristiques physiques de céramiques isolantes [Clu98, Brø03, Kyo04, Los00].....</i>	26
Tableau I.2 :	<i>Synthèse des caractéristiques des matériaux d'un assemblage de puissance [Wil00, Gue04].....</i>	27
Tableau I.3 :	<i>Propriétés physiques de brasures à base de plomb [Won99] .....</i>	28
Tableau I.4 :	<i>Echéancier du remplacement du plomb dans les alliages de soudure [Pou] .....</i>	28
Tableau I.5 :	<i>Quelques alliages sans plomb et leurs caractéristiques [Pou, And05, Clu98, Gue02] .....</i>	29

## Chapitre II

Tableau II.1 :	<i>Nature et dimension des matériaux de l'assemblage d'un module IGBT .....</i>	54
Tableau II.2 :	<i>Conditions initiales de cyclage des modules testés (<math>X_1/X_2</math>, <math>X_1</math> paramètre souhaité, <math>X_2</math> paramètres..... obtenu) (valeur moyenne sur les six puces IGBT)</i>	69
Tableau II.3 :	<i>Récapitulatif des résultats des tests de cyclage.....</i>	70
Tableau II.4 :	<i>Résumé des dégradations et facteurs aggravants.....</i>	76

## Chapitre III

Tableau III.1 :	<i>Synthèse des modules testés et profils thermique.....</i>	84
Tableau III.2 :	<i>CTE des matériaux constituant l'assemblage semelle+DCB.....</i>	87
Tableau III.3 :	<i>Mesure de la vitesse de propagation des fissures dans les brasures des modules cyclés.....</i>	97

## Chapitre IV

Tableau IV.1 :	<i>Propriétés physique des matériaux de l'assemblage [Sha01, Zab02, Gue04].....</i>	107
Tableau IV.2 :	<i>paramètres de la loi d'Anand des brasures <math>Sn_{63}Pb_{37}</math> et <math>Sn_{96.5}Ag_{3.5}</math>.....</i>	107
Tableau IV.3 :	<i>Energie cumulée relevée au point singulier du modèle (a) et calculées sur demi cercle de rayon <math>30\mu m</math> et <math>60\mu m</math> comparée à celle du modèle (c), taille du maillage=<math>6\mu m</math></i>	115
Tableau IV.4 :	<i>Effet de la géométrie des brasures et de la taille du maillage sur les déformations plastique..... et l'énergie plastique cumulée</i>	115
Tableau IV.5 :	<i>Effet de la géométrie de la brasure et de la densité de maillage sur l'estimation de la durée de vie de la brasure. (<math>N_f(\Delta e)</math> obtenu par le modèle d'Engelmayer et <math>N_f(\Delta W_p)</math> par le modèle de Darveaux.</i>	115
Tableau IV.6 :	<i>Résultats de simulation et des tests expérimentaux.....</i>	120
Tableau IV.7 :	<i>Propriétés mécaniques de la brasure <math>Sn3Ag0.5Cu</math> [Ama02].....</i>	124
Tableau IV.8 :	<i>Paramètres de la loi d'Anand de la brasure <math>SnAgCu</math> [Ama02].....</i>	124



## Introduction Générale

Dans le domaine des transports, la tendance est à l'introduction croissante de systèmes électriques que ce soit pour des besoins de traction ou pour la commande d'auxiliaires. Cette introduction s'est faite depuis un certain nombre d'années dans le cas du ferroviaire, se développe fortement dans le cas de l'automobile et semble être incontournable dans un future proche dans le domaine de l'aéronautique où les actionneurs électriques sont de plus en plus utilisés. Ceci s'avère nécessaire dans un contexte de préservation des ressources naturelles et de diminution des émissions de gaz polluants. Ces objectifs nécessitent ainsi un usage rationnel de l'énergie en améliorant les rendements énergétiques, par exemple, des systèmes de propulsion des véhicules hybrides électriques.

De manière générale, les dispositifs d'électronique de puissance « embarqués », utilisés pour la traction de véhicules se voient confrontés à une demande de réduction de poids, d'encombrement et de coût et tendent par conséquent vers des structures très intégrées. La densification de la puissance qui en résulte s'en trouve significativement augmentée (jusqu'à plusieurs centaines de Watts/cm<sup>2</sup>). Les assemblages de ces convertisseurs de puissance tout intégrés, à base de transistors IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor) et MOS (Metal-Oxide Semiconductor) sont soumis, lors de leur utilisation, à de fortes contraintes thermomécaniques liées aux contraintes thermiques environnementales. D'une part, en raison de l'environnement confiné et de la localisation des convertisseurs à proximité des actionneurs à commander, la température ambiante peut être élevée (jusqu'à 120°C dans l'environnement automobile et plus de 200°C en aéronautique). D'autre part, en raison de l'usage urbain ou semi-urbain de véhicule, les convertisseurs sont soumis à des cycles de puissance de forte amplitude qui imposent des excursions de températures significatives au niveau des puces.

Les profils de mission en température qui en résultent (variation de température ambiante et cyclage en puissance) contraignent de façon thermomécanique les assemblages de puissance. Les niveaux de température réduisent la fiabilité et les cyclages en température sont un facteur aggravant de dégradation. Ces problèmes de fiabilité de ces dispositifs sont un verrou qu'il est nécessaire de lever pour leur introduction dans les moyens de transport.

Les besoins exprimés précédemment montrent les enjeux d'une maîtrise d'une électronique de puissance « haute » température. Par voie de conséquence, l'estimation de la durée de vie de ces équipements est devenue depuis plusieurs années un centre d'intérêt fort de la part des industriels concernés et des laboratoires de recherche. Plusieurs travaux ont été menés dans ce sens notamment à l'INRETS et ont abouti au développement de méthodologies expérimentales et numériques ayant comme objectif d'estimer la durée de vie des composants soumis à des contraintes thermiques accélérées, mais également de comprendre les mécanismes physiques des dégradations. Ces travaux se font en partie en collaboration avec le SATIE, en cherchant à mutualiser les moyens expérimentaux conséquents nécessaires à ce genre d'études tout en profitant des spécificités des deux laboratoires, moyenne et forte puissance au LTN de l'INRETS, faible et moyenne puissance au SATIE.

La méthodologie développée nécessitant des essais expérimentaux, les tests de vieillissement sont accélérés par un facteur, qui dans le cas d'essais de vieillissement d'origine thermomécanique est la variation de température. Cependant, nous devons pour ce types d'étude être certains que les modes de défaillance rencontrés en régimes de vieillissement accélérés sont les mêmes que ceux rencontrés en application. D'autre part, lors des tests accélérés, les contraintes (électriques, thermiques) sont appliquées de manière dissociées afin d'analyser leurs effets indépendamment

les unes des autres. C'est le cas par exemple des contraintes en température appliquées lors d'essais de cyclage en température, essais pendant lesquels aucune contrainte électrique n'est appliquée sur les composants sous tests. C'est le cas également à l'INRETS pour les essais de cyclage actif qui sont obtenus par conduction DC des composants sous test (sans qu'ils aient à tenir la tension et sans phases de commutation). En utilisation réelle par contre, un dispositif voit de multiples contraintes combinées et les durées de vie sont fonction de plusieurs variables de stress.

A ces deux premières difficultés, nous devons ajouter l'évolution continue des technologies, la non disponibilité de profils de missions réalistes, l'introduction régulière de nouveaux matériaux, des géométries de plus en plus complexes et les multiples problèmes que cela pose notamment pour la simulation numérique (propriétés des matériaux, singularités géométriques,...).

L'ensemble de ces difficultés inhérentes à l'étude de la durée de vie et de la fiabilité des modules de puissance rendent extrêmement difficile une estimation correcte de la durée de vie de ces dispositifs.

Une autre voie entreprise ici propose plutôt de focaliser les travaux sur la compréhension des mécanismes de défaillances. En effet, les outils expérimentaux et numériques doivent être exploités pour développer de véritables méthodologies d'interprétation et d'analyse permettant d'identifier les mécanismes de défaillances probables, les comprendre et ainsi éventuellement étudier leur occurrence sur des profils de missions donnés.

Les travaux présentés dans cette thèse s'inscrivent dans cette optique. Ils portent sur des modules IGBT onduleurs intégrés 600V-200A dont la gamme de puissance est destinée à des applications de traction automobile électrique et hybride. C'est la première fois que ce type de module est testé dans notre laboratoire, les activités passées concernant plutôt des modules de traction ferroviaire de puissance beaucoup plus élevée.

Dans les applications de traction automobile hybrides, la haute température de fonctionnement est un des principaux paramètres conduisant à la dégradation des performances des modules IGBT et de leur assemblage. Dans l'environnement confiné d'une automobile, la température du liquide de refroidissement sera de l'ordre de 90°C durant environ 90% de la durée de vie de l'automobile, de 115°C de manière occasionnelle pour les 10% de vie restant et peut exceptionnellement atteindre 140°C [Ers96].

Nous avons ainsi cherché dans cette thèse à évaluer la tenue de ces modules aux contraintes de cyclages (actif et passif) sous températures ambiantes élevées. Ce dernier point est particulièrement crucial vis-à-vis de la fiabilité et de la durée de vie des équipements électroniques de forte puissance et constitue l'une des originalités des travaux présentés dans cette thèse. En effet, peu d'études ont jusqu'à présent porté sur l'étude de la fiabilité de modules de puissance dans des environnements haute température.

Ainsi, après une présentation des différentes technologies des assemblages pour modules IGBT de puissance utilisés pour la traction électrique et l'intégration de puissance, nous présenterons à partir d'une étude bibliographique les principaux modes de défaillances rencontrés dans les applications haute température. L'assemblage et en particulier la connectique et les brasures restent les points faibles pour un fonctionnement à température élevée.

Nous aborderons dans la fin du premier chapitre les notions de durée de vie et la méthodologie adoptée pour son estimation. Les tests de vieillissement accélérés y seront décrits avec les principaux facteurs d'accélération liés à chaque paramètre contraignant (températures, tension, humidité,...). Nous décrirons également les principales lois de durée de vie développées dans la littérature.

Le deuxième chapitre est consacré à une campagne de tests de vieillissement accélérés en cyclage actifs "longs" pour lesquels les contraintes thermiques concernent l'ensemble de la structure. Dans cette campagne, c'est principalement l'étude de la tenue des brasures qui était visée. Nous avons cherché à évaluer pour ces cycles actifs la tenue des modules IGBT (600V-200A) fonctionnant à différentes températures ambiantes (température de semelle) et différentes variations de températures de jonction (température des puces). Afin de chercher à comprendre les mécanismes physiques mis en jeu dans la dégradation de l'assemblage, les essais ont été arrêtés rapidement dès lors qu'un indicateur de défaillance laissait supposer une initiation de processus de dégradation. Alors que les cycles longs sont réputés plus contraignants pour les brasures, ces essais ont montré que le principal mode de défaillance constaté concernait la dégradation des fils de bonding (levée des fils ou fracture dans les pieds de fil) et cela, quelles que soient les conditions de cyclage.

Dans le troisième chapitre, nous nous sommes focalisés sur la tenue des brasures substrat/semelle dans des conditions de cycles thermiques passifs. Sachant qu'habituellement le facteur d'accélération retenu pour le vieillissement de ces brasures est l'amplitude des cycles thermiques, nous avons cherché dans cette partie à évaluer non seulement l'effet de l'amplitude des cycles thermiques mais aussi les niveaux des paliers haut et bas sur l'initiation des fissures dans ces brasures et leurs propagation au cours du cyclage.

Les résultats présentés dans ce chapitre montrent que les cycles thermiques de grande amplitude avec un palier haute température à 120°C ont provoqué une dégradation rapide des brasures semelle/substrat ainsi que des fractures conchoïdales dans les substrats céramiques au niveau de l'interface avec sa métallisation. Les niveaux hauts et bas des températures ont un effet important mais spécifique sur l'initiation des fissures dans les brasures et sur leurs vitesses de propagation. En effet, pour une même amplitude de température, le cyclage à température la plus basse montre une apparition de fissures dans la brasure fortement retardée et une vitesse de propagation plus faible comparativement à des niveaux plus élevés.

Pour comprendre et analyser le comportement de la brasure sous les contraintes de cycles thermiques passifs, une étude par simulation numérique est présentée dans le dernier chapitre. Dans la première partie, nous présenterons une étude sur l'effet de la géométrie des bords des brasures où les singularités géométriques influent fortement sur les résultats de simulation utilisés dans les modèles d'estimation de la durée de vie des brasures (déformations plastique, énergie plastique). Nous montrons quel peut être l'effet du choix d'une géométrie réaliste des bords de brasures. Nous montrerons également qu'au prix d'une géométrie plus complexe, nous pouvons réduire l'effet néfaste des singularités.

Cette étude numérique effectuée sous des conditions de température similaires à celles imposées dans la partie expérimentale a permis de localiser et d'évaluer les contraintes thermomécaniques que subissent les éléments de l'assemblage. Surtout, nous donnerons des éléments de réponse permettant d'établir un lien entre les paramètres thermiques du cyclage passif et les grandeurs physiques qui sont influentes sur la durée de vie des brasures. Nous expliquerons ainsi pourquoi les cycles passifs réalisés à plus faible température sont moins contraignant sur la durée de vie des brasures.

Enfin, ce chapitre se termine sur une étude numérique dans laquelle nous avons cherché à simuler l'effet combiné des cyclages actifs et passifs sur les contraintes mécaniques au sein des modules IGBT afin de rendre compte des contraintes imposées aux modules dans une application réelle.





# CHAPITRE I Etat de l'art sur la technologie des modules IGBT de puissance

## I.1. Introduction

Dans un contexte de préservation des ressources naturelles et de diminution des émissions de gaz polluants ( $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{NO}_x$  ... ) la tendance, dans le domaine des transports, est à l'introduction croissante des systèmes électriques que se soit pour des besoins de traction ou pour la commande d'auxiliaires. Cette introduction s'est faite il y a un certain nombre d'années dans le cas du ferroviaire (tramway, métro, train,...) et semble être incontournable dans les domaines de l'automobile mais aussi de l'aéronautique.

A titre d'exemple, les systèmes de transports publics urbains (tramways, bus hybrides, ...) utilisent de plus en plus de propulsions hybrides nécessitant des solutions de stockage et de gestion de l'énergie. La tendance est identique pour les applications automobiles pour lesquelles une des solutions à court terme pour la réduction de consommation de pétrole et l'amélioration du rendement énergétique est le développement de la traction hybride en attendant d'autres solutions alternatives telles que l'hydrogène mais dans un futur qui paraît encore lointain. Pour les applications avioniques, de plus en plus d'actionneurs électriques sont intégrés dans les avions civils (actionneurs de volets, inverseurs de poussée,...) en remplacement d'actionneurs à commandes hydrauliques. L'avion "plus électrique" tente de répondre à une demande d'efficacité et de souplesse énergétique avec une réduction de la masse et du volume. Cette tendance requiert une forte compacité et une forte intégration des systèmes de conversion électriques.

Un des problèmes essentiels réside dans le fait que l'introduction de ces dispositifs électroniques dans les systèmes de transport se fait avec une demande de réduction de poids, d'encombrement et de coût tout en ayant un niveau de fiabilité satisfaisant et répondant par exemple à des exigences de sécurité. De plus, ces dispositifs sont utilisés dans des environnements très confinés et chauds et tendent vers des structures très intégrées. Ils sont non seulement soumis à de fortes contraintes : environnements ambiants "hautes températures" (jusqu'à  $120^\circ\text{C}$  pour l'automobile et pouvant atteindre  $200^\circ\text{C}$  en avionique) mais également à des variations cycliques de température de forte amplitude. Les niveaux de température réduisent la fiabilité et les cyclages en température sont un facteur aggravant de dégradation. Les problèmes de fiabilité de ces dispositifs sont un verrou qu'il est nécessaire de lever pour leur introduction dans les moyens de transport à des coûts raisonnables.

Dans ce contexte, il est nécessaire de comprendre les mécanismes physiques de dégradation et de vieillissement des dispositifs électroniques de puissance. Cela passe par l'évaluation des contraintes que subissent ces dispositifs en fonctionnement, et en particulier celles liées aux phénomènes électriques, thermiques et mécaniques. Les contraintes électriques, à elles seules, peuvent être directement cause de destruction des composants. C'est le cas par exemple de surcharges ou de régimes électriques extrêmes (courts-circuits, avalanche,...). Le plus souvent, les pertes électriques engendrées sont telles que la thermique est la cause de la destruction. Enfin, les effets thermiques, par le biais des coefficients de dilatation, peuvent engendrer des contraintes mécaniques qui par des effets de cyclage et de fatigue finissent par détériorer les composants. Les objectifs recherchés sont de fournir des éléments d'optimisation de la fiabilité des dispositifs électroniques de puissance.

## I.2. Les composants de puissance

Les composants électroniques de puissance, moyenne et forte puissance, sont des convertisseurs statiques (onduleurs pour la commande de moteurs alternatifs) intégrés à base de transistors MOS (Métal-Oxyde-Semi-conducteur) de puissance ou d'IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor). Ils sont présents sous forme de boîtiers pressés (press-pack) ou plus généralement moulés (modules) comme présenté dans la figure I.2. Nous nous focaliserons dans cette thèse sur les modules de puissance IGBT, et la technologie particulière des IGBT press-pack ne sera pas décrite ici.



Fig.I.1 : (a) Module IGBT moyenne puissance (600V-200A), (b) Module IGBT haute puissance (3200V-1200A)

Les modules de puissance sont constitués d'un empilement de différents matériaux. Le premier niveau est constitué de puces, généralement à base de silicium, qui représentent la partie active du module. L'amenée du courant sur ces puces est assurée par des fils de bonding en aluminium d'un diamètre allant de 200 à 500 $\mu$ m. Ces puces sont montées sur un substrat isolant formé d'une céramique (généralement en Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> ou AlN) isolante métallisée des deux côtés avec du cuivre suivant un procédé de type DCB (Direct Copper Bonded) pour une bonne adhésion du cuivre sur la céramique [Sch03], fig.I.2. La céramique assure l'isolation électrique et l'évacuation du flux de chaleur dissipé par la puce. Le substrat DCB est généralement lui-même monté sur une semelle métallique qui sert de maintien mécanique pour fixer le module sur le refroidisseur au travers d'une interface thermique et de drain thermique.

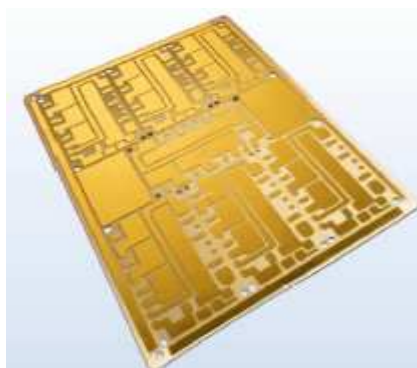


Fig.I.2 : Exemple de substrat DCB avec des métallisations en cuivre (CURAMIK)

La semelle est généralement en cuivre quoique des semelles composites en aluminium et carbure de silicium (AlSiC) soient développées et associées à des céramiques AlN pour réduire le phénomène de fatigue thermique. En effet, l'AlSiC possède une conductivité thermique satisfaisante (mais plus faible que celle du cuivre) et présente un coefficient de dilatation thermique plus proche du nitrure d'aluminium que le cuivre.

Le module est ensuite rendu solidaire du dissipateur par l'intermédiaire de vis, dont le couple de serrage doit être respecté.

Dans ces boîtiers moulés, les puces IGBT sont brasées sur le DCB par l'intermédiaire d'un alliage haute température, l'ensemble est ensuite brasé sur la semelle, généralement à plus basse température (fig.I.3) (les mêmes brasures peuvent être utilisées pour le brasage puce/DCB et DCB/semelles, mais en complexifiant considérablement les étapes de report). Ces brasures servent à la fois d'interface mécanique, électrique et thermique. En effet, elles assurent le maintien mécanique de l'assemblage des différents constituants, la connexion électrique entre les puces et le substrat métallisé relié aux connexions de puissance extérieures, et enfin elles permettent la conduction du flux thermique entre les éléments actifs et la semelle.

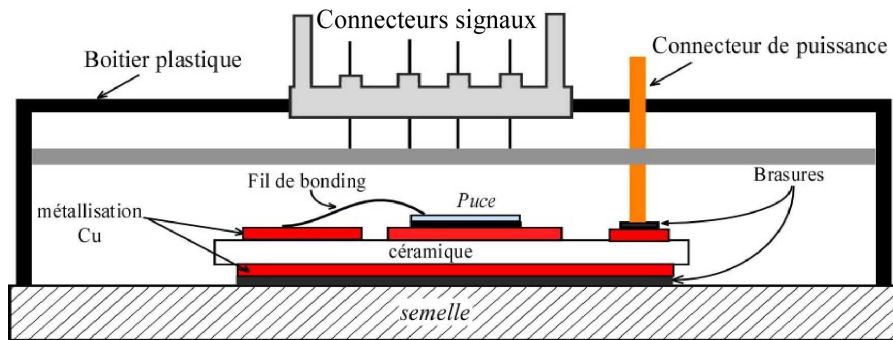
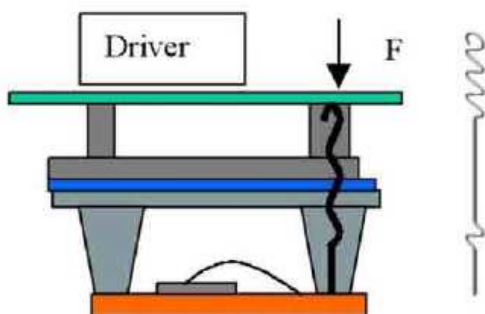


Fig.I.3 : Schéma d'un assemblage d'un module de puissance

Il existe aussi des modules sans semelle où le substrat DCB est placé directement sur le refroidisseur à l'aide d'une interface thermique. Cette solution permet de meilleures performances thermiques et évite les contraintes imposées par la différence entre le coefficient de dilatation thermique (CTE, Coefficient of Thermal Expansion en anglais) de la céramique et celui de la semelle [Schu99]. Mais l'absence de la semelle et la nature fragile de la céramique exigent un excellent état de surface du refroidisseur. Pour certains dispositifs à IGBT de forte puissance sans semelle le substrat céramique est maintenu en pression sur le refroidisseur comme c'est le cas pour les modules proposés par SEMIKRON (SKiiP) [Schu03] où les contacts électriques sont pressés sur le substrat, de même que la céramique sur le dissipateur en de nombreux points. L'absence de la semelle et des interfaces thermiques permet d'abaisser la résistance thermique de l'ensemble. Dans les MiniSKiiP de la même société, ce principe de contacts pressés est combiné à la technologie des contacts ressorts. Ceux-ci sont chargés d'établir toutes les connexions électriques entre le module de puissance et la carte de commande.



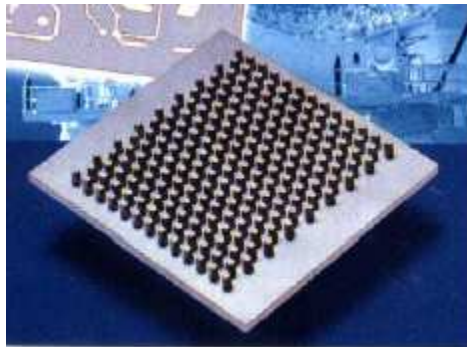
(a) Modèle de connexion par contact pressé (Semikron)



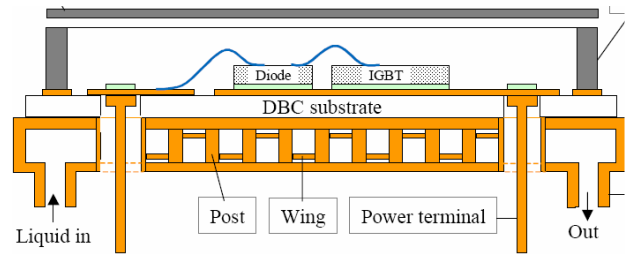
(b) Module de puissance MiniSKiiP de Semikron

Fig.I.4 : module sans semelle de Semikron

Dans certains cas et pour optimiser l'évacuation du flux thermique, la semelle (ou le substrat pour les module sans semelle) fait aussi office de refroidisseur [Sch00a, Occ02, Iva03]. Cette solution permet de s'affranchir de l'interface thermique semelle/refroidisseur et augmente l'échange convectif entre le fluide et les parois du refroidisseur.



(a) Refroidisseur intégré à la semelle [Sch00a]



(b) Refroidisseur intégré au substrat DCB [Sch07]

Fig.I.5: Exemple de refroidisseurs intégrés

Concernant les techniques de refroidissement, elles sont généralement basées sur la circulation d'un fluide caloporteur dans une boîte ou directement dans la semelle ou le substrat isolant, mais de nouvelles solutions ont été développées s'appuyant sur une technologie caloduc micrométrique. Fonctionnant en cycle fermé selon le principe évaporation – condensation (fig.I.6) cette solution permet une gestion thermique très efficace [Gro98b, Leg06].

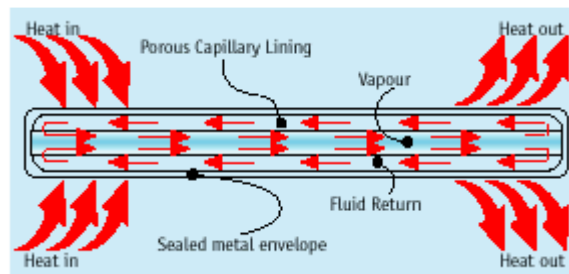


Fig.I.6 : principe de fonctionnement du caloduc

Le remplacement des fils de bonding par des plots ou des billes de brasure dans les technologies 3D peut permettre la superposition de deux substrats isolant et un refroidissement des deux faces. Les puces sont donc refroidies des deux côtés, fig.I.7, et la gestion thermique se fait de manière nettement plus optimale [Gil03, But07].

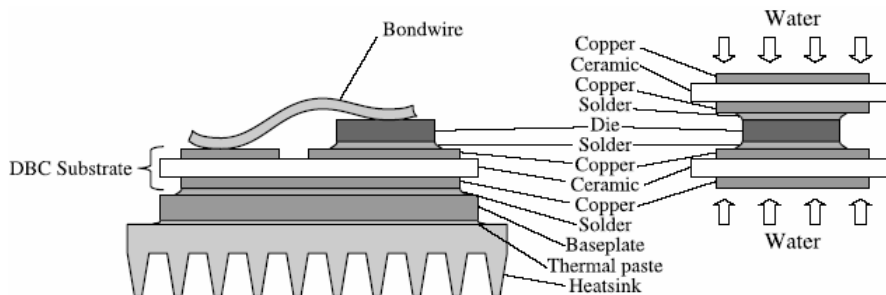


Fig.I.7 : Architecture d'assemblage 3D [But07]

### I.3. Structures et technologies des puces IGBT

Les éléments actifs d'un assemblage de puissance sont les puces IGBT. Elles sont composées d'un matériau semi-conducteur (silicium) de quelques centaines de microns d'épaisseur. Pour permettre la circulation d'un fort courant, plusieurs puces sont mises en parallèles. La figure I.8 représente un module IGBT de calibre 600V-200A ouvert.

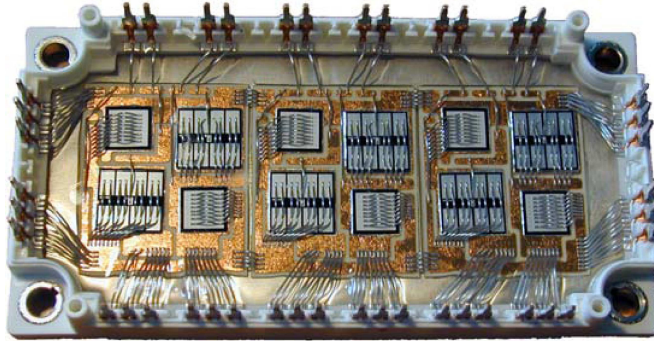


Fig.I.8 : Module IGBT 600V/200A ouvert, boîtier moulé

Confronté à une augmentation croissante de densification et de température de fonctionnement, le silicium commence à atteindre ses limites en termes de température de fonctionnement (qui dépend de la tension de claquage). En effet, lorsque la concentration intrinsèque devient du même ordre de grandeur que le dopage de la région faiblement dopée de base qui assure la tenue en tension, le composant perd toute possibilité de tenue en tension. Pour cette raison, les composants basses tensions, avec un dopage de la région de base plus élevé sont à priori mieux adaptés aux applications à très haute température. D'une manière générale, la limite théorique du silicium est de l'ordre de 175°C pour les dispositifs hautes tensions ( $V_{BR} = 1000V$ ), contre 250°C environ pour les composants dont la tension de claquage est inférieure à 100V [Won99].

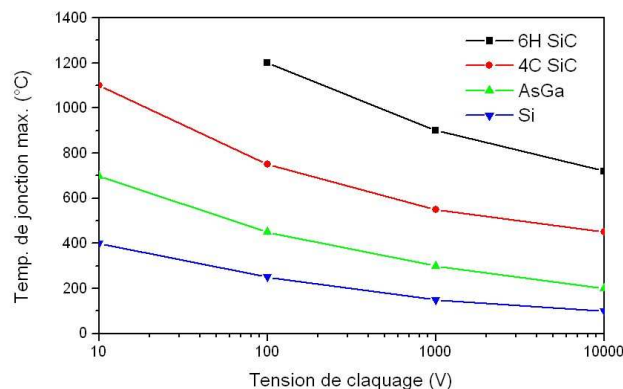


Fig.I.9: Température max. fonction de la tension de claquage pour différents matériaux [Won99]

Pour s'affranchir des limitations en température imposées par le silicium, la tendance est au développement des matériaux semi-conducteur à grand Gap (GaN, diamant et principalement SiC aujourd'hui) permettant de repousser les limites de fonctionnement dans le plan tension de claquage/température. Pour le SiC, le champ électrique critique (7 fois plus grand que celui du Si) et la très bonne conductivité thermique permettront de réduire significativement l'encombrement



des dispositifs de puissance. La figure I.10 présente une prévision de la demande du marché en terme d'application du SiC et du GaN dans différents domaines de l'électronique de puissance.

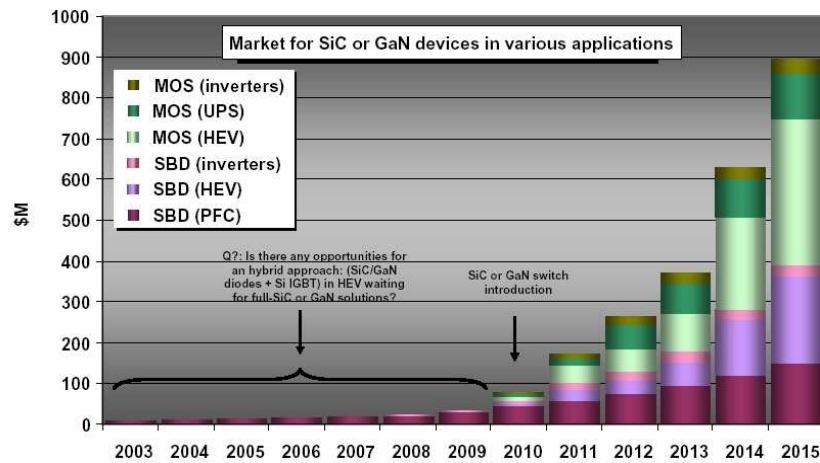


Fig.I.10: Prévision de la demande du marché en composant SiC et GaN [Led07]

Bien que des composants à base de matériaux à grand gap soient déjà commercialisés comme des diodes Schottky SiC (Infineon, Cree) [Dah02, Hol07, Tou07, Fun08], des JFET SiC ainsi qu'un premier bras d'onduleur sans diode de roue libre pouvant fonctionner à 300°C (SiCED, Infineon) [Ber05, Van06], la solution tout SiC n'est pas encore totalement mature et les matériaux grand gap doivent encore faire face à des défauts technologiques importants, notamment pour les composants à grille isolée [Den05, Sin06].

L'industrie de l'électronique en général et de l'électronique de puissance en particulier reste donc dominée par le silicium. En effet, en ce qui concerne les composants de puissance aucun autre matériau semi-conducteur n'est actuellement compétitif en termes de qualité de matériau, maturité de la technologie de fabrication des composants et coût de production.

Ainsi, pour améliorer les performances électriques et thermiques plusieurs progrès ont été apportés au niveau des structures des puces et de l'assemblage des modules. Nous présenterons dans ce qui suit les principales structures des puces IGBT et les technologies d'assemblage des modules IGBT utilisés pour la traction électrique.

## I.4. Les différentes structures d'IGBT

Deux principales technologies sont utilisées pour chercher à optimiser le compromis entre les pertes en régimes de commutation et de conduction. La première structure nécessite la présence d'une couche tampon entre l'émetteur fortement dopé et la base faiblement dopée (technologie Punch Trough qui minimise l'épaisseur de base) et la seconde consiste en la réalisation d'un émetteur fin pour le contrôle de l'injection des charges (technologie Non Punch Trough). Dernièrement d'autres technologies ont été développées pour augmenter la densité d'intégration. Ainsi, la structure à grille enterrée réduit considérablement la surface de la puce et permet d'augmenter la densité de courant. Ces structures sont décrites succinctement dans les paragraphes qui suivent.

### I.4.1. Transistor IGBT Punch Trough (PT)

Afin de minimiser l'épaisseur de la base (donc la chute de tension directe) et contrôler les pertes au blocage, une couche tampon N<sup>+</sup> est réalisée par épitaxie entre la couche N<sup>-</sup> de base et le substrat P<sup>+</sup>. La zone de charge d'espace peut traverser totalement la région de Base dopée N<sup>-</sup>, et c'est donc une jonction tronquée qui assure dans ce cas la tenue en tension (cf. fig.I.11).

L'épaisseur de la région N<sup>-</sup> peut dans cette technologie être minimisée pour améliorer les performances dynamiques et/ou de conduction [Dod03, Igi02].

Toutefois, cette optimisation ne peut s'affranchir d'une réduction de la durée de vie des porteurs dans la base. Le principal inconvénient de cette structure est son coefficient de température qui peut être négatif, ce qui n'est pas sans danger lors de la mise en parallèle des puces. En effet, dans le cas d'un coefficient de température négatif, lorsqu'un déséquilibre du courant se produit dans une puce ou un module la température augmente avec le courant et la tension de saturation diminue forçant le courant à passer par la puce la plus chaude amplifiant ainsi le déséquilibre. Cette structure est généralement délaissée au profit de la structure NPT.

#### **1.4.2. Transistor IGBT Non Punch Trought (NPT)**

La structure de base est améliorée en ajustant le dopage et la profondeur de la jonction base-émetteur du transistor bipolaire. La couche P<sup>+</sup> généralement réalisée par implantation est plus mince et son rôle est de contrôler la quantité totale de charges injectées dans la couche N<sup>-</sup> de base en régime de conduction [Kha03]. Cela permet de réduire les pertes durant la commutation mais augmente la chute de tension de l'IGBT à l'état passant. La zone de charge d'espace dans cette structure doit pouvoir s'étendre totalement dans la base dopée N<sup>-</sup>, et l'épaisseur de base est maximale pour une tension de blocage donnée. Cette technologie offre également l'avantage d'avoir un coefficient de température positif, ce qui favorise la mise en parallèle des puces IGBT. De plus, cette technologie possède un coût de fabrication très faible par rapport à la structure précédente. Elle est toutefois difficile à mettre en œuvre pour les IGBT 600V, car elle nécessite la manipulation de substrats (de base) de faible épaisseur (70µm).

Le choix d'une structure par rapport à une autre est lié à l'application à laquelle le composant est destiné. La structure NPT (ou homogène) dont la tenue en tension est importante, est favorisée pour des applications où les tensions dépassent les 1200V. Par contre, la structure PT est plutôt préconisée pour des gammes de tensions inférieures à 1200V et qui requièrent un comportement rapide.

#### **1.4.3. Transistor IGBT à champ limité (Fiel Stop ou Soft Punch Through)**

Cette structure de puce a été développée pour tenter de réunir les avantages des structures PT et NPT. Ainsi la puce IGBT à champ limité « field stop » (Infineon, Fuji) [Rut03] possède un champ électrique de forme trapézoïdale similaire à celui d'une puce PT et un contrôle de charge par l'émetteur du transistor bipolaire interne similaire à celui des IGBT NPT. La durée de vie des porteurs n'a pas besoin d'être réduite, et le coefficient de température est positif à l'état passant. Cette structure ne présente pas de trainée de courant excessive et sa chute de tension à l'état passant est faible. Un principe similaire a été adopté par Mitsubishi et ABB pour leurs puces baptisées LPT (light punch through) pour le premier [Yam02], SPT (soft punch through) pour le second [Rah03].

#### **1.4.4. Technologie Trench-Gate (grille à tranchées)**

La grille enterrée permet une meilleure distribution des lignes de courant dans la structure verticale d'un transistor à grille isolée de puissance. Elle est obtenue par la gravure d'une tranchée dans la région P<sup>+</sup> dans laquelle est déposé l'oxyde de grille d'où le terme *Trench*. Les grilles et les canaux se retrouvent placés à la verticale contrairement aux technologies classiques d'IGBT "planar" pour lesquels ceux-ci sont horizontaux. Grâce à une meilleure distribution des lignes de courant dans la structure interne, cette technologie permet de réduire la chute de tension à l'état passant et d'augmenter la densité de courant [Iwa99, Iwa00, Iwa01]. En effet, la densité de courant admissible par une cellule de technologie Trench Gate peut atteindre 140A/cm<sup>2</sup> contre 95A/cm<sup>2</sup> pour une technologie « planar » de même tension de claquage [Iwa00]. L'inconvénient



principal de cette solution est l'augmentation de la capacité grille/émetteur (qui peut être jusqu'à 10 fois plus importante que pour une structure « planar »), à cause de la grille enterrée.

Infineon associe la technologie Trench-gate à la structure « Field Stop » et offre une nouvelle génération de puces IGBT<sup>5</sup> qui réunissent les avantages des deux technologies. En terme d'intégration, l'épaisseur de ces nouvelles puce est réduite d'un tiers pour une même tenue en tension et permettent une augmentation de 25°C de la température maximale de puce passant ainsi de 150°C à 175°C [Kan03].

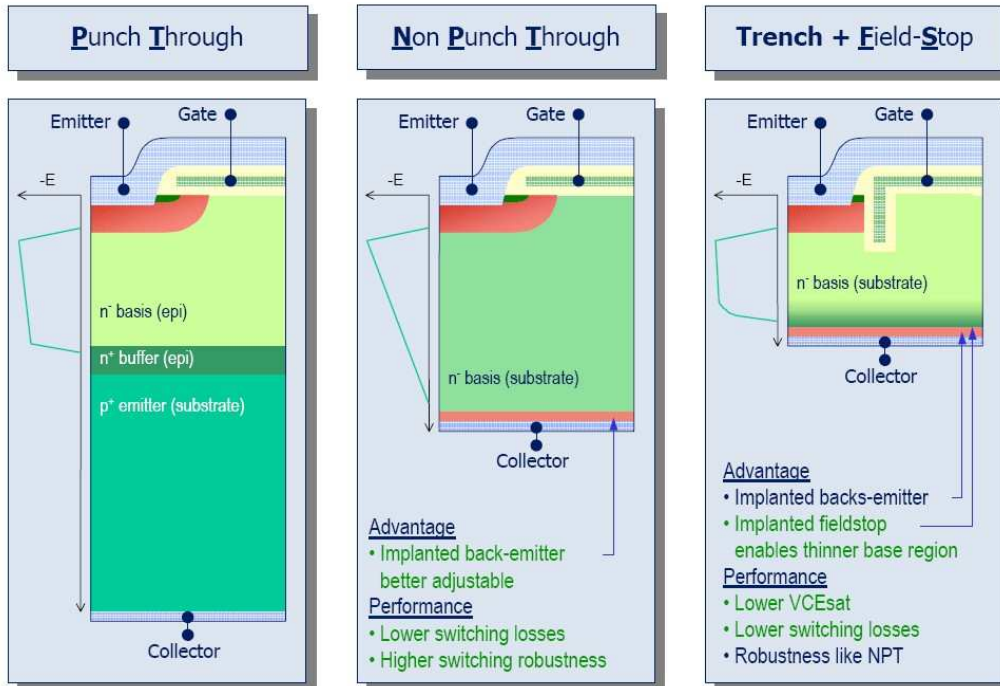


Fig.I.11 : Vue en coupe simplifiée des trois structures : Punch Through, Non Punch Through et Field Stop avec grille enterrée [Kan03]

Ces évolutions offrent des perspectives intéressantes quant au développement de modules performants et compacts.

La figure I.12 montre ainsi les évolutions technologiques des puces et la conséquence de ces évolutions sur les surfaces des puces [Bay08]. La réduction de volume de silicium ainsi obtenue va dans le sens d'une diminution des coûts. La contrepartie étant l'augmentation de la densité de puissance, qui s'accompagne généralement d'une augmentation de température.

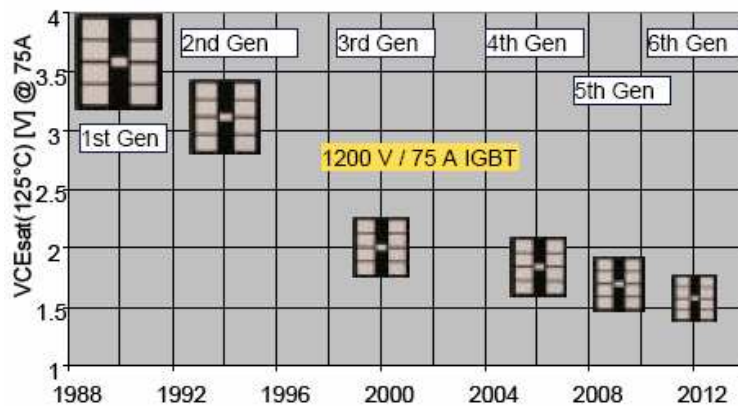


Fig.I.12: Evolution des dimensions des puces IGBT [Bay08]

## **I.5. Les technologies d'assemblage**

Pour garantir les performances des modules de puissance en haute température, des solutions d'intégration ont été développées pour assurer diverses fonctions : électriques, mécaniques mais également thermiques en améliorant l'évacuation de la chaleur émise par les puces actives.

D'autre part, l'utilisation de matériaux "grands gaps" réduirait la taille des puces et augmenterait la densité de puissance et les températures de fonctionnement, il est donc indispensable que l'assemblage puisse supporter ces nouvelles contraintes d'utilisation. Des solutions sont alors à développer que ce soit au niveau du substrat isolant, des techniques de refroidissement ou des interconnexions (brasures et connections électriques). Dans ce paragraphe nous présenterons les principales technologies d'assemblages utilisées dans les modules de puissances au silicium.

### **I.5.1. Les substrats isolants**

L'isolation électrique entre la partie active (puces) du module et le support sur lequel il est monté est généralement assurée par un substrat céramique métallisé des deux côté par des fines couches de cuivre (200-300 $\mu$ m) constituant un DCB (Direct Copper Bonded). La métallisation est déposée directement sur la céramique et l'accroche métallique est réalisée en portant l'ensemble à une température proche de la température de fusion du cuivre (1065°C-1085°C) [Sch00].

Cette technologie permet à la fois une excellente isolation électrique, et, grace aux bonnes propriétés thermiques des céramiques utilisées une gestion satisfaisante des flux thermiques, ce qui en fait la solution la plus utilisée dans les applications d'électronique de puissance.

Les matériaux utilisés pour la céramique sont l'alumine ( $Al_2O_3$ ), le nitrure d'aluminium (AlN) ou, plus rarement le nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ). L'oxyde de béryllium (BeO) a été très peu utilisé et est maintenant interdit à cause de sa toxicité.

L'AlN présente une meilleure conductivité thermique que l' $Al_2O_3$ , 180W/mK contre 24 W/mK, mais son coût important (2 à 3 fois plus élevé que l' $Al_2O_3$ ) présente un inconvénient majeur principalement pour les applications de puissance où le facteur économique est un critère important. L'utilisation d'une céramique AlN peut réduire l'excursion thermique entre les différentes couches du module de 50% par rapport à une céramique  $Al_2O_3$  [Cia02].

Les métallisations en cuivre peuvent aussi être remplacées par des métallisations en aluminium (Direct Aluminium Bonding, DAB). En effet, comparativement au cuivre l'aluminium présente une plus faible limite élastique et une plasticité plus marquée. Des métallisations en aluminium imposeront alors moins de contraintes mécaniques sur la céramique [Nag00] et limiteront les risques d'apparition des fractures conchoïdales [Dup06]. Dans ce type de substrat la céramique est exclusivement en AlN et les couches d'aluminium sont brasées des deux côtés de la céramique par l'intermédiaire d'une fine couche d'aluminium (Active Metal Bonding, AMB).

La technologie AMB est aussi utilisée pour la fabrication de substrats à base de céramique en nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ), c'est dans ce cas un film d'Argent qui fait office de brasure entre les métallisations et la céramique. Le  $Si_3N_4$  est un matériau qui présente une très grande résistance mécanique ce qui lui confère une plus grande résistance aux contraintes cycliques d'origine thermomécanique. Cette propriété permet aussi au substrat  $Si_3N_4$  d'être porté directement sur le dissipateur sans fragiliser exagérément son intégrité.

L'utilisation de substrats à base de diamant commence aussi à voir le jour en laboratoire, sa grande conductivité thermique, 2000 W/m.K pour le diamant naturel et entre 700-1600 W/m.K pour le diamant synthétique CVD, permet une bonne évacuation de la chaleur [Bro96, Sch07].

Le tableau I.1, donne quelques caractéristiques physiques des matériaux céramiques utilisés dans la réalisation de modules de puissance.

Tableau 1.1 : Caractéristiques physiques de céramiques isolantes [Clu98, Bre03, Kyo04, Los00]

Propriétés	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	AlN	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	BeO	Diamant
Module de Young (GPa)	300-380	300-310	300	300 – 350	1140
Contrainte à rupture (MPa)	250-300	300-500	>700	170 – 250	-
Conductivité thermique (W/m.K)	20-30	260	60	250	2000
CTE (10 <sup>-6</sup> /°C)	8,1	4,2	2,7-3,4	6,8 – 7,5	1,2
Résistivité électrique à 300K (Ω.m)	>10 <sup>13</sup>	>10 <sup>14</sup>	>10 <sup>14</sup>	>10 <sup>14</sup>	-

Les puces actives peuvent aussi être isolées par l'intermédiaire d'un substrat organique déposé sur une métallisation de plusieurs millimètres d'épaisseur faisant office de semelle (Substrats Métalliques Isolés), comme indiqué à la fig.I.13.

L'interface isolante est constituée d'une résine de verre époxy ou d'une résine époxy chargée de céramique, ou encore d'un polyimide permettant son utilisation à des températures proches de 200°C [Woi92]. Ces solutions, bien que très économiques, n'ont pas de propriétés thermiques, électriques et mécaniques qui leur permettent de supporter des sollicitations sévères notamment des variations thermiques de forte amplitude [Clu98], et sont réservées aux applications de faible puissance.

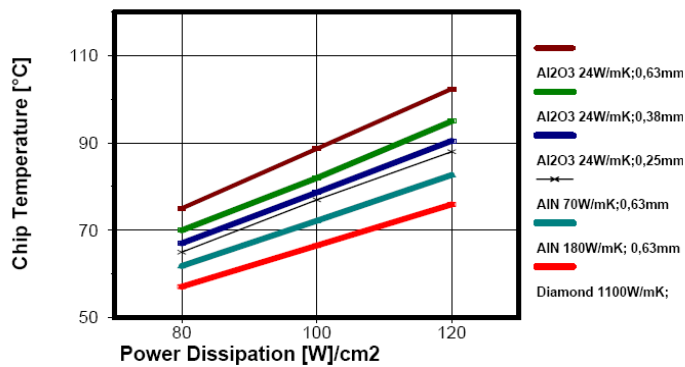


Fig.I.13 : Dissipation de puissance pour différentes céramiques [Sch98]

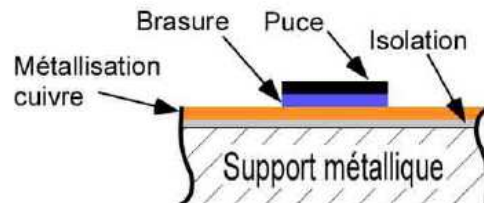


Fig.I.14 : Assemblage de puissance de type SMI

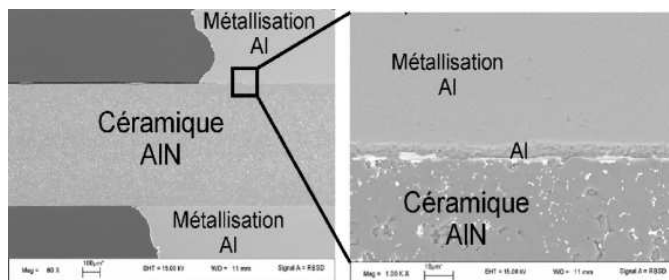


Fig.I.15: Assemblage DAB (à gauche), Exemple de substrat DAB (à droite)



L'assemblage constitué de la puce active et du substrat isolant est souvent monté sur une semelle métallique. Ces semelles sont généralement en cuivre, matériaux très bon conducteur de la chaleur. Mais à cause de son très fort coefficient de dilatation thermique par rapport aux autres constituant de l'assemblage, des matériaux composites à matrice métallique (Metal Matrix Composite : MMC) ont été développés, c'est le cas de matériaux composites comme l'AlSiC, le cuivre tungstène (Cu-W), et le cuivre molybdène (CuMo) possédant des CTE significativement plus faibles que le cuivre (tableau I.5), et donc plus proche de celui de la céramique.

Les assemblages des substrats DCB AlN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> sur des semelles en AlSiC ont montré leur intérêt en termes de durée de vie [Coq99, Schu03]. En effet, la bonne compatibilité de leurs coefficients de dilatation thermique et les bonnes propriétés thermo-physiques de l'AlSiC : CTE faible de 6 à 14ppm/°C (proche de celui de l'AlN), bonne conductivité thermique de 150-200W/K.m, rendent l'assemblage plus résistant aux contraintes thermiques.

Tableau I.2 : Synthèse des caractéristiques des matériaux d'un assemblage de puissance [Wil00, Gue04]

	Matériau	CTE (ppm/K)	Cond. Ther. (W/mK)	Module d'Young (GPa)	Limite élastique (MPa)
<i>Puce</i>	Silicium	2.6	150	130	-
<i>Céramique</i>	AlN	3.1	190	320	270
	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	5.5	30	370	-
<i>Semelle</i>	Cu	16	390	130	98.7
	AlSiC	6.5 - 12	180 - 220	360	200

### I.5.2. Les brasures

Les brasures utilisées pour l'assemblage des puces sur le DCB et du DCB sur la semelle sont traditionnellement constituées d'alliages à base de plomb. Les brasures conduisent le flux thermique et la brasure puce / DCB assure également la circulation du courant collecteur de l'IGBT. Leur robustesse est donc déterminante quant à la fiabilité d'un module de puissance. Le choix de l'alliage et de la technique de brasage est une étape importante du processus d'assemblage.

La brasure la plus utilisée pour assurer l'assemblage du DCB sur la semelle est l'alliage eutectique Etain-Plomb (Sn<sub>63</sub>Pb<sub>37</sub>). Cette brasure présente des caractéristiques intéressantes (bonne mouillabilité, facilité de fabrication, une bonne adhésion,...) mais elle est surtout appréciée pour sa faible température de fusion (183°C), la plus basse de tous les alliages étain-plomb. Pour les brasures sous la puce, les alliages utilisés sont à très forte teneur en plomb (Sn-90Pb, Sn-95Pb) car ils doivent avoir une température de fusion nettement supérieure à celle de la brasure semelle/DCB pour ne pas être désolidarisés lors de l'assemblage du substrat sur la semelle. La mise en œuvre du brasage est obtenue en déposant l'alliage de brasure entre les éléments à braser et en portant l'ensemble au-delà de la température de fusion de l'alliage qui réalisera alors une liaison métallurgique après refroidissement. A titre d'exemple, le Tableau I.3 montre quelques propriétés physiques de quelques brasures à base de plomb.

Tableau I.3 : Propriétés physiques des brasures à base de plomb [Won99]

Alliage	Liquidus (°C)	CTE (10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup> )	Limite d'élasticité (MPa)
Sn62Pb36Ag2	179	27	44
Sn63Pb37	183	25	35.3
Sn95Sb5	235	31.1	56.2
Pb90Sn10	302	27.9	24.3
Au88Ge12	356	13.4	185

A cause de sa toxicité et le danger qu'il constitue pour la santé humaine, l'usage du plomb est interdit dans les composants électroniques depuis quelques années et est devenu l'objet d'un enjeu économique et stratégique à l'échelle de la planète.

Depuis quelques années plusieurs réseaux fédèrent des initiatives interdisant l'utilisation du plomb dans les alliages. En 1998, l'union européenne proposait un projet de loi visant à interdire ou réduire l'utilisation du plomb dans les équipements électriques et électroniques. Cette proposition a évolué en deux directives : le W.E.E.E : Waste Electrical and Electronic Equipment et R.O.H.S : Restriction Of Hazardous Materials [Put07]. Des directives sont aussi établies au Japon et aux USA par le NEMI (National Electronics Manufacturing Initiative) pour les USA [Dug00, EC03a, EC03b] et le JEITA (Japan Electronics Industries Association) pour le Japon.

Tableau I.4 : Echéancier du remplacement du plomb dans les alliages de soudure [Pou]

Avancement en Europe	1999	2000	2001	2002	2003	2004	2005	2006	2007	
Matériaux sans plomb disponibles	● →									
Tous les composants sans plomb						● →				
Tous les produits sans plomb							● →			

Depuis l'instauration des directives interdisant l'utilisation du plomb, les industriels et les chercheurs tentent de trouver des alliages de substitution ayant des caractéristiques aussi satisfaisantes, voire meilleures que celle de la brasure eutectique SnPb tout en étant en adéquation avec l'évolution des domaines d'applications émergents (électronique de puissance automobile, avionique), les contraintes de température associées ( $T_f > 250^\circ\text{C}$ ) et les nouvelles géométries d'assemblage et de packaging [Hua99, Cle04]. Les principaux critères de sélection d'une brasure sont généralement:

- la température de fusion,
- la mouillabilité qui est la capacité de l'alliage en fusion à s'étendre sur les matériaux en contact (cuivre, aluminium, silicium,...)
- la conductivité thermique et électrique
- la tenue à la fatigue thermomécanique.
- la disponibilité des matériaux et leur coût,

### I.5.2.1. Quelques alliages sans plomb

Parmi les nombreux alliages sans plomb existant, l'alliage préconisé par les différents groupes de recherche (CALCE EPSC, ITRI, NEMI, IDEALS, EFLNET, JEIDA,...) [ELFNET07] et qui semble le plus prometteur est le mélange étain-argent-cuivre noté SAC (SnAg3Cu0.5, SnAg4Cu0.5,...). Cet alliage répond aux principaux critères exigés (bonne mouillabilité, point de fusion plus faible que les alliages Sn/Ag et Sn/Cu, et bonne résistance à la fatigue) [Gan05, Xia04, Dur04, Gue02]. D'autres alliages binaires, constitués d'étain comme élément de base auquel s'ajoute, en faible pourcentage, des éléments comme le cuivre, l'argent, le zinc, le bismuth ou l'indium sont aussi proposés. L'alliage SnAg présente une bonne mouillabilité et une bonne résistance mécanique mais son coût reste prohibitif et sa température de fusion un peu trop élevée pour certaines applications. L'alliage SnCu présente de mauvaises propriétés mécaniques mais son faible coût le rend intéressant pour le brasage à la vague et pour des applications grand public [Han07]. Des alliages utilisant le bismuth comme élément de base sont aussi proposés et présentent de meilleures caractéristiques que ceux à base d'étain [Yam06] mais le faible niveau de production et de réserve de cet élément rend leur usage limité.

L'indium permet de réduire la température de fusion d'un alliage contenant de l'étain. Il a de bonnes propriétés physiques et une mouillabilité exceptionnelle. Mais à cause de sa rareté et de son prix, il ne peut être utilisé que comme élément d'addition mineur ou dans des applications très particulières. Le zinc est un métal peu cher et disponible. Il permet de réduire le point de fusion d'un alliage contenant de l'étain. Par contre, il a une capacité de mouillage faible à cause de son oxyde stable [Abt00, Gue05]. Mais, des études récentes ont toutefois pu montrer le très bon comportement de brasure à base de zinc (Zn-Al) pour des applications automobiles haute température [Yam07].

Concernant les brasures utilisées pour le brasage des puces nécessitant des températures de fusion nettement plus élevées (de l'ordre de 300°C), très peu de brasure sans plomb sont identifiées (Au-20Sn) pour remplacer les alliages de références à base de plomb (Sn-90Pb, Sn-95Pb).

Le tableau I.5 donne les températures de fusion et des propriétés physiques de quelques alliages de brasure et décrit leurs avantages et inconvénients.

Tableau I.5 : Quelques alliages sans plomb et leurs caractéristiques [Pou, And05, Clu98, Gue02, Chel07]

Alliage	Temp. Fusion (°C)	CTE (10 <sup>-6</sup> /°C)	Résistivité (μΩ-cm)	Cond.Therm. (W/mK)	Module d'Young (GPa)	Avantages	Inconvénients
SnPb37	183	24,7	14,5	50	39	Faible coût, Bonne mouillabilité, Bonne fiabilité, Simplicité de fabrication	Brasure au plomb
SnAg3.5	221	30	10-15	33	50	Bonne résistance à la fatigue(And05)	Coût élevé
SnCu0.7	227	-	10-15	53	-	Relativement économique Cuivre soluble dans l'étain	Mauvaise mouillabilité, faibles résistance à la fatigue
SnAg4-Cu0.5	217	23	10-15	55	-	Bonne mouillabilité Bonne résistance mécanique	Risque d'intermétalliques
SnBi58	138	15	30-35	-	-	Bonne résistance mécanique	Bi sous produit du Pb
Sn-Zn9	199	-	10-15	-	-	Point de fusion proche de 183°C	problèmes d'oxydation.

### I.5.2.2. Contraintes liées au passage au sans plomb

#### La température

Les brasures sans plomb, comme illustré sur le tableau I.3, possèdent des caractéristiques bien différentes de celles de la brasure au plomb classique (Sn63Pb37). La température de fusion est le paramètre le plus décisif car elle influe aussi sur les autres matériaux utilisés dans les assemblages électroniques. En effet, les principaux alliages susceptibles de remplacer la brasure au plomb, à savoir les brasures SnAgCu, SnAg et SnCu présentent des températures de fusion nettement supérieures à celle de la brasure Sn63Pb37 ce qui impose une réadaptation des procédés d'assemblage (profil de refusion, flux, matériaux utilisés pour les circuits imprimés...) [Han07]. Cette démarche est assez coûteuse pour les industriels car bien que les dispositifs actuels soient capables d'atteindre les températures plafonnées de refusion (235-255°C pour les brasures sans plomb contre environ 220°C pour la brasure SnPb), certains composants et matériaux doivent être améliorés pour pouvoir supporter cette hausse des températures de process [Gue05, And07].

#### Les whiskers

Les finitions à base d'étain associées aux alliages à forte teneur en étain provoquent l'apparition de « Whiskers » qui sont des filaments monocristallins en étain pur qui peuvent atteindre une longueur de 10mm et un diamètre de 1 à 3µm [Gan05]. Leur présence est problématique, car ils peuvent engendrer des courts-circuits entre deux contacts ou deux joints. La figure I.16 représente des whiskers d'étain observés 13 semaines après la refusion sur des alliages, d'étain pure, et d'alliages Sn15Pb, Sn07Cu et Sn2Bi. Le « whisker » le plus long est celui formé sur l'alliage Sn0.7Cu (170µm) [Ost06].

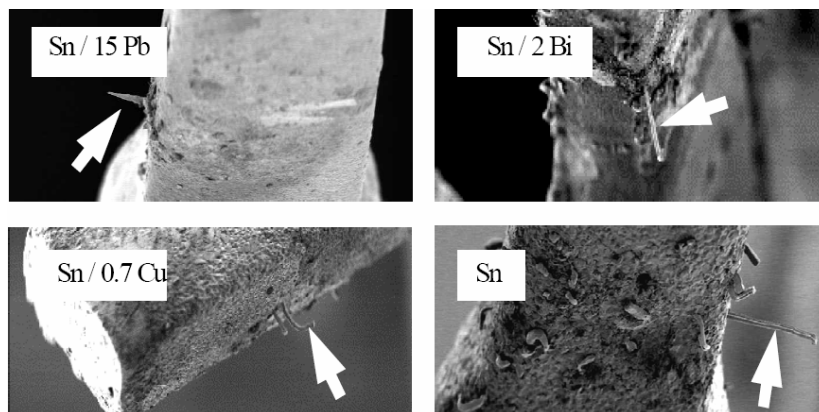


Fig.I.16 : Whiskers d'étain apparaissant dans quelques alliages [Ost06]

#### La fiabilité

La fiabilité des composants dotés de technologie sans plomb dans un environnement haute température est aussi une préoccupation majeure et pas encore bien traitée. Néanmoins, les études réalisées sur la tenue et la robustesse des brasures sans plomb montrent plutôt un bon comportement [Zha07, And07]. Associées dans la plupart du temps à des brasures de type BGA (Ball Grid Array), les brasures sans plomb ont une tenue aux cycles thermique similaire voir meilleure que celle des brasures SnPb [Pan04, Bra06, Che07]. Par contre pour les couches de brasures situées sous le DCB (généralement les brasures de plus grande surface) les alliages au plomb semblent plus robustes que ceux sans plomb [Sti04]. Le manque de données sur les caractéristiques mécaniques et physiques ainsi que l'absence d'un retour d'expérience sur ce type de brasures constitue un obstacle majeur pour l'étude de leur fiabilité. Les caractérisations de ces matériaux n'en sont encore qu'à leur début [Ama02, Gue02, Li05, Sun06].

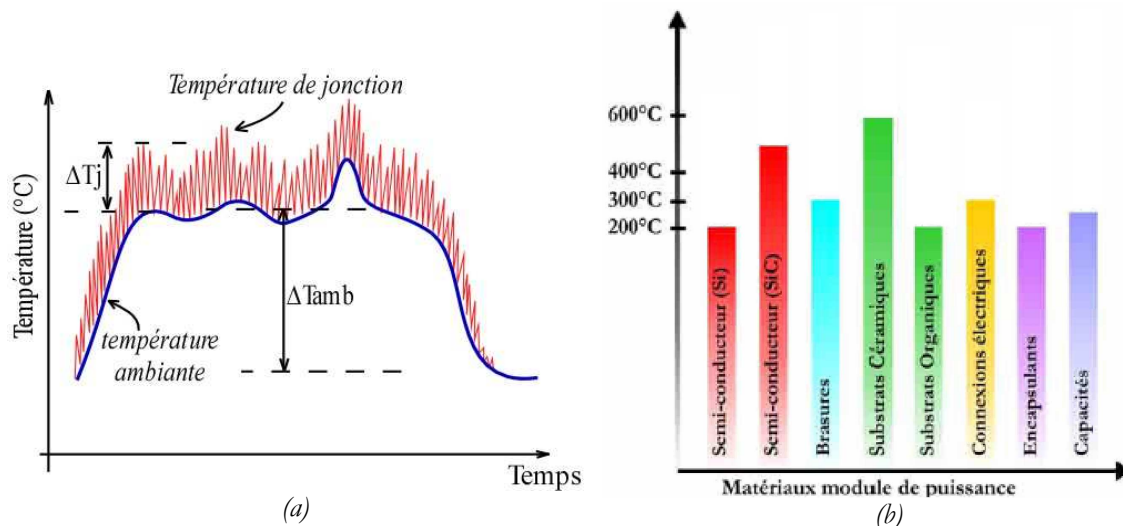


## I.6. Contraintes thermiques imposées aux composants de puissance

Les dispositifs électroniques de puissance « embarqués », utilisés pour la traction de véhicules sont confrontés à une demande importante de réduction de poids, d'encombrement et de coût et tendent par conséquent vers des structures très intégrées. La densification de la puissance qui en résulte s'en trouve significativement augmentée (jusqu'à plusieurs centaines de Watts/cm<sup>2</sup> de pertes à évacuer) et les convertisseurs se trouvent soumis à de fortes contraintes thermiques.

L'environnement dans lequel se trouvent les dispositifs de puissance impose des cycles de température variant entre -40°C et 120°C dans le cas de l'automobile et dans le pire des cas entre -55°C et 200°C près du réacteur d'un avion (cyclage passif). De plus, la dissipation de puissance dans les puces actives crée des variations thermiques supplémentaires, de plus faible amplitude (quelques dizaines de degrés) mais avec une fréquence plus élevée (cycles actifs). La figure I.17 représente la combinaison de ces deux types de variations thermiques.

Les composants de puissances utilisés dans le domaine des transports sont couramment spécifiés pour des températures de fonctionnement maximales de 150-175°C



FigI.17 : (a) Variations thermiques imposées à un dispositif électronique embarqué, (b) Limite en température des composants utilisés en électronique de puissance [Dup06]

En terme de durée de vie, le domaine automobile requiert des dispositifs qui doivent satisfaire à des exigences de durée de vie de l'ordre de 8000h de fonctionnement dans un environnement thermique nominal de 90°C pouvant monter jusqu'à 120°C et de l'ordre de 400 kcycles de puissance [Ber96]. En ce qui concerne l'avionique, les besoins sont de l'ordre de 50.000 heures pour les équipements, ce qui correspond à 5000 phases de décollage/atterrissage pour des durées moyennes de vol de l'ordre de 10 heures. Bien que la température élevée peut être responsable de vieillissement (oxyde de grille) et disfonctionnement (courant de fuite..) au niveau des puces, les causes de défaillance à haute température et sous fortes variations de température concernent principalement l'assemblage.

Le diagramme de la figure I.18 représente à titre indicatif les plages de variation de température ambiante dans différents domaines d'application.



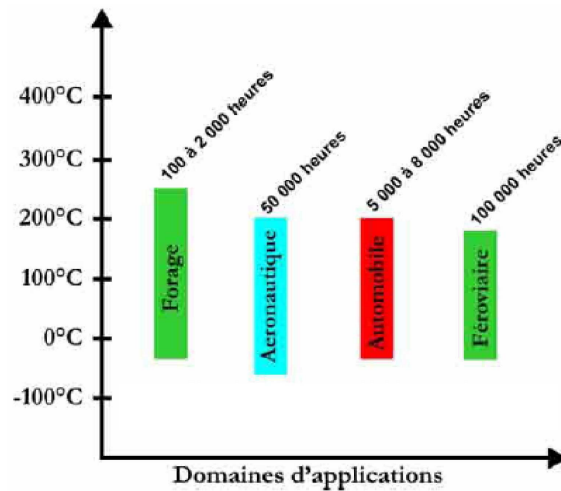


Fig. I.18 : Plage des températures dans différents domaines d'application et durées de vie recherchées [Dup96]

## I.7. Les modes de défaillance engendrés

La haute température ambiante dans laquelle peuvent se trouver les modules de puissance est très critique à la fois pour les éléments actifs du module et pour l'assemblage. Dans ce qui suit nous présenterons succinctement les principaux modes de défaillance qui peuvent apparaître dans les modules de puissance.

### I.7.1. Défaillances au niveau Assemblage

#### I.7.1.1. Levée et fracture des fils de bonding

La levée des fils de bonding est l'un des principaux modes de défaillance observé dans les modules de puissance, [Lef00, Cia02, Coq03]. La différence de CTE entre l'Aluminium (23-24 ppm/K) et le Silicium (2,6 ppm/K) impose de fortes contraintes thermomécaniques sur l'interface Bonding/Puce lorsque la puce est soumise à des variations de température. Cela conduit à une dégradation qui commence par l'apparition de fissures au niveau du contact avec la métallisation comme illustré sur la figure I.19(a) [Yam07]. Ces fissures se propagent ensuite et conduisent à la levée complète du fil.

De plus, les variations de température du fil (liées à la dissipation de puissance dans les puces et éventuellement à l'auto-échauffement des fils) résultent en des phases de dilatation/compression de celui-ci et peuvent être responsable de l'apparition de fractures au niveau des pieds de bonding cette fois comme indiqué à la fig I.19(b).

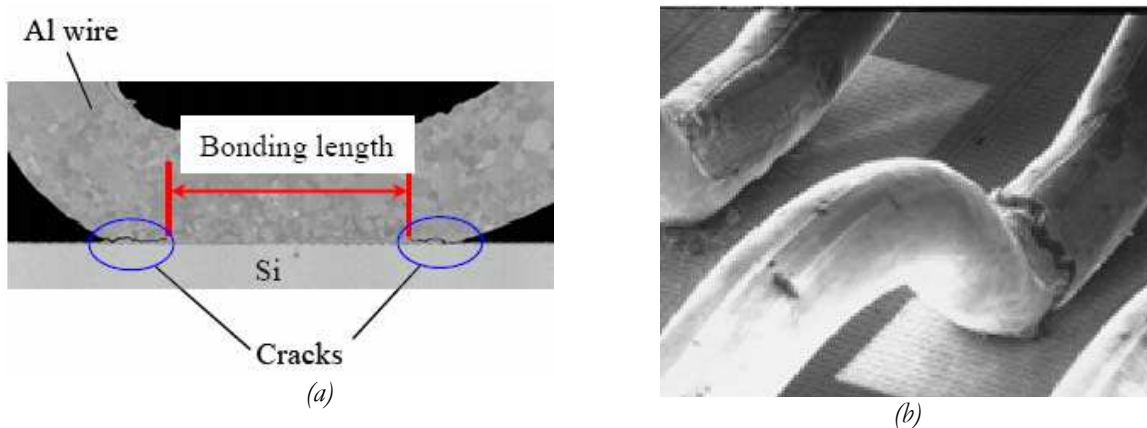


Fig.I.19 : (a) Initiation de fissures dans un pied de bonding [Yam07], (b) fracture du pied de bonding [Cia02]

Pour améliorer la fiabilité des fils de bonding aux fortes variations de températures, différentes études ont été menées depuis plusieurs années et ont abouti aux solutions suivantes :

- La première consiste à rajouter une couche de matériau polymère (coating) sur le pied du bonding immédiatement après la soudure ultrasonique. Cette solution permet de garder le contact physique entre le fils et la métallisation après la dégradation de cette interface et d'après [Ham98, Cia02] la durée de vie des fils de bonding lors de tests de vieillissement accélérés en cyclage actif est considérablement augmentée avec ce revêtement, fig.I.20(a).
- Une seconde solution proposée consiste à insérer une couche de molybdène entre le fil et la métallisation [Ham99]. Ayant un CTE ( $5,35 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ ) intermédiaire entre celui de l'aluminium et celui du silicium, cette couche permet de distribuer et de réduire les contraintes à chaque interface ce qui retarde la levée des fils et permet ainsi une augmentation de la durée de vie des fils d'un facteur 2 à 3 sous des contraintes de cycles actifs accélérés [Ham99].
- Une autre solution avancée dernièrement consiste à remplacer les fils de bonding par un large ruban, fig.1.20(b). Comparé à la géométrie des fils de bonding, les rubans de bonding permettent de connecter de plus grandes sections avec une puissance de soudure plus faible ce qui permet de réduire les contraintes initiales [Lue04]. Et grâce à sa faible épaisseur ainsi qu'à sa largeur, le ruban de bonding est plus malléable et absorbe mieux les déformations dues à la différence de CTE [Ong04] entre aluminium et silicium.

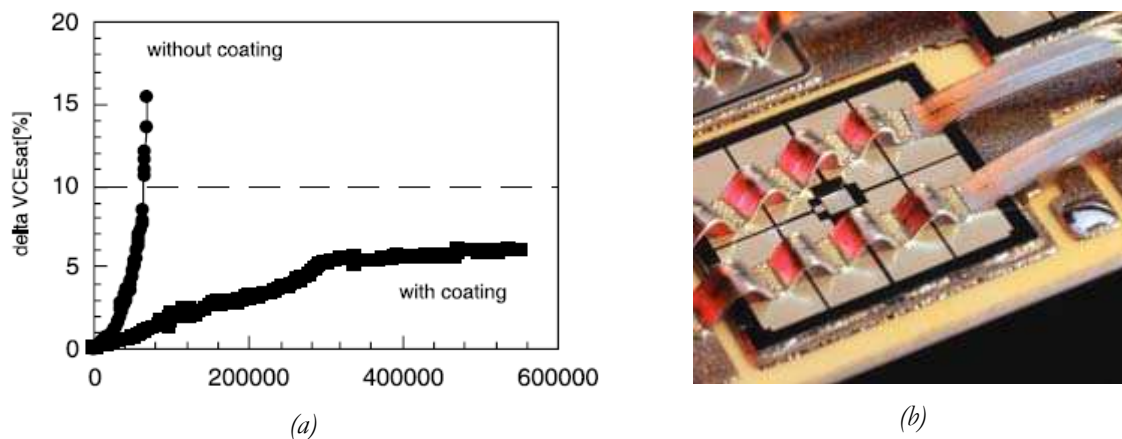


Fig.I.20 : (a) Effet de la couche de coating sur la durée de vie des fils de bonding [Cia02], (b) IGBT connecté avec des rubans de bonding [Lue04]

Les fils de bonding sont aussi responsables d'une inductance parasite de connexion et d'une chute de tension d'où l'idée qui se développe et qui consiste à éliminer complètement les fils de bonding et les remplacer par des billes de soudure de quelques dizaines de microns de diamètre (Bump, Ball Grid Array : BGA), fig.I.21(a), ou par des films métalliques. Ces techniques sont destinées principalement aux assemblages basse tension mais grâce à la possibilité d'intégration 3D qu'elles permettent, ces techniques se développent aujourd'hui sur des composants de plus forte puissance [Liu01, Arz01].

Une autre alternative consiste à utiliser une couche en poudre d'argent réalisée à une température supérieure à  $220^\circ\text{C}$ , dans une atmosphère contrôlée et sous une pression de plusieurs dizaines de méga-Pascals (figure I.21(b)) [Sch98]. Cette technique est appelée « Low Temperature Joining Technique » (LTJT) et semble améliorer la durée de vie des modules de puissance [Amr05]. En effet, des tests réalisés lors d'un cyclage actif avec de fortes variations de la température de jonction ( $\Delta T_j = 130^\circ\text{C}$  à  $T_{j,\text{max}} = 170^\circ\text{C}$ ) semblent confirmer une durée de vie de

l'assemblage vingt fois supérieure à celle obtenue avec un assemblage conventionnel (fil de bonding) [AMR05].

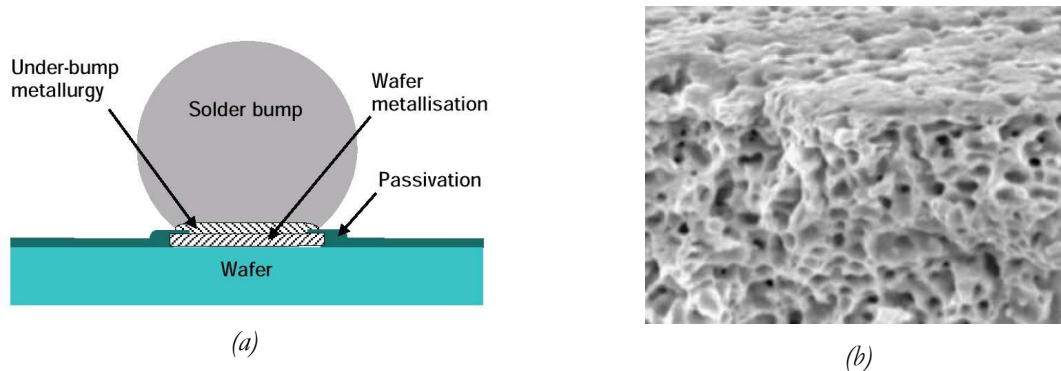


Fig. I.21 : Bille de soudure, connexions et UBM (Under Bump Metal) [Wen01]

### I.7.1.2. Fissuration des brasures

Les variations de température provoquent la fissuration des brasures, plus particulièrement celle qui se trouve entre le DCB et la semelle à cause de sa large surface, de sa localisation entre deux matériaux (céramique et semelle souvent en cuivre) de CTE très différents mais également de la nature "soft" de l'alliage. De plus, les imperfections qui apparaissent lors du processus de brasage (formation de composés intermétallique, formation de bulles résiduelles et de cavités,...) amorcent la dégradation des brasures. L'épaisseur de la brasure est aussi un paramètre très influent sur la tenue de la brasure aux cycles thermiques. En effet, il a été démontré que plus l'épaisseur est faible et plus la brasure est fragilisée [Gut06, Yam03, Som]. Par contre, si la brasure est trop épaisse la résistance thermique de l'assemblage augmente à cause de la faible conductivité thermique des matériaux des brasures. Il faut donc trouver une épaisseur optimale réalisant un compromis entre conductivité thermique et tenue mécanique.

Une des imperfections fréquemment rencontrées dans les brasures semelle/DCB est la disparité d'épaisseur entre le centre de la brasure et ses bords. Les brasures sont souvent plus fines aux bords et plus épaisses au centre à cause du processus d'assemblage (cf. §III.3). Mitsubishi propose une technique permettant de garantir une épaisseur uniforme de la brasure sur toute la surface du joint [Yam03]. Comme illustré sur la fig.I.22, des wire bump sont placés sur les bords de la brasure pour assurer une homogénéité de son épaisseur. Mais cette solution risque de perdre de son intérêt lorsque la semelle est-elle même déformée

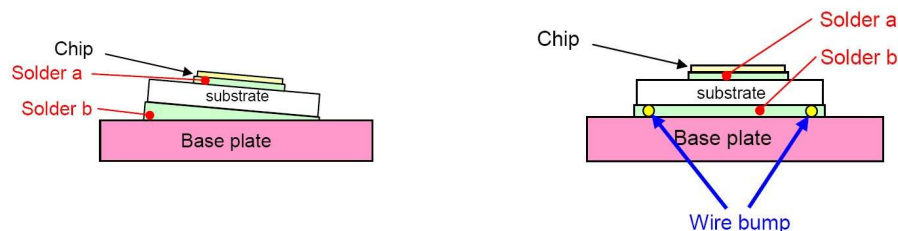


Fig.I.22 : obtention d'un joint d'épaisseur constante (d'après Mitsubishi [Yam03])

La dégradation des brasures en limitant le transfert de chaleur vers le refroidisseur engendre une hausse significative de la résistance thermique jonction-semelle du module et augmente ainsi la température des puces. La figure I.23 montre une photographie (microscope acoustique) de l'état des brasures Substrat AlN/semelle en cuivre d'un module de forte puissance, après 43000 cycles d'injection de puissance. Les parties sombres correspondent aux zones encore en état des brasures et les parties plus claires aux zones fissurées [Kha00].

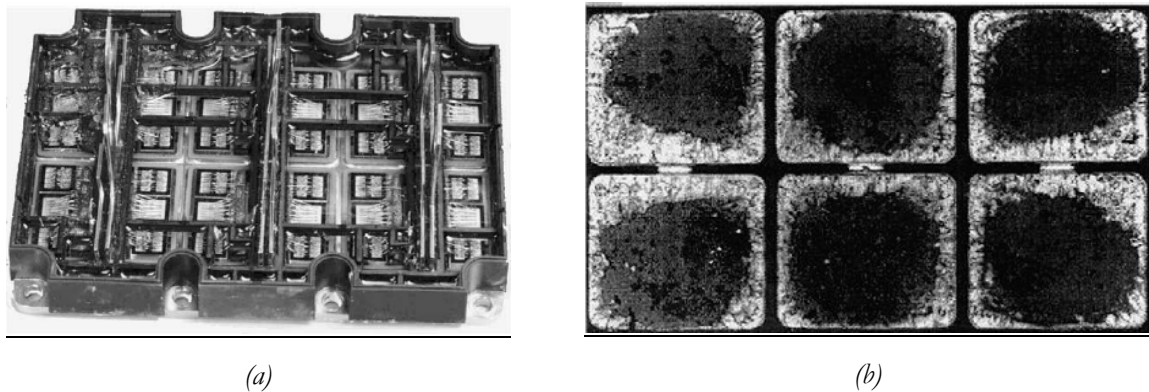


Fig. I.23 : (a) Module IGBT 3.3 kV-1.2 kA, (b) Dégradation des brasures (microscopie acoustique) après 43000 cycle accélérés d'injection de puissance [Kha00].

Pour retarder la dégradation des brasures et particulièrement la brasure substrat/semelle, pour les applications ferroviaires, des semelles en AlSiC remplacent les semelles en cuivre en raison de la bonne compatibilité des CTE de l'AlSiC et de celui du substrat céramique (AlN ou Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>). Les contraintes mécaniques entre ces matériaux sont ainsi limitées lors du cyclage thermique [Coq99, Tho01, Occ02].

La position des puces sur le DCB peut aussi avoir un effet important sur l'initiation des fissures dans la brasure semelle/DCB. Si les puces sont situées sur les coins du substrat DCB alors le flux de chaleur engendré atteint directement les coins des brasures qui sont les plus sensibles. Par contre un léger déplacement des puces vers le centre du DCB éloignera le flux de chaleur des coins et retardera ainsi l'apparition des premières fissures [Kha04]. De façon complémentaire, si les puces sont éloignées des coins (zones d'initiation des fractures dans la brasure), l'effet de l'apparition d'une fissure se fera moins facilement sentir sur la résistance thermique.

### I.7.1.3. Dégradation du DCB

Les grandes amplitudes de variations de température entraînent un phénomène d'écrouissage du cuivre du DCB avec un durcissement de cette métallisation. Il en résulte lors de la répétition de cycles de température une l'augmentation des contraintes mécaniques subies par la céramique jusque dans le pire des cas atteindre la limite de rupture de celle-ci et, à terme, au décollement du cuivre des céramiques [Mit99, Sch00b].

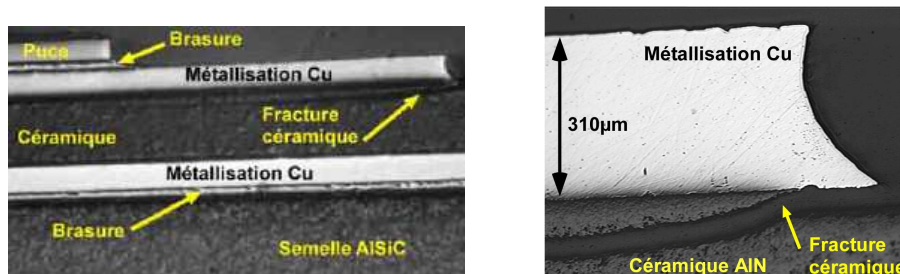


Fig.I.24 : Apparition de fissures dans la céramique sous la métallisation après un cyclage thermique passif variant de -30°C à 180°C (à gauche), agrandissement au niveau de la fracture (à droite) [Dup06]

Pour atténuer les contraintes mécaniques sur les bords du cuivre et retarder son décollement, il est préconisé de diminuer l'épaisseur des métallisations. En effet, plus cette épaisseur est faible,

plus les contraintes imposées sur la céramique seront également faibles. Cette réduction d'épaisseur doit notamment se faire sur la face supérieure du DCB, tout en respectant les densités de courant acceptables dans ces métallisations [Dup06, Sch03]. Les fissures s'initiant au bord de l'interface cuivre/céramique, la solution qui permet de réduire localement les contraintes dans la céramique est la réalisation de « dimples » sur le bord du cuivre, fig.I.25. Dans [Sch03] il a été démontré que ces « dimples » pouvaient augmenter la fiabilité des modules d'un facteur 10 lors de cyclages thermiques passifs sous une température variant de -55°C à 150°C.

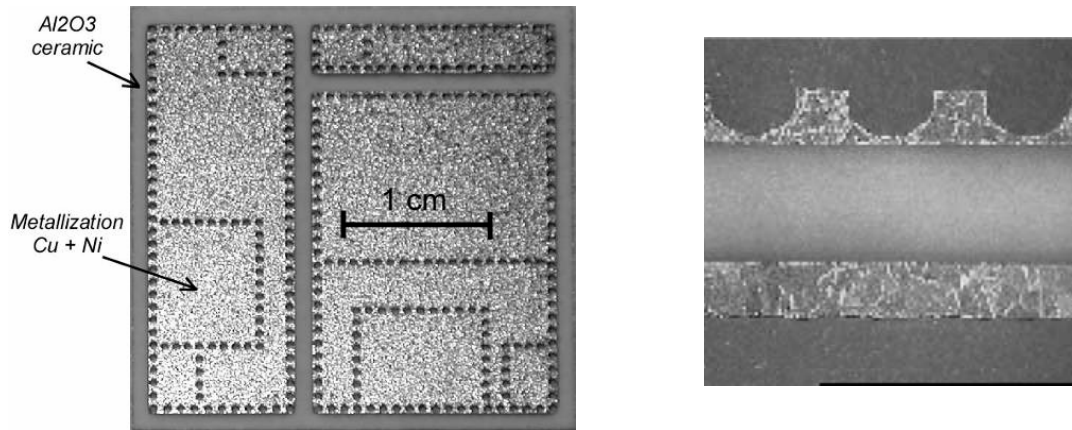


Fig.I.25 : métallisation DCB avec dimples [Dup06, Sch03]

## I.7.2. Défaillances au niveau Puce

### I.7.3.1. Reconstruction de la métallisation

Les contraintes périodiques de compression et d'extension que subit la fine couche de métallisation lors du cyclage thermique, conduisent à la déformation de cette dernière et à la "reconstruction" des grains d'aluminium qui la constitue. En effet, le silicium est un matériau avec un faible coefficient de dilatation thermique et une forte résistance à la déformation comparativement à l'aluminium, qui a, en outre, une limite élastique relativement basse. Elle atteint des valeurs de l'ordre de 20 Mpa pour de l'aluminium massif mais on peut s'attendre à des valeurs légèrement plus hautes pour des couches fines de l'ordre de 5 $\mu$ m en raison d'une moins bonne ductilité [Ebe05]. Ainsi, lorsque la température maximale imposée à cette couche de métallisation dépasse 110°C, celle-ci est sollicitée dans le domaine plastique [Cia01]. Par conséquent, des relaxations de contraintes peuvent avoir lieu sous forme de déplacement de dislocations ou encore de glissements de joints de grains. Cette "reconstruction" de l'aluminium modifie la structure en surface de la métallisation, fragilise les connexions, réduit sa section active et entraîne une augmentation de la résistance superficielle [Cia02, Schu03, Det04, Lut08].

Pour limiter ce phénomène, une fine couche protectrice et rigide (Nitrure de silicium, polyimide...) est couramment déposée sur la métallisation [Cia02b].



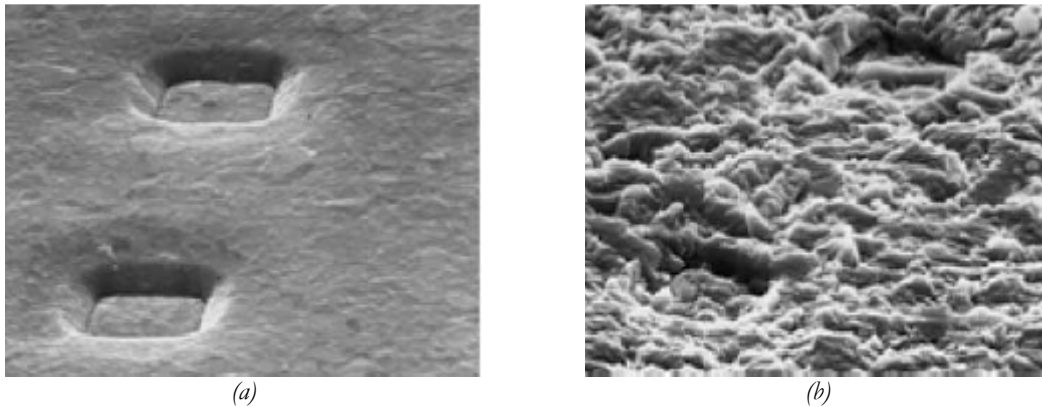


Fig.I.26 : (a) Métallisation d'émetteur d'une puce IGBT avant cyclage, (b) Reconstruction de la métallisation après cyclage actif (3.2 millions de cycles actifs entre 85°C et 125°C) [Cia02a].

### I.7.2.2. Dégradation de l'oxyde

La défaillance de l'oxyde de grille se traduit par l'apparition d'un courant de fuite local traversant la couche d'oxyde jusqu'à former parfois un court circuit. Cette dégradation est due aux piégeages de charges dans l'oxyde à cause de l'application d'un champ électrique aux bornes de l'oxyde ou par injection de porteurs chauds dans l'oxyde [Gro99, Mar98, Sta01]. Ce mode de défaillance est couramment observé en microélectronique [Man00b, Pom05] où l'épaisseur de l'oxyde ne dépasse pas quelques nanomètres.

Un des moyens d'évaluation de la fiabilité de l'oxyde de grille consiste à tracer la caractéristique courant-tension (I-V) et de réaliser les tests TDDB (*time dependent dielectric breakdown*) [Man00]. Toutefois, il est impossible d'observer l'évolution des propriétés de l'oxyde durant le cyclage de puissance, avec ces méthodes. Ce qui rend ce mode de défaillance le plus critique car très difficilement détectable. Ainsi, le claquage de la grille survient de manière imprévisible et conduit à la défaillance instantanée du module.

### I.7.3.3. Passivation des zones périphériques de tenue en tension

La limite de la tenue en tension d'un composant ne dépend pas uniquement de la tenue en tension en volume des jonctions, mais aussi de leur tenue en tension en surface reportées à la périphérie du composant. Les technologies de terminaisons de jonctions et de tenues en tension périphériques des composants de puissance permettent d'étaler les équipotentielles pour éviter la limitation de la tenue en tension en surface des jonctions. Plusieurs techniques peuvent être citées comme : l'utilisation d'anneaux de garde, de plaques de champ, de terminaisons de jonction implantées, de couches semi-résistives ou de l'effet *resurf* [Haq01]. En plus des techniques de terminaison de jonction, des passivations sont réalisées sur ces zones périphériques afin de protéger les puces contre le milieu externe (oxydation, courants de surface, défauts...). Deux principaux types de matériaux sont utilisés pour la passivation des zones de terminaisons des IGBT : le polyimide et le  $\text{Si}_3\text{N}_4$  [Mor02].

## I.8. Fiabilité et durée de vie des composants de puissance

L'étude de la fiabilité des composants électroniques implique d'une part une étude physique et d'autre part une étude statistique. La première a pour objectif d'étudier les mécanismes de défaillance, c'est-à-dire la description des causes menant à un début de dégradation et l'évolution de cette dernière pour aboutir à la défaillance. La physique des défaillances permet également

d'identifier les facteurs (physiques, chimiques,...) qui influencent ces mécanismes. La seconde approche consiste à faire subir des tests à un nombre significatif de composants afin d'établir des lois de durée de vie pour un type de composant et un mode de défaillance donnés. Plusieurs méthodes sont utilisées et sont répertoriées en méthodes de prédiction et méthodes d'estimation [Fou02, Car03]. Dans ce qui suit nous nous intéresserons à deux approches, celle basée sur les tests de vieillissement accélérés et celle utilisant des modèles physiques.

### I.8.1. Estimation de la durée de vie par des tests de vieillissement accélérés

Dans ce chapitre, nous reviendrons sur les méthodes expérimentales d'étude de la durée de vie de modules de puissance. Les essais étant nécessairement accélérés nous présenterons les expressions des différents facteurs d'accélération utilisés. Enfin, nous détaillerons les principaux modèles de durée de vie généralement utilisés pour l'étude de la fiabilité des composants et modules de puissance.

A cause de la durée de vie assez importante des composants de puissance utilisés en traction et l'évolution permanente de leurs technologies, une étude basée sur un retour d'expérience est difficile à mettre en œuvre. Une alternative est d'utiliser des tests de vieillissement accélérés de manière à provoquer les mêmes défaillances qu'en application réelle mais en beaucoup moins de temps.

Ce genre de tests est utilisé pour obtenir des informations sur la durée de vie de composants. Deux voies différentes peuvent être mises en œuvre : la première utilise la compression du temps. Cela peut être obtenu en augmentant par exemple la fréquence des cycles de stress. La seconde méthode qui permet d'accélérer la durée de vie est l'accélération des contraintes lors des tests. Les contraintes appliquées doivent cependant être dans les limites des capacités des composants testés, et ne pas engendrer de modes de défaillance autres que ceux rencontrés dans l'application. C'est essentiellement cette seconde méthode qui est utilisée et qui est discutée ci-après. Deux conditions importantes doivent être remplies lors de ces tests :

- Les mécanismes de défaillance générés dans les tests accélérés doivent être les mêmes que ceux que ceux observés dans des conditions normales. Autrement dit, l'accélération ne doit pas faire apparaître des mécanismes qui n'apparaîtraient pas sous des conditions normales d'utilisation.
- Il devra être possible d'extrapoler les résultats accélérés vers des conditions normales. Autrement dit, il devra exister une formulation (un modèle) qui lie les durées de vie sous des conditions accélérées à celles sous conditions normales d'utilisation.

Lors de ces tests, il s'agit de reproduire en laboratoire les contraintes thermiques cycliques que peuvent subir les composants en application et de les appliquer de manière répétitive aux composants en accélérant l'un des facteurs de vieillissement (la température ambiante, la variation de température, la tension, le taux d'humidité,...) [Fou02]:

$$AF = \exp\left(\frac{E_a}{k} \left(\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2}\right)\right) \quad (I.1)$$

*Equat.I.1 : Loi d'Arrhenius pour la température comme facteur d'accélération (AF : facteur d'accélération)*

$E_a$  : énergie d'activation du mécanisme de défaillance

$K$  : constante de Boltzman

$T_1, T_2$  : température d'utilisation et de stress ( $T_2 > T_1$ )

$$AF = \left( \frac{\Delta T_2}{\Delta T_1} \right)^2 \left( \frac{F_1}{F_2} \right)^{0.33} \quad (I.2)$$

Equat.I.2 : Loi de Coffin-Manson pour la fatigue thermique avec la variation de température comme facteur d'accélération

Avec :

$\Delta T_1, \Delta T_2$  : amplitude des variations thermiques d'utilisation et de stress

$F_1, F_2$  : fréquence d'utilisation et de stress

$$AF = \exp(\beta(V_2 - V_1)) \quad (I.3)$$

Equat.I.3 : Facteur d'accélération en tension

Avec :

$\beta$  : constante dépendant de la technologie

$V_1, V_2$  : tensions d'utilisation et de stress

$$AF = \exp(\beta(RH_2 - RH_1)) \quad (I.4)$$

Equat.I.4 : Loi de Gunn pour l'humidité

Avec :

$\beta$  = constante dépendante de la technologie

$RH_1, RH_2$  : niveaux d'humidité d'utilisation et de stress

Concernant les cycles thermiques, deux types de tests accélérés peuvent être définis. Le premier est le cyclage actif (power cycling) qui simule le fonctionnement d'un module, où les contraintes thermiques sont imposées par l'auto-échauffement du composant à cause de la dissipation de puissance. Le second est le cyclage passif (thermal cycling), où la source de chaleur est extérieure au module et simule les variations thermiques dues à l'environnement dans lequel se trouve le composant. Ce dernier provoque plutôt des dégradations au niveau de l'assemblage et particulièrement au niveau des brasures alors que le premier sollicite plutôt la puce et son environnement proche notamment quand les cycles sont de courte durée.

Vers la fin des années 90, des projets de recherches, notamment LESIT (1994-1996) et RAPSDRA (1996-1998) [LESIT, Rap98], ont permis d'établir des normes de tests de cyclage actif et les méthodes empiriques de définition de la durée de vie des modules de puissance [Ber98, Coq99, Cov98, Coq93]. Deux types de cyclages actifs ont été proposés, les cycles actifs longs avec des durées d'injection de puissance de l'ordre de la minute et les cycles actifs courts où les durées d'injections sont de l'ordre de quelques secondes.

Les critères de défaillance ont été définis pour chaque mode de défaillance et associés à un paramètre électrique ou thermique. Ces paramètres sont suivis régulièrement au court du cyclage et lorsqu'un critère de défaillance est atteint, le composant sous test est considéré défaillant et le cyclage est alors arrêté. La durée de vie du module testé est alors définie comme étant le nombre de cycle ayant conduit au critère de défaillance.

Les résultats d'une campagne de tests sur une gamme de modules sont alors représentés sur un graphe et présentés en fonction des critères de défaillances, des conditions de cyclage et du nombre de cycles. A titre d'exemple, la figure I.27 représente les résultats de tests menés à l'INRETS pour des modules ayant une semelle en cuivre et d'autre des semelles en AlSiC. Ces modules ont subits des cycles actifs à des températures maximales de jonction allant de 100°C à 125°C et des température de semelle de 80°C à 90°C [Coq99].

Ces résultats obtenus en vieillissement accéléré montrent que la durée de vie (en nombre de cycles) suit une loi de Coffin-Manson, ils peuvent alors être extrapolés pour de plus faibles



excursions de température correspondant à des fonctionnements normaux des modules afin d'en estimer la durée de vie en condition réelle de fonctionnement.

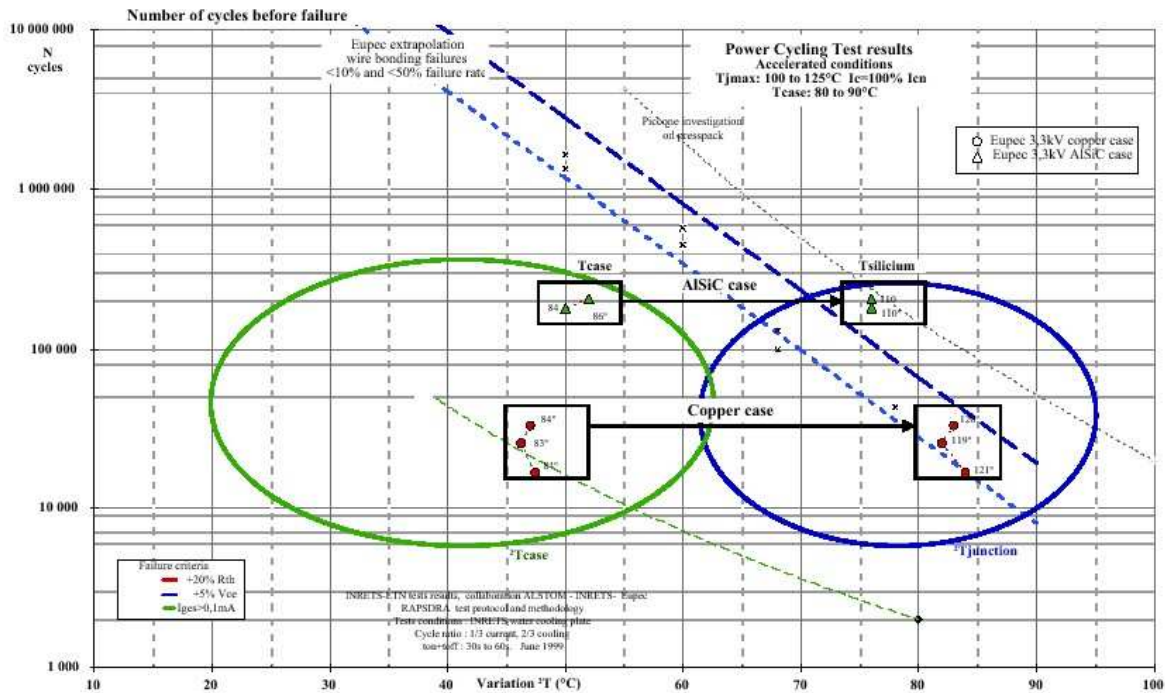


Fig.1.27 : Extrapolation de la durée de vie de modules de forte puissance soumis à des contraintes de fatigue [Coq99]

Néanmoins, des interrogations peuvent se poser quant à la représentativité des conditions de tests ainsi que sur celles des critères de défaillances suivis jusqu'à présent dans les tests de vieillissements accélérés particulièrement de cyclage actif [Mer07]. Par ailleurs, le problème récurrent le plus important reste la connaissance des contraintes réelles et donc celui de la définition des profils de missions.

### I.8.2. Estimation de la durée de vie par des modèles physiques

Afin de réduire les durées assez longues imposées par les tests expérimentaux, des modèles de durée de vie utilisant des résultats de calculs numériques ont été développés. En effet une campagne de tests pour une estimation de durée de vie d'une gamme de composant nécessite un nombre important de modules et un temps d'essai considérable. La simulation numérique peut être une aide précieuse afin notamment de limiter la durée des essais ou le nombre de composants testés et permettre une estimation plus rapide de la durée de vie.

Néanmoins, les tests accélérés sont indispensables pour la validation d'un modèle de durée de vie (mais ils ne peuvent se faire que sur un nombre restreint de composant). Ce sont ces tests qui permettront en effet (avec les résultats de simulation numérique) de définir les paramètres des lois de durée de vie.

La durée de vie est donnée par des lois empiriques calculant le nombre de cycles avant défaillance en fonction des contraintes ou des déformations appliquées. Ces grandeurs sont déterminées en utilisant des outils de simulation numérique (Ansys, Abaqus,...). Une connaissance approfondie des matériaux constituant le composant et des conditions de fonctionnement est exigée.

Dans le cas de contraintes thermiques, le modèle le plus utilisé pour l'estimation de la durée de vie des modules de puissance est le modèle de Coffin-Manson [Man81]. Ce modèle estime le nombre de cycles à défaillance en fonction des déformations plastiques engendrées.

$$N_f = C_1 (\Delta \epsilon_{pl})^{-C_2} \quad (I.5)$$

Equat.I.5 : Equation de durée de vie d'après le modèle de Coffin-Manson [Man81]

Où  $C_1$  et  $C_2$  sont des constantes dépendantes de la nature du matériau et  $\epsilon_{pl}$  est la variation cyclique des déformations plastiques.

Ainsi, en estimant le niveau de déformations engendré dans le matériau, la durée de vie d'un composant peut être prédite pour un mode de défaillance bien défini à condition de connaître les propriétés physiques et mécaniques des matériaux utilisés, et avoir effectués quelques essais de vieillissement accélérés.

Cependant, l'estimation de la durée de vie par simulation numérique présente plusieurs difficultés parmi lesquelles :

- les propriétés des matériaux ne sont pas toujours disponibles, particulièrement celles des matériaux émergents comme les brasures sans plomb
- les problèmes de maillage et de géométrie, notamment la prise en compte des points singuliers, et le choix des paramètres de maillage
- la méconnaissance des contraintes initiales (contraintes résiduelles) liées aux procédés de fabrication

En effet, la simulation numérique par éléments finis est confrontée au problème des singularités géométriques qui accentuent les contraintes dans les régions de forte singularité. Ainsi, les contraintes calculées aux points de singularité sont d'une part entachées d'erreurs numériques liées aux singularités et d'autre part très sensibles au maillage. Les erreurs commises sur les points singuliers seront d'autant plus importantes que le maillage sera fin. L'estimation de la durée de vie se trouve alors étroitement liée à ces problèmes de simulation numérique

Pour réduire ces erreurs, des procédures spécifiques sont utilisées pour le choix des points où sont relevés les résultats numériques. Certains auteurs évaluent les contraintes maximales à un point qui se trouvent dans la zone la plus contrainte en évitant le point singulier, fig. I.28 [Wie04], mais le choix et le positionnement de ce point ne sont pas clairement explicités.

Une autre approche préconisée par Darveaux [Dar02] pour réduire l'effet de la singularité et la sensibilité au maillage est d'estimer une densité d'énergie moyennée sur le volume de chaque élément [Roe06, Som06, Dur04]. Cependant, cette approche dépend également du volume des éléments considérés. En effet, comme nous le présenterons dans le chapitre IV, plus l'épaisseur des éléments sur lesquels l'énergie est calculée est grande et plus l'énergie calculée est faible. Il s'en suit alors une surestimation de la durée de vie.

$$\Delta W_{ave} = \frac{\sum_i \Delta W_i * V_i}{\sum_i V_i} \quad (I.6)$$

Equat.I.6 : Calcul de la densité d'énergie volumique moyenne

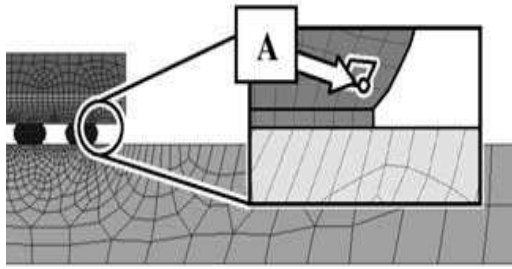


Fig. I.28 : Considération du point proche du point singulier [Wie04]

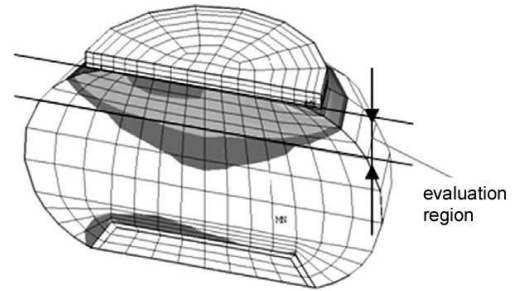


Fig. I.29 : Calcul d'une moyenne sur la surface la plus contrainte [Som06]

Dans cette thèse nous nous intéresserons particulièrement à la durée de vie des joints de brasures. Pour cela nous présenterons dans le paragraphe suivant quelques modèles fréquemment utilisés.

### I.8.3. Modèles de durée de vie des brasures

Plusieurs modèles ont été développés pour définir le mécanisme de défaillance des joints de brasure et estimer leur durée de vie. Ils sont répertoriés en quatre principales catégories [Lee00]:

- Modèles basés sur les contraintes : ces modèles estiment principalement la durée de vie des brasures lorsque le composant est soumis à des vibrations ou à des chocs mécaniques
- Modèles basés sur l'endommagement : développés sur la base de la mécanique de la rupture, ces modèles calculent l'endommagement causé par la propagation d'une fissure à travers le joint de brasure.
- Modèles basés sur les déformations plastiques : ces modèles se basent sur les déformations plastiques ou viscoplastiques induites par des contraintes mécaniques ou thermomécaniques
- Modèles basés sur l'énergie : ces modèles se basent sur l'énergie volumique cumulée dans la brasure lors de la répétition de cycles de contraintes thermomécaniques. Cette énergie représente la surface formée par la courbe contrainte-déformation.

Dans le cas où la brasure est principalement soumise à des contraintes d'origines thermo-mécanique, les modèles généralement utilisés pour l'estimation de la durée de vie des brasures sont ceux basés sur les déformations plastiques ou sur l'énergie. Dans le chapitre IV une étude comparative de ces deux types de modèles sera présentée.

#### Modèles basés sur les déformations plastiques

Il existe plusieurs modèles basés sur les déformations plastiques (Coffin-Manson, Engelmaier, Solomon,...) [Lee00], les modèles les plus connus et les plus utilisés sont ceux de Coffin-Manson (équat.I.6) et d'Engelmaier (équat.I.7) que nous utiliserons dans le chapitre IV.

$$N_f = \frac{1}{2} \left( \Delta\gamma / 2\varepsilon_f' \right)^{1/c} \quad (I.7)$$

Equat.I.7 : Nombre de cycles à défaillance d'après le modèle de durée de vie d'Engelmaier [Eng83]

Avec :  $2\varepsilon_f' \approx 0.65$  et  $c = -0.442 - 6 \times 10^{-4} \bar{T}_s + 1.74 \times 10^{-2} \ln(1+f)$

où:

- $\epsilon'_f$ : Coefficient de fatigue ductile
- $N_f$ : Nombre moyen de cycle à défaillance
- $c$  : Exposant de la fatigue ductile
- $f$  : Fréquence de cyclage
- $\bar{T}_s$  : Température moyenne par cycle

Modèles basés sur l'énergie plastique cumulée

Dans ces modèles, le nombre de cycles à défaillance est donné en fonctions de l'énergie plastique par cycle qui est définie par l'aire sous la courbe de réponse contraintes-déformation. L'équation I.8 représente le modèle d'Akay [Aka97]

$$N_f = C_1 \Delta W_{pl}^{-C_2} \tag{I.8}$$

*Equa.I.8: Modèle de durée de vie d'Akay [Aka97]*

Avec :  $C_1$  et  $C_2$  des constantes dépendantes de la nature de la brasure

Un autre modèle couramment utilisé est celui de Darveaux. Ce modèle est basé sur le fait que les fractures dans une brasure se manifestent par une initiation qui se propage principalement des bords vers le centre avec une certaine vitesse. Darveaux propose ainsi dans son modèle deux termes pour calculer le nombre de cycles à défaillance ( $N_f$ ). En premier lieu le nombre de cycles nécessaire pour provoquer l'initiation des fissures  $N_0$  ( $N_0$  est fonction de la densité d'énergie cumulée par cycle), puis la vitesse de propagation des fissures dans la brasure ( $da/dN$ ).

$$\begin{cases} N_0 = K_1 \Delta W_{pl}^{-K_2} \\ da/dN = K_3 \Delta W^{K_4} \\ N_f = N_0 + a/(da/dN) \end{cases} \tag{I.9}$$

*Equa.I.9: Modèle de durée de vie de Darveaux [Dar00, Zab02]*

- $K_1, K_2, K_3, K_4$  : coefficients liés à la nature de la brasure
- $\Delta W_{pl}$  : densité d'énergie plastique cumulée par cycle exprimée en psi (1psi=9694 Pa)
- $da/dN$  : vitesse de propagation des fissures exprimé en inch/cycle (1inch= 0.39cm)
- $N_0$  : nombre de cycles à initiation de fissures
- $N_f$  : nombre totale de cycles à défaillance
- $a$  : la longueur caractéristique de la fissure.



## CHAPITE II Vieillessement accéléré par cyclage actif

### II.1. Introduction

Dans toute étude expérimentale de fiabilité des composants de puissance, le premier objectif est de reproduire les contraintes thermiques et électriques que ces composants pourraient subir dans une application réelle, automobile en l'occurrence. Les tests de vieillissement accélérés par cyclage actif sont souvent utilisés pour reproduire les contraintes thermiques induites par l'auto-échauffement du module de puissance [Ber98]. En effet, ce type d'essai consiste en une injection cyclique de puissance créant des phases d'auto-échauffement et de refroidissement. A l'INRETS le courant injecté dans les composants sous test est un courant permanent, ce sont des interrupteurs auxiliaires qui se chargent des coupures du courant et les dispositifs sous test ne voient que de faibles tensions dues aux chutes de tension directe durant le passage du courant. Dans le cas d'une application de traction par exemple, la phase d'injection de puissance simule ainsi une phase de traction du véhicule avec appel de courant dans les composants et la phase de refroidissement celle où la motorisation électrique est à l'arrêt. Ainsi, les tests de cyclages actifs permettent de reproduire les contraintes thermiques appliquées aux composants lors des conditions réelles de fonctionnement, parfois en les accentuant dans le cas de tests accélérés.

On peut noter que se développent également des stratégies de cyclage actif différentes. A titre d'exemple, le LEM et le LEEI ont développé des bancs de cyclage actif dans lesquels les composants sous test voient les contraintes réelles de fonctionnement (courant, tension, commutation). Les modules de puissance testés fonctionnent en commutation (deux bras d'un module triphasé montés en opposition sont utilisés). L'intérêt de cette approche est de contraindre de façon plus réaliste les composants. Les contraintes thermiques peuvent être ajustées par le courant mais également par la fréquence de découpage. Ces bancs contraignent les composants en tension (vieillessement des passivations, du gel...) et permettent également de contraindre de façon réaliste les grilles (vieillessement de l'oxyde) [Elg06].

Dans le cadre de cette thèse des tests expérimentaux de cyclage actif en été réalisés sur des modules IGBT de puissance 600V-200A. Pour cela, un banc de tests spécifique a été réalisé à l'INRETS. Quoique la réalisation du banc et la mise en œuvre des tests ne soient pas directement sous ma responsabilité, j'ai suivi leur déroulement et participé plus particulièrement à l'analyse des modules après leurs cyclages.

La particularité du banc développé tient au fait que nous recherchions à reproduire l'environnement automobile où les semelles des composants peuvent être refroidies par le liquide de refroidissement du moteur qui circule à 90°C la plupart du temps. L'originalité des travaux présentés dans cette thèse réside d'une part dans le fait que les tests de cyclage actifs ont été réalisés à haute température ambiante ( $\approx 90^\circ\text{C}$ ) et de jonction (jusqu'à 175°C) et que d'autre part, nous avons cherché à évaluer l'effet de la température ambiante et de la température de jonction maximale sur la durée de vie des modules testés.

Dans ce banc, l'injection de puissance n'est contrôlée que par l'intensité du courant qui sera amené à circuler dans les composants sous tests pendant les cyclages. Les IGBT sous tests sont maintenus passant, et c'est une source extérieure de courant qui gère l'injection de courant donc de puissance. Ces tests s'effectuent donc sans commutation, et sans application de tension aux bornes des composants.

Dans ce chapitre seront détaillées, les caractéristiques de l'équipement utilisé à l'INRETS pour les tests de cyclage actif et le protocole expérimental suivi. Enfin, les résultats obtenus seront présentés et analysés.

## II.2. Equipement de test

### II.2.1. Banc d'essai

Le banc d'essai utilisé pour les tests de cyclages actifs a été entièrement conçu et réalisé par l'équipe technique de l'INRETS-LTN. Le banc est alimenté par un redresseur dont le courant de sortie est délivré par un redresseur à diodes alimenté par un autotransformateur. La consigne de courant et les instants de commutation sont réglables par ordinateur. La figure II.1 représente le schéma de principe du banc :

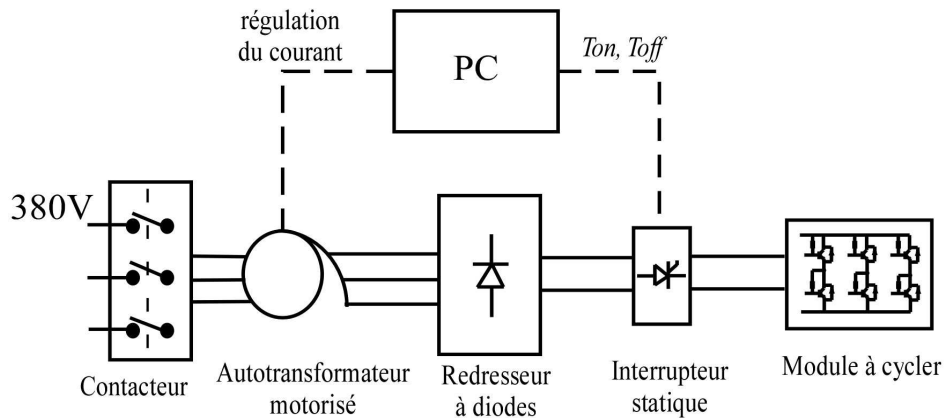


Fig.II.1 : Schéma de principe du banc de cyclage actif

Ce banc de test est conçu pour cycler trois modules triphasés simultanément comme schématisé sur la figure II.2. Le courant  $I_c$  délivré par le banc d'essai est aiguillé par les interrupteurs statiques (MOSFET de puissance) placés à l'entrée de chaque module de telle manière qu'un seul module conduit à la fois. Les six puces IGBT sont toutes commandées à l'état passant sous  $V_{ge}=15V$ , ainsi lorsqu'un module conduit, le courant  $I_c$  de puissance se répartit dans les trois bras de l'onduleur triphasé.

Le courant  $I_{ct}$  (cf. Fig.II.2) est un courant de 150mA qui circule en permanence et qui est utilisé pour les mesures indirectes de température de jonction lors des phases de coupure du courant  $I_c$ . Le principe de cette mesure indirecte de température sera détaillé dans le §II.3.

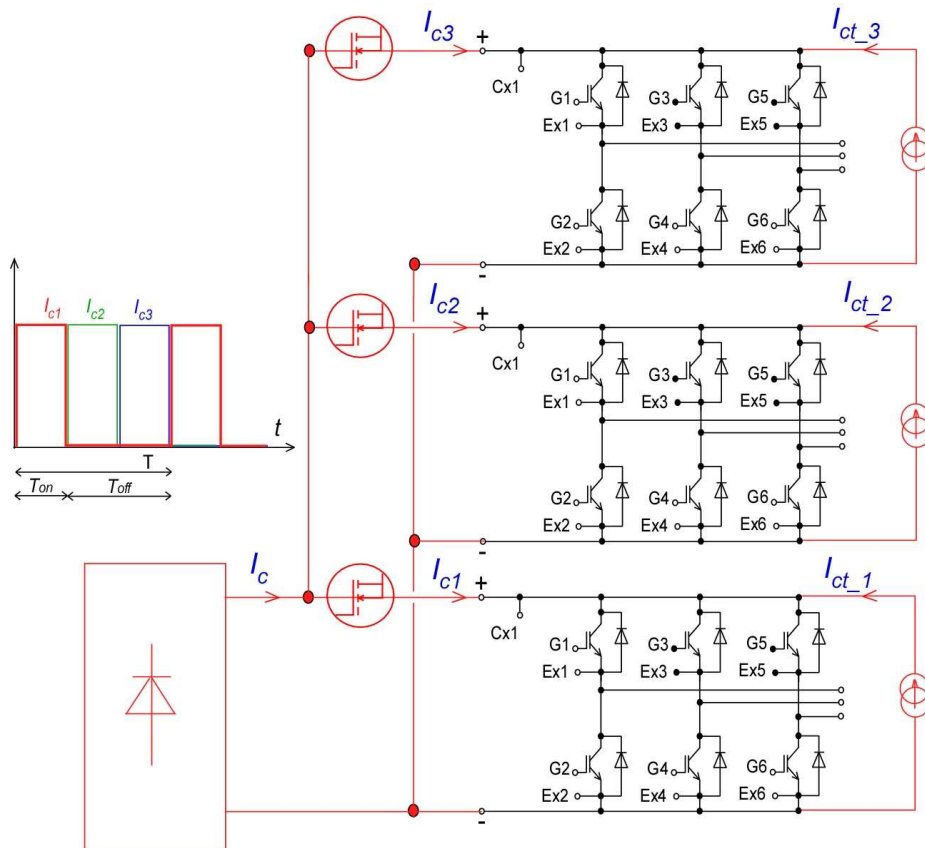


Fig.II.2 : Cyclage de trois modules onduleur triphasés

Etant donné le nombre important de paramètres électriques et thermiques enregistrés en permanence durant le cyclage, nous n'avons pas utilisé la possibilité qu'offrait le banc de cyclage trois modules simultanément, ce qui a permis d'alléger considérablement l'instrumentation à mettre en place.

## II.2.2. Circuit de refroidissement

Le module à cyclage est monté sur un refroidisseur en cuivre dans lequel circule une eau régulée par le système "Vulcatherm". L'eau peut être régulée à une température maximale de 110°C et minimale de 14°C et circule avec un débit contrôlé qui peut aller jusqu'à 8 l/mn sous faible pression (2 bars). La circulation de l'eau est commandée par un régulateur de débit et des électrovannes (fig.II.3) permettant la réalisation des cycles séquentiels de chauffage et de refroidissement. Un débitmètre permet de contrôler le débit. Ainsi, l'eau circule pendant la phase de coupure du courant ( $T_{off}$ ), la chaleur est évacuée et le module refroidi. Pendant la phase d'injection de courant ( $T_{on}$ ), le module s'échauffe mais si l'eau continue à circuler dans le refroidisseur, la température de la puce ne peut pas atteindre des valeurs très élevées. Par conséquent, et pour augmenter artificiellement la température de la puce, la circulation d'eau est coupée pendant l'injection du courant. Les températures d'entrée et de sortie d'eau au voisinage de la boîte à eau sont mesurées par des sondes PT100 ( $T_{win}$ ,  $T_{out}$ ). La figure II.3 représente le schéma de principe du circuit de refroidissement du banc d'essai de l'INRETS et une photo de celui-ci est donnée sur la fig.II.4. La boîte à eau sur laquelle sont montés les modules sous test est représentée sur la figure II.5.



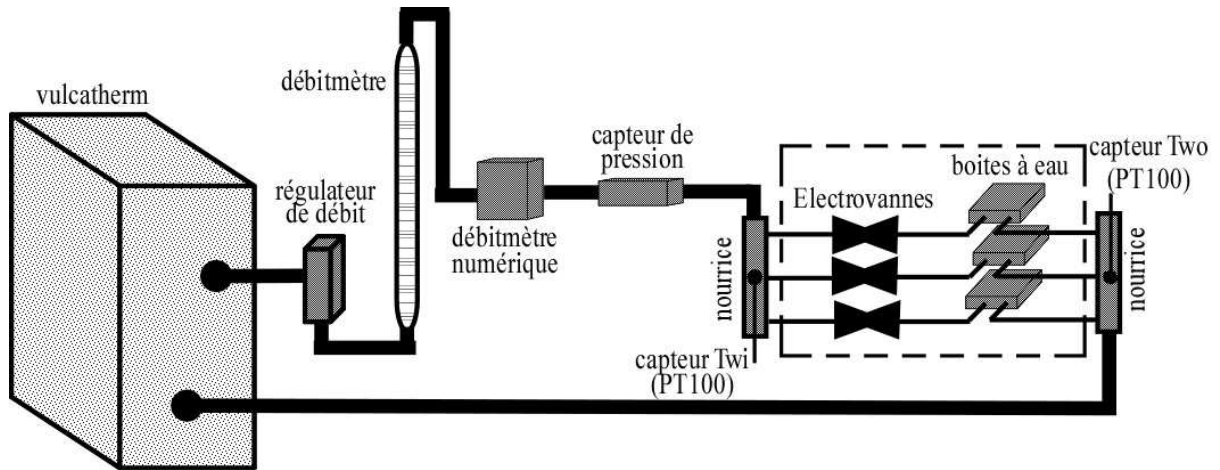


Fig.II.3 : Schéma de principe du circuit de refroidissement

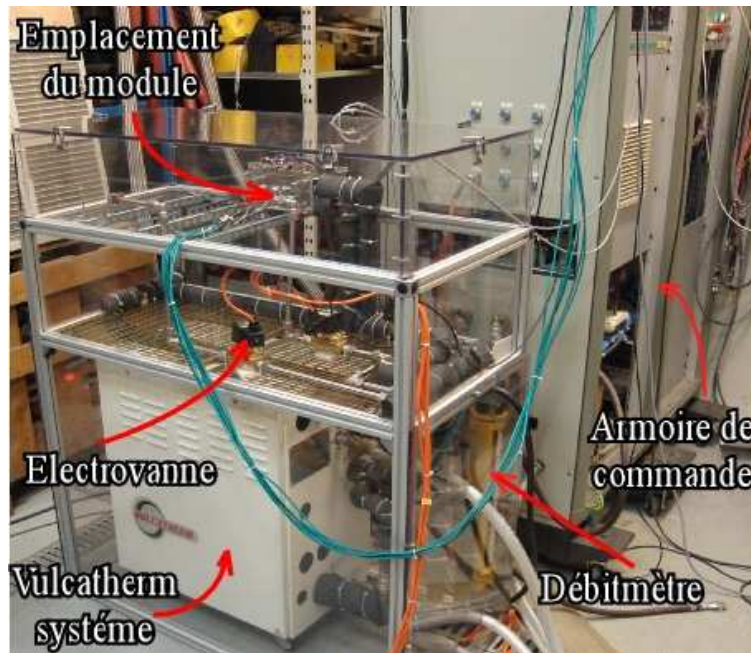
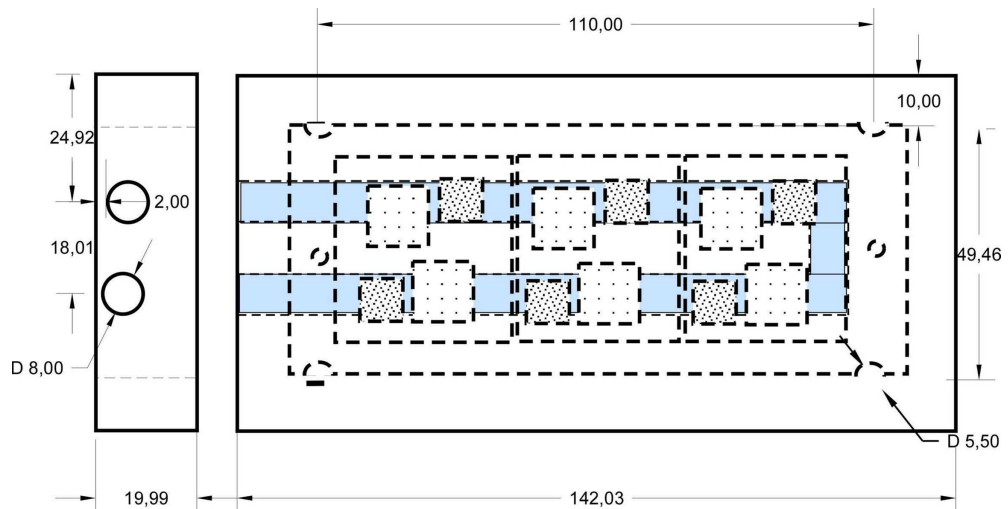


Fig.II.4 : Photo du banc de cyclage de l'INRETS



Le montage des modules de puissance sur les refroidisseurs nécessite l'utilisation d'une graisse thermique qui permet d'améliorer l'interface thermique et compenser les imperfections de planéité et de rugosité de la semelle du module et du refroidisseur. Néanmoins, l'utilisation de cette graisse thermique présente des inconvénients car elle a tendance à migrer et se dégrade à température élevée. Son vieillissement peut entraîner une surestimation des indicateurs de défaillance comme nous le verrons par la suite.

### II.2.3. Les modules IGBT testés

Les modules testés sont des onduleurs triphasés intégrés 600V-200A dont la gamme de puissance correspond à des applications de traction automobile. Un module de ce type est constitué de six puces IGBT et six puces diodes. Chaque bras est constitué d'un substrat céramique ( $Al_2O_3$ ) métallisé (DCB) sur lequel sont brasées deux puces IGBT et deux puces diodes. Les trois DCB sont brasés à leur tour sur une semelle en cuivre.

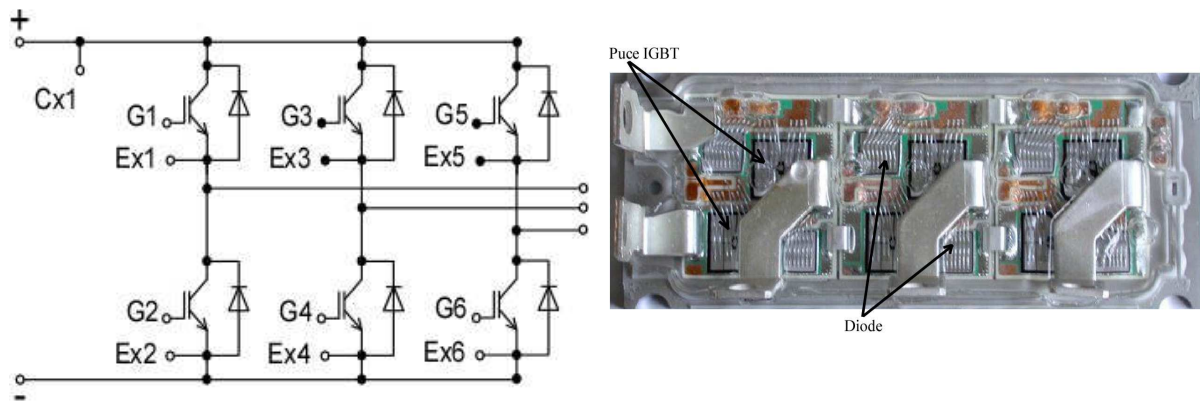


Fig. II.6: Schéma électrique d'un module IGBT et photographie du module ouvert

Une analyse technologique de l'assemblage a été réalisée par le laboratoire SERMA TECHNOLOGIES (Bordeaux) sur l'un des modules. La figure II.7 représente une observation au microscope optique (à gauche) d'une micro-section du module IGBT et un agrandissement au microscope électronique (à droite) d'une zone au niveau du transistor IGBT. Cette analyse nous a aussi fourni les éléments géométriques de l'assemblage et des puces (IGBT et diode) ainsi que la nature des matériaux constituant ces modules qui sont résumés dans le tableau II.1.

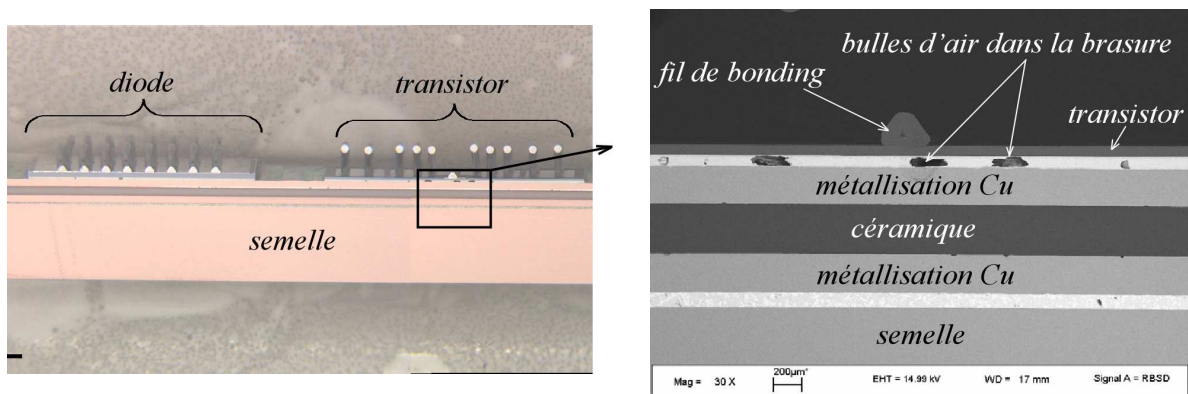


Fig.II.7 : Observations au microscope optique (à gauche) et électronique (à droite) d'une micro-section réalisée sur un module IGBT.

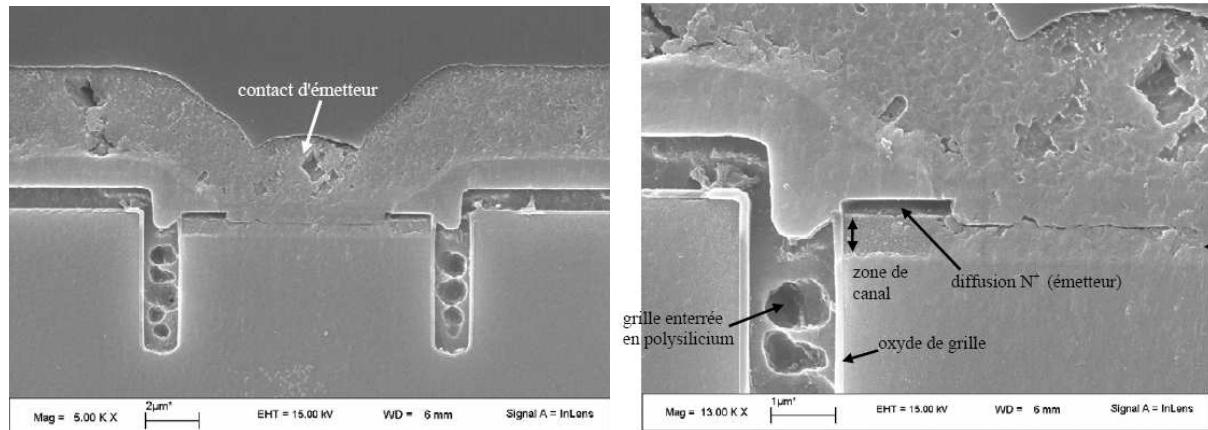


Fig.II.8 : Cellule élémentaire de la puce IGBT

Tableau II.1 : Nature et dimension des matériaux de l'assemblage d'un module IGBT

Désignation	Matériau	Epaisseur (µm)
Transistor	Si	70
Métallisations face arrière	Ti	0,32
	Ni	0,43
Diode	Si	210
Métallisations face arrière	Cr	0,14
	Ni	0,78
Brasure transistor et diode	SnAg	80 (diode)
		84 à 120 (transistor)
Céramique	Al, O	375
Métallisations sur céramique	Cu	280
Brasure DCB/Semelle	PbSn	95
Semelle	Cu	2900
Revêtements interne et externe de la semelle	Ni	6

#### II.2.4. Instrumentation des modules sur le banc d'essai

Sur le banc de cyclage, les modules sont montés sur des refroidisseurs comme décrit précédemment et instrumentés afin de suivre en permanence l'évolution de plusieurs paramètres électriques et thermiques (cf. fig. II.9) permettant le suivi des indicateurs de défaillance. Certains paramètres permettent également d'agir comme alarme et d'arrêter le vieillissement que ce soit pour des raisons de sécurité ou parce-que les critères de défaillance sont atteints.

L'enregistrement de ces paramètres se fait de manière continue sur un enregistreur numérique (graftec WR1000 à seize voies). Afin de suivre l'évolution des indicateurs de défaillance (principalement  $V_{ce}$  et  $R_{th}$ ), un point de mesure est régulièrement prélevé tous les 5800 cycles (un point tous les 2 jours). Dans ce qui suit, nous présenterons les différents paramètres physiques enregistrés lors des tests de cyclage actif et l'instrumentation nécessaire

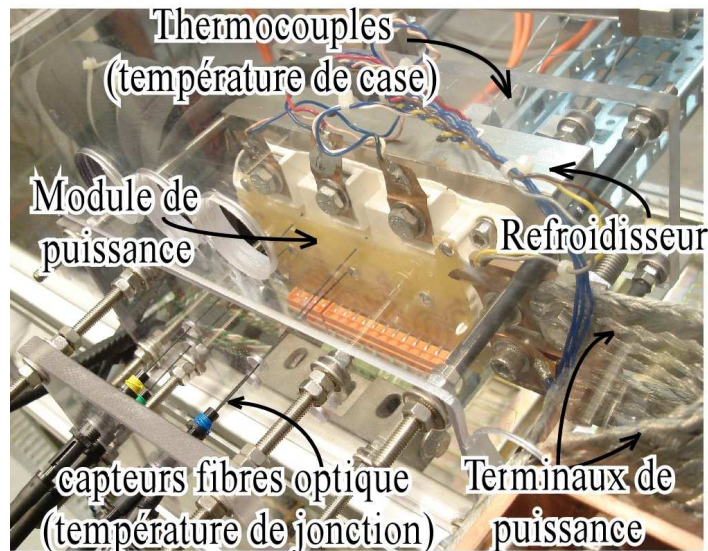


Fig.II.9: Détail d'un module IGBT instrumenté sur le banc de cyclage

#### II.2.4.1. Les paramètres thermiques relevés

Les différents paramètres thermiques relevés au cours des cyclage sont :

- $T_c$  : température de semelle (case) mesurée par des thermocouples de type K de diamètre 1 mm. Un thermocouple est placé sous chaque puce à travers un trou dans le refroidisseur comme indiqué à la fig.II.10. Le positionnement des thermocouples est préalablement déterminé en utilisant l'imagerie acoustique qui permet de localiser l'emplacement des puces sur la semelle.
- $T_j$  : température de jonction, mesurée par des capteurs à fibre optique placés au contact de chaque puce. Une description des fibres et thermocouples utilisés à l'INRETS-LTN est détaillée dans la thèse de S. Carubelli [Car03]. Par ailleurs, cette température est aussi mesurée par une méthode électrique indirecte qui sera détaillée dans les paragraphes suivants.
- $T_{win}$ ,  $T_{wout}$  : températures d'entrée et de sortie d'eau du refroidisseur mesurées par des sondes platine (Pt100) (voir fig.II.3).
- $q$  : débit d'eau mesuré par un débitmètre à affichage numérique.

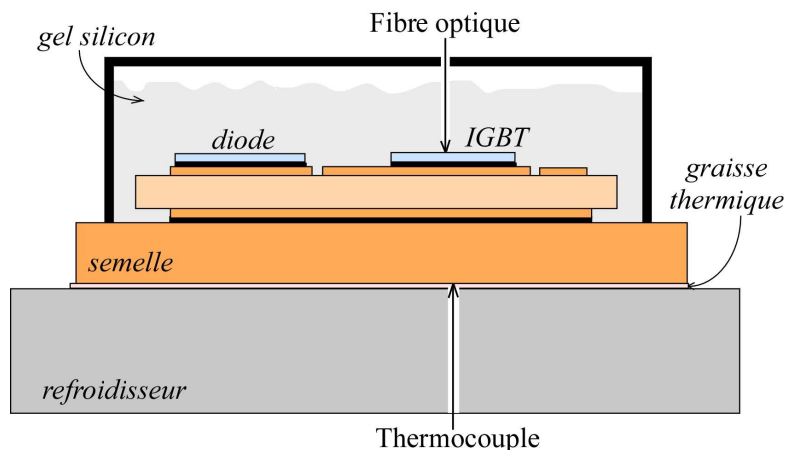


Fig.II.10 : Représentation schématique du positionnement des thermocouples et des fibres optiques

### II.2.4.2. Les paramètres électriques

Les différents paramètres électriques relevés au cours des cyclage sont :

- $I_c$  : courant total injecté dans le module, mesuré au moyen d'un capteur de courant LEM.
- $V_{ce}$  : Chute de tension directe de chaque puce.
- $V_{ge}$  : tension de grille de chaque puce.
- $I_g$  : Courant de fuite de grille.
- $I_{ct}$  : courant continu injecté dans le module pour la mesure de la chute de tension directe correspondante ( $V_{cet}$ ) permettant la mesure indirecte de la température de jonction ( $T_j$ ).
- $V_{cet}$  : chute de tension directe correspondant au courant  $I_{ct}$ .

## II.3. Protocole des essais de cyclage actif

La majeure partie du protocole décrit ci-après a été établie au LTN-INRETS à partir des travaux d'A. Hamidi [Ham98] complétés par les normes issues du programme RAPSDRA puis des travaux de thèse de S. Carubelli [Car03].

### II.3.1. Caractérisations préliminaires

Avant d'appliquer les cycles de puissance aux modules, il est nécessaire de les caractériser. Pour cela, il faut procéder à des mesures préliminaires des paramètres susceptibles de varier durant le cyclage. Ces caractérisations préliminaires (électriques, mécaniques et thermiques) serviront de référence et leur évolution donnera une image des dégradations subies par les modules lors des tests de vieillissement (indicateur de vieillissement et de défaillance). Ces caractérisations initiales peuvent également permettre d'écarter des modules qui présenteraient des défauts de jeunesse à l'état initial.

#### II.3.1.1. Caractérisations électriques

##### II.3.1.1.1. Mesure des courants de fuite

Deux courants de fuite sont mesurés lors de cet essai à deux températures différentes, 25°C et 125°C. Le premier permet de vérifier l'isolation électrique de la puce. Il s'agit de soumettre le substrat DCB à une forte tension ( $V_{isol}$ ), d'environ quatre fois la tension nominale du composant (2500V dans notre cas). Cette tension est appliquée entre les puces et la semelle, et le courant résultant ( $I_{isol}$ ) est mesuré. Si un niveau du courant de fuite excédant quelques mA (à 25°C) est détecté cela signifie que le composant présente un problème d'isolement intrinsèque provenant généralement d'un défaut au niveau du substrat céramique.

Le second courant de fuite mesuré est le courant de fuite  $I_{ces}$  entre collecteur et émetteur de chacune des puces IGBT d'un même module. Une polarisation directe jusqu'à la tension nominale (600V ici) est appliquée entre le collecteur et l'émetteur avec la commande court-circuitée et le courant résultant ( $I_{ces}$ ) est mesuré. La figure II.11 représente le schéma électrique utilisé pour la mesure de ce courant dans le transistor T2 et sa diode anti-parallèle. A titre d'exemple la figure II.12 représente la mesure du courant de fuite  $I_{ces}$  de chacune des six puces IGBT (associée à sa diode antiparallèle) d'un module à 25°C et à 125°C de température de boîtier. Les appareils de mesure utilisés pour le relevé du courant de fuite ne permettent pas de descendre en deçà de 1µA.



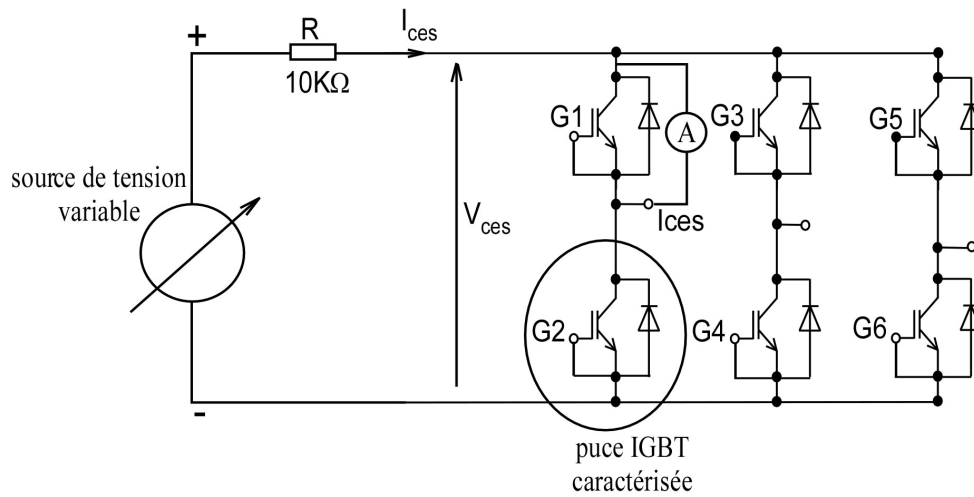


Fig.II.11 : Schéma électrique permettant la mesure du courant de fuite  $I_{ces}$

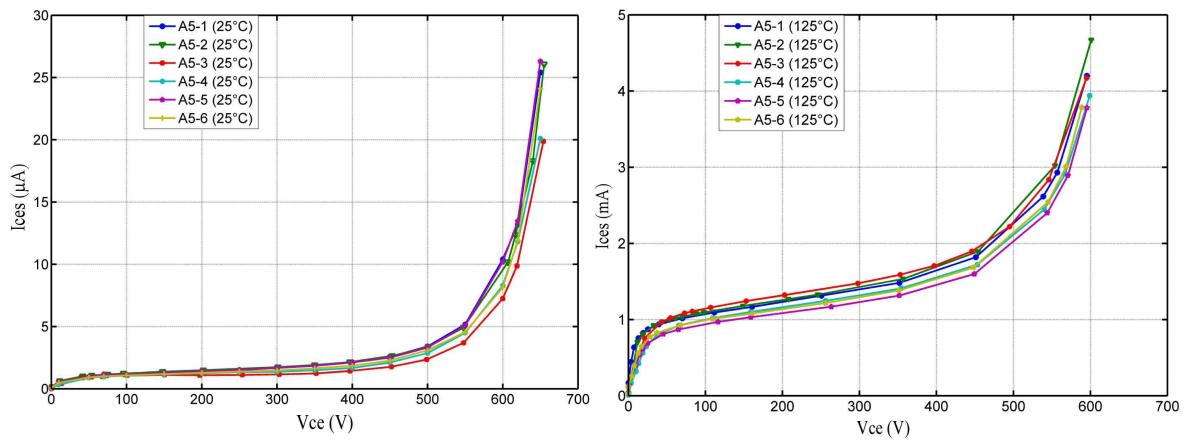


Fig.II.12: Tenue en tension des IGBT associés à leurs diodes antiparallèles (module A5 à 25°C et 125°C),  $V_{ge}=0V$

### II.3.1.1.2. Mesure de la tension seuil

La tension seuil de conduction ( $V_{geth}$ ) et le courant de fuite de grille ( $I_{ges}$ ) d'une puce IGBT sont des paramètres électriques qui nous renseignent sur les caractéristiques initiales au niveau de l'oxyde de grille. Il est donc important d'avoir un relevé de ces paramètres avant cyclage afin de se rendre compte d'éventuelles dégradations ultérieures de la puce au niveau de l'oxyde. La caractéristique  $V_{geth}=f(I_g)$  est donc tracée avant cyclage pour chaque puce et pour des températures variant de 25°C à 150°C et pour un courant de 5mA entre collecteur et émetteur suivant le schéma de la fig.II.13.

Malheureusement, la mesure du courant  $I_{ges}$  n'a pas été possible faute de moyen de mesure adéquat.

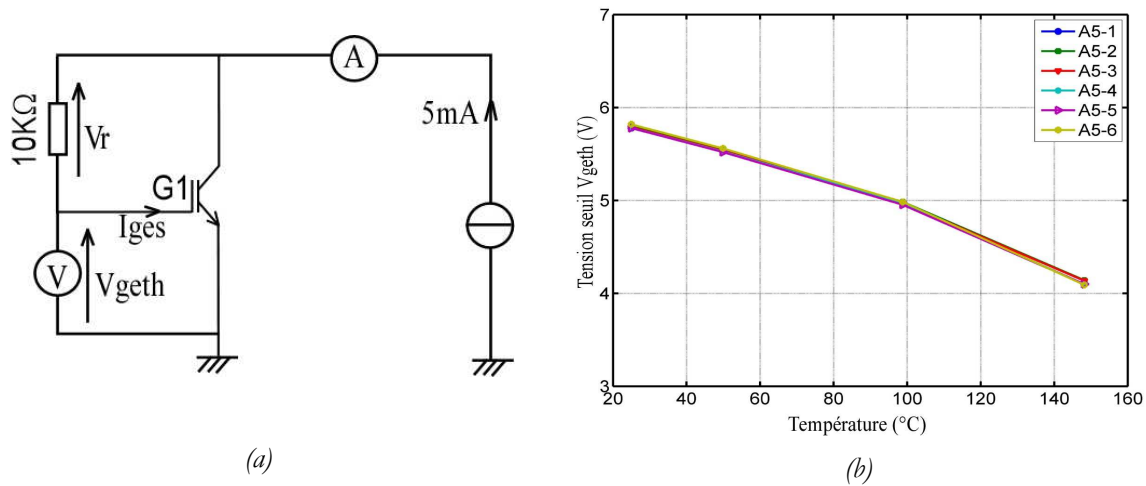


Fig.II.13: (a) Schéma électrique pour la mesure de la tension de seuil, (b) Tension de seuil des puces IGBT du module A5 fonction de la température des puces

### II.3.1.1.3. Calibration thermique

La calibration thermique consiste à tracer la courbe d'évolution de la chute de tension directe sous un courant de faible amplitude en fonction de la température de jonction de chaque puce du module. La courbe  $V_{ce}=f(T)$  ainsi obtenue est utilisée pour l'estimation indirecte de la température de jonction lors du cyclage. Cette calibration thermique se fait avec une injection d'un faible courant de 50mA dans chaque puce et à une tension  $V_{ge}$  constante et égale à 15V, fig.II.14(a). Le niveau de courant est choisi de telle sorte qu'il soit suffisamment faible pour éviter tout auto-échauffement mais suffisamment élevé pour la précision de la mesure de la tension. La température est imposée par une plaque chauffante (on supposera que la température des puces est égale à celle de la semelle).

A titre d'illustration, l'étalonnage des six puces IGBT d'un même module (A5) est représenté sur la figure II.15(a). Les courbes caractéristiques obtenues sont toutes confondues.

Pendant le cyclage, la mesure indirecte se fait directement sur le banc de cyclage en injectant un courant globale de 150mA qui se répartit sur les trois bras. Nous vérifions la bonne répartition du courant pendant la calibration thermique suivant le schéma de la figure mais il est impossible de faire passer un courant  $I_{ct}$  dans une seule puce. Une mesure par injection d'un courant global de 150mA (fig.II.14(b)) est aussi réalisée pour vérifier la bonne répartition du courant dans les trois bras du module. La plage de température choisie correspond à celle de fonctionnement du module (entre 25°C et 150°C).

La figure II.15(b) représente la courbe  $V_{ce}=f(T)$  aux bornes du module pour  $I_c=150mA$  superposée à celle obtenue par la somme des tensions aux bornes des puces #1 et #2 ( $V_{ce1}+V_{ce2}$ ) obtenues par la précédente calibration à 50mA/puce sur le même bras. Au vu de ces caractéristiques (fig. II.15), les courbes sont confondues, nous pouvons considérer sans trop d'erreurs que la répartition du courant sur les bras se fait de manière équilibrée avec un courant de 50mA/bras.

La courbe caractéristique obtenue est généralement quasi-linéaire et permet d'estimer indirectement la température d'une puce donnée durant le cyclage par la mesure de la chute de tension directe lorsque le même courant de calibration est injecté (ici 50mA). La mesure de la température par la méthode indirecte sera détaillée dans le §II.3.2.

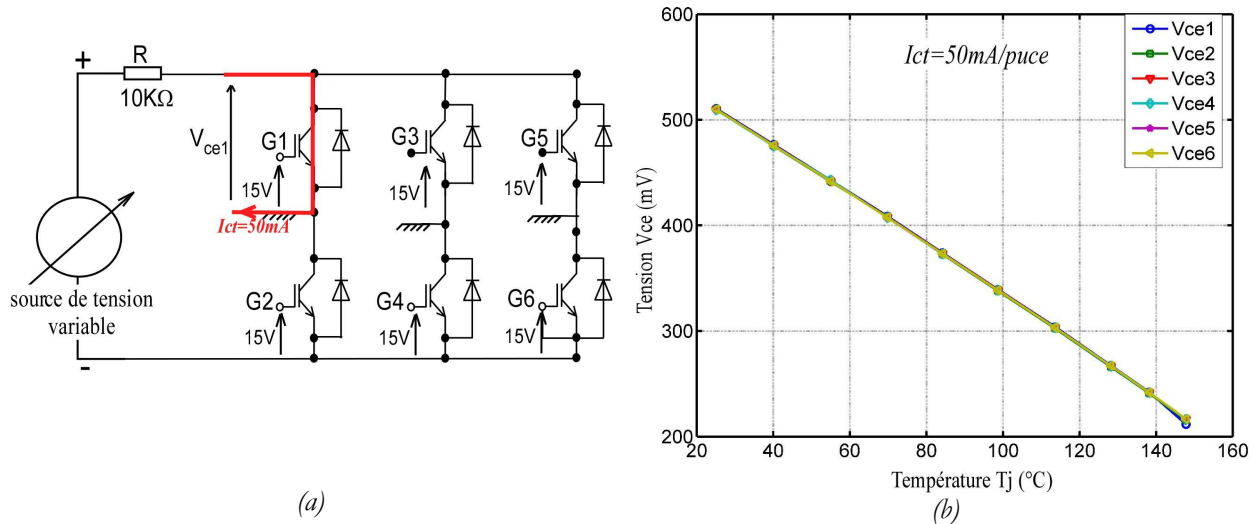


Fig.II.14 : (a) Schémas électriques pour la calibration thermique puce par puce, (b) Etalonnage thermique des six puce IGBT du module A5 ( $V_{ge}=15V$ ,  $I_{ct}=50mA/puce$ )

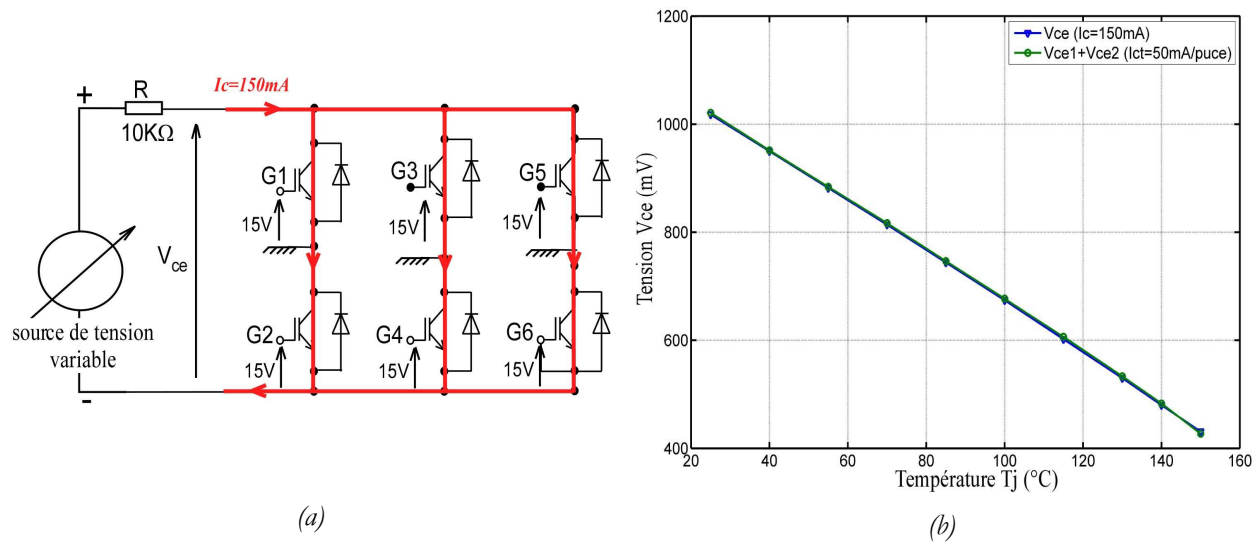


Fig.II.15: (a) Schémas électriques pour la calibration thermique par injection d'un courant global  $I_c=150mA$ , (b) Etalonnage thermique d'un bras du module A5 ( $V_{ge}=15V$ ,  $I_c=150mA$ ) comparé à la somme des tension  $V_{ce1}+V_{ce2}$

### II.3.1.2. Caractérisation mécanique

#### II.3.1.2.1. Analyse acoustique

Afin d'avoir l'image de l'état des interfaces, principalement les brasures, avant cyclage et leur évolution durant les tests de cyclage nous disposons à l'INRETS d'un microscope acoustique METALSCAN<sup>®</sup> qui nous permet de réaliser une analyse non destructive des modules. Cet instrument est constitué d'une sonde acoustique montée sur un bras asservi en position dans les trois directions d'espace. Cela permet d'obtenir des cartographies acoustiques complètes dans le plan des interfaces (X,Y) des modules analysés en mode C-scan ou bien des cartographies sur des plans verticaux (X,Z) ou (Y,Z) en mode B-scan. Le principe de fonctionnement de cet outil consiste en l'analyse de la réflexion d'une onde acoustique émise par un transducteur piezo électrique. A chaque interface séparant deux milieux distincts, une partie de l'onde incidente est réfléchiée et analysée en amplitude (image de l'atténuation de l'onde à la traversée de l'interface) et en phase (image de la distance entre l'interface et le transducteur piezo). La figure II.16 schématise le principe de cette analyse. Le système permet d'analyser deux interfaces



simultanément (deux ondes réfléchies) définies par les paramètres porte1 et porte2, comme illustré sur la figure II.17 qui représente un relevé du signal acoustique. La porte1 est positionnée sur l'interface1 de la fig.II.16 et la porte2 sur l'interface2. Ces deux paramètres sont synchronisés par rapport à une surface de référence (généralement, la première interface que rencontre l'onde acoustique, l'interface Eau/matériau1).

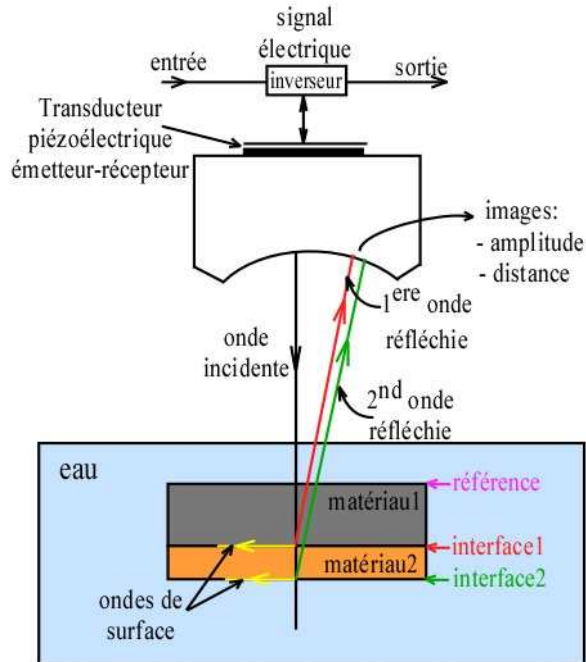


Fig.II.16 : Schéma de principe de l'analyse acoustique

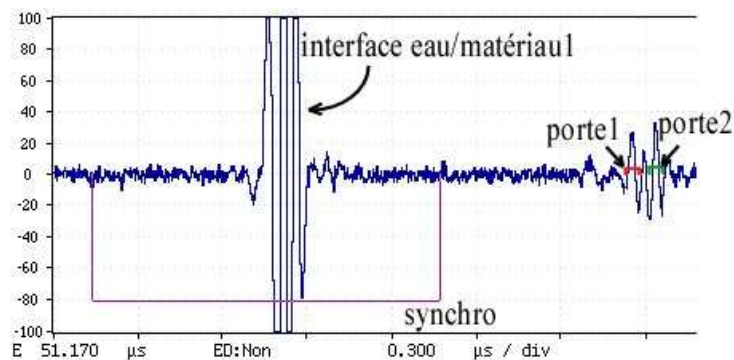


Fig.II.17 : Relevé du signal acoustique

A titre d'exemple, dans l'analyse de la brasure qui se trouve entre la semelle et le DCB deux surfaces différentes sont détectées, la première entre la semelle et la brasure et la seconde entre la brasure et le cuivre du DCB. Nous positionnons la porte1 sur l'interface semelle/brasure et la porte2 sur l'interface brasure/DCB afin de visualiser l'état et la forme de cette brasure, comme indiqué sur la fig.II.17. Ainsi, chaque porte nous permet d'accéder à deux cartographies (en mode C-scan). La première est l'amplitude de l'onde réfléchie, la seconde est le temps de vol représentatif de la distance entre la surface étudiée et la surface de référence. Une homogénéité de couleur sur la cartographie de distance signifie que l'analyse se fait sur la même profondeur et donc que l'interface observée est parallèle à l'interface de référence. L'étude de la cartographie amplitude permet de contrôler l'homogénéité des matériaux. Une variation de couleur sur la cartographie d'amplitude traduit un changement de milieu. Ainsi, nous pouvons donc détecter d'éventuels défauts ou plus souvent des bulles d'air qui apparaissent dans la brasure pendant le processus de fabrication, ou des fissures qui apparaîtront en cours de cyclage. Sur la figure suivante (fig.II.18), nous pouvons nous rendre compte de l'irrégularité de l'épaisseur de la brasure

grâce à la cartographie de distance de la porte2 qui présente une inhomogénéité des couleurs. Nous pouvons ainsi clairement identifier une brasure plus épaisse au centre et plus fine sur les bords, liée à la déformation initiale de la semelle.

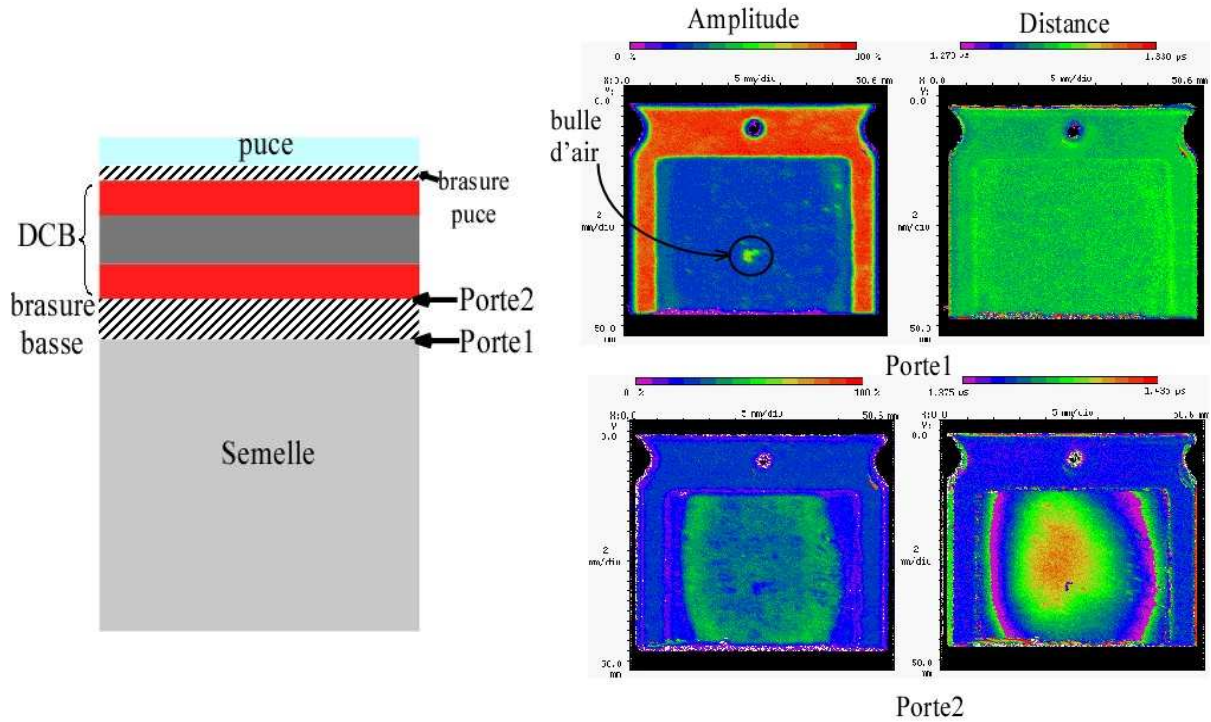


Fig.II.18: Détail de l'analyse acoustique d'un DCB d'un module IGBT

Une analyse en mode B-scan est aussi intéressante car elle nous permet de visualiser l'empilement des couches dans la profondeur de l'assemblage et ainsi avoir une représentation de la forme de chaque couche par rapport à la surface de référence. Néanmoins, cette analyse est assez délicate, elle nécessite beaucoup d'espace mémoire et l'image obtenue est difficile à interpréter à cause des bruits et des échos des ondes réfléchies. La figure II.19 de droite représente l'analyse acoustique en mode B-scan dans le plan (X,Z) suivant la ligne (B1) indiquée sur l'image de gauche (qui représente l'amplitude du signal en mode C-scan). Ainsi, sur cette image obtenue en mode B-scan, nous pouvons reconnaître les interfaces des différentes couches de l'assemblage et nous rendre compte de la courbure de la brasure et de celle du DCB par rapport à la surface de référence prise sur la surface inférieure de la semelle.

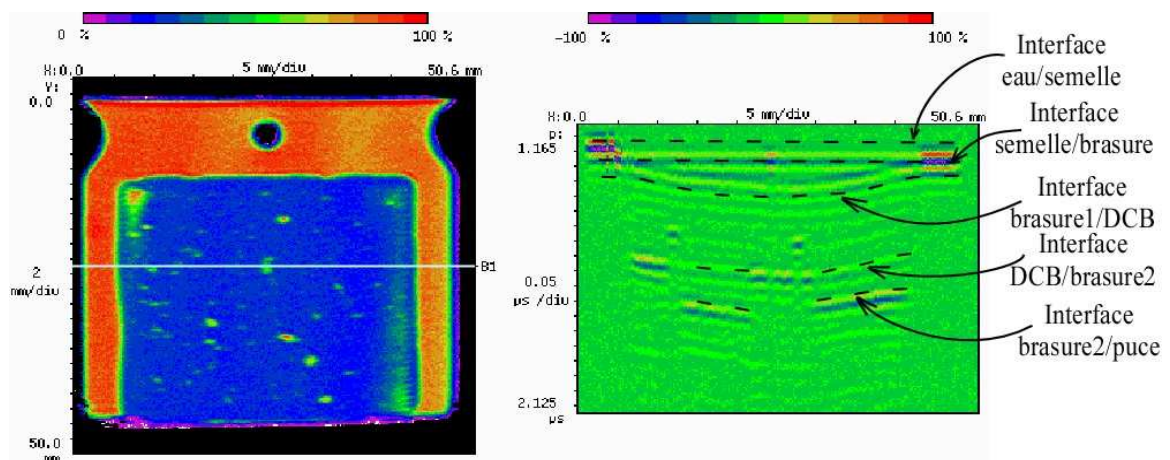
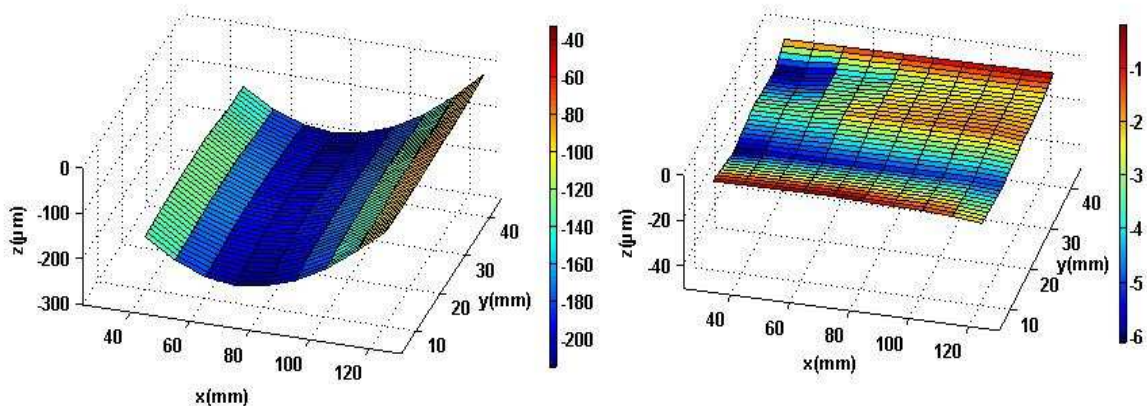


Fig.II.19 : Détail de l'analyse acoustique en mode B-scan d'un DCB d'un module IGBT testé

### II.3.1.2.2. Mesure de planéité

La planéité des surfaces du module et du refroidisseur en contact (surface inférieure de la semelle du module et la surface supérieure du refroidisseur) sont vérifiées avant le montage des modules sur le banc d'essai. Cette mesure est réalisée à l'aide d'un comparateur à aiguille d'une précision de  $\pm 2\mu\text{m}$ . L'appareil est positionné sur un certain nombre de points (54 points environ) formant un quadrillage sur les surfaces à analyser. Un point d'origine est paramétré à  $0\mu\text{m}$  et correspond à la valeur de référence. Sur le même quadrillage seront prélevés des points de mesures pour les refroidisseurs mais les repères seront inversés afin de faire correspondre les points de contact une fois le module fixé sur son refroidisseur comme indiqué à la figure II.20. Les semelles des modules analysés dans le cadre de cette étude présentent une courbure maximale de  $200\mu\text{m}$ . Pour les refroidisseurs, une planéité de  $\pm 10\mu\text{m}$  est imposée par le cahier des charges de fabrication.

La non planéité de la semelle est corrigée, en partie, lors du serrage du module sur son refroidisseur. Par contre, pour limiter les effets de la rugosité du radiateur et de la semelle sur la résistance thermique et corriger les défauts de planéité qui pourraient subsister après serrage du module sur son refroidisseur, une interface thermique est utilisée entre la semelle du module et le refroidisseur. Dans tous les tests réalisés à l'INRETS, une graisse thermique (modèle G641) est étalée de manière homogène sur toute la surface entre le module et le refroidisseur. Malheureusement nous ne disposons pas d'outils qui permettent de maîtriser l'épaisseur de cette couche. Néanmoins, pour vérifier l'efficacité de cette interface, et l'homogénéité de la graisse nous effectuons une mesure de la température sous chacune des puces lorsqu'elles sont alimentées en courant. Cette mesure associée à la mesure de température des puces permettra de vérifier l'homogénéité de dissipation de puissance dans chacune des puces, ce qui permettra également de vérifier que la répartition du courant est relativement homogène dans chacun des trois bras de l'onduleur.



(a) Planéité de la semelle du module

(b) Planéité du refroidisseur

Fig. II.20 : Résultats de la mesure de planéité de la semelle du module et de celle du refroidisseur

### II.3.2. Mesures réalisées durant le cyclage

Les évolutions de plusieurs paramètres électriques et thermiques sont enregistrées durant le cyclage comme évoqué plus haut (§II.2.2.1). Cependant, les principaux modes de défaillance constatés résultent de la dégradation des brasures et/ou de la dégradation des fils de bonding, les paramètres qui devront impérativement être suivis sont la résistance thermique et la chute de tension directe. Bien que l'évolution de ces paramètres soit surveillée en permanence durant les cycles thermiques, les paramètres sur lesquels les critères de défaillances sont appliqués sont

mesurés de manière statique sur le banc de cyclage et sans démontage du module, tous les 6000 cycles environ. Le cyclage est alors interrompu pour procéder à ces mesures.

### II.3.2.1. Mesure de la température de jonction

Pour mesurer de façon indirecte la température de jonction durant le cyclage il faut mesurer la chute de tension  $V_{cet}$  directement sur le banc de cyclage, et dans les mêmes conditions que celles du calibrage thermique (§II.3.1.1) c.à.d sous un courant de faible intensité ( $I_{ct}$ ). Cette mesure se fait donc juste après l'ouverture du courant de charge en faisant circuler un courant de 150mA (50mA/bras, cf. fig. II.15). Dans notre banc de cyclage la mesure de la chute de tension  $V_{ce}$  se fait 0.25ms après la coupure du courant. En effectuant la mesure sur toute la durée de refroidissement, nous pouvons suivre l'évolution de la température de puce mesurée de façon indirecte entre sa valeur maximale (après interpolation sur les 0.25ms pendant lesquels la température ne peut être mesurée) et sa valeur minimale. Les écarts de la température maximale issue de cette mesure indirecte après interpolation et la mesure obtenue au même instant (celui de la coupure du courant de puissance) avec une fibre optique sont généralement de l'ordre de 3 à 4 degrés. Cela s'explique par le fait que la température indirecte de jonction est une valeur moyennée sur l'ensemble de la puce. Cette température est nécessairement légèrement plus faible que la valeur ponctuelle relevée par la fibre optique aux alentours du centre de la puce, lieu des maximums de la distribution de température sur la surface de la puce.

Un relevé de la température de jonction mesurée par fibre optique (courbe en vert) et par mesure indirecte (courbe en rouge) ainsi que la température de la semelle ( $T_c$ , courbe en bleu) et de  $V_{ce}$  sur une période est présenté sur la figure II.21. Comme nous pouvons le constater, la mesure de  $T_j$  par la méthode indirecte se fait pendant la phase de refroidissement par la mesure de  $V_{cet}$ .

Malheureusement, le temps de réponse de la fibre optique ne permet pas à cette dernière d'avoir des performances satisfaisantes en transitoires. Ainsi, les évolutions rapides de température sur les transitoires sont entachées de fortes erreurs (voir l'évolution du  $T_j$  fibre optique durant le refroidissement). Cependant la valeur de température obtenue en régime quasi établi (en fin d'injection de puissance, par exemple) reste satisfaisante.

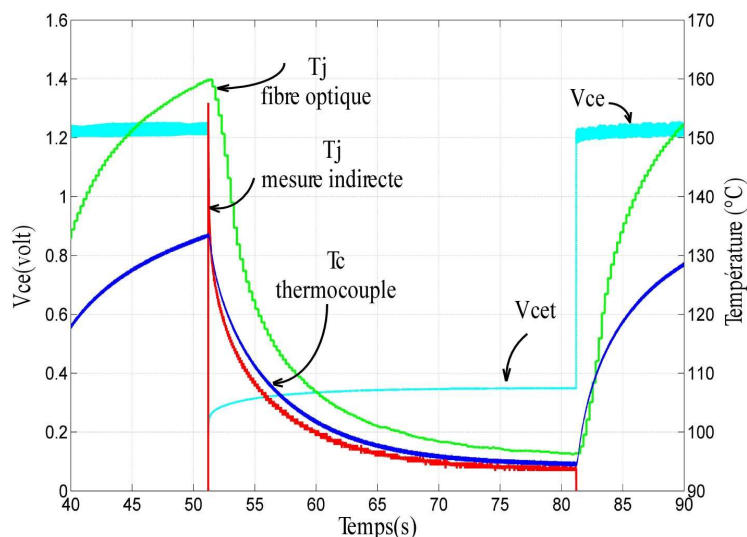


Fig.II.21: Exemple de mesures des températures  $T_j$  et  $T_c$  pour un module testé sous  $T_{win}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}C$ ,  $I_c=215A$ .



### II.3.2.2. Evolution de la chute de tension directe Vce

La dégradation des fils de bonding se traduit par l'augmentation de la chute de tension  $V_{ce}$ . Cependant, ce paramètre évolue aussi avec l'augmentation de la température de puce (par exemple lors du délaminage des brasures), il faut donc différencier les variations de  $V_{ce}$  dues aux effets thermiques de celles dues à la dégradation des fils de bonding. Pour cela, dans les tests de cyclage effectués, c'est une chute de tension corrigée des effets thermiques  $V_{ce_{cor}}$  qui est estimée. Cette valeur corrigée est calculée en utilisant la courbe de caractérisation de  $V_{ce}$  en fonction de la température de puce  $V_{ce}=f(T_j)$ , réalisée avant cyclage et les valeurs mesurées de  $V_{ce_{on}}$  et  $T_j$  pendant le cyclage. La caractérisation initiale se fait sur le banc de cyclage pour deux valeurs de  $T_j$  à courant collecteur constant  $I_c=60A$ .

Lors de cette caractérisation, la température de puce  $T_j$  est modifiée en changeant le débit d'eau de refroidissement. Ces points permettent de déterminer le coefficient  $\delta$  d'évolution du  $V_{ce}$  en fonction de la température de jonction  $T_j$  pour un courant de 60A.

A titre d'illustration, La figure II.22 représente la calibration initiale d'un module (B3) avant cyclage permettant de définir le coefficient de variation du  $V_{ce}$  en fonction de la température de jonction  $T_j$ .

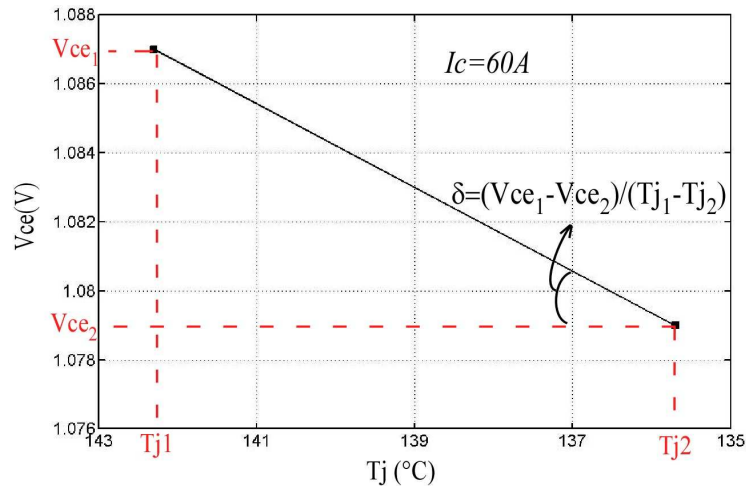


Fig. II.22 : Calibration initiale de la caractéristique  $V_{ce}=f(T_j)$  pour  $I_c=60A$  (module B3)

Régulièrement en cours de cyclage, lors d'un arrêt du vieillissement pour les mesures statiques des caractéristiques, nous mesurons la valeur de  $V_{ce}$  ( $V_{ce_{mes}}$ ) et la température de puce ( $T_{j_{mes}}$ ) sous les mêmes conditions que la calibration initiale (même débit d'eau et même courant  $I_c$  de 60 A). A cause du cyclage, cette valeur mesurée sera constituée de la valeur initiale (avant cyclage) à laquelle s'ajoutera une chute de tension induite par une éventuelle dégradation des fils de bonding ( $\Delta V_{ce_{(degrad)}}$ ) et une variation de tension due à l'effet de l'augmentation de la  $R_{th}$  dans le cas de délamination des brasure ( $\Delta V_{ce_{(therm)}}$ ):

$$V_{ce_{mes}} = V_{ce_{(init)}} + \Delta V_{ce_{(degrad)}} + \Delta V_{ce_{(therm)}} \quad (II.1)$$

$$\Delta V_{ce_{(mes)}} = \Delta V_{ce_{(degrad)}} + \Delta V_{ce_{(therm)}}$$

Equat.II.1 : Influence de la chute de tension due à la dégradation des fils de bonding et celle due à l'augmentation de la  $R_{th}$

De la figure II.22 nous pouvons déduire la chute de tension due à l'effet thermique, nous avons alors :

$$\Delta V_{ce_{(therm)}} = \delta \Delta T_j \quad (II.2)$$

*Equat.II.2 : Chute de tension due à une augmentation de la Rth*

La chute de tension due uniquement à la dégradation des fils de bonding et que nous appelons  $V_{ce_{cor}}$  s'écrit alors :

$$V_{ce_{cor}} = V_{ce_{mes}} - \delta(T_{j_{mes}} - T_{j_{car}}) \quad (II.3)$$

*Equat.II.3 : Expression de  $V_{ce}$  corrigé*

Avec :

$V_{ce_{mes}}$  :  $V_{ce}$  mesuré régulièrement pendant le cyclage en essai statique sous un courant arbitraire de 60A

$\delta$  : Coefficient d'évolution du  $V_{ce}$  en fonction de  $T_j$

$T_{j_{car}}$  :  $T_j$  mesurée durant la phase de caractérisation initiale

$T_{j_{mes}}$  :  $T_j$  mesurée durant le cyclage en essai statique

### II.3.2.3. Mesure des résistances thermiques

La résistance thermique est un paramètre important qui nous renseigne sur l'état de dégradation des couches de brasures du module de puissance. Ainsi, une augmentation de cette résistance traduit une dégradation des brasures qui empêcherait une bonne évacuation de la chaleur de la puce vers le refroidisseur. Deux valeurs de résistance thermique sont estimées : la résistance thermique jonction/semelle ( $R_{th_{jc}}$ ) et la résistance thermique jonction/eau ( $R_{th_{jw}}$ ).

Une mesure correcte de ces résistances thermiques nécessite une mesure de la température de jonction ( $T_j$ ) obtenue par la mesure indirecte et vérifiée de temps en temps par une mesure avec fibre optique. Pour la résistance thermique jonction/semelle, on mesure aussi la température au niveau de la semelle à la verticale de la puce ( $T_c$ ). Pour la résistance jonction/eau, la température de l'eau considérée est la moyenne entre les températures d'entrée et de sortie du refroidisseur. Elles sont calculées de la manière suivante :

$$R_{th_{jc}} = \frac{T_j - T_c}{P} \quad (II.4)$$

*Equat.II.4 : Expression de la résistance thermique jonction-semelle*

$$R_{th_{jw}} = \frac{T_j - \frac{T_{win} + T_{wout}}{2}}{P} \quad (II.5)$$

*Equat.II.5 : Expression de la résistance thermique jonction-eau*

Avec :

$P = V_{ce} \cdot I_c$  : puissance dissipée (W)

$T_{win}$ ,  $T_{wout}$  : respectivement, les températures d'entrée et de sortie d'eau du refroidisseur (°C).

Ces différents paramètres sont mesurés régulièrement, de manière statique en interrompant les cycles de vieillissement. La figure II.23 donne une illustration de l'évolution de ces paramètres au cours de la répétition des cycles de puissance, avec le vieillissement de ces grandeurs.

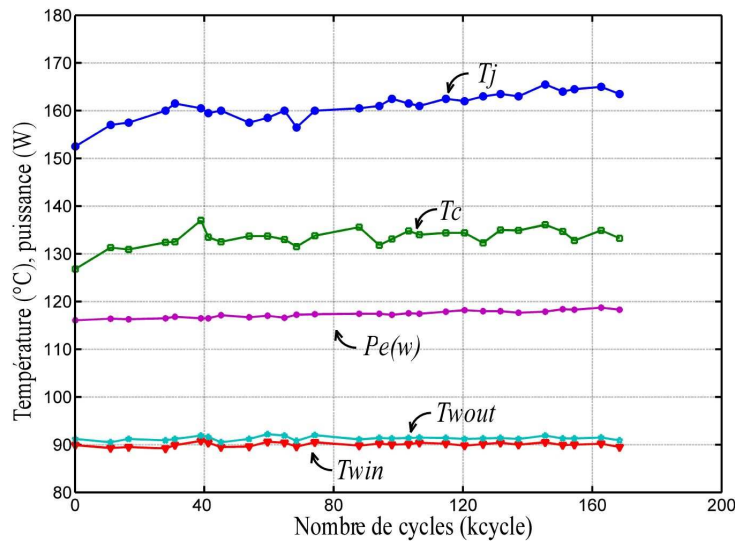


Fig.II.23 : Exemple de relevé des paramètres ( $T_{win}$ ,  $T_{wout}$ ,  $P$ ,  $T_j$ ,  $T_c$ ) pour la puce#1 du module B6,  $T_{amb}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}C$ .

La mesure de la résistance thermique jonction/case nous donne une courbe inexploitable à cause de la trop forte disparité des points de mesure, comme nous pouvons le constater sur la figure II.24. En effet, à cause de la faible différence entre les températures  $T_j$  et  $T_c$  (fig.II.23) ainsi que les imprécisions et erreurs de mesure, les valeurs de  $R_{thjc}$  mesurées sont très perturbées. Au contraire, la différence entre  $T_j$  et  $T_w$  est plus importante rendant la mesure de  $R_{thjw}$  moins sensible aux faibles variations (erreurs de mesure). Ainsi, comme illustrée sur la figure II.24, la courbe de  $R_{thjw}$  obtenue est moins chaotique et plus exploitable.

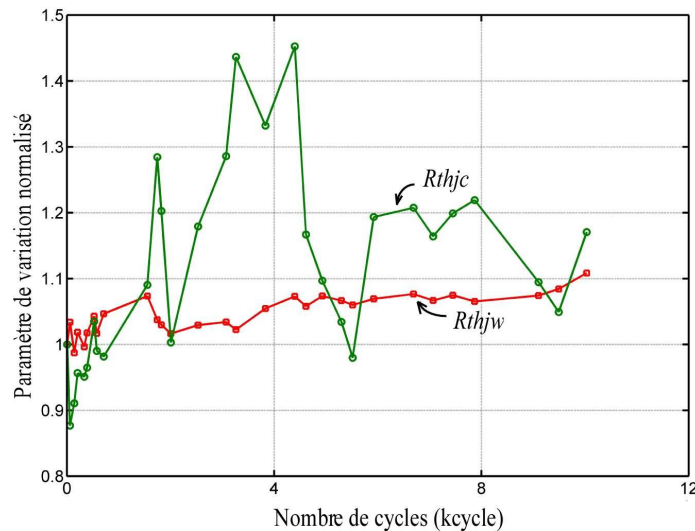


Fig. II.24 : Exemple de variation relative des résistances thermiques  $R_{thjc}$  et  $R_{thjw}$  de la puce#1 module A5,  $T_{amb}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}C$ .

### II.3.3. Définition des conditions de cyclage

Avant de réaliser les tests de cyclage actif, il est nécessaire de définir les caractéristiques de ces cycles (durée des phases d'échauffement et de refroidissement, contraintes thermiques...).

Les cycles actifs réalisés dans le cadre de cette étude sont des cycles sans commutation, ce qui veut dire que les puces IGBT du module sont constamment à l'état passant, le courant étant

contrôlé par des interrupteurs extérieurs. Les phases d'injection et de refroidissement sont contrôlées par le courant qui traverse les IGBT par l'intermédiaire d'une source de courant contrôlée externe. Cette technique de cyclage permet de découpler les contraintes de conduction des contraintes de commutation et de tenue en tension, ce qui facilite la réalisation des bancs ainsi que le suivi d'indicateurs de défaillance.

Dans notre étude, nous nous intéressons exclusivement aux contraintes de conduction générées par les pertes joules dans les puces.

En termes de durée des phases, il existe deux catégories de cycles appelées cycles "*courts*" et cycles "*longs*". Les termes "*courts*" et "*longs*" se réfèrent aux durées d'injection de puissance comparativement aux constantes de temps thermiques du module. Les cycles courts sont caractérisés par des durées d'injection de puissance de l'ordre de la seconde ( $1s \leq T_{on} \leq 2s$ ) qui sont de l'ordre de grandeur de la constante de temps thermique de l'environnement proche de la puce uniquement et qui permettent donc de contraindre principalement son environnement proche (puce, brasure puce et fils de bonding). Au contraire, les cycles longs ont des durées d'injection plus importantes ( $T_{on} \geq 10s$ ) laissant le temps au flux thermique de traverser la structure entière et permettre de contraindre l'assemblage plus en profondeur et de toucher par exemple le substrat isolant et la brasure qui l'attache à la semelle. Les durées de refroidissement ( $T_{off}$ ) sont choisies de manière à laisser le temps de ramener la température de la semelle vers la température du liquide de refroidissement. Dans la norme des tests réalisés à l'INRETS, la durée de refroidissement est prise égale au double de la durée de conduction ( $T_{off}=2xT_{on}$ ).

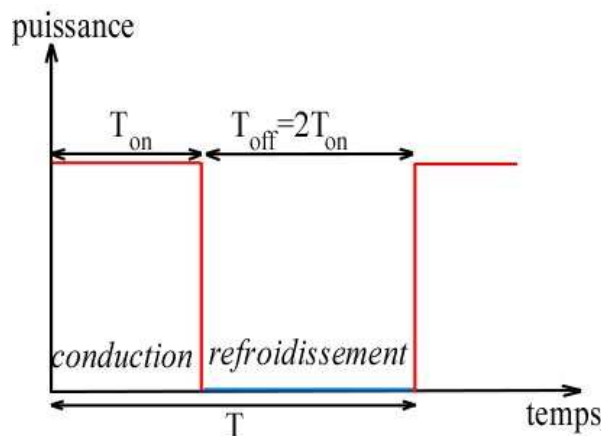


Fig.II.25 : Définition des Phases d'injection de puissance et de refroidissement en cyclage actif

### II.3.4. Critères de défaillance

Afin d'éviter la destruction brutale des modules testés, des critères de défaillance en été définis pour établir une limite à partir de laquelle les défauts apparus vont s'accroître et conduire à une dégradation plus importante au court du temps. Pour les tests de cyclage actif, les critères de défaillances habituels sont fixés d'après les résultats de plusieurs travaux de recherches comme ceux des projets européens RAPSDRA (1996-1998) et LESIT (1993-1995) [Coq00, Ber98] :

- Augmentation de 5% de la chute de tension directe ( $V_{ce}$ ).
- Augmentation de 20% de la résistance thermique ( $R_{th}$ ).
- Augmentation brutale du courant de fuite ( $I_{ges}$ )

Bien sûr ces critères sont discutables. En effet, lorsqu'une augmentation de 5% de la chute de tension directe est constatée, on s'aperçoit généralement que la quasi-totalité des fils de bonding sont levés. De la même façon, une augmentation de 20% de la résistance thermique peut correspondre à une fissuration extrêmement importante de la brasure entre DCB et semelle.



Ainsi, dans des conditions réelles de fonctionnement, la défaillance du composant pourrait être constatée bien avant l'apparition de ces critères de défaillance. Dans notre étude, nous avons décidé d'arrêter les tests et de procéder aux analyses des dispositifs pour des critères inférieurs à ceux habituellement fixés (augmentation de l'ordre de 3% pour  $V_{ce}$  et de 10% pour la  $R_{th}$ ) afin de pouvoir procéder aux analyses de défaillances dès l'initiation des phases de dégradation.

## II.4. Cyclage actif des modules IGBT

Afin de comprendre les mécanismes de défaillances qui surviennent sur les modules IGBT de puissance, nous avons réalisé plusieurs campagnes de tests de vieillissement accélérés en cyclage actif suivant le protocole décrit précédemment.

Dans un premier temps, nous avons réalisé des tests de type "cycle long". Le but étant d'activer les modes de défaillance liés à l'assemblage du module (les différentes brasures et les fils de bonding). La variation de la température de jonction ( $\Delta T_j$ ) a tout d'abord été fixée à 60°C pour quelques modules ensuite augmentée à 80°C pour d'autres. Afin d'évaluer les effets du  $\Delta T_j$ , ces valeurs de températures ont été réglées par la puissance injectée. Pour limiter la valeur du courant, la circulation de l'eau de refroidissement dans la boîte à eau est coupée lors des phases d'injection pour accentuer l'augmentation de la température de puce (voir §II.2.1.1). Par ailleurs, les trois bras du module sous test étant simultanément passants, il est extrêmement difficile d'estimer précisément la valeur du courant dans chaque bras. Toutefois, nous avons constaté lors des essais de cyclage que les températures de jonction étaient très proches pour tous les IGBT d'un même module, ce qui peut laisser supposer que le courant se répartit uniformément dans les trois bras du module tout au long du cyclage.

Les durées des phases d'injection de puissance et de refroidissement  $T_{on}$  et  $T_{off}$  ont été fixées à 15s pour la durée d'échauffement et 30s pour la durée de refroidissement. Mais ces durées se sont avérées trop longues car le premier module testé a dû cycliser plus de deux mois (250 Kcycles) avant qu'un critère de défaillance ne soit atteint (augmentation du  $V_{ce}$ ). Nous avons alors décidé de diminuer la durée des phases à 10s/20s.

Le tableau II.2 présente les modules testés et les conditions souhaitées de cyclage comparées à celles réellement obtenues. Les valeurs de températures données dans ce tableau sont des moyennes obtenues sur les six puces IGBT constituant les modules. Les conditions de tests visées pour les modules A5, B3 et B6 sont d'atteindre des variations de températures de chaque puce ( $\Delta T_j$ ) d'un même module de 60°C avec une température de refroidissement (entrée d'eau,  $T_{wi}$ ) de 90°C.

Un test supplémentaire a été effectué pour atteindre les mêmes  $\Delta T_j$  de 60°C mais avec une température de refroidissement  $T_{wi}$  de 35°C afin d'étudier l'influence de celle-ci. Dans ces conditions, le courant à l'état passant (injection de puissance) a dû être augmenté (courant de total de 315A dans les trois bras) pour atteindre la même variation de température de jonction que pour les précédents tests (qui se sont effectués sous un courant de 270A).

Enfin, les trois derniers modules ont été testés avec des variations  $\Delta T_j$  de 80°C et des températures de refroidissement (entrée d'eau :  $T_{wi}$ ) de 90°C.

Des écarts de  $\Delta T_j$  ont été constatés entre les températures souhaitées et mesurées lors des tests. Ils résultent de la difficulté d'ajuster lors des tous premiers cycles le niveau de courant et la température d'entrée d'eau  $T_{wi}$  à la variation  $\Delta T_j$  souhaitée.

Les modules ainsi testés sont analysés par des méthodes non destructives (caractérisations électriques, analyse acoustique) et destructives (micro-sections, observation au microscope optique et électronique) afin d'une part de répertorier les modes de défaillances obtenus et d'autre part de comprendre l'origine physique des modes de défaillance.

Tableau II.2 : conditions initiales de cyclage des modules testés ( $X_1/X_2$ ,  $X_1$  : paramètre souhaité,  $X_2$  : paramètre obtenu) (valeur moyenne sur les six puces IGBT)

Module	Type de cycles	$\Delta T_j$ (°C)	$T_{jmax}$ (°C)	$\Delta T_c$ (°C)	$I_c$ (A)	$T_{win}$ (°C)
A5	Long (15s/30s)	60/57	150/148	30/31	255	90/90
B3	Long (10s/20s)	60/63	150/155	30/33	270	90/90
B6	Long (10s/20s)	60/57	150/152	30/28	270	90/90
C5	Long (10s/20s)	60/60	100/102	35/32	315	35/35
C4	Long (10s/20s)	80/78	180/170	30/35	340	90/88
C6	Long (10s/20s)	80/82	180/172	30/33	345	90/88
C7	Long (10s/20s)	80/80	180/170	30/35	345	90/88

La figure II.26 ci-dessous montre un exemple d'évolution de quelques paramètres pendant le cyclage en puissance du module A5. Les résultats concernent la puce IGBT#3 (voir figure II.6).

Cette figure fait apparaître la puissance dissipée de manière cyclique sur la puce qui est de l'ordre de 102 W durant 15s. Pendant cette phase la température de jonction ( $T_j$ ) mesurée par fibre (en vert) et la température de semelle sous la puce correspondante (en bleu) s'élèvent respectivement à 160°C et 133°C. Pendant la phase de refroidissement, les températures tendent vers celle du liquide de refroidissement (90°C) sans jamais l'atteindre complètement compte tenu de la constante de temps thermique élevée. Ce relevé a été obtenu après 100 kcycles de puissance pour lequel l'effet du vieillissement se fait ressentir par des élévations de températures supérieures à celles obtenues en début de test.

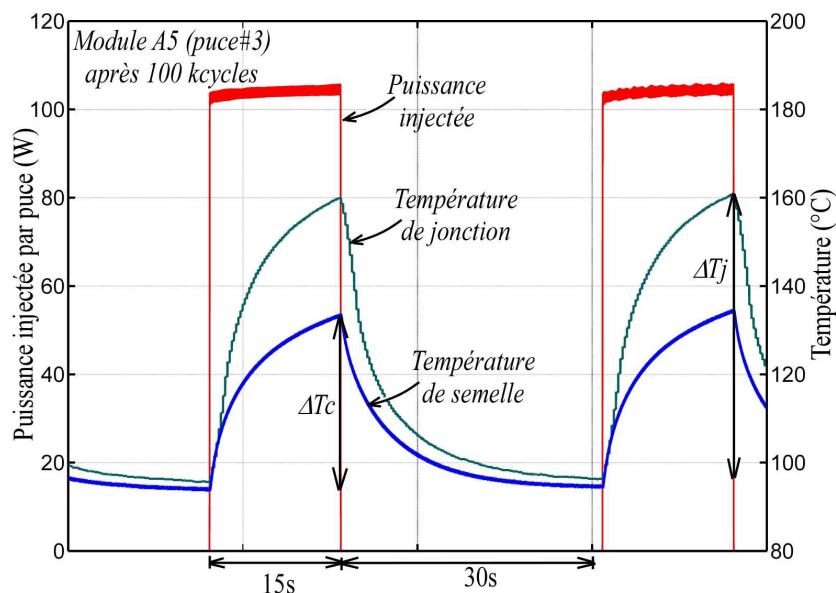


Fig. II.26 : Relevé des variations de température lors d'un cycle de puissance

#### II.4.1. Analyse des résultats du cyclage

L'analyse des modules testés sous les conditions de cyclage long décrites précédemment, a révélé des évolutions différentes des indicateurs de vieillissement (au niveau de l'assemblage et des puces) selon les modules et les conditions d'essais. Dans ce qui suit nous allons présenter les

résultats obtenus répertoriés en deux principales catégories : dégradations au niveau de l'assemblage et dégradation au niveau des puces.

Le tableau II.3 résume les conditions de tests et les évolutions les plus significatives constatées sur les différents indicateurs retenus ( $V_{ce}$ ,  $R_{thjw}$ ,  $R_{thjc}$ ).

Tableau II.3 : Récapitulatif des résultats des tests de cyclage actif

Module	Type de cyclage	$\Delta T_j$ (°C)	$T_{jmax}$ (°C)	$\Delta T_c$ (°C)	$T_{win}$ (°C)	$N_f$ (kcycles)	Remarques
A5	Long (15s/30s)	57	148	31	90	100	$R_{thjw}$ (+10%)
B3	Long (10s/20s)	63	155	33	90	168	Arrêt volontaire
B6	Long (10s/20s)	57	152	28	90	165	$V_{ce4}$ (+2%)
C5	Long (10s/20s)	60	102	32	35	250	$V_{ce1}$ (+3%)
C4	Long (10s/20s)	78	170	35	88	56	Élévation anormale des $T_j$
C6	Long (10s/20s)	82	172	33	88	35	Élévation anormale des $T_j$
C7	Long (10s/20s)	80	170	35	88	47	$V_{ce1}$ (+3%) et élévation Anormale des $T_j$

Avec ces durées d'injection caractérisant un cyclage long nous nous attendions plutôt à une dégradation au niveau de la brasure semelle/DCB. Mais les résultats présentés sur le tableau II.3 montrent que le principal critère de défaillance ayant conduit à l'arrêt du cyclage est une augmentation du  $V_{ce}$ , critère indiquant une dégradation au niveau des fils de bonding. L'évolution de la  $R_{th}$  quant à elle, n'a été observée que sur deux modules (A5 et C6).

Les modes de défaillance que nous avons rencontrés ici en cyclage actif long sont ceux que l'on rencontre habituellement en cyclage court sur les modules régulièrement testés au sein du LTN-INRETS. C'est la raison pour laquelle nous nous sommes limités à des essais de cyclage long pour tous les tests de cyclage actif.

#### II.4.1.1. Dégradation au niveau assemblage

Comme cité précédemment, les dégradations au niveau de l'assemblage, à savoir la dégradation des fils de bonding et des brasures, sont détectées par l'évolution de la chute de tension directe ( $V_{ce}$ ) pour le premier mode de défaillance et par l'évolution des résistances thermiques pour le second.

##### II.4.1.1.1. Dégradation des fils de bondings

Les fils de bonding de tous les modules cyclés ont présenté des dégradations plus ou moins importantes. Nous avons observé des débuts de craquelures dans les pieds de bonding (ou "heel-crack" en anglais) après cyclage sur les fils de bonding des puces dont le  $V_{ce}$  ne présente aucune augmentation (modules A5 et B3) et des dégradations plus importantes (fractures et levées des fils) sur les fils de bonding des puces qui ne présentent toutefois qu'une évolution du  $V_{ce}$  de seulement 3% (modules C5 et B6).

La figure II.27(a) représente les courbes d'évolution des paramètres ( $V_{ce}$ ,  $\Delta T_j$ ,  $\Delta T_c$  et  $T_{wi}$ ) durant le cyclage du module C5. Le schéma inséré dans cette figure représente la disposition des six puces IGBT sur les trois DCB.

Le module C5 a été arrêté lorsque le  $V_{ce}$ , de pratiquement toutes les puces avait présenté une augmentation de l'ordre de 3%. L'observation au microscope électronique à balayage (MEB) a montré une importante dégradation de l'ensemble des fils de bonding du module C5. En effet, comme illustré sur la fig.II.27(b), pratiquement tous les fils de bonding sont levés ou fracturés. Parfois, les deux modes de défaillance (levée et fracture dans les pieds de bonding) sont observés (quelques fils ont été complètement arrachés). Rappelons que ce module avait cyclé sous une température ambiante de 35°C et une température de jonction maximale de 102°C.

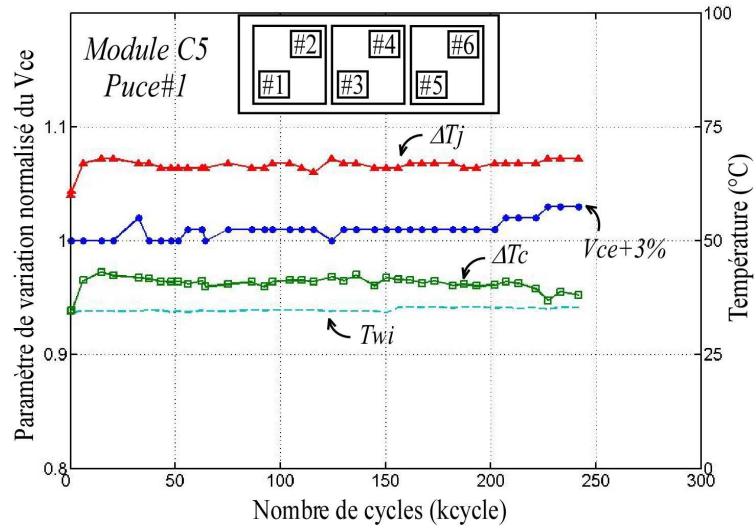


Fig.II.27(a) : Evolution de la chute de tension directe de la puce#1 du module C5 après 250Kcycle,  $T_{win}=35^{\circ}\text{C}$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}\text{C}$ ,  $I_c=315\text{A}$ .

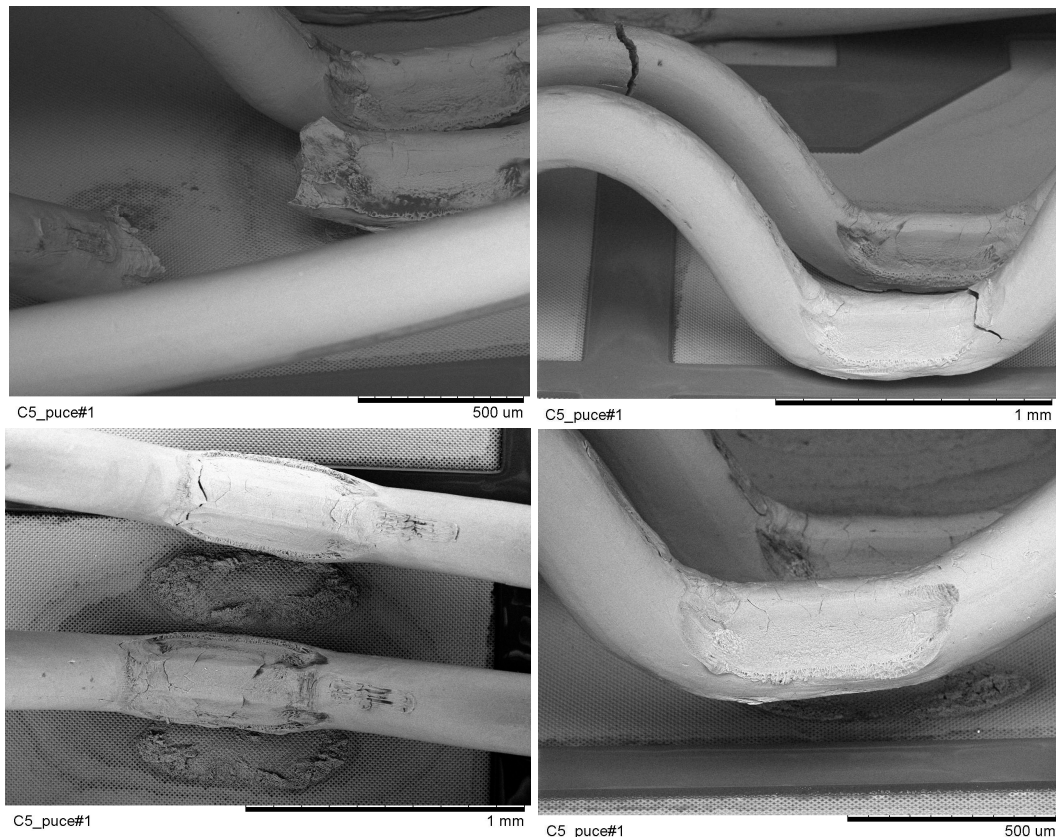


Fig.II.27(b) : fracture et levée des fils de bonding sur la puce#1 du module C5, après 250Kcycles,  $T_{win}=35^{\circ}\text{C}$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}\text{C}$ ,  $I_c=315\text{A}$

Les modules (A5, B3, B6) ayant cyclé sous le premier protocole (cf. tableau II.3) avec une température ambiante de 90°C et une température maximale de jonction de 160°C, la chute de tension à l'état passant  $V_{ce}$  n'a pas évolué sauf pour le module B6 où quelques puces ont présentées une évolution de 2% du  $V_{ce}$  (fig.II.28(a)). Malgré cela, l'observation au microscope électronique à tout de même révélée des craquelures au niveau des pieds de bonding comme illustré sur la figure II.28(b).

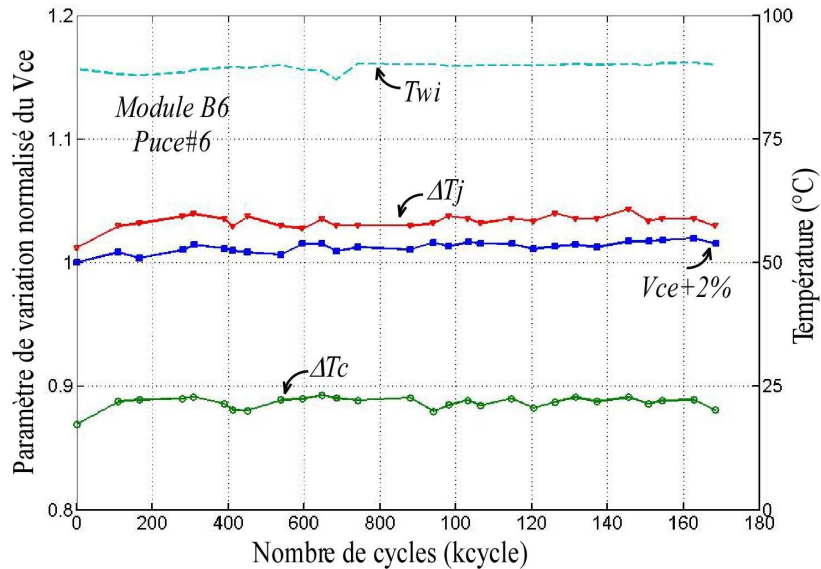


Fig.II.28(a) : Evolution de la chute de tension directe de la puce#6 du module B6 après 165 kcycle,  $T_{win}=90^{\circ}\text{C}$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}\text{C}$ ,  $I_c=270\text{A}$

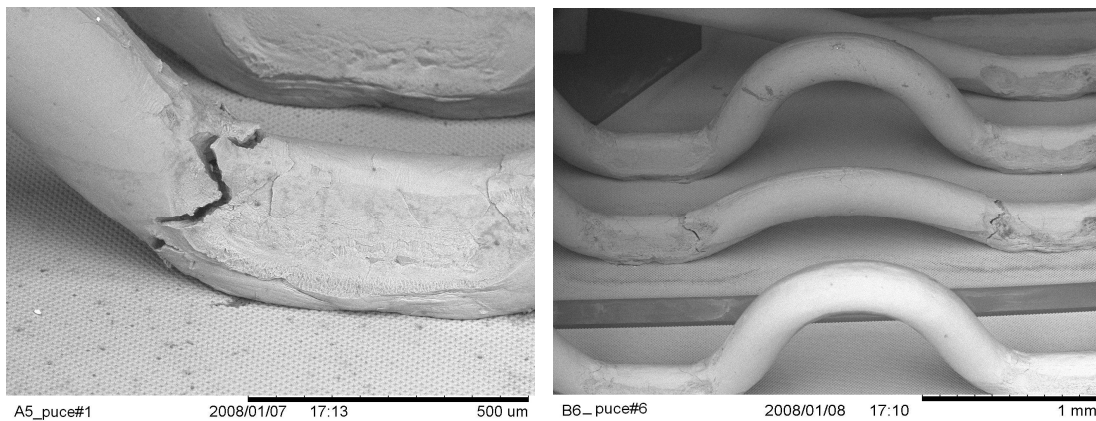


Fig.II.28(b) : Début de fissuration des fils de bonding, puce#1 du module A5 après 100 kcycle (à gauche) et puce#6 du module B6 après 165 kcycle (à droite),  $T_{win}=90^{\circ}\text{C}$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}\text{C}$ ,  $I_c=270\text{A}$

Le mécanisme de défaillance correspondant à l'apparition de fractures dans les pieds des fils de bonding et que l'on constate sur tous les modules testés est dû aux contraintes thermomécaniques apparaissant dans les pieds des fils de bonding [Cia01]. Les cycles de température sont responsables de la dilatation et de la contraction périodique des fils, ce qui se traduit par un phénomène de fatigue au niveau des pieds de bonding qui à terme se fracturent. Cependant, ce mode de défaillance se manifeste rarement dans les modules IGBT modernes et n'a été observé qu'une seule fois auparavant au LTN lors du cyclage actif de modules IGBT de très forte puissance destinés à des applications ferroviaires.

La levée des fils des métallisations de puce quand à elle résulte des contraintes mécaniques apparaissant à l'interface entre aluminium (fil de bonding et métallisation) et puce liées aux différences de coefficient de dilatation thermique de l'aluminium et du silicium [Ram00].

Pour expliquer de telles observations, et notamment les fractures dans les pieds de bonding, nous devons revenir sur les conditions de test et sur la technologie des modules testés. Comme mentionné auparavant, les conditions de test des modules 600V-200A ont été choisies pour atteindre un  $\Delta T_j$  de 60°C ( $T_{jmin}=90^\circ\text{C}$ ,  $T_{jmax}=150^\circ\text{C}$  et 40°C/110°C pour le module C5). Les fils de bonding (en aluminium d'un diamètre de 300µm) sont uniquement enrobés de gel, sans couche de coating les maintenant sur les puces. Hors, la plupart des modules classiquement testés dans notre laboratoire sont des modules de beaucoup plus forte puissance (courant nominal beaucoup plus élevé) destinés à une application de traction ferroviaire. Les fils de bonding de ce type de modules sont de plus grand diamètre (400µm contre 290 µm pour les modules testés ici). La variation maximale de température de jonction lors du cyclage de modules de très forte puissance peut être supérieure à celle imposée sur les modules faisant l'objet de cette thèse, de l'ordre de  $\Delta T_j=80^\circ\text{C}$  ( $T_{jmin}=40^\circ\text{C}$ ,  $T_{jmax}=120^\circ\text{C}$ ). De plus, tous les modules destinés à une application ferroviaire intègrent une couche de coating sur la surface des puces permettant de retarder la levée des fils de bonding. Donc, malgré le fait que nous ayons ici une variation de température plus faible ( $\Delta T_j=60^\circ\text{C}$  au lieu de 80°C) le mécanisme de fracture dans les pieds de bonding apparaît et peut être dû à plusieurs raisons:

- La très forte densité de courant dans les fils de bonding ( $\geq 120\text{A}/\text{mm}^2$ ) surtout pour le module C5 où le niveau de courant est plus fort que dans les autres module (350A au lieu de 217A pour le module B6 par exemple) qui est certainement la cause la plus probable;
- la haute température environnementale qui peut accélérer le mécanisme,
- l'absence de la couche de coating,
- un processus de bonding ou une géométrie du fil non optimisés.

#### II.4.1.1.2. Délaminage des brasures

La figure II.29 présente en trait plein un relevé des évolutions de la résistance thermique jonction eau ( $R_{thjw}$ ) et de la chute de tension  $V_{ce}$  corrigée des effets de la température de la puce IGBT#4 pour le module A5. Les traits pointillés donnent les évolutions des températures maximum atteintes lors du cyclage par la puce#4 ( $T_{jb4}$ ), de la température d'entrée d'eau ( $T_{wi}$ ), des variations de température de jonction ( $\Delta T_{j4}$ ) et de semelle ( $\Delta T_{c4}$ ). Le test a été stoppé après que la  $R_{thjw}$  ait dépassé une variation de 10% par rapport à la valeur initiale après 100 kcycles représentant plus de 2 mois de tests.



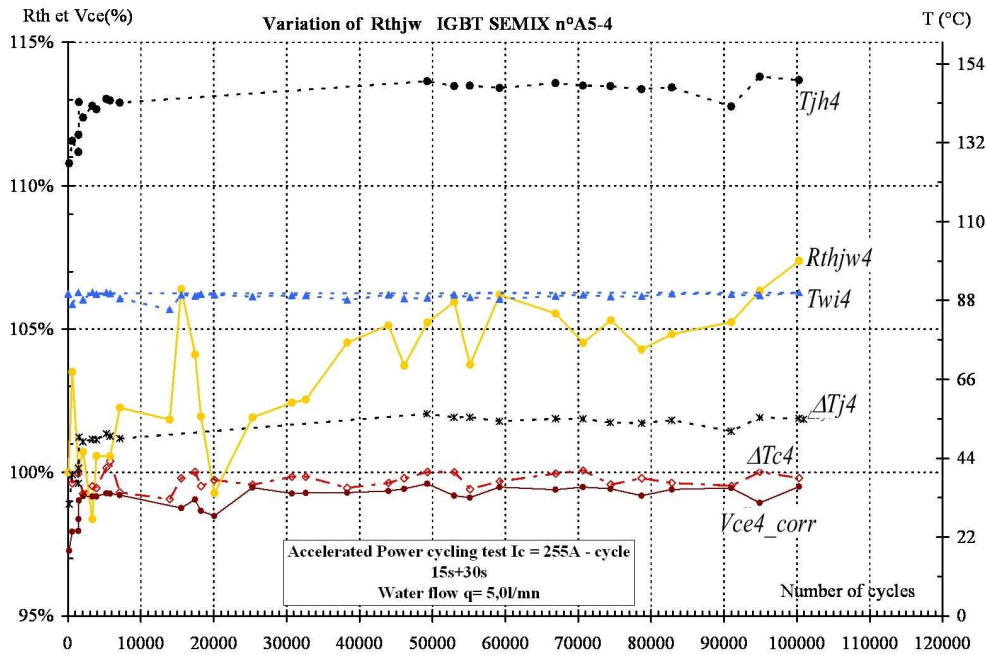


Fig. II.29: Evolution de températures et de la résistance thermique lors du vieillissement du module A5 (puce#4),  $T_{win}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}C$ ,  $I_c = 255A$

L'analyse au microscope acoustique a révélé une fracture avancée sur un coin de la brasure DCB/semelle et une initiation sur les autres coins (Fig.II.30). Cette évolution n'est toutefois pas suffisante pour expliquer l'évolution significative constatée sur la résistance thermique jonction/eau.

Par ailleurs, la couche de graisse thermique utilisée entre le refroidisseur et la semelle du module a migré sur les bords du module comme nous pouvons le constater sur la figure II.31.

La très faible détérioration du joint de brasure entre substrat céramique et semelle ne peut expliquer l'élévation significative de la résistance thermique  $R_{th_{jw}}$ . Par contre, la migration de la graisse a pu conduire à une élévation locale de la résistance thermique qui s'est répercutée sur la valeur de la résistance thermique jonction/eau dès le début du cyclage (cf. fig.II.29). Pour les autres modules cyclés avec le même  $\Delta T_j=60^{\circ}C$  (modules B3, B6, C5) la résistance thermique jonction/eau a présenté la même évolution avec également des initiations de fissures dans les brasures comparables à celles observées sur le module A5.

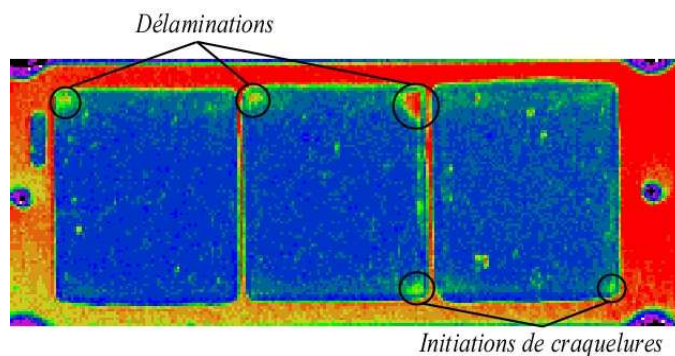


Fig.II.30: Analyse acoustique de la brasure semelle/DCB du module A5 après 100kcycles,  $T_{win}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}C$ ,  $I_c=255A$

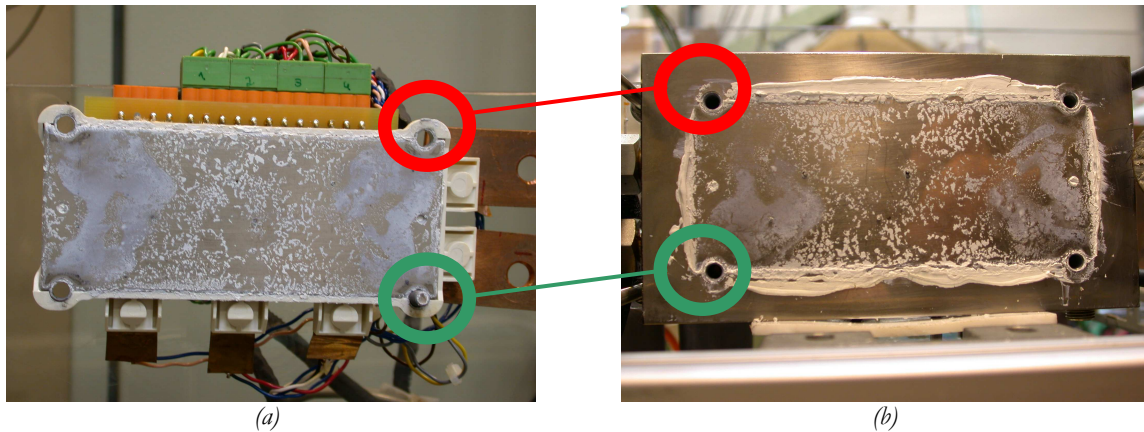


Fig.II.31: Etat de la graisse thermique après le cyclage actif du module A5, (a) côté module, (b) côté refroidisseur.

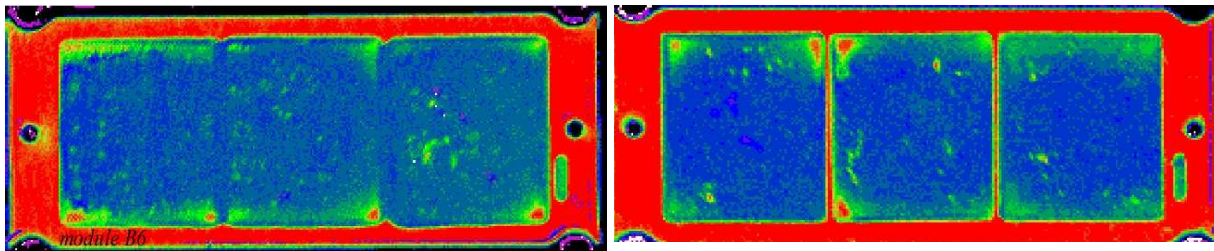


Fig.II.32 : Analyse acoustique de la brasure DCB / semelle : (à gauche) module B6 après 165cycles ( $T_{win}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}C$ ,  $I_c=270.A$ ), (à droite) module C7 après 100cycles ( $T_{win}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=80^{\circ}C$ ,  $I_c=345.A$ ).

De manière générale, ces résultats montrent un excellent comportement de la brasure entre les DCB et la semelle, puisqu'après plus de 100cycles contraignants ( $T_c$  variant entre 95 et 135 °C et  $T_j$  entre 97 et 160 °C) seules de légères fissures ont pu être constatées dans les coins des brasures DCB/semelle.

L'excellente tenue de cette brasure à un tel niveau de cyclage peut s'expliquer par la position des puces actives sur le DCB. En effet, contrairement à d'autres modules précédemment étudiés au laboratoire où les puces sont brasées sur les bords du DCB, dans les modules que nous testons, celles-ci sont décalées de plusieurs mm vers le centre du DCB. La figure II.33 représente le positionnement des puces sur les DCB des modules testés. Comme détaillé dans [Kha04] un léger décalage de la position des puces sur le bord du DCB peut être suffisant pour retarder significativement l'initiation des fissures et leurs propagations dans la brasure semelle/DCB. Cela résulte du fait que le flux thermique engendré par la dissipation de puissance dans la puce se propage principalement de façon verticale à travers le DCB vers la semelle du module et le refroidisseur. Lorsque la puce est positionnée au bord du DCB, les bords de la brasure sont soumis à des contraintes thermiques maximales alors qu'un léger décalage des puces vers le centre du DCB peut permettre de réduire significativement les contraintes thermiques et mécaniques sur les coins des brasures. Ce décalage rend également la résistance thermique puce/semelle moins sensible à l'initiation des fractures. Nous pouvons ainsi espérer une plus longue durée de vie de la brasure semelle/DCB.



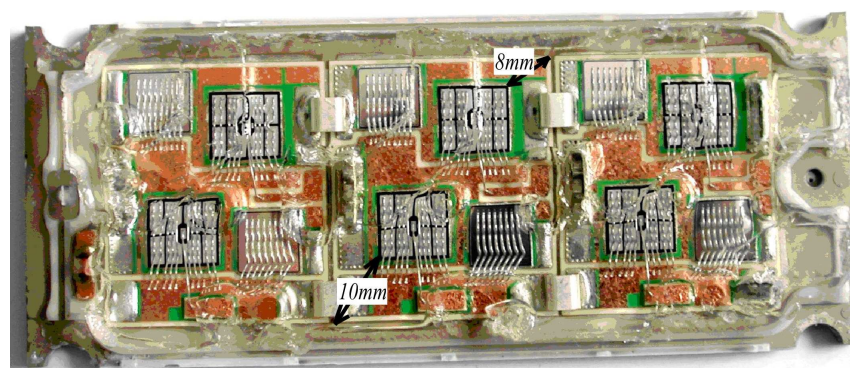


Fig.II.33 : Positionnement des puces sur les substrats DCB

## II.4.1.2. Dégradations au niveau de la puce

### II.4.1.2.1. Reconstruction de la métallisation

Concernant la puce elle-même, nous avons observé sur les surfaces des puces de tous les modules cyclés, la reconstruction des grains d'aluminium. Ce phénomène courant de fatigue provient des contraintes mécaniques cycliques dans la couche de métallisation due à la différence élevée de coefficient de dilatation thermique entre l'aluminium et le silicium et résulte du comportement visco-plastique des grains d'aluminium [Cia01]. Le niveau et l'amplitude de la variation de température ont un effet important sur le vieillissement de cette couche de métallisation. La figure II.34 présente l'observation au microscope électronique (MEB) de l'état de la métallisation d'une puce avant cyclage et l'état des métallisations après cyclage des modules A5, C5 et C7, respectivement. Nous avons constaté que le vieillissement de cette couche de métallisation est nettement plus avancé sur les modules qui ont subi un cyclage actif avec une variation de température de jonction plus importante ( $\Delta T_j = 80^\circ\text{C}$ ), fig.II.34(d).

D'un autre côté, pour une même variation de température ( $\Delta T_j = 60^\circ\text{C}$ ) mais à des niveaux de température max différents ( $T_{jmax} = 150^\circ\text{C}$  et  $100^\circ\text{C}$  respectivement pour les modules A5 et C5) le vieillissement de la métallisation est plus avancé lorsque la température max est plus élevée, fig.II.34(b)-(c). Ainsi, après 250 kcycles, le module cyclé à plus faible température (C5) ne présente que de légères dégradations, alors que sous un même  $\Delta T_j$ , les métallisations des modules cyclés à plus haute température sont plus fortement dégradées après seulement 100 kcycles. De plus les lieux de plus fortes variations de température (autour de la grille localisée au centre de la puce) sont également ceux des plus fortes dégradations.

De façon générale, la dégradation de la couche de métallisation est sensible à la température max de jonction ( $T_{jmax}$ ) et aux variations de températures aux niveaux des puces avec toutefois un effet particulièrement significatif de  $T_{jmax}$  [Lut08].

La dégradation de cette couche de métallisation se traduit par une augmentation de la résistance superficielle de la métallisation. L'équipotentialité de l'émetteur et la mise en parallèle des différentes cellules constituant l'IGBT sont ainsi moins bien assurées. Dans des cas extrêmes, on peut imaginer que la reconstruction des grains d'aluminium puisse même conduire à la déconnexion des cellules élémentaires. Des observations similaires ont été constatées sur des puces soumises à des régimes de court circuit répétitifs [Gut03, Det04, Ara08].

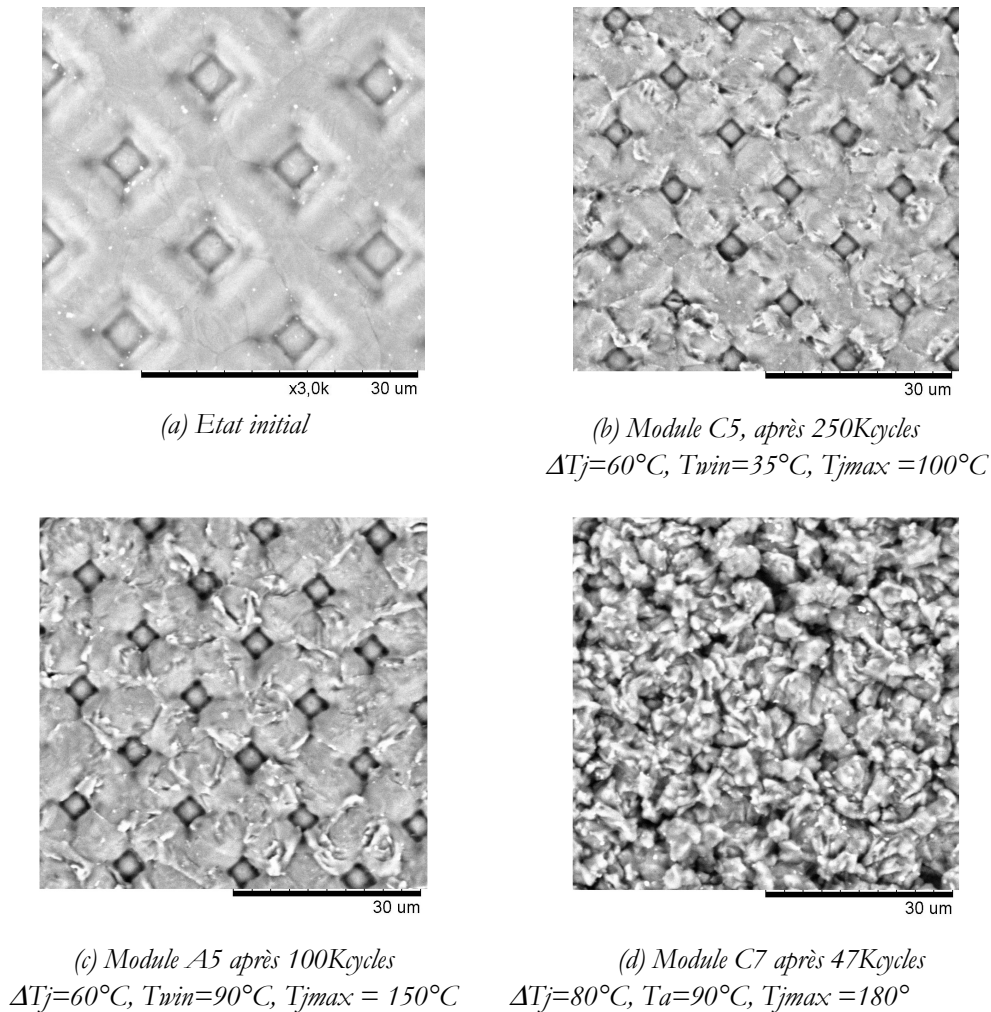


Fig. II.34 : Reconstruction des grains d'aluminium sur la surface de la métallisation avant et après cyclage

#### II.4.1.2.2. Evolution de la tension de seuil

En dehors de la reconstruction de la couche d'aluminium nous avons également constaté une évolution significative de la tension de seuil sur toutes les puces IGBT du premier module cyclé (module A5). En effet, après cyclage (100kcycles) nous avons observé une augmentation d'environ 300mV sur la tension de seuil de chaque puce, fig.II.35. La même observation a également été faite mais dans une moindre mesure sur toutes les puces d'un autre module testé par la suite (module C6), fig.II.36.

Ce résultat met en avant la possibilité de dégradation des caractéristiques de l'oxyde de grille. Un tel comportement pourrait s'expliquer par le phénomène d'injection de porteurs chauds dans l'oxyde qui augmenterait le nombre de charges piégées dans l'interface entre le semi-conducteur et l'oxyde. Cependant, même si ce type de mécanisme se produit dans les très fines couches d'oxyde (de l'ordre de 5 nm) [Mat98, Aco96] aucun résultat de ce type n'a pu à ce jour (à notre connaissance) être mis en évidence sur des puces IGBT de puissance pour des oxydes de silicium beaucoup plus épais (entre environ 70 et 150 nm). Une poursuite de ce travail pourrait consister à caractériser les charges d'interfaces de l'oxyde de grille pour infirmer ou confirmer cette hypothèse.

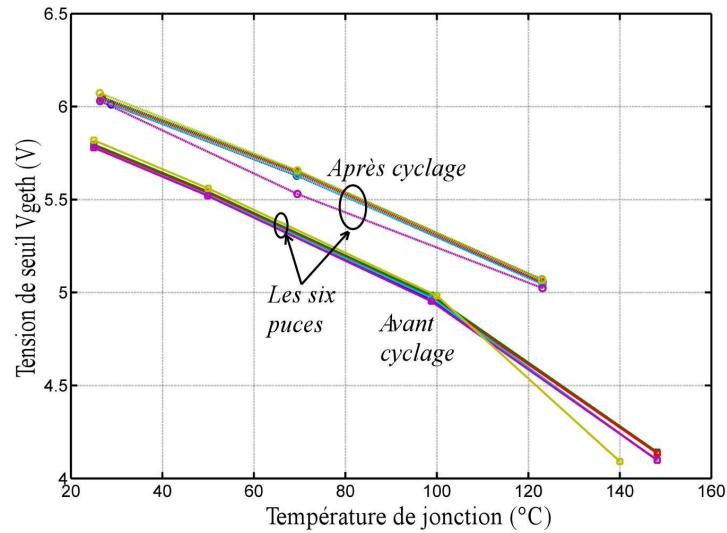


Fig.II.35 : Tension de seuil avant cyclage et après 45  $k$ cyclage du module A5,  $T_{win}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=60^{\circ}C$ ,  $I_c=255A$

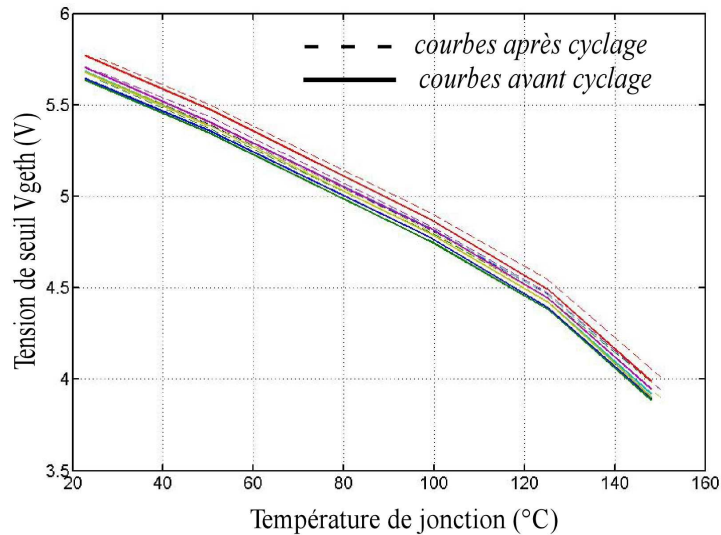


Fig.II.36 : Tension de seuil avant cyclage et après 35  $k$ cyclage du module C6,  $T_{win}=90^{\circ}C$ ,  $\Delta T_j=80^{\circ}C$ ,  $I_c=345A$

### II.4.1.2.3. Augmentation brutale de la température de jonction

Pour les modules C4, C6 et C7 qui ont cyclé sous un  $\Delta T_j$  plus important ( $80^{\circ}C$ ) nous avons observé une augmentation brutale de la température de jonction sur toutes les puces conduisant à une augmentation importante des résistances thermiques après seulement 40kcycles environ (cf. Fig. II.31). En particulier, la température de la puce#1 présente une augmentation plus importante que les autres. Dans le même temps, la température de la puce#2 diminue. Ce phénomène se produit lorsque la température de la puce#1 atteint une valeur d'environ  $188^{\circ}C$  (au-delà des spécifications du constructeur).

L'augmentation de la température de jonction d'une puce provoque à fort niveau de courant comme c'est le cas ici l'augmentation de sa chute de tension directe, créant ainsi un déséquilibre des courants dans les trois bras en parallèle. Il y a donc probablement un effet de redistribution du courant vers les autres bras pour équilibrer les tensions directes puisque les puces IGBT des modules testés ont une structure de type NPT (Non Punch Through) avec un coefficient de température positif [Let92]. L'augmentation de la tension dans la puce #1 se traduit ainsi par une augmentation du courant dans les deux autres bras. Nous constatons bien sur le relevé de la

figure II.37 que la température des puces #3 à #6 augmente, ce qui traduit une augmentation des pertes donc du courant.

La diminution du courant dans le premier bras s'accompagne d'une diminution des pertes dans la puce #2, ce que confirme également la fig.II.37 qui montre une diminution de la température de cette puce.

L'analyse au microscope électronique des micro-sections réalisées au niveau des brasures sous les puces a révélé une dégradation importantes de la brasure de la puces #1 de tous les modules cyclés avec ce protocole ( $\Delta T_j=80^\circ\text{C}$ ,  $T_{min}=90^\circ\text{C}$ ,  $I_c=345\text{A}$ ). La figure II.38 illustre une micro-section réalisée au niveau de la brasure sous la puce#1 du module C4 après 56 kcycles.

Il est tout fois difficile de confirmer la cause de cette élévation brutale de la température de jonction. En effet, la dégradation des brasures sous les puces à cause de la haute température de cyclage peut être une raison mais cette dégradation n'a été observée que sur les puces#1 et en moindre importance sur la puce#2, ce qui nous pousse à croire que cette dégradation serait plutôt une conséquence de l'élévation brutale de la température de jonction de cette puce.

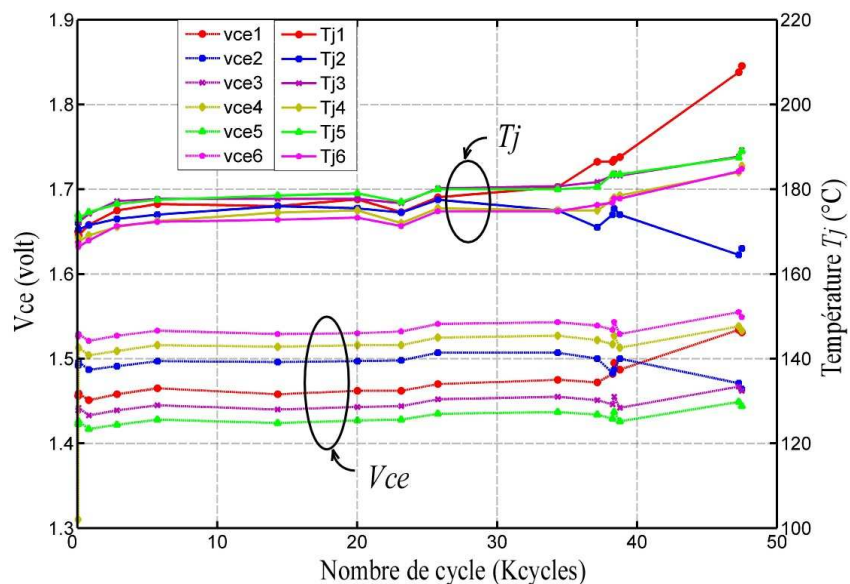


Fig. II.37 : Evolution de  $V_{ce}$  et de  $T_j$  sur les six puces du module C7 après 47 kcycles,  $T_{min}=90^\circ\text{C}$ ,  $\Delta T_j=80^\circ\text{C}$ ,  $I_c=345\text{A}$ .

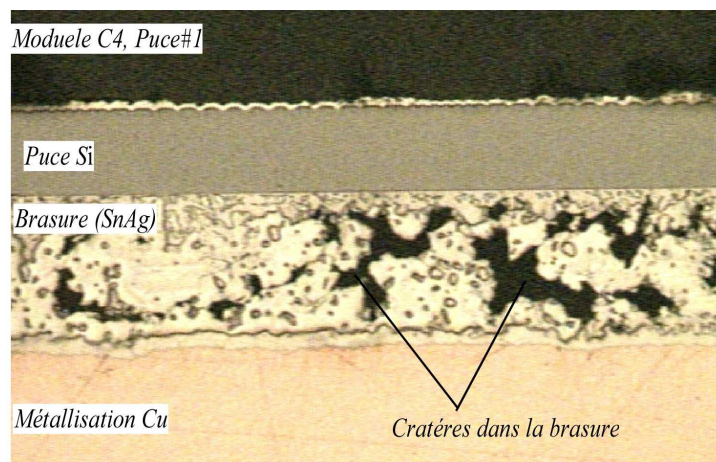


Fig.II.38 : Observation au microscope optique de l'état de la brasure sous la puce#1 du module C4 après 56 kcycles

## II.5. Synthèse des résultats

Le tableau II.4 ci-dessous donne une synthèse des dégradations et facteurs aggravants observés sur les essais qui ont été présentés dans ce chapitre.

Tableau II.4: Résumé des dégradations et facteurs aggravants

	dégradations	occurrence	Facteurs aggravants
<b>Fils de bondings</b>	Fissures, cracks, déconnexions	élevée	$T_j, \Delta T, I_c$
<b>Brasure DCB</b>	- Fissures - Délaminations	Faible (aucune défaillance de ce type relevée ici)	$T, \Delta T$
<b>Métallisation</b>	- Décohésion des grains - Déconnexions des cellules	systématique	$\Delta T, T_{jmax}$
<b>Oxyde de grille</b>	Charges d'oxyde	Faible (mais existante)	$T, I_c, \Delta T ?$

En particulier, les dégradations observées sur les fils de bondings (fissuration, cracks et levées) ont des occurrences élevées, le facteur certainement le plus aggravant étant le niveau du courant pendant l'injection de puissance et la variation de température qui en découle. Le niveau de température ambiante doit également jouer un rôle accélérateur.

Au contraire, les brasures larges entre substrat isolant et semelle ont plutôt bien résisté grâce certainement au placement des puces actives (sources de chaleur) loin des coins des brasures.

Les métallisations des puces ont subi également des dégradations importantes de manière systématique, la cause étant bien sûr la variation de température mais nous avons constaté que le niveau de température était également prédominant.

Concernant les critères de défaillance, la mesure de  $V_{ce}$  est d'une trop faible sensibilité pour être utilisée comme indicateur de début de dégradation. En effet, les premières dégradations de fils de bondings sont indétectables par cette mesure. Ce n'est qu'après des dégradations significatives que l'on peut observer une variation minimale de (l'ordre de 1% à 3%) sur le  $V_{ce}$ . Il est tout de même possible d'utiliser ce paramètre pour avoir une estimation de la température de jonction en opération.

La mesure de  $R_{th}$  est probablement la plus adaptée comme indicateur de vieillissement mais elle nécessite d'avoir une estimation ou une mesure de  $T_j$  et de la puissance dissipée en opération.

Nous ne présentons pas de résultats sur les brasures qui se trouvent sous les puces car après analyse de défaillance dans les conditions raisonnables d'utilisation ( $T_{jmax} < 175^\circ\text{C}$ ) nous n'avons pas constaté de dégradation au niveau de ces brasures.

## Chapitre III Vieillessement Accéléré par Cyclage Passif

### III.1. Introduction

Le cyclage passif permet d'étudier (en les reproduisant ou en les accélérant) l'influence des conditions environnementales sur la durée de vie d'un module de puissance. Comme déjà indiqué, les conditions environnementales sont imposées par les conditions climatiques qui peuvent varier de  $-40^{\circ}\text{C}$  à  $+80^{\circ}\text{C}$  environ sous le capot ou dans l'habitacle d'une automobile d'une part, et par la température du liquide de refroidissement du moteur qui sert également au refroidissement du module de puissance d'autre part. La température du liquide de refroidissement est de l'ordre de  $90^{\circ}\text{C}$  durant 90% de la durée d'utilisation de l'automobile et peut atteindre  $120^{\circ}\text{C}$  de manière occasionnelle pour les 10% d'utilisation restante [Ers96, Joh04]. Ces conditions thermiques sévères engendrent de fortes contraintes thermomécaniques au niveau de l'assemblage constituant le module. Contrairement au cyclage actif qui peut ne contraindre que la puce et son environnement proche dans le cas de cyclage de courte durée, le cyclage passif contraint tout l'assemblage mais avec une température relativement uniforme sur l'ensemble du module.

Plusieurs travaux ont déjà été menés sur l'étude de la durée de vie des modules de puissance soumis à des cyclages passifs [Wuc96, Her97, The03]. Ces études ont démontré que les dégradations apparaissent essentiellement aux niveaux des interfaces à cause des fortes contraintes thermomécaniques liées aux différences de coefficients de dilatation thermiques (CTE) des matériaux de l'assemblage. Par ailleurs, la couche la plus sensible à ce type de cyclage est une fois de plus la brasure de plus grande surface qui se trouve entre le DCB et la semelle du module [Ye02, Cia02, Sha03]. La dégradation de cette couche dépend fortement des matériaux utilisés, elle apparaît plus rapidement pour une semelle en cuivre que pour une semelle en AlSiC. Grâce à son CTE qui se rapproche de celui des céramiques du substrat DCB, l'AlSiC augmente considérablement la durée de vie de la brasure semelle/DCB [Coq99, Tho01, Occ02].

La dégradation de cette brasure se manifeste par l'apparition de fissures à l'interface brasure/DCB qui se propagent, au cours du cyclage, le long de la brasure. Cette fissuration provoque une augmentation de la résistance thermique globale du module et réduit sa durée de vie.

L'apparition des premières fissures et leur vitesse de propagation dépendent de plusieurs paramètres [Pan00, The00], à savoir : l'épaisseur de la brasure, sa nature, les températures de fonctionnement ainsi que les paramètres du processus de brasage [Yam, Gut06]. La dégradation est donc liée à la brasure elle-même (nature et processus de fabrication), mais aussi aux conditions d'utilisation. En effet, la vitesse de variation de la température ainsi que la durée des paliers influent fortement sur la durée de vie des brasures [Lef02, Zha03, Qi06].

Dans ce chapitre nous nous intéressons à l'effet de l'amplitude de variation de la température ainsi qu'aux niveaux de température haute et basse sur les paramètres de dégradation de cette brasure.

Les essais de cyclage passif présentés dans ce chapitre ont été réalisés sur des modules du même type que ceux vieillis par le cyclage actif, à savoir des modules onduleurs triphasés intégrés 600V-200A (cf. chapitre II). Une partie des modules testés contient des brasures semelle/DCB à base de plomb et une autre partie des brasures sans plomb ce qui nous permettra de comparer le comportement de ces deux types de brasures sous les mêmes conditions de cyclage thermique.



### III.2. Détermination des profils thermiques

Les profils de température des tests de cyclage passif sont définis pour répondre au besoin automobile. Comme déjà évoqué, les conditions environnementales imposent une température variant, dans le pire des cas, de  $-40^{\circ}\text{C}$  à  $120^{\circ}\text{C}$  avec une vitesse de variation d'environ  $10^{\circ}\text{C}/\text{mn}$ . Dans un premier temps, nous avons donc défini un premier profil thermique appliqué aux semelles des composants (cycle#1) correspondant à ces conditions extrêmes. Dans un second temps, nous avons cherché à évaluer l'effet de l'amplitude de variation des cycles ainsi que l'effet des niveaux de température sur le nombre de cycles responsable de l'apparition des premières fissures. Nous avons ainsi cherché à mettre en évidence les paramètres les plus critiques quant à l'apparition de la fissure (amplitude de variation de la température et niveau de température). Nous avons également, pour chacun des essais effectués, cherché à évaluer la vitesse de propagation de la fissure, afin de pouvoir mieux évaluer la durée de vie des modules dans ces conditions de test.

Ainsi, deux autres séries d'essais ont été réalisées avec des profils de température d'amplitude égale à la moitié de celle du premier test ( $\Delta T=80^{\circ}\text{C}$ ) mais à des niveaux de température différents, cf. figIII.1. La température imposée sur la semelle des modules lors du cycle#2 varie de  $40^{\circ}\text{C}$  à  $120^{\circ}\text{C}$  et celle du cycle#3 varie de  $-40^{\circ}\text{C}$  à  $40^{\circ}\text{C}$ . Pour limiter la durée des essais nous avons imposé une vitesse de variation de la température la plus rapide possible (autour de  $10^{\circ}\text{C}/\text{mn}$ ) et fixé les durées des paliers à seulement 15mn. La durée des paliers est un paramètre prépondérant dans le comportement en fluage des brasures.

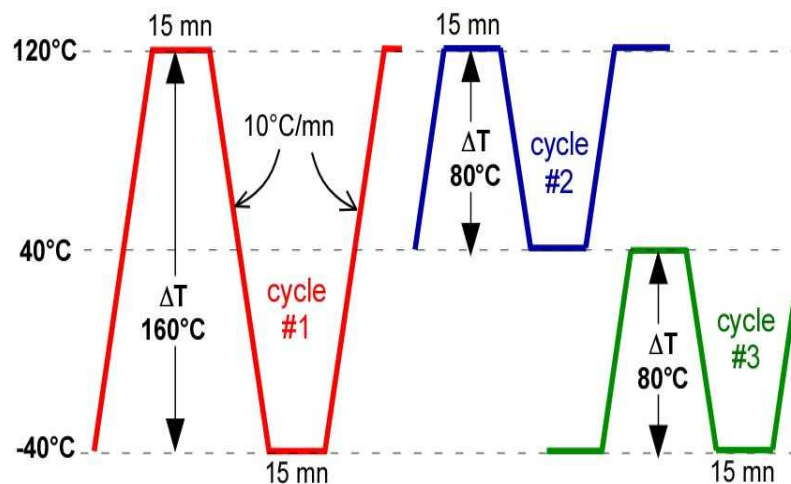


Fig.III.1: Profils thermiques des essais de cyclage passif.

### III.3. Equipements utilisés pour les tests de cyclage passif

#### III.3.1. Equipement de tests

Les tests de cyclages passifs ont été réalisés en utilisant l'enceinte climatique (CLIMATS SAPRATIN) de l'INRETS-LTN (voir Fig.III.2). L'enceinte est munie d'un thermostat assurant la régulation et qui est relié à un afficheur donnant la température de l'air ambiant dans l'enceinte. Mais à cause du volume important de l'enceinte et de l'inertie thermique non négligeable des modules, la température du module ne concorde pas avec celle de l'air ambiant à l'intérieur de l'enceinte. Nous avons donc asservi l'évolution de la température de la semelle du module à celle du profil souhaité. La figure III.3, représente le profil du cycle #1 enregistré par un thermocouple placé dans la semelle d'un module à travers un trou réalisé dans cette dernière. Nous remarquons

que les températures des paliers haut et bas sont bien atteintes et que la durée des paliers est proche de la valeur souhaitée (15min). Par contre, la vitesse maximale de variation de la température que nous pouvons atteindre avec cette enceinte climatique est de l'ordre de  $9^{\circ}\text{C}/\text{min}$  lors des phases de montée de la température, et de  $6^{\circ}\text{C}/\text{min}$  lors des phases de descente. Un autre équipement (générateur d'air) est disponible au SATIE avec une meilleure maîtrise du réglage des paramètres mais son inconvénient est le volume restreint de la chambre climatique qui ne permet de cyclier qu'un seul module à la fois, alors que nous pouvons cyclier simultanément une dizaine de modules dans l'enceinte climatique de l'INRETS.



Fig.III.2 : (a) Enceinte climatique SAPRATIN Excal (LTN-INRETS), (b) Générateur d'air Dragon (SATIE)

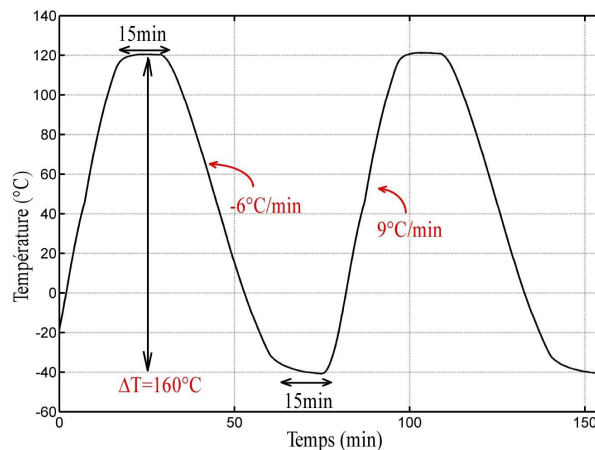


Fig.III.3 : Profil de température du cycle #1 obtenu par l'enceinte climatique SAPRATIN

### III.3.2. Equipements d'analyse

L'observation de l'état des brasures se fait par microscopie acoustique. L'INRETS-LTN dispose d'un microscope acoustique (METALSCAN) dont les caractéristiques sont décrites dans le chapitre II. Une analyse acoustique préalable est réalisée sur tous les modules avant le début des essais de cyclage afin de détecter les éventuels défauts initiaux dans les brasures et qui peuvent apparaître pendant le processus de brasage (bulles d'air). Au début du cyclage, les modules sont analysés tous les 20 cycles pour détecter l'initiation de la dégradation. Cette fréquence élevée des analyses au début du cyclage est choisie pour ne pas manquer le début d'une éventuelle dégradation. Ensuite, une fois l'initiation de la fracture dans les brasures détectée



l'intervalle entre les observations est augmenté et se fait tous les 50 à 200 cycles, selon la vitesse de propagation des fissures. A la fin du cyclage, une analyse destructrice par micro-section est réalisée en découpant les modules et en les observant par microscope électronique (MEB) et optique. Cette dernière analyse permet d'observer la forme et la localisation des fractures dans les brasures avec beaucoup plus de visibilité et de précision que la microscopie acoustique.

Une analyse de la nature des brasures des modules testés a aussi été réalisée en utilisant les moyens EDX (Energy Dispersive Spectroscopy par rayon X) disponibles au SATIE. Nous avons analysé un module de la série A (A5), un module de la série C (C5) et un module de la série E (E6) (cf. §II.2.2 dans lequel les modules testés sont présentés). Cette analyse a révélé que les brasures semelle/DCB des modules de la série A sont constituées d'un alliage au plomb ( $\text{SnPb}_{37}$ ) et que celles des modules des séries E et C sont constituées d'alliages sans plomb ( $\text{SnCu}_{0,7}$ ). La figure III.4 donne les images obtenues par l'analyse au MEB et EDX des trois modules (A5, C5 et E6). Nous présentons une vue en coupe de la brasure. On constate une assez mauvaise homogénéité des brasures SnCu, le Cu étant peu présent dans le volume de la brasure.

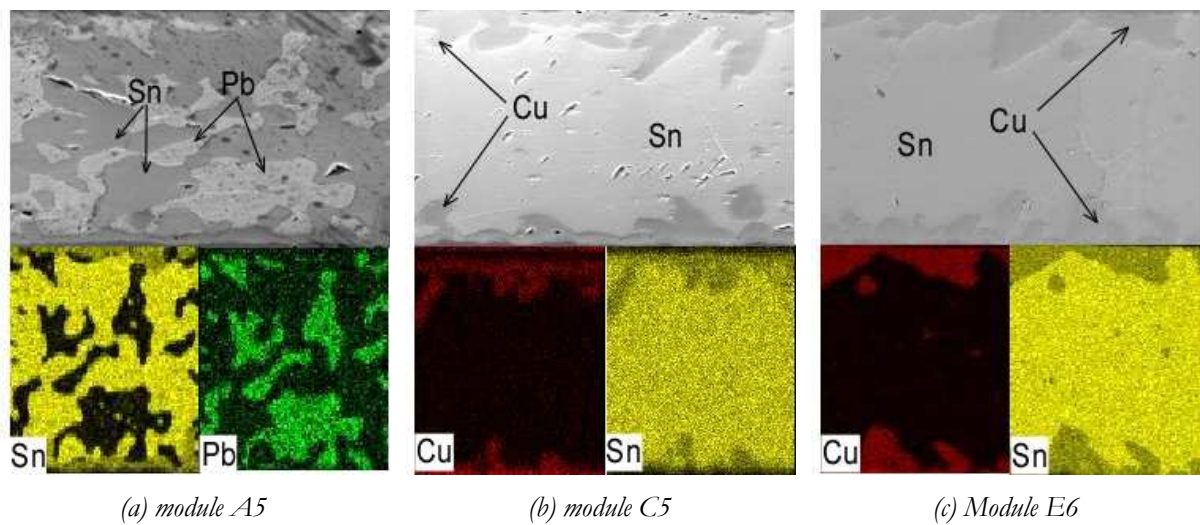


Fig.III.4 : Analyse des brasures semelle/DCB des modules A5, C5 et E6 (EDX)

### III.4. Expérimentation et Analyse des résultats

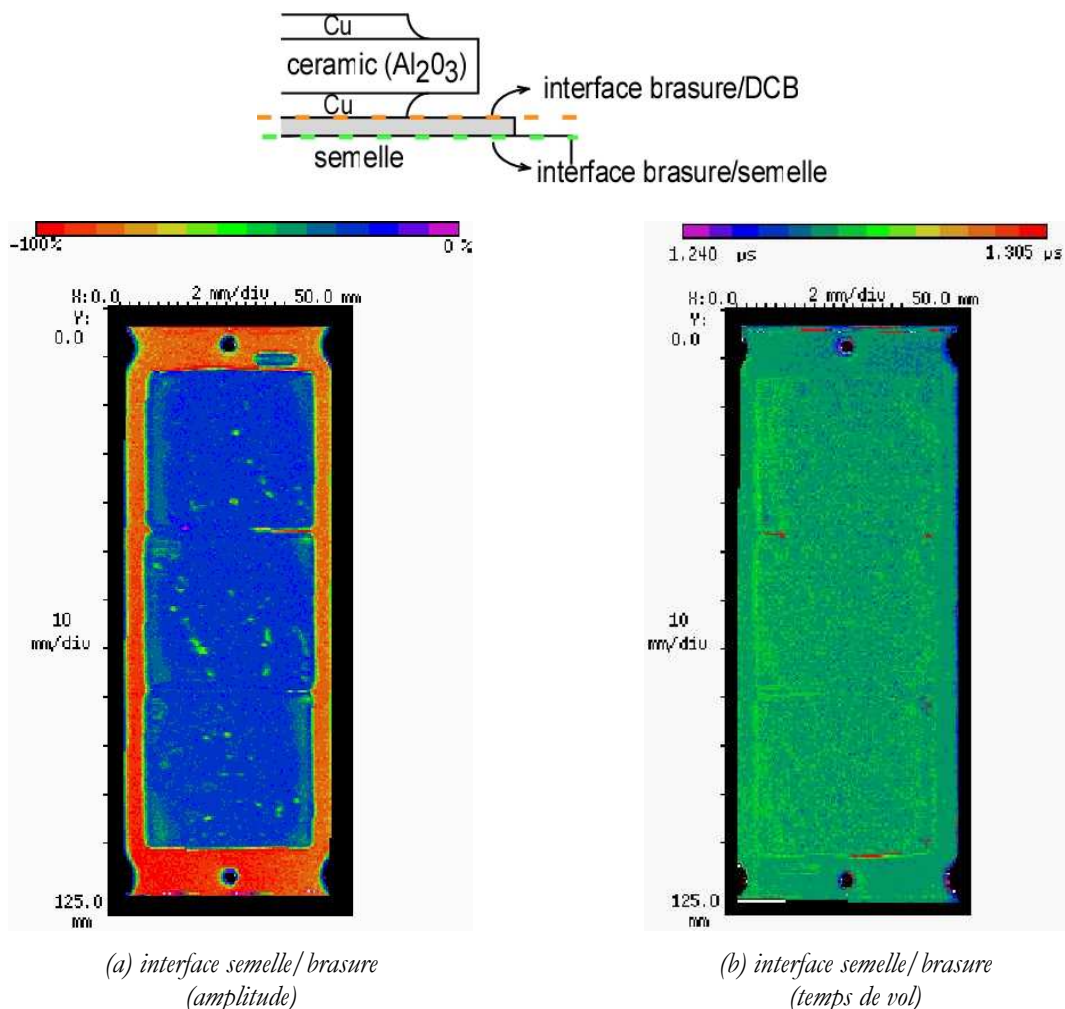
Comme indiqué plus haut, trois types de cycles ont été réalisés (fig.III.1). Pour vérifier la reproductibilité des résultats et l'influence de la nature de la brasure semelle/DCB, nous avons cyclé plusieurs modules similaires dans des conditions d'essais identiques. Pour les cycle#2 et #3 quatre modules ont été cyclés et pour le cycle#1 seulement deux modules. Les modules vieillis et les conditions de cyclages sont présentés dans le tableau III.1

Tableau III.1 : Synthèse des modules testés et profils thermique

modules	Nature de la brasure Semelle/DCB	Profil de cyclage
B8	$\text{SnPb}_{37}$	-40°C,+120°C(cycle#1)
E6	$\text{SnCu}_{0,7}$	
A1, A2	$\text{SnPb}_{37}$	+40°C,+120°C(cycle#2)
E10, E11	$\text{SnCu}_{0,7}$	
C3, C8, E7, E9	$\text{SnCu}_{0,7}$	-40°C,+40°C(cycle#3)

### III.4.1. Analyse initiale

L'analyse au microscope acoustique de l'état initial des brasures semelle/DCB est réalisée sur tous les modules avant chaque début de cyclage. Cela nous a permis d'analyser l'état et la forme des brasures, elle révèle en particulier une importante variation de leur épaisseur. En effet, l'imagerie acoustique de l'interface brasure/DCB montre que les brasures sont plus épaisses au centre et plus fines sur les bords. A titre d'illustration, la figure III.4 représente l'imagerie acoustique de la brasure semelle/DCB du module B8 à l'état initial. L'image de la fig.III.5(a) représente l'état de l'interface semelle/brasure où nous pouvons voir les trois brasures qui débordent de chacun des DCB ainsi que la présence de quelques bulles d'air. L'homogénéité de la couleur sur l'image de la fig.III.5(b) où figure le temps de vol du signal (représentant la distance par rapport à la surface inférieure de la semelle qui est ici surface de référence) indique une interface parallèle à la surface de référence. Ce résultat ne reflète que la bonne homogénéité de l'épaisseur de la semelle mais ne renseigne pas sur sa planéité. Les images des figures III.4(c) et (d) représentent cette fois l'interface brasure/DCB (voir schéma Fig. III.4). La non-homogénéité des couleurs sur la fig.III.4.d indique des temps de vol inhomogènes par rapport à la surface de la semelle et donc une inhomogénéité de l'épaisseur de la brasure. Effectivement, la distance par rapport à la référence est plus importante au centre de la brasure que sur les bords. De plus les micro-sections réalisées à la fin du cyclage et observées au microscope optique montrent bien cette inhomogénéité de l'épaisseur de la brasure, la figure III.6 représente une image prise au centre de la brasure (droite) et une autre au bord de celle-ci (gauche) à la même échelle. La différence entre les deux épaisseurs est très importante (entre environ  $60\mu\text{m}$  et  $140\mu\text{m}$ ).



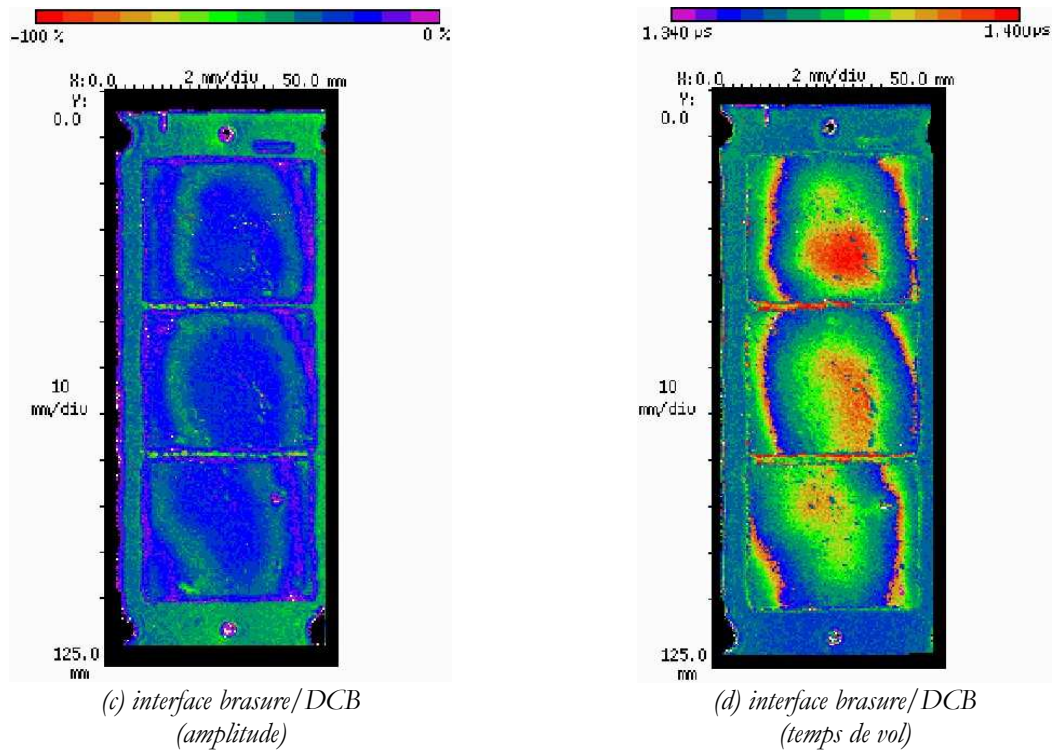


Fig.III.5 : Analyse acoustique de l'état initial de la brasure semelle/DCB du module B8

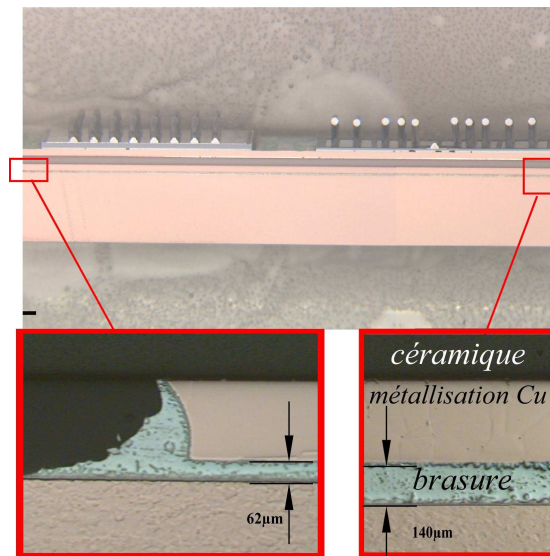


Fig. III.6 : Micro-section d'un module IGBT observé au microscope optique

Cette déformation initiale de la brasure entre semelle et DCB est due au processus de refusion réalisé lors de la phase d'assemblage pendant laquelle le DCB est brasé sur la semelle. Ce processus consiste à emmener l'assemblage substrat DCB, semelle et brasure à la température de fusion de cette dernière puis à revenir à la température ambiante pour permettre la liaison mécanique des matériaux entre eux. A la température de fusion, les matériaux sont dilatés et libres de toutes contraintes (cf.fig.III.7 (haut)). La semelle (ici en cuivre) est préalablement préformée afin de pouvoir être fixée convenablement sur un refroidisseur. Pendant la phase de refroidissement, les matériaux se contractent en se liant entre eux et à cause des différents CTE (cf. tableau III.3) des contraintes mécaniques se créent au niveau de la brasure. A la fin de cette phase de refroidissement la rétraction importante de la semelle en cuivre associée à une

rétraction plus faible de la céramique comprime la brasure en lui imposant une forme géométrique non homogène comme illustré sur le schéma de la figure III.7.

Tableau III.2 : CTE des matériaux constituant l'assemblage semelle+DCB

Matériau	CTE( $10^{-6} \text{ K}^{-1}$ )
Cu	16
$\text{Al}_2\text{O}_3$	4.3
Brasure SnPb <sub>37</sub>	24.7

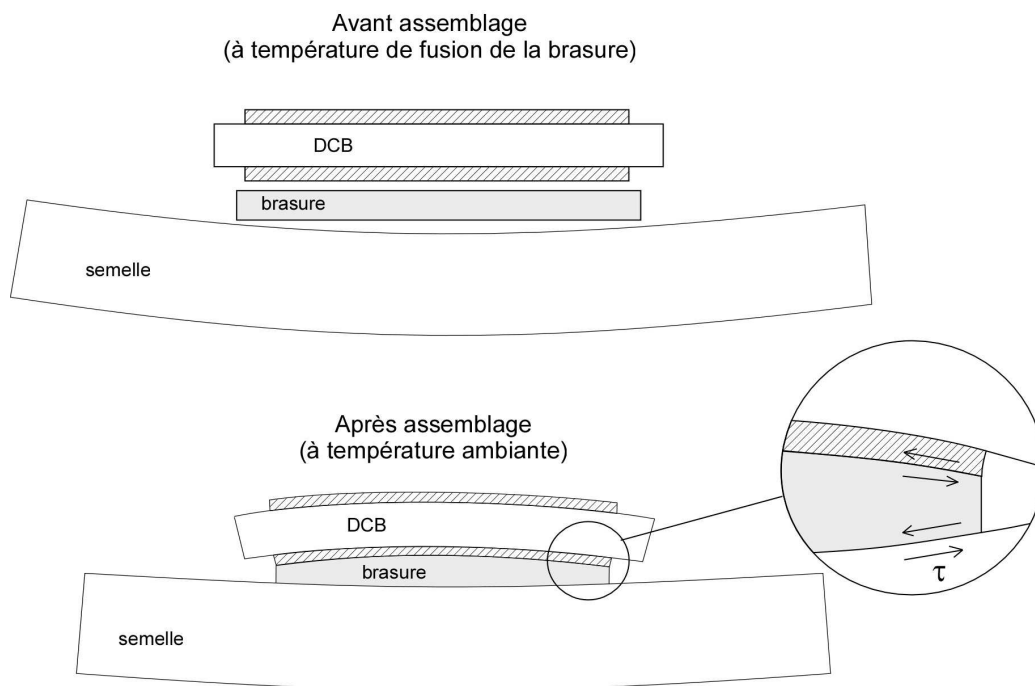


Fig.III.7 : Compression de la brasure après le processus de brasage

### III.4.2. Profils thermiques obtenus

Comme indiqué plus haut, il est difficile d'avoir avec précision un asservissement de la température de la semelle au profil souhaité mais seulement un profil approché. La figure III.8 représente les profils des cycles thermiques relevés sur les semelles des modules lors des essais correspondant aux cycle#2 et cycle#3. Ainsi nous constatons que les températures maximale et minimale désirées sont bien atteintes mais la température n'étant pas parfaitement stabilisée pendant les paliers, leur durée est difficilement mesurable. Par conséquent, la durée des paliers a été mesurée à 3% des températures maximale et minimale et vaut environ 15min. La vitesse de variation de la température à la montée est d'environ  $7^{\circ}\text{C}/\text{min}$  pour le profil du cycle#2 et  $10^{\circ}\text{C}/\text{min}$  pour le cycle#3. La vitesse à la descente est d'environ  $-6^{\circ}\text{C}/\text{min}$  pour les deux profils de cycles (cycle#2 et cycle#3).



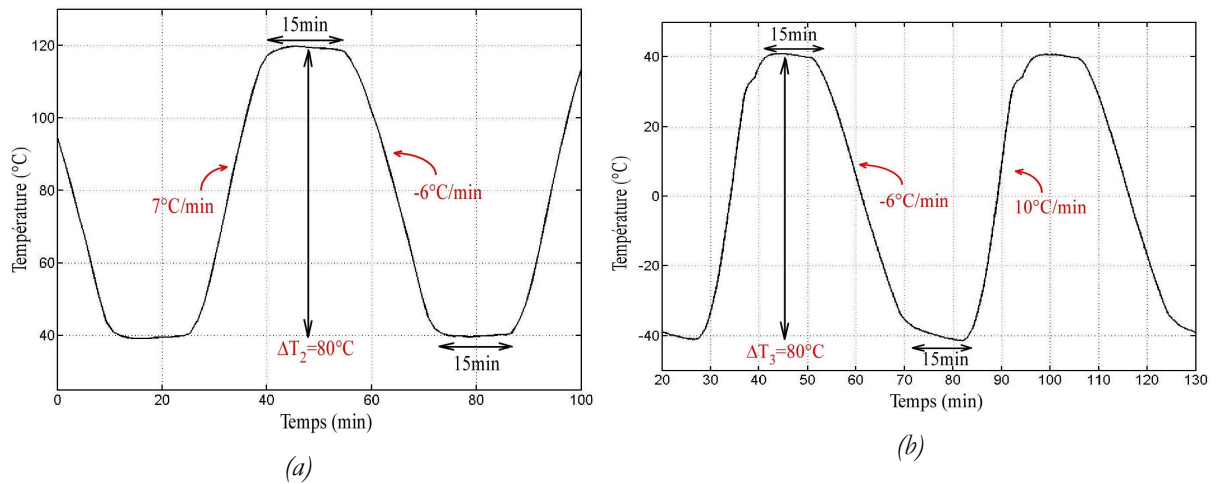
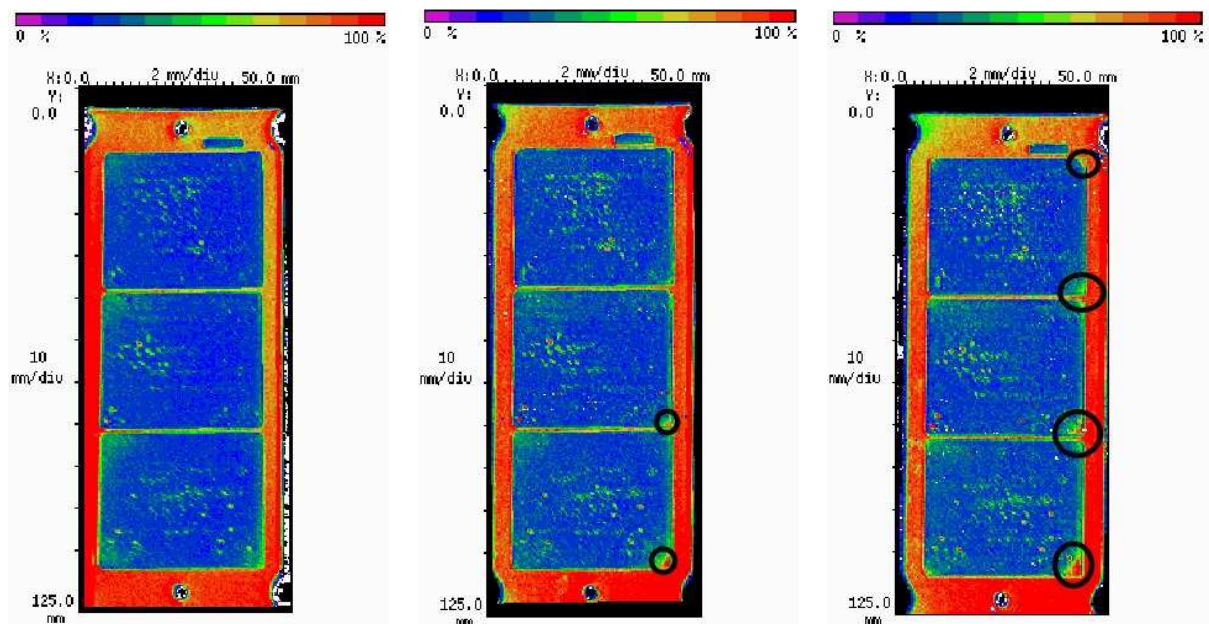


Fig.III.8 : (a) profil thermique du cycle#2, (b) profil thermique du cycle#3

### III.4.3. Initiation des fissures

Pour les deux modules cyclés sous le profil #1, les premières dégradations sont apparues très rapidement. La figure III.9 représente l'analyse acoustique de l'interface semelle/brasure des modules B8 et E6, à l'état initial, après 20 cycles et après 50 cycles. Après seulement 20 cycles nous avons observé une initiation de fractures sur quelques coins des modules cyclés. Mais c'est après 50 cycles environ que les initiations de fractures sont apparues sur l'ensemble des coins des brasures des différents DCB. L'initiation constatée après 20 cycles sur seulement deux coins peut être due à une épaisseur de brasure plus fine, ce que nous vérifierons ultérieurement après micro-section.



Etat initial

Après 20 cycles

Après 50 cycles

(a) module E6, brasure SnCu, cycle#1 (-40°C/120°C)



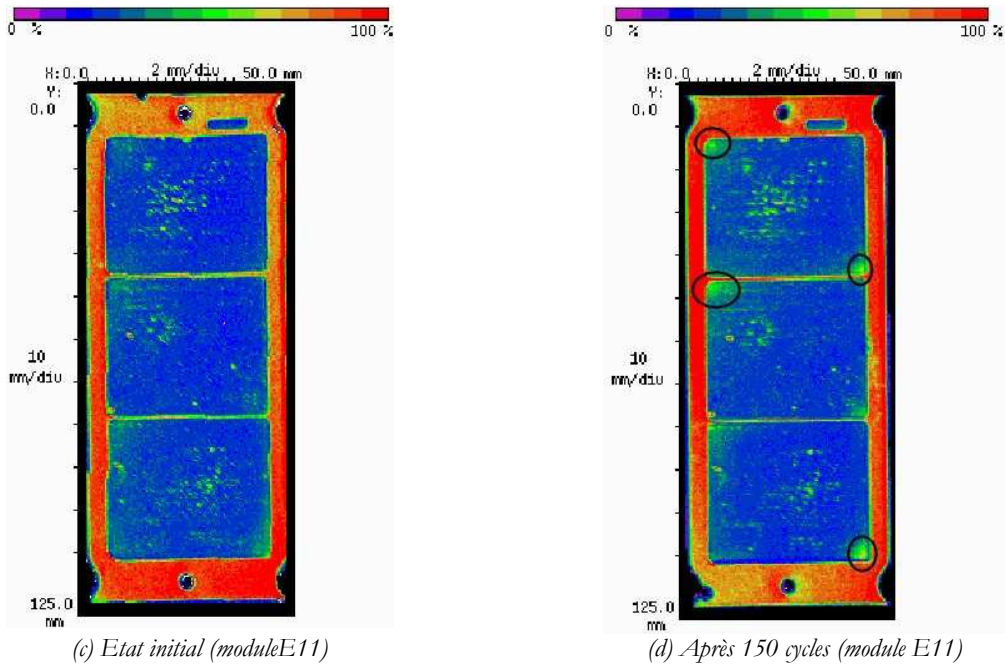


Fig.III.10: Analyse Acoustique de l'interface semelle/brasure des modules A1 et E11 au cours du cyclage #2 (40°C/120°C)

Pour la troisième campagne de test (cycle#3) nous avons gardé la même amplitude des cycles thermiques que celle du cycle#2 (80°C) mais la variation de température se fait, cette fois au niveau le plus bas, entre -40°C et 40°C. Ces niveaux de température laissent supposer des contraintes mécaniques dans la brasure plus élevées que pour l'essai précédent car effectué à température beaucoup plus faible que la température de fusion de la brasure. L'initiation des fissures dans les brasures survient toutefois beaucoup plus tardivement que ce que nous avons constaté lors des deux premiers types de cyclage (cycle#1 et cycle#2 avec des paliers à haute température). L'initiation des fissures apparaît ainsi après 500 cycles pour le module C3 et après 900 cycles pour les modules E7, E9 et C8 (fig.III.11) et seulement dans quelques coins du DCB.

Malgré les fortes contraintes mécaniques (comparativement aux essais du cycle#2) imposées par ce cyclage thermique, l'initiation des fissures est considérablement retardée. Nous reviendrons sur l'explication de ce résultat dans le chapitre IV consacré aux simulations numériques. Nous montrerons alors que si les contraintes mécaniques sont effectivement aussi élevées que lors du cycle#1 (au niveau le plus bas de température), les déformations plastiques restent en revanche très faibles et donc l'énergie plastique dissipée par cycle est pour ce type d'essai également plus faible que celle que l'on pourra estimer dans le cas du cycle#2 et, bien évidemment du cycle#1.



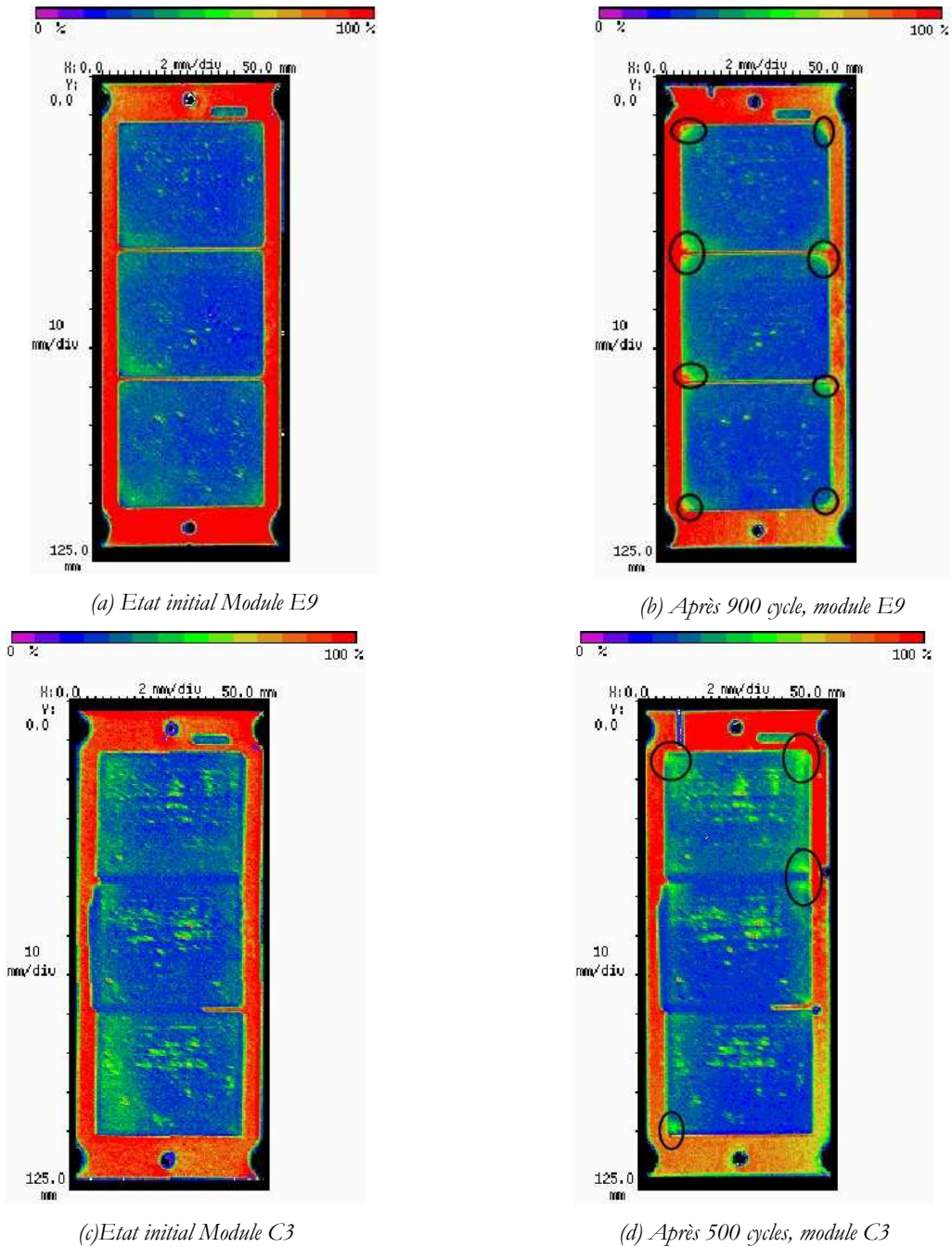


Fig.III.11 : Analyse acoustique de la brasure semelle/DCB des modules E9 et C3 au cours du cyclage #3 (-40°C/40°C)

#### III.4.4. Propagation des fissures

Afin de suivre l'évolution des fissures dans les brasures nous avons réalisé des analyses régulières au microscope acoustique (tous les 100 à 200 cycles après que l'initiation des premières fractures eurent été observées).

Pour le premier type d'essais (cycle#1), les fissures se propagent très rapidement à cause des fortes amplitudes de température qui imposent de fortes contraintes thermomécaniques. Après 250 cycles la dégradation des brasures des deux modules cyclés est assez significative. Toutefois, nous constatons que la dégradation des brasures du module E6 est plus importante et que la fissuration de la brasure est apparue dans un plus grand nombre de coins que pour le module B8 (cf. fig.III.12).



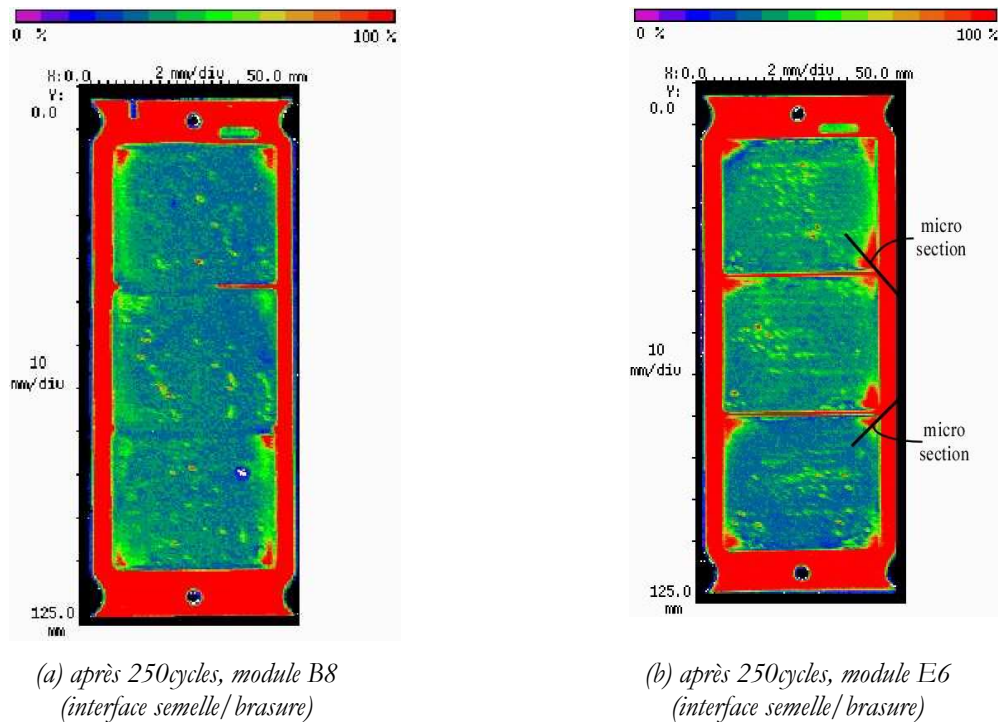
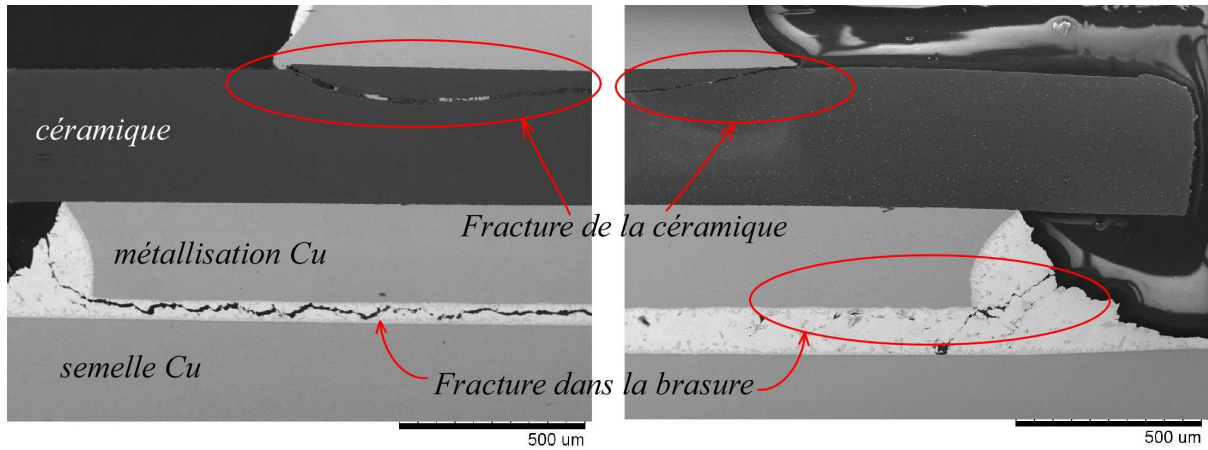


Fig.III.12 : analyse acoustique de la brasure semelle/DCB après 150 et 250 cycles au cours du cyclage #1 (modules B8 et E6)

Les fortes variations de température ( $\Delta T=160^{\circ}\text{C}$ ) imposées lors de ce cyclage ont également conduit à l'apparition de fractures conchoïdales dans la céramique à l'interface avec la métallisation supérieure du DCB. La figure III.13 représente des micro-sections réalisées sur deux coins du module E6, comme indiqué sur la figure III.12(b), et observées au microscope à balayage (MEB). Ce phénomène a déjà été observé lors des travaux de thèse de L. Dupont [Dup06] où des fractures de même type ont été observées au même endroit dans les céramiques ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) pour des assemblages ayant subi des cycles thermiques d'amplitude  $\Delta T=210^{\circ}\text{C}$ . A terme, ces fractures conduisent au décollement de la métallisation en cuivre du DCB.

Nous remarquons aussi, sur la figure III.13 que l'épaisseur des brasures n'est pas la même sur tous les coins et que la fracture la plus importante apparaît dans la région de la brasure de fine épaisseur. Ces micro-sections viennent confirmer les analyses obtenues par microscopie acoustique où les cartographies représentant le temps de vol du signal faisaient apparaître une inhomogénéité de l'épaisseur des brasures.

A titre d'exemple, nous montrons sur la fig.III.14 le temps de vol du signal acoustique obtenu sur le module E6 à l'état initial pour l'interface brasure/DCB. Nous constatons que les deux coins sur lesquels aucune fissure n'est apparue, même après 250 cycles, sont ceux pour lesquels l'épaisseur de brasure est la plus épaisse et les zones de brasure de plus faible épaisseur sont bien celles dans lesquelles l'initiation de la fracture se fait le plus rapidement [Gut06, Yam03]. De manière générale, l'initiation des cracks se manifeste sur un coin de la brasure à l'interface avec le cuivre du DCB où les contraintes thermomécanique sont les plus élevées [Bou07], et ils se propagent à l'intérieur de la brasure au cours du cyclage. Nous avons arrêté le cyclage après 250 cycles car le taux de dégradation des brasures était suffisant pour calculer la vitesse de propagation des fissures mais également pour des raisons de durée excessive des tests.



Microsection (a) (cf. fig.III.12)

Microsection (b) (cf. fig.III.12)

Fig. III.13 : Analyse au MEB des fractures apparues dans la brasure DCB/semelle et dans la céramique (module E6)

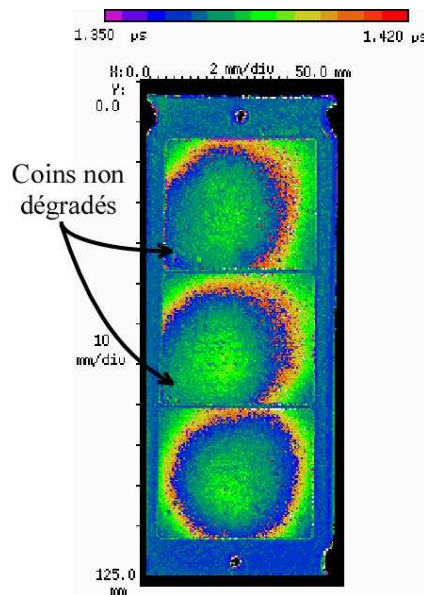
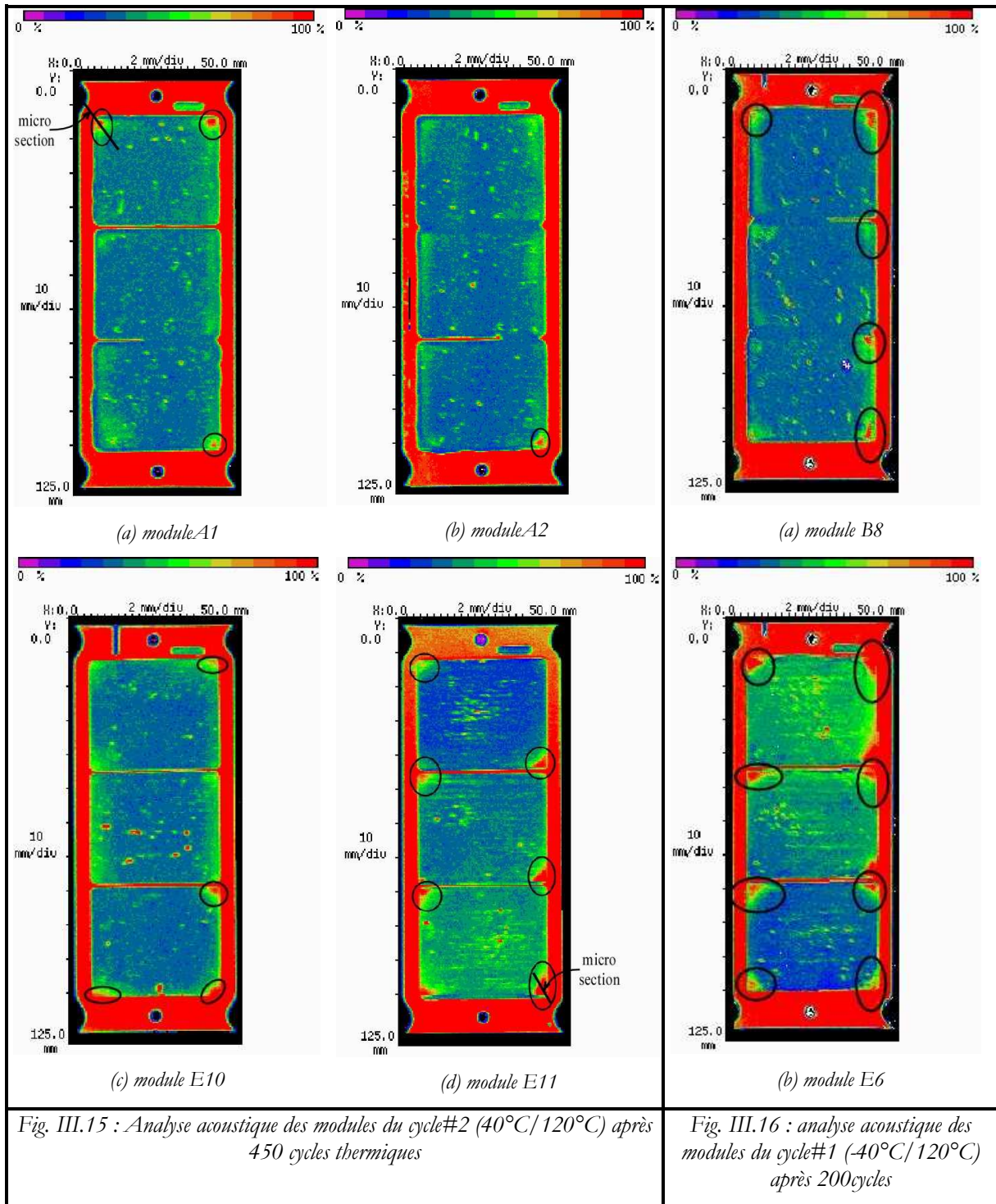


Fig. III.14 : Cartographie du temps de vol du signal acoustique, module E6 à l'état initial (interface brasure/DCB)

La seconde campagne de test (cycle#2) a été arrêtée après 450 cycles. Nous avons vu précédemment que la division de l'amplitude par deux avait un effet important sur l'initiation des premières fissures. Pour maintenant étudier l'effet de l'amplitude de variation de la température sur la vitesse de propagation des fissures nous avons comparé l'état des brasures des modules testés sous le cycle#2 après 450 cycles (cf. Fig.III.15) à ceux testés sous le cycle#1 après 200 cycles, fig.III.16, c'est-à-dire 150 cycles après l'initiation des premières fissures pour ces deux types d'essai. Le taux de dégradation des brasures des modules B8 et E6 (cycle#1) est plus avancé que celui des modules A1, A2, E10 et E11 (cycle#2).

Toutefois, nous constatons tout de même une dissymétrie de la dégradation des brasures d'un même module qui s'explique une nouvelle fois par le fait que la dégradation est fortement liée à l'épaisseur des brasures qui, comme indiqué précédemment, est non homogène et peut varier considérablement d'un module et d'un DCB à l'autre voire d'un coin d'une brasure à l'autre.



Une autre observation peut être soulignée concernant la nature des brasures. En effet, d'après les images obtenues par microscopie acoustique (fig.III.15, 16), les brasures sans plomb (Modules E6, E10, E11) présentent plus de dégradations que les brasures au plomb (modules A1, A2 et B8) pour les deux types de cyclage #2 et #3. Pour vérifier cette observation nous avons réalisé des micro-sections sur les modules A1 et E11. La figure III.17 représente celles réalisées aux endroits désignés sur la figure III.15. Nous remarquons que la forme de la fissure est la même pour les deux brasures mais malgré la faible épaisseur de la brasure du module A1 (brasure SnPb) comparée à celle du module E11 (brasure sans plomb), la fracture dans ce dernier est plus importante.

Des résultats similaires ont été présentés [Sti04] sur un autre type de brasure sans plomb (SnAg) qui présente des fractures plus importantes par rapport à la brasure au plomb SnPb.

Les résultats sont toutefois à pondérer car la micro-section effectuée sur le module A1 est localisée au niveau d'un dimples qui peut localement avoir retardé l'avancée de la fracture.

Il est toutefois difficile de conclure, car des études comparatives de ces deux types de brasures menées sur des brasures totalement différentes (flip-chip) démontrent le contraire, les brasures sans plomb s'avérant plus robustes [Wei06].

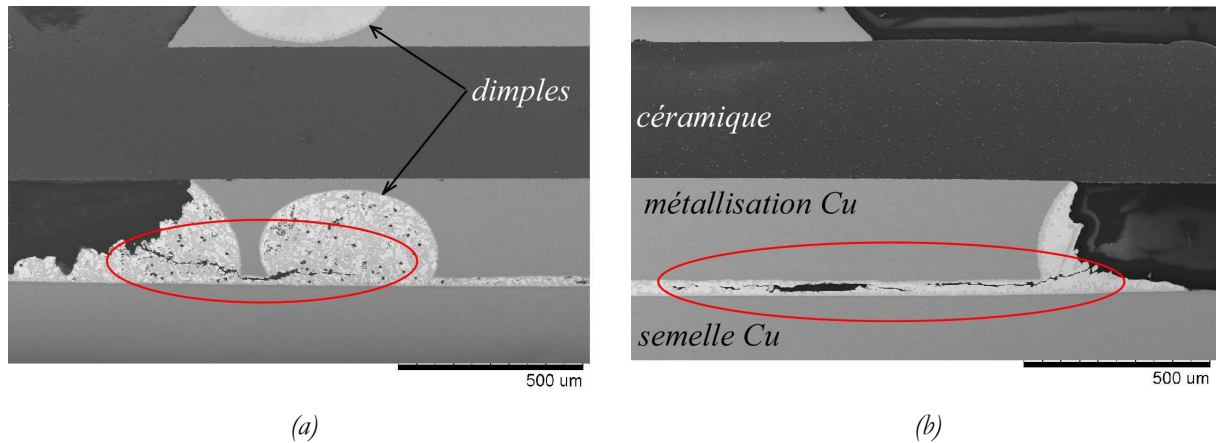


Fig. III.17 : Micro-section du module A1 avec brasure au plomb (a) et du module E11 (b) sans plomb

Concernant le troisième type d'essai de cyclage thermique (cycle#3), la propagation des fissures dans les brasures se fait avec une vitesse très lente. En effet, comme illustré sur la fig.III.18, après un nombre considérable de cycles (1150cycles) les fissures ne se sont que très peu propagées dans la brasure et reste pratiquement à l'état d'initiation. La figure III.18 représente une micro-section réalisée sur le module E9 au coin désigné sur la figure III.18 à la fin du cyclage (après 1150 cycles), sur laquelle nous distinguons très légèrement l'initiation d'une fissure.



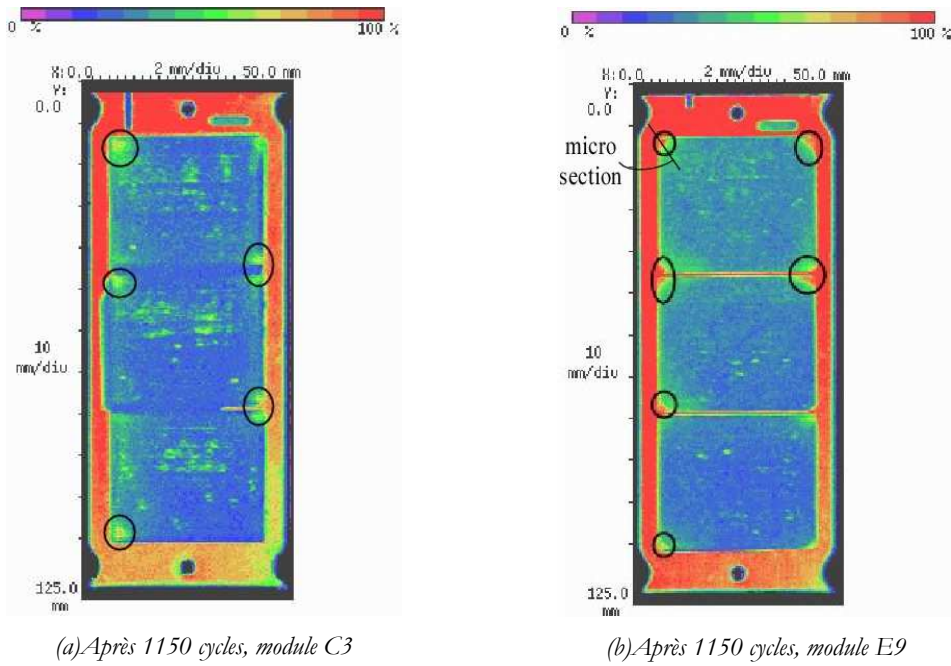


Fig. III.18 : Etat des brasures semelle DCB des modules E9 (a) et C3 (b) après 1150 cycles thermiques (cycle#3, -40°C/120°C)

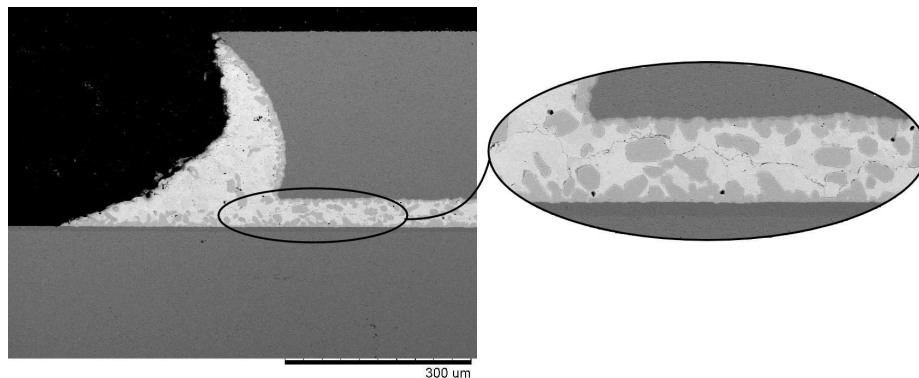


Fig. III.19 : Observation au MEB d'une micro-section du module E9 après 1150 cycles

Nous pouvons chercher à comparer les résultats obtenus avec le cycle#3 (-40°C/40°C) à ceux obtenus avec le cycle#2 (40°C/120°C) de même amplitude, mais effectué, pour le cycle#3 à température plus basse. Nous constatons pour le cycle#3 que les fractures s'initient plus tardivement et que de plus, elles semblent se propagées avec une vitesse plus faible.

Dans le paragraphe suivant, nous présenterons une mesure des vitesses de propagation faite sur tous les modules testés en se basant sur les images obtenues par microscopie acoustique.

#### III.4.4.1. Mesure de la vitesse de propagation

La vitesse de propagation des fissures dans la brasure est donnée par l'expression suivante :

$$v = \frac{da}{dN} \quad (\mu\text{m}/\text{cycle}) \quad (\text{III.1})$$

Equat.III.1 : Expression de la vitesse de propagation des fissures

avec

$a$  : longueur de la zone délaminée.

$N$  : nombre de cycles ayant conduit à ce délaminage.

Dans notre étude, la longueur des fissures varie très faiblement au cours du cyclage et pour cette raison nous avons considéré la vitesse moyenne de propagation des fissures comme étant le rapport entre la longueur de la fissure à la fin du cyclage et le nombre de cycles ayant conduit à cette fissure au-delà de celui nécessaire à l'initiation (équation III.2)

$$v = \frac{a}{(N_f - N_0)} \quad (III.2)$$

Equat. III.2 : Calcul de la vitesse moyenne de propagation en fonction de  $N_f$  et  $N_0$

$N_f$  et  $N_0$  étant, respectivement, le nombre de cycles total et le nombre de cycles ayant initié les fissures. La longueur  $a$  est mesurée suivant une ligne formant un angle de  $45^\circ$  à chaque coin de la brasure (cf. fig.III.20). A cause de la disparité de l'épaisseur de la brasure au bord d'un même DCB, la vitesse de propagation prise pour chaque module est la moyenne des vitesses mesurées sur chaque coin fissuré de chaque DCB. Dans le tableau III.2 sont résumés les résultats obtenus sur tous les modules cyclés.

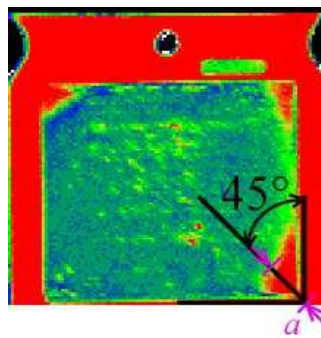


Fig. III.20 : Mesure de la longueur de la zone fissurée

Tableau III.3 : Mesure de la vitesse de propagation des fissures dans les brasures des modules cyclés

Profil de cyclage	$\Delta T$ (°C)	Modules	Nature des brasures	Nbre de cycles à initiation	Nbre de cycles total	Vitesse de propagation ( $\mu\text{m}/\text{cycle}$ )
Cycle#1 -40°C,120°C	160	B8	SnPb37	20-50	250	23
		E6	SnCu0.7	20-50	250	19
Cycle#2 40°C,120°C	80	A1	SnPb37	300	450	17
		A2		300		15
		E10	SnCu0.7	300	450	20
		E11		150		20
Cycle#3 -40°C,40°C	80	C3	SnCu0.7	500	1150	5
		C8		900		8
		E7		900		8
		E9		900		8

Le tableau III.2 présente les résultats obtenus pour les trois types de cyclage passif réalisés dans cette étude. Ces résultats montrent clairement l'effet de l'amplitude des cycles thermiques ( $\Delta T$ ) ainsi que le niveau des paliers haut ( $T_{max}$ ) et bas ( $T_{min}$ ) de la température sur le nombre de cycles conduisant à l'initiation des fissures dans les brasures et sur leur vitesse de propagation.

En effet, lors du premier test de vieillissement (cycle#1) avec des cycles thermiques d'amplitude 160°C, l'initiation des craquelures s'est produite après seulement 50 cycles environ, et pour le second test (cycle#2) où l'amplitude des cycles est de 80°C l'initiation nécessite 300 cycles thermiques. Par contre, pour le dernier type de test (cycle#3) où l'amplitude des cycles est la même que pour le cycle#2 mais avec une variation de la température qui se fait au niveau le plus bas, l'initiation des fissures est considérablement retardée (900 cycles). La vitesse de propagation des fissures ne varie pas beaucoup avec l'amplitude des cycles (cycles #1 et #2) mais semble être plus sensible au niveau des basse et haute températures de palier (cycles #2 et #3). En effet, pour deux amplitudes différentes et une même température haute de palier (cycle#1 et #2), les vitesses de propagation sont proches (respectivement entre 18 et 21  $\mu\text{m}/\text{cycle}$  en moyenne). Par contre, avec une même amplitude mais une variation à des niveaux de températures différents (cycle#2 et #3), la vitesse de propagation moyenne passe d'environ 18 $\mu\text{m}/\text{cycle}$  pour le cycle#2 à 8 $\mu\text{m}/\text{cycle}$  pour le cycle#3.

La nature des brasures semble également avoir un effet sur la durée de vie des brasures. Lors du second type de cyclage (cycle#2), des brasures de différentes natures ont été cyclées. Nous pouvons constater que les brasures constituées d'un alliage au plomb sont moins dégradées que celles constituées d'un alliage SnCu sans plomb, et que les fissures se propagent également avec une vitesse plus faible.

Ainsi, en dehors de la nature de la brasure nous pouvons déduire des essais précédents que le nombre de cycles nécessaire à l'initiation des fissures dépend des trois paramètres  $\Delta T$ ,  $T_{min}$  et  $T_{max}$  tandis que la vitesse de propagation des fissures, moins sensible à l'amplitude de température est fortement influencée par le niveau des températures maximales de palier.

# CHAPITE IV Modélisation et simulation thermo-mécanique

## IV.1. Introduction

Dans les chapitres précédents nous avons étudié les modules IGBT de puissances en les soumettant à des tests de vieillissement accélérés représentatifs des conditions réelles de fonctionnement. Cette étape est nécessaire dans toute étude de fiabilité car elle permet d'observer les modes de dégradation susceptibles d'apparaître dans des conditions thermiques définies et de vérifier par ces tests expérimentaux l'impact que peut avoir la variation d'un paramètre de stress (thermique ou électrique) sur les modes de défaillances et sur les dégradations. Cette étude expérimentale, à elle seule, n'est pas suffisante pour comprendre les mécanismes qui conduisent à l'apparition des modes de défaillance. Une étude par simulation numérique est indispensable pour l'estimation et la localisation des contraintes que subissent les composants lors des tests de cyclage thermiques et pour modéliser l'effet des contraintes thermiques sur la durée de vie des assemblages.

En effet, dans les applications automobiles notamment, l'estimation de la durée de vie des composants de puissance est un enjeu très important dans la mesure où les composants doivent avoir un très faible taux de défaillance tout en étant utilisés dans des conditions de fonctionnement très sévères. L'estimation de la durée de vie des modules électroniques se fait à l'aide de modèles qui nécessitent des résultats de vieillissement expérimentaux ainsi que des résultats de simulation numérique (calcul de contrainte, de déformation...). Par exemple, les durées de vie de brasures sont obtenues par des modèles empiriques [Lee00] basés, soit sur les déformations plastiques comme celui d'Engelmayer [Eng83] ou de Coffin-Manson [84] soit sur l'énergie plastique volumique comme c'est le cas pour le modèle de Darveaux [Dar00]. Ces modèles requièrent une estimation des déformations ou de l'énergie plastique qui ne peuvent être obtenues qu'à l'aide de simulation par éléments finis.

Dans ce chapitre en deux parties, nous aborderons deux types de simulations thermomécaniques par éléments finis. La première partie concerne la simulation du comportement des modules sous contraintes de cyclage passif, la seconde est une extension de la première avec prise en compte des contraintes de cyclage actif. Dans la première partie nous estimerons et localiserons les contraintes thermomécaniques et établirons un lien entre les paramètres thermiques du cyclage passif (niveaux de température par exemple) et les grandeurs physiques influant sur la durée de vie des brasures. Cette étude nous a permis de mieux comprendre les résultats obtenus par l'expérimentation et d'éclairer le rôle des paramètres du cyclage, notamment les niveaux de température, sur la durée de vie des modules. Le second type de simulation consiste à simuler le comportement du module sous des contraintes combinées de cyclages passifs et actifs afin de se rapprocher de conditions réalistes pour lesquelles les modules subissent une combinaison des deux types de cycles. Ce travail met en évidence les interactions entre les deux types de cycles et leurs conséquences sur les dégradations au sein de l'assemblage, particulièrement au niveau de la brasure entre substrat céramique et semelle en cuivre.

C'est donc essentiellement sur le comportement de la brasure substrat/semelle que porteront ces travaux de simulation, que ce soit en cyclage passif ou lors d'une combinaison actif/passif. Cependant, quoique la modélisation soit nécessaire et complémentaire aux tests expérimentaux, celle-ci n'est pas exempte de problèmes spécifiques parmi lesquelles : la difficulté d'obtention des propriétés des matériaux adéquates et les singularités géométriques.

Concernant les propriétés des matériaux, celles utilisées proviennent de la littérature et ne correspondent pas toujours aux géométries envisagées. Par exemple, les données du cuivre massif sont utilisées ici alors que celles-ci sont dépendantes des épaisseurs des films de cuivre disposés



sur les substrats DCB [Zho06, Ian08]. Dans ces conditions, il serait presque nécessaire d'entreprendre des caractérisations de matériaux pour chaque assemblage existant. Cela n'étant pas réalisable, il est donc cependant nécessaire de garder à l'esprit cette difficulté qui est l'une des limites de la modélisation et nous rappeler que les résultats obtenus sont entachés d'erreurs au moins pour cette raison.

Nous verrons que les points géométriques singuliers posent des problèmes de résolution numériques. Afin de s'affranchir de ces singularités, la démarche généralement adoptée consiste à calculer les valeurs des grandeurs thermomécaniques, comme la densité d'énergie inélastique, moyennées sur des domaines volumiques autour de ces points singuliers. Cependant, la question du domaine à prendre en compte reste à l'appréciation de chacun et le résultat obtenu est largement dépendant du volume pris en compte.

L'approche que nous avons privilégiée a consisté à étudier l'effet de la géométrie des bords des brasures sur les contraintes thermomécaniques locales. Au prix d'un alourdissement du modèle, la prise en compte de géométries réalistes des brasures permet également de réduire l'effet de la singularité. Cet aspect est peu pris en compte dans la littérature mais la démarche méthodologique impose cette évaluation et nous avons ainsi cherché à prendre en compte une forme réaliste de la brasure.

## IV.2. Quelques notions de mécanique

Les contraintes que subissent les composants étudiés dans cette thèse sont essentiellement d'origine thermo-mécanique, une présentation succincte des principales lois de comportements mécaniques est abordée dans ce paragraphe.

### IV.2.1. Contraintes thermiques et mécaniques

Le principal paramètre responsable des contraintes mécaniques dans les assemblages de puissance est la différence des coefficients de dilatation thermiques des matériaux assemblés qui entraîne des déformations différentes entre ces derniers en créant des contraintes en particulier aux interfaces. Pour illustrer le problème, l'exemple du bilame est rappelé ci-après (figure IV.1). Si des matériaux désolidarisés (colonne gauche) subissaient des excursions de température, les déformations seraient libres (sans contraintes) et s'écriraient :  $\epsilon_1 = \alpha_1 (T - T_{ref})$  et  $\epsilon_2 = \alpha_2 (T - T_{ref})$ , où les  $\alpha_i$  sont les coefficients de dilatation et  $T_{ref}$  la température pour laquelle la déformation est considérée de référence. Si au contraire les matériaux sont assemblés, les déformations ne sont plus libres et entraînent des contraintes mécaniques de cisaillement aux interfaces avec des dégradations à la clé [Rod01, Tho00].

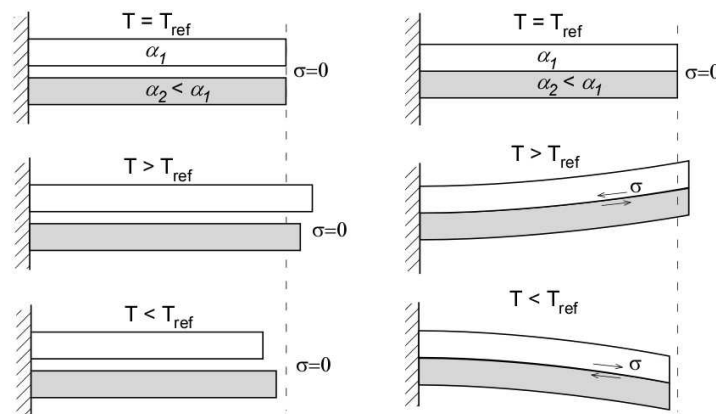


Fig. IV.1 : Contraintes et déformation dans un assemblage de matériaux hétérogène

De manière générale, les contraintes mécaniques provoquées par les sollicitations thermiques peuvent être des contraintes de traction-compression ( $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ ) ou de cisaillement ( $\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yx}, \tau_{yz}, \tau_{zx}, \tau_{zy}$ ) [Bee92, Kurz85, Cha05]. La figure IV.2 représente la distribution de ces contraintes dans un volume élémentaire.

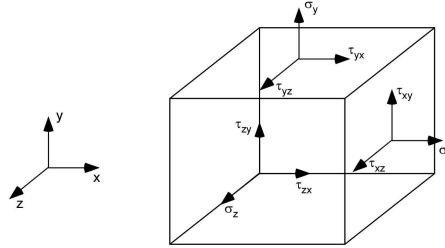


Fig. IV.2 : Distribution des contraintes dans un élément de solide [Bee92]

Le tenseur des contraintes résultantes sur les trois axes x, y, z s'écrivent :

$$[\sigma_{ij}] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (IV.1)$$

Equat. IV.1 : Tenseur des contraintes résultantes

Pour estimer la valeur moyenne des contraintes que peut subir un matériau en un point, une grandeur a été définie appelée contrainte de Von Mises dont l'expression est donnée par l'équation IV.2 [Kur8587, Woi92]. Cette grandeur est couramment utilisée dans les études numériques pour l'estimation de la résistance des matériaux dans les assemblages de puissance [Yan03, Che06].

$$S = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]} \quad (IV.2)$$

Equat. IV.2 : Expression de la contrainte de Von Mises

#### IV.2.2. Lois de comportement des solides

Selon la nature du matériau considéré, le niveau des contraintes, sa température et ses propriétés physiques (module d'Young, coefficient de dilatation thermique,...), la déformation peut suivre une loi de déformation élastique, élasto-plastique ou visco-plastique. La figure IV.3 représente le comportement caractéristique d'un matériau en traction illustrant les comportements élastique et plastique.

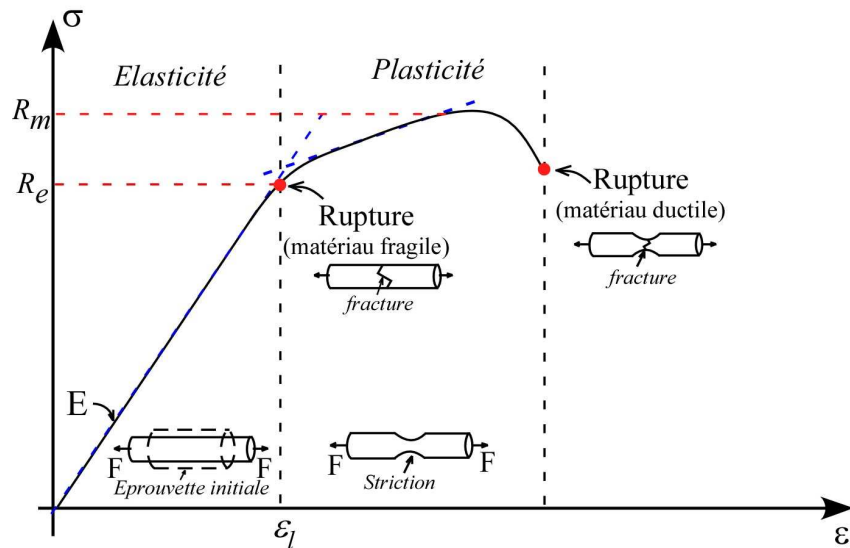


Fig. IV.3 : Comportement caractéristique d'un matériau en traction

Déformation élastique :

Le comportement élastique, se produit lorsque la contrainte ne dépasse pas la limite élastique du matériau ( $R_e$ ) et se traduit par une déformation linéaire à la contrainte appliquée et réversible, le matériau retrouve son état initial lors de l'annulation de la contrainte et ne subit aucune fatigue. La relation contrainte-déformation est décrite par une relation linéaire (loi de Hooke [Cha05]) :

$$\sigma = E\epsilon_l \tag{IV.3}$$

Equat. IV.3 : Expression des contraintes élastiques

Avec :  $E$  module d'élasticité (Pa) et  $\epsilon_l$  la déformation dans le domaine élastique (cf.fig.IV.3).

Déformation élasto-plastique :

Lorsque la contrainte dépasse la limite élastique, le matériau se casse si celui-ci est fragile (exemple de matériaux céramiques) ou subit une déformation plastique s'il est ductile. La déformation plastique est irréversible et indépendante du temps. Le matériau ne retrouve plus son état initial après l'annulation de la contrainte. Cet état est caractérisé par un module tangent et une limite de résistance à la traction ( $R_m$ , cf.fig.IV.3) au-delà de laquelle le matériau présente une réduction localisée de sa section (striction) où la déformation plastique se concentre conduisant à la rupture complète du solide à cet endroit si la contrainte appliquée dépasse la limite de résistance à la traction.

Dans le cas où la contrainte mécanique appliquée est cyclique et reste inférieure à la résistance limite à la traction ( $R_m$ ), la limite d'élasticité du matériau varie à chaque chargement et devient égale à la valeur de la plus grande contrainte atteinte au préalable, ce phénomène est appelé écrouissage ou consolidation [Kurz87]. La figure IV.4(a) représente la courbe contrainte-déformation dans le cas d'un matériau ductile subissant une contrainte mécanique uni axiale répétée. La modification peut être dans le sens d'un accroissement et l'on parle de durcissement mais il peut également être dans l'autre sens avec un adoucissement du matériau.

A titre d'exemple, la figure IV.4(b) représente la courbe de réponse contrainte-déformation au cours de la répétition des cycles traction et compression issue d'une campagne de caractérisation d'un alliage de brasure [Wie04].

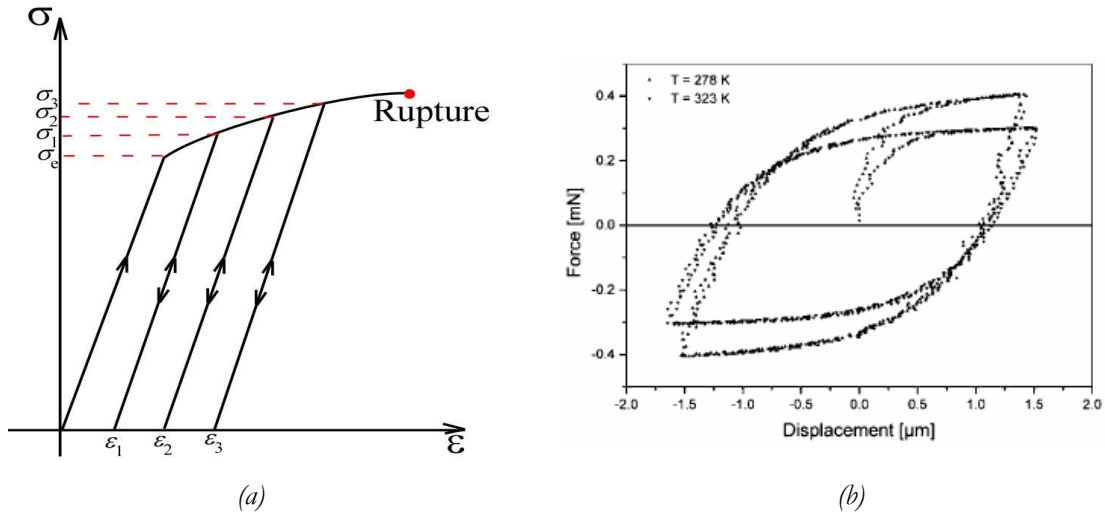


Fig.IV.4 : (a) Courbe de contrainte-déformation idéalisée dans le cas d'écrouissage cyclique, (b) Courbe contrainte-déformation d'un alliage de brasure

Comportement visco-plastique :

Les matériaux visco-plastiques présentent des déformations permanentes après cessation des sollicitations, comme les matériaux plastiques, mais subissent un écoulement de matière, fonction du temps, sous sollicitation constante. Ce comportement appelé fluage est fonction de la contrainte, du temps et de la température :  $\epsilon = f(\sigma, t, T)$ .

Ce comportement existe à n'importe quelle valeur de température mais il devient significatif à partir d'une température "homologous" de l'ordre de  $0.5 T_m$ , où  $T_m$  est la température de fusion, pour des températures exprimées en Kelvin. La déformation plastique qui survient alors n'est plus instantanée, mais est pilotée par la durée et la vitesse du chargement. Sous un chargement imposé, on peut mettre en évidence trois phases distinctes de fluage (cf.fig.IV.5) selon la nature du matériau et la température [Fra95, Kas00] :

- Le fluage primaire durant lequel la vitesse de déformation diminue avec le temps
- Le fluage secondaire pendant lequel la vitesse de déformation reste sensiblement constante au cours du temps,
- Le fluage tertiaire qui est caractérisé par une augmentation de la vitesse de déformation jusqu'à atteindre le seuil de la rupture

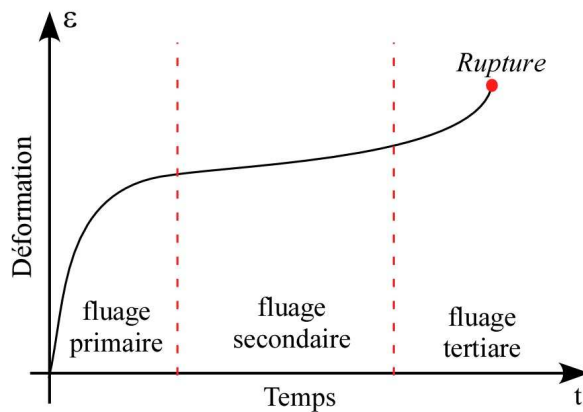


Fig.IV.5 : Les différentes phases du fluage

Dans le domaine de l'électronique, les matériaux qui présentent un comportement viscoplastique sont essentiellement les brasures pour lesquelles les températures de fonctionnement sont souvent au-delà des températures "homologues" de  $0.5 T_m$ . Pour modéliser ce comportement, plusieurs lois analytiques ont été développées et sont principalement basées sur la loi d'Arrhenius qui introduit une énergie d'activation thermique  $Q$ , et indique que plus la température est élevée pour une contrainte donnée, plus la vitesse de déformation est grande [Phi02]. Les principales lois utilisées dans l'étude du comportement des brasures sont :

- La loi de puissance :

$$\frac{d\epsilon}{dt} = \dot{\epsilon}_p = A \sigma^n \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right)$$

Equat. IV.4 : Loi de puissance pour le fluage secondaire [Kas00]

- La loi hyperbolique :

$$\frac{d\epsilon}{dt} = \dot{\epsilon}_p = C [\sinh(a\sigma)]^n \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right)$$

Equat. IV.5 : Loi hyperbolique pour le fluage secondaire [Dar95]

Avec

- R : Constante de Boltzman,
- T : Température de fonctionnement (K)
- Q : Energie d'activation thermique du fluage ( Kg/mol)
- n : Exposant de la contrainte
- a : Coefficient des contraintes
- A et C : des constantes

- La loi d'Anand : les deux lois précédentes ne prennent pas en considération le comportement plastique du matériau. La loi d'Anand quand à elle, unifie ces deux comportements (plastique et viscoplastique) en intégrant une variable interne ( $s$ ) appelée « résistance à la déformation » dans la loi hyperbolique, équation IV.5. Cette variable n'a pas de sens physique précis mais elle dépend de l'état de l'érouissage interne et peut être considérée comme un "reflet" de l'état microstructural du matériau. En régime stationnaire, la variable ( $s$ ) tend vers une valeur d'équilibre ( $s^*$ ) qui dépend de la vitesse de déformation plastique équivalente et de la température, sa valeur initial est noté  $s_0$  [Her00, Wan01].

$$\frac{d\epsilon}{dt} = \dot{\epsilon}_p = A \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \left[ \sinh \xi \frac{\sigma}{s} \right]^{1/m}$$

Equat. IV.6 : Loi d'écoulement d'Anand

Avec :

- $\epsilon_p$ : Déformation plastique
- A : Facteur pré-exponentiel ( $s^{-1}$ )
- $\xi$  : Terme multiplicatif de la contrainte
- $\sigma$  : Contrainte équivalente (Pa)
- s : Résistance à la déformation ( $Pa^{-1}$ )
- m : Sensibilité du taux de déformation
- Q : Energie d'activation thermique du fluage (J/mol)

R : Constante de Boltzmann (J/mol.K)  
 T : Température absolue (K)

$$\dot{s} = \left\{ h_0 \left| 1 - \frac{s}{s^*} \right|^a \operatorname{sign}\left(1 - \frac{s}{s^*}\right) \right\} \dot{\epsilon}_p$$

et

$$s^* = \hat{s} \left[ \frac{\dot{\epsilon}_p}{A} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \right]^n$$

Equat. IV.7 : Equation de la résistance à la déformation plastique

Avec :

- $s$  : Résistance à la déformation (MPa<sup>-1</sup>)
- $s^*$  : Valeur de saturation de  $s$  à une température et un taux de déformation donnés
- $\dot{s}$  : Vitesse de résistance à la déformation
- $h_0$  : Constante d'écrouissage/adoucissement (MPa)
- $n$  : Sensibilité du taux de déformation pour la valeur de saturation de  $s$
- $\hat{s}$  : Coefficient lié au matériau

La loi d'Anand est la plus adaptée pour les problèmes de dégradation de brasures [Woi92, Ama02, Wan01, Ye02] et est intégrée dans la plupart des logiciels de simulation numérique, (notamment ANSYS<sup>TM</sup>, qui est le logiciel utilisé dans cette étude), à travers la définition des paramètres  $A, Q, m, \xi, h_0, \hat{s}, n, a$ , et  $s_0$  dépendant du matériau.

Energie de déformation :

Lors de la déformation sous contrainte de chargement, une énergie de déformation est dissipée dans le matériau contraint. Pour un matériau parfaitement élastique, l'énergie absorbée lors du chargement est entièrement restituée lors du déchargement, comme le comportement d'un ressort. Dans le cas de comportements inélastiques, une partie de l'énergie de chargement est dissipée dans le matériau à cause des mécanismes de friction ou de mouvement de dislocations voire encore à du fluage, ce qui sera le cas pour les brasures. Ainsi seule la partie inélastique de l'énergie de déformation nous intéressera par la suite.

L'énergie de déformation volumique est donnée par l'aire sous la courbe de traction-déformation (cf. fig.IV.4(b)) qui est calculée par l'expression de l'équation IV.8 :

$$W = \int \sigma d\epsilon$$

Equat.IV.8 : Expression de l'énergie dissipée dans le volume

Dans le cas de chargements cycliques, la courbe contrainte-déformation résultante (fig.IV.4(b)) présente une hystérésis dont le point d'origine se déplace à chaque chargement et fini par se stabiliser après un certain nombre de cycles. L'aire engendrée par la courbe contrainte-déformation correspond à l'énergie de déformation volumique dissipée à chaque cycle.

La répétition de cycles de ce type engendre une accumulation de l'énergie de déformation conduisant à la fatigue du matériau et à terme à sa rupture. Dans le cas des brasures, l'accumulation de cette énergie conduit à l'apparition de fissures à l'endroit où la concentration de l'énergie est la plus forte. L'énergie cumulée par cycle (densité d'énergie inélastique) est le

paramètre le plus utilisée dans les modèles d'estimation de la durée de vie des brasures tel que le modèle de Darveaux [Dar92]. D'autres modèles se basent uniquement sur la déformation plastique cumulée par cycles comme le modèle d'Engelmaier [Eng83]. Ces deux modèles seront confrontés dans les paragraphes suivants.

### IV.2.3. Propriétés des matériaux de l'assemblage étudié

Les modules IGBT testés sont décrits dans le paragraphe §II.2.2 du chapitre II et sont constitués d'un empilement de couches de matériaux de nature et géométrie différentes. La figure IV.6 représente la structure d'un module de puissance sensiblement équivalente aux structures de modules sur lesquelles les études ont été menées.

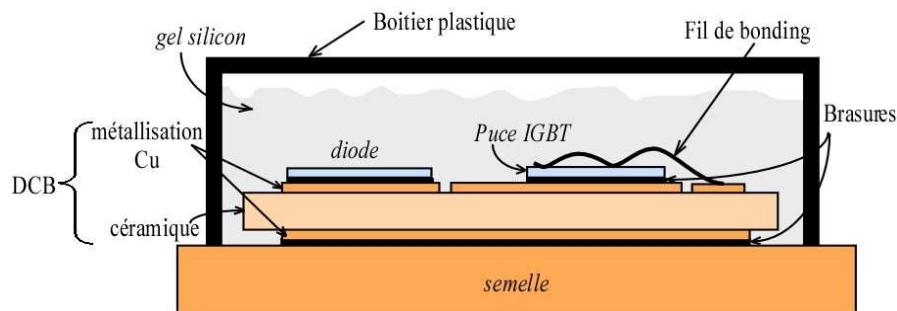


Fig. IV.6 : Structure standard d'un assemblage de module de puissance

Les analyses réalisées et présentées dans les chapitres précédents (micro-sections, observations MEB/EDX) nous ont permis de connaître la nature et les dimensions de toutes les couches constituant les modules. Les puces IGBT des modules étudiés dans cette thèse sont en silicium (Si), les substrats céramiques sont en alumine ( $Al_2O_3$ ), les métallisations du DCB et les semelles sont en cuivre (Cu).

Concernant les brasures sous les puces elles sont constituées d'un alliage sans plomb (SnAg) et celles qui se trouve entre le DCB et la semelle sont constituées d'un alliage SnPb pour les modules de la série A et B et d'un alliage sans plomb (SnCu) pour tous les autres modules. Les propriétés des matériaux de l'assemblage utilisées dans les simulations qui suivent sont présentées dans le tableau IV.1.

Les matériaux fragiles (silicium et céramique) présentent des déformations limitées au domaine élastique. Dans la plage des températures obtenues pendant les tests de cyclage actif et passif, le cuivre quant à lui est modélisé par une loi de comportement élasto-plastique et les brasures par une loi de comportement viscoplastique représentée par les paramètres d'Anand, tableau IV.2.



Tableau IV.1 : Propriétés physique des matériaux de l'assemblage [Sha01, Zab02, Gue04]

Matériaux	Densité (Kg/m <sup>3</sup> )	CTE (10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup> )	Cond. Therm. (W/m°C)	Chaleur spécif. C (J/g.k)	Module d'Young (GPa)	Limite élastique (MPa)	Module tangent (MPa)
Si	2330	2.6	148	700	165	(élastique)	
Cu	8930	16	380	385	119	100	400
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3970	4.3	30	780	370	(élastique)	
Sn <sub>63</sub> Pb <sub>37</sub>	8400	24.7	50.6	180	75.842 - 0.151×T(°C)	(paramètres d'Anand)	
Sn <sub>96.5</sub> Ag <sub>3.5</sub>	7360	20	55.5	-	52.500 - 0.193×T(°C)		

Tableau IV.2 : paramètres de la loi d'Anand des brasures Sn<sub>63</sub>Pb<sub>37</sub> et Sn<sub>96.5</sub>Ag<sub>3.5</sub>

Brasures	s <sub>0</sub> (MPa)	Q/R (K)	A (s <sup>-1</sup> )	ξ	m	h <sub>0</sub> (Mpa)	S (Mpa)	n	a
Sn <sub>63</sub> Pb <sub>37</sub> [Zah02]	12.41	9400	4.10 <sup>6</sup>	1.5	0.303	1378.95	13.79	0.07	1.3
Sn <sub>96.5</sub> Ag <sub>3.5</sub> [Wan01]	39.09	8900	2.23.10 <sup>4</sup>	6	0.182	3321.15	73.81	0.018	1.82

### IV.3. Effet des géométries de brasures sur les résultats de simulation thermomécanique

Dans ce qui suit nous allons nous intéresser plus particulièrement au comportement de la brasure qui se trouve entre la semelle et le substrat DCB lorsqu'elle est soumise à des variations cycliques de la température. En effet, le cyclage thermique imposé aux modules de puissance est responsable de la dégradation de cette brasure [Cia02]. Cette dégradation se manifeste par l'apparition de fissures à l'interface entre la brasure et la métallisation DCB qui se propagent progressivement à l'intérieur de la brasure, fig.IV.7.

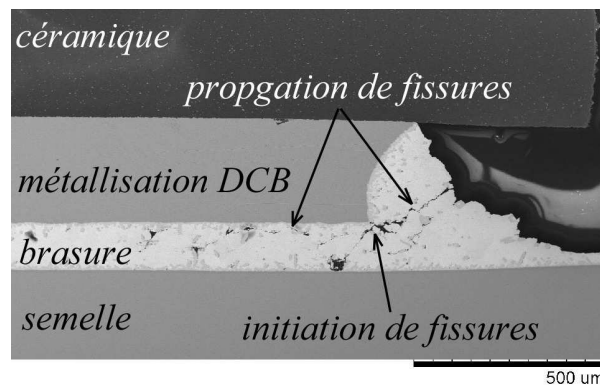


Fig.IV.7 : Initiation et propagation des fissures dans une brasure du module E6 cyclé en passif entre -40°C et 120°C

Il a été démontré numériquement et expérimentalement que l'initiation des craquelures se fait aux endroits où la brasure est la plus fine car les contraintes mécaniques y sont plus importantes. Dans les modules de puissance que nous avons testés, les brasures semelle/DCB ont une épaisseur irrégulière (cf. chapitre III), plus épaisses au centre et plus fines aux bords.

Comme indiqué dans l'introduction, les points géométriques singuliers posent des problèmes importants de résolution numérique. Dans le cas de la brasure qui nous intéresse et pour répondre à un besoin de simplification du modèle géométrique, la brasure est généralement considérée comme étant une couche parallélépipédique rectangulaire avec des bords et des coins

à angles droits alors que dans la réalité les bords des brasures sont arrondis en forme de ménisque comme nous le constatons sur la figure IV.7.

Pour vérifier l'influence de la forme géométrique sur l'estimation des contraintes dans la brasure et par conséquent sur l'estimation de la durée de vie, nous présenterons une étude comparative de quelques géométries de brasures et de l'effet du maillage en terme de contraintes, déformation, énergie plastique cumulée et enfin une comparaison de l'estimation de la durée de vie en utilisant deux modèles, un modèle basé sur l'énergie plastique (modèle de Draveaux) et un autre basé sur la déformation plastique (modèle d'Engelmaier).

### IV.3.1. Modélisation des géométries de brasures

Notre objectif étant de comparer différents modèles géométriques de la brasure qui se trouve entre la semelle et le DCB (brasure SnPb<sub>37</sub>) et d'avoir des résultats essentiellement qualitatifs et non quantitatifs. Nous avons simulé un assemblage constitué uniquement du DCB, de la semelle et de la brasure entre semelle et DCB (qui sera supposée être d'épaisseur constante). Nous pouvons ainsi utiliser une modélisation 2D axisymétrique sous ANSYS. L'assemblage sera donc maillé avec des éléments PLANE42 sauf la brasure qui sera elle maillée avec des éléments VISCO106 à cause de ses propriétés viscoplastiques (tableau IV.2).

Nous avons simulé le modèle de brasure le plus utilisé avec une géométrie simple (angles droits) mais non réaliste (fig.IV.8 (a)) et trois autres modèles plus réalistes (fig.IV.8 (b) à (c)). La taille du maillage est fixée, dans un premier temps, à 30µm pour la brasure et libre pour le reste de l'assemblage. Dans un deuxième temps, nous raffinerons la taille du maillage au niveau de la brasure pour montrer son effet sur les résultats de calcul au point singulier. A titre d'exemple, le modèle numérique de la figure IV.10 (b) présenté sur la fig.IV.9 a nécessité 21066 éléments et 20205 nœuds avec des éléments de 30µm au niveau de la brasure.

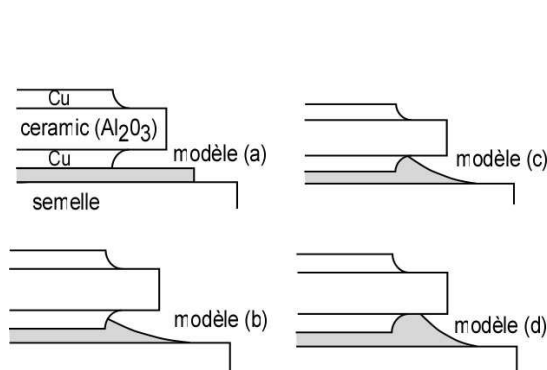


Fig.IV.8: Géométries des brasures modélisées.

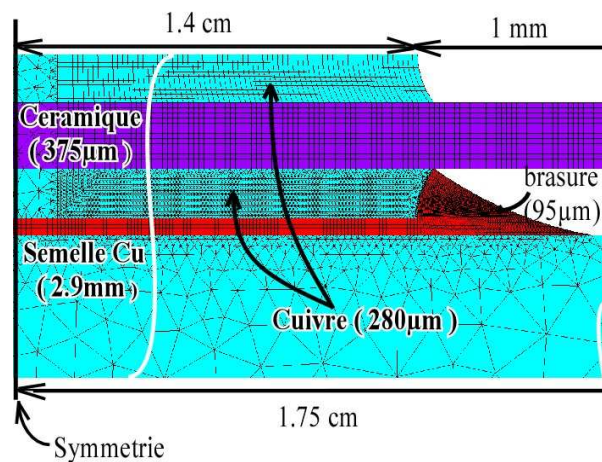


Fig.IV.9: Modèle axisymétrique du modèle (c)

Dans la simulation numérique nous avons imposé à tous les modèles les mêmes conditions thermique et mécanique aux limites afin de permettre une réelle comparaison entre les différents modèles. Dans un premier temps nous avons simulé le processus de refusion de la brasure afin de prendre en considération les contraintes initiales. Ce processus consiste à appliquer un profil de température passant de 183°C (température de fusion de la brasure SnPb<sub>37</sub>) à la température ambiante de 20°C. Dans un second temps, nous imposons à chaque modèle dix cycles thermiques variant entre -20°C et 120°C avec une vitesse de variation de 10°C/min et des durées de palier de 10 min (fig.IV.10).

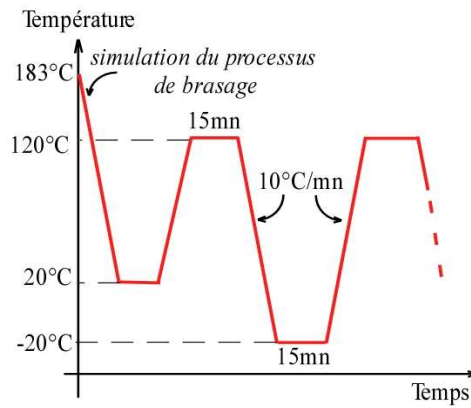
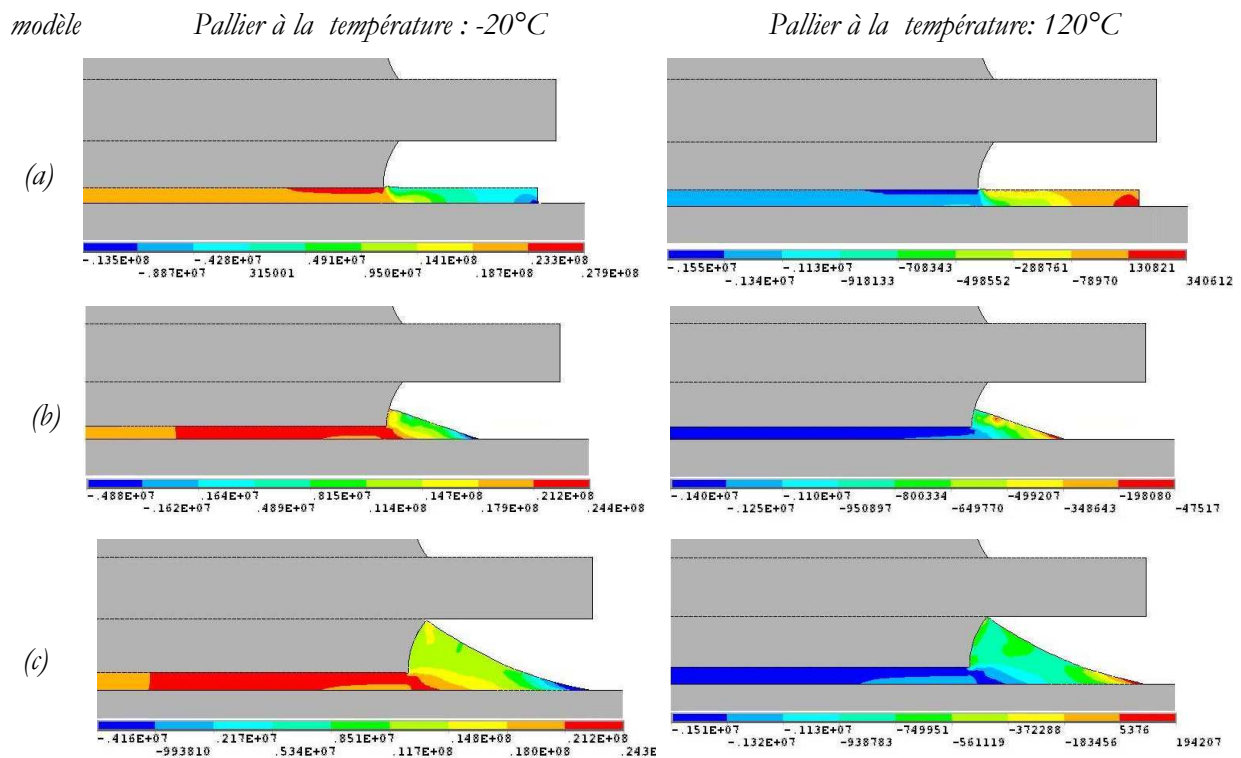


Fig.IV.10 : Cycles thermique imposé aux modèles

### IV.3.2. Résultats obtenus

La figure IV.11 représente la distribution des contraintes dans la brasure relevées après 10 cycles à la fin des deux paliers de température à  $-20^{\circ}\text{C}$  et  $120^{\circ}\text{C}$  (après relaxation des contraintes) pour tous les modèles représentés dans la figure IV.8. Nous observons que les contraintes maximales se concentrent au coin de l'interface entre la brasure et la métallisation du DCB que se soit à haute ou à basse température et quelle que soit la géométrie de la brasure. La valeur des contraintes obtenues avec les modèles (b) à (c) sont pratiquement similaires, environ 24MPa. Par contre, les contraintes calculées avec le modèle le plus couramment utilisé, modèle (a), sont plus élevées et se concentrent au point singulier ce qui conduit à une surestimation des contraintes, particulièrement à basse température.



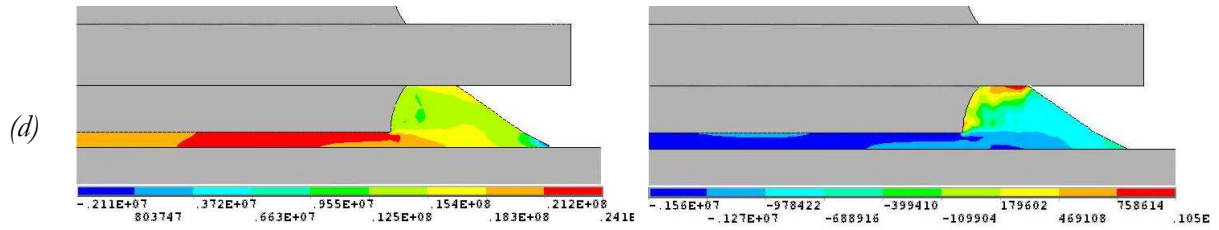


Fig.IV.11 : Distribution des contraintes de cisaillement (Pa) dans la brasure des différents modèles à la fin des deux paliers, à -20°C (colonne de gauche) et à 120°C (colonne de droite)

La figure IV.12 représente l'évolution des contraintes de cisaillement suivant un axe droit sur l'interface entre la brasure et la métallisation du DCB pour les modèles (a) à (d), tandis que sur la figure 15 est représentée la densité volumique d'énergie plastique cumulée après dix cycles thermiques suivant le même axe. La position ( $x=0$ ) est le point neutre de l'axe de symétrie.

Nous remarquons que les valeurs maximales des contraintes de cisaillement et de la densité d'énergie plastique sont localisées au même endroit et les courbes obtenues avec les modèles (b) à (d) se confondent presque parfaitement tandis que celles obtenues avec le modèle (a) présentent un pic de valeurs élevées au point de singularité.

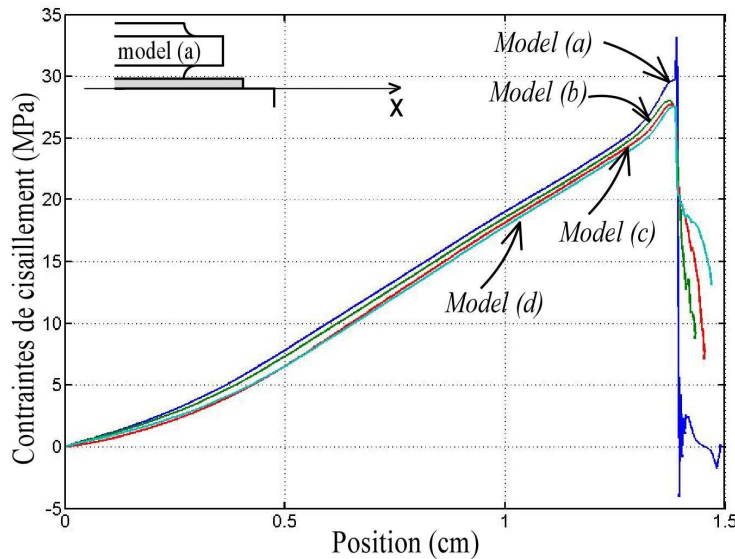


Fig.IV.12: Contraintes de cisaillement suivant l'axe  $x$  pour les modèles (a) à (d).

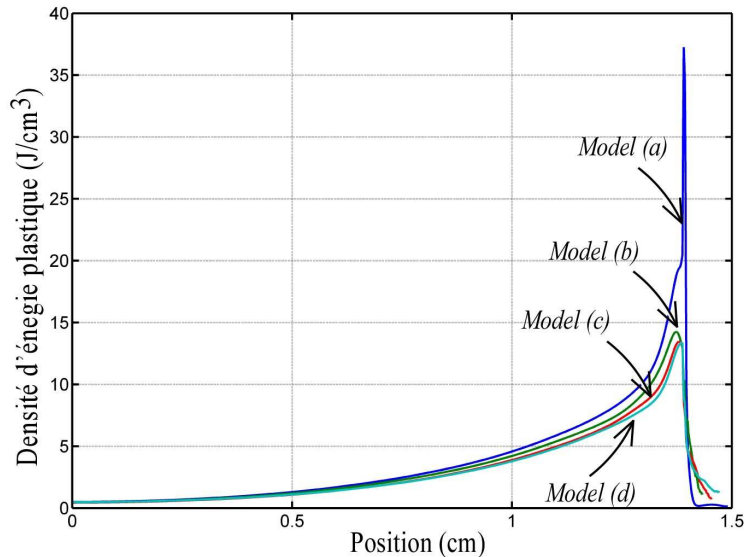


Fig.IV.13: Densité d'Énergie plastique cumulée suivant l'axe  $x$  pour les modèles (a) à (d).

La géométrie du modèle (a) est donc clairement celle qui présente le plus de singularité et dans ce cas le choix du point sur lequel nous prélèverons les résultats (représentation en fonction du temps) est assez critique. Comme indiqué dans l'introduction, deux approches sont souvent utilisées à savoir la prise des résultats sur un point proche du point singulier ou le calcul sur un volume. Mais dans un premier temps nous présenterons les résultats relevés au point où les contraintes sont les plus fortes (au point singulier) pour mettre en évidence l'effet de la forme géométrique et celle de la taille du maillage.

Les figures IV.14 et IV.15 représentent la variation des contraintes de cisaillement en fonction du temps, calculées avec le modèle (a) et le modèle (c), respectivement, et relevées au point où les contraintes sont maximales pour trois tailles de maillage ( $30\mu\text{m}$ ,  $20\mu\text{m}$  et  $6\mu\text{m}$ ). Les cycles thermiques appliqués sont aussi représentés en traits pointillés.

L'allure de la courbe de contraintes en fonction du temps est la même pour les deux modèles. Nous remarquons que les contraintes sont plus fortes à basse température avec une légère relaxation sur le palier due à l'effet du fluage. Lorsque la température augmente nous observons une relaxation rapide des contraintes de cisaillement car la brasure est beaucoup moins rigide à haute température et l'effet du fluage est plus important. Sur le pallier à haute température les contraintes deviennent presque nulles.

Concernant l'effet de la densité de maillage, celui-ci ne semble pas avoir un effet important sur les contraintes calculées avec le modèle (c), mise à part une légère différence d'environ 1MPa durant le pallier à basse température entre les courbes à  $6\mu\text{m}$  et  $30\mu\text{m}$  de taille d'éléments. Par contre celles calculées avec le modèle (a) présentent une grande sensibilité au maillage. En effet, les contraintes calculées avec un maillage très fin ( $6\mu\text{m}$ ) sont beaucoup plus élevées au point singulier.

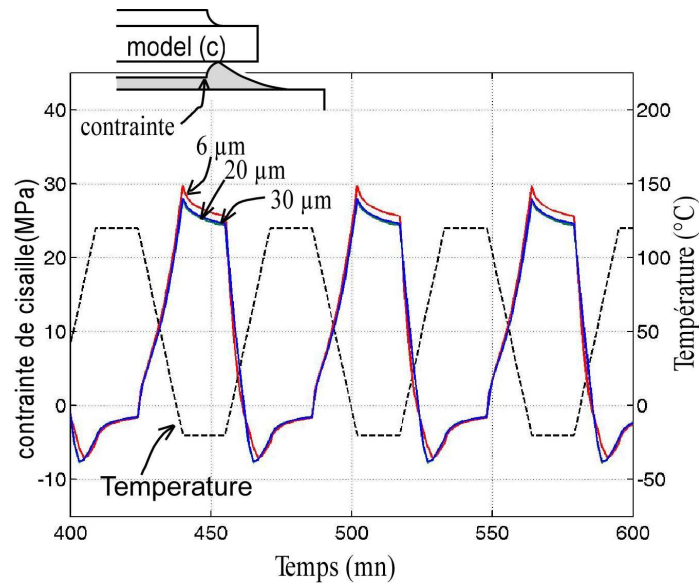


Fig.IV.14: Effet de la taille du maillage sur l'évolution des contraintes de cisaillement - model(c).

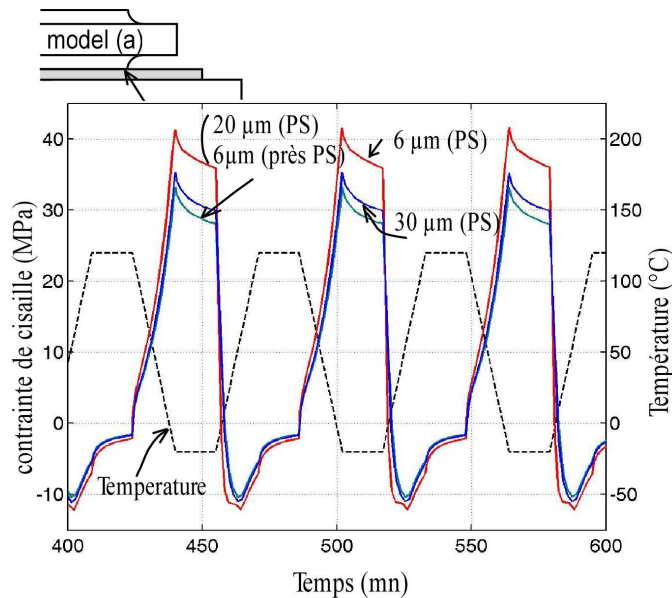


Fig.IV.15 : Effet de la taille du maillage sur l'évolution des contraintes de cisaillement - model(a)

Si la taille du maillage n'a pas un effet significatif sur les contraintes calculées avec le modèle (c), elle a un effet important sur les déformations plastiques, fig.IV.16. Nous retrouvons bien évidemment cet effet sur les déformations plastiques et les variations des déformations plastique ( $\Delta \epsilon$ ) calculées avec le modèle (a) qui sont encore plus sensibles au maillage que celles calculées avec le modèle (c). Comme illustré sur la fig.IV.17, les valeurs des déformations pour la plus faible taille de maillage (6μm) sont beaucoup plus élevées au point singulier que celles calculées avec des tailles de maillages plus grandes. Par contre lorsque nous prenons les déformations à un point proche du point singulier (noté près PS) nous obtenons une courbe très proche de celle obtenue avec des éléments de maillage de taille 20μm. Cela montre que la taille du maillage influe fortement sur les valeurs calculées au point singulier mais beaucoup moins sur celles calculées au voisinage de ce dernier.



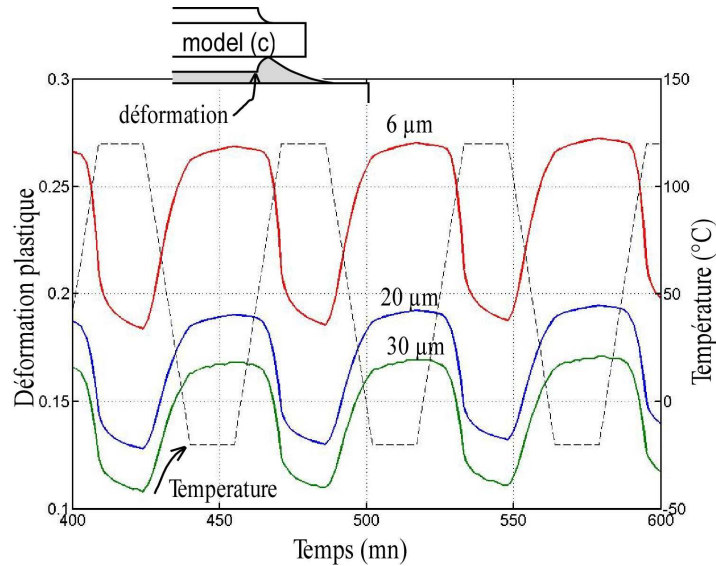


Fig.IV.16: Effet de la taille du maillage sur l'évolution des déformations de cisaillement - modèle(c).

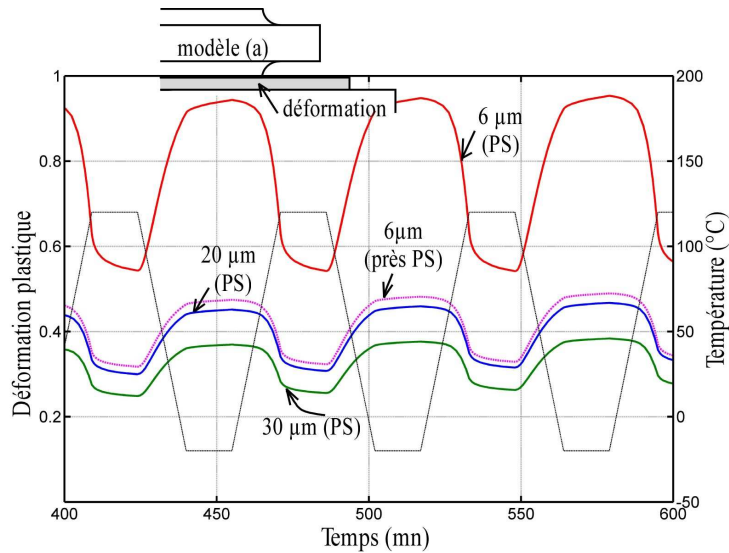


Fig.IV.17: Effet de la taille du maillage sur l'évolution des déformations de cisaillement modèle(a)

De manière globale, quelle que soit la densité de maillage, les valeurs des résultats obtenus avec le modèle (a) sont plus élevées que celles obtenues avec le modèle (c) et plus sensibles à la densité du maillage. Cela est aussi visible sur les courbes d'évolution de l'énergie plastique cumulée au cours du cyclage représentées sur la figure IV.18 pour les deux modèles (a) et (c) et pour les trois tailles de maillage 30µm, 20µm et 6µm.

Conformément aux résultats présentés précédemment, la densité volumique d'énergie plastique est beaucoup plus sensible au maillage dans le modèle (a) que dans le modèle (c) et cela est dû à la grande sensibilité des contraintes et des déformations plastiques estimées avec le modèle (a) au maillage. Par ailleurs, l'énergie estimée avec le modèle (c) est elle aussi sensible au maillage car les déformations plastiques estimées avec ce modèle le sont aussi. Ces résultats mettent en avant le fait que la densité d'énergie plastique est principalement pilotée par les déformations plastiques et moins par les contraintes (la plasticité de la brasure limite les contraintes mais favorise les déformations plastiques).



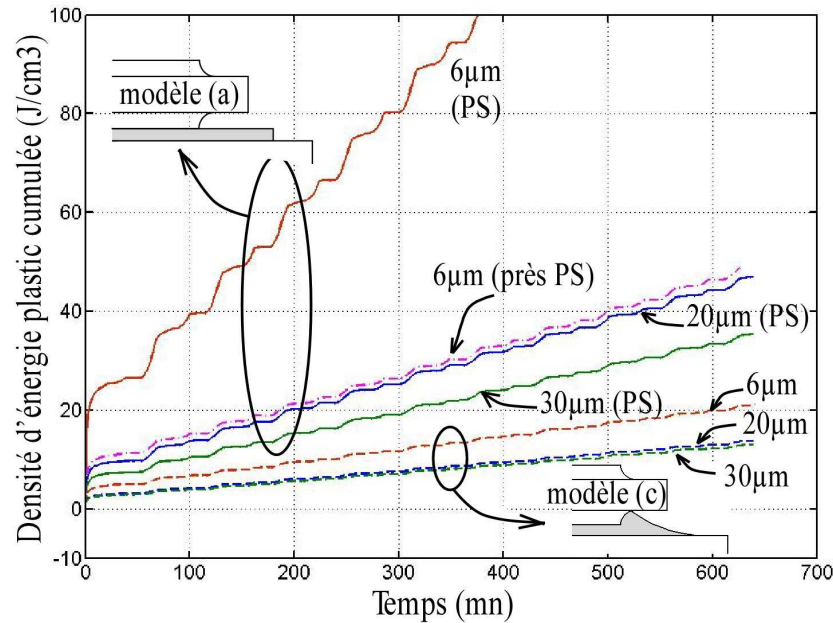


Fig.IV.18: Densité d'énergie plastique cumulée dans chaque brasure

### IV.3.3. Effet de la géométrie sur l'évaluation de durée de vie des brasures

Dans ce qui suit nous allons estimer la durée de vie des brasures des modèles (a) et (c) en utilisant deux modèles de durée de vie décrits dans le chapitre I, le premier est basé sur les déformations plastiques, modèle d'Engelmayer [Ang83] et le second sur l'énergie plastique cumulée, modèle de Darveaux [Dar95, Yan03]. Nous comparerons ensuite les résultats donnés par ces deux modèles.

Comme indiqué dans le premier chapitre, les singularités géométriques provoquent une surestimation des résultats de simulations. Pour s'affranchir de cet effet, la densité d'énergie plastique peut être moyennée sur un volume donné entourant la singularité tout en l'excluant suivant la formule de l'équation IV.1. Cette formule sera utilisée pour le calcul de la densité d'énergie cyclique dans le modèle (a) et pour évaluer l'effet du volume considéré, l'énergie sera moyennée sur deux demi cercle de deux rayons différent  $r_1=30\mu\text{m}$  et  $r_2=60\mu\text{m}$  (fig.IV.19). Pour le modèle (c) qui présente moins de singularité nous relèverons les résultats sur le point 'A' indiqué sur la figure IV.20. Nous montrerons que les calculs effectués sur le modèle (c) donnent des résultats proches de ceux obtenus avec le modèle (a) lorsque l'énergie est moyennée.

$$\Delta \bar{W}_{pl} = \frac{\sum_i \Delta W_i * V_i}{\sum_i V_i} \quad (IV.9)$$

Equat.IV.9 : Expression de la densité d'énergie moyenne sur un volume

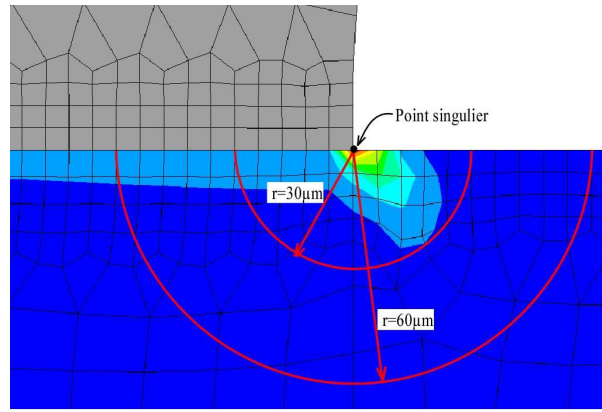


Fig.IV.19 : Demi cercles sur lesquels se fait le calcul de la densité d'énergie volumique moyenne, modèle (a), taille d'élément=6µm.

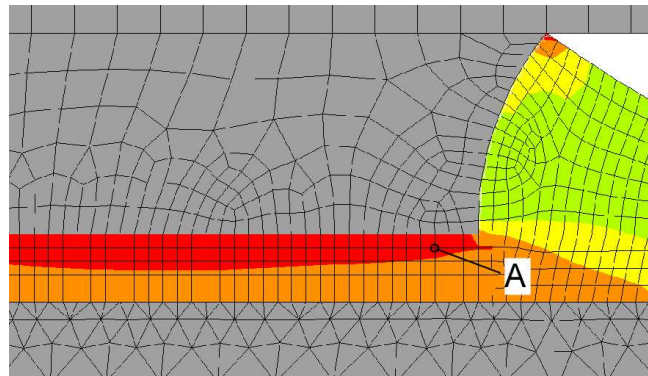


Fig.IV.20 : Point où les résultats sont prélevés sur le modèle (c), taille d'élément=20µm.

Le tableau IV.3 résume les valeurs de variation de la densité d'énergie plastique par cycle relevées au point singulier du modèle (a) et dans la zone de valeurs maximales (point 'A') du modèle (c) ( $\Delta W_{pl}$ ) et celle moyennées ( $\Delta \bar{W}_{pl}$ ) pour le modèle (a). Comme attendu, la valeur de la densité d'énergie au point singulier du modèle (a) est très élevée. Les valeurs moyennes sont plus faibles mais le volume considéré influe sur le calcul de la moyenne. En effet, la multiplication du rayon par un facteur 2 fait diminuer la valeur de la densité d'énergie moyenne cyclique par environ le même facteur (1,75). Le modèle (c) nous donne une valeur de la variation de la densité d'énergie qui se situe entre les deux valeurs moyennes du modèle (a).

Tableau IV.3 : Densité d'énergie cumulée relevée au point singulier du modèle (a) et calculées sur demi cercle de rayon 30µm et 60µm comparée à celle du modèle (c), taille du maillage=6µm

	Modèle (a)			Modèle (c)
	Point singulier	r=30µm	r=60µm	
$\Delta W_{pl}$ (J/cm <sup>3</sup> )	4,1	-	-	1,63
$\Delta \bar{W}_{pl}$ (J/cm <sup>3</sup> )	-	1,96	1,12	-

La variation cyclique des déformations plastiques ( $\Delta \epsilon$ ) et celle de la densité d'énergie plastique ( $\Delta W_{pl}$ ), relevées au dernier cycle (10 cycles simulés) pour différentes densités de maillage sont données dans le tableau IV.4 pour les modèles (a) et (c). D'après ce tableau, les valeurs de la

variation cyclique des déformations plastiques calculées avec le modèle (c) sont proches de la moitié de celles calculées avec le modèle (a) et la densité d'énergie plastique du modèle (c) est environ un tiers de celle du modèle (a). Nous observons aussi que malgré le fait que le modèle (c) présente moins de singularité et que les valeurs des contraintes soient faiblement sensibles au maillage, les variations des déformations et de la densité d'énergie plastique sont très sensibles au maillage et donc rendent l'estimation de la durée de vie de la brasure très délicate que se soit avec un modèle basé sur la densité d'énergie ou sur les déformations.

Tableau IV.4 : Effet de la géométrie des brasures et de la taille du maillage sur les variations cyclique des déformations plastique et de la densité d'énergie plastique cumulée

		6µm	20µm	30µm
Modèle (a)	$\Delta\gamma$	0.15	0.14	0.11
	$\Delta W_p$ (J/cm <sup>3</sup> )	4.1	3.8	2.8
Modèle (c)	$\Delta\gamma$	0.08	0.058	0.056
	$\Delta W_p$ (J/cm <sup>3</sup> )	1.63	1.10	1.05

Le nombre de cycles avant défaillance ( $N_f$ ) obtenu avec le modèle d'Engelmaier et celui de Darveaux sont présentés sur le tableau IV.5 où sont comparées les durées de vie obtenues avec le modèle (a) et le modèle (c). L'effet de la densité de maillage sur l'estimation de la durée de vie est aussi évalué, les résultats étant présentés en fonction de la dimension des éléments maillant la brasure.

Pour le modèle de Darveaux nous avons arbitrairement choisi de calculer le nombre de cycles avant défaillance ( $N_{f=f(\Delta W_{pl})}$ ) pour une propagation de fissures provoquant une augmentation de 5% de la résistance thermique. Dans le modèle axisymétrique (fig. IV.9) que nous avons développé, la brasure est un disque de rayon 1.5cm, le critère de défaillance retenu correspond alors à une longueur de craquelure de 380µm.

Tableau IV.5: Effet de la géométrie de la brasure et de la densité de maillage sur l'estimation de la durée de vie de la brasure. ( $N_f(\Delta\epsilon)$  obtenu par le modèle d'Engelmaier et  $N_f(\Delta W_{pl})$  par le modèle de Darveaux.

	Model (a)					Model (c)	
	$N_f(\Delta\gamma)$	$N_f(\Delta W_{pl})$	$N_f(\Delta \bar{W}_{pl})$			$N_f(\Delta\gamma)$	$N_f(\Delta W_{pl})$
			$r=30\mu m$	$r=40\mu m$	$r=60\mu m$		
6 µm	17	50	105	-	184	78	126
20 µm	20	54	-	138	190	169	186
30 µm	36	73	-	-	-	184	197

Comme prévu, les résultats au point singulier du modèle (a) sont plus pessimistes avec une durée de vie plus courte que ceux obtenus avec le modèle (c). Pour ce dernier, les résultats obtenus par les deux méthodes (variation de la densité d'énergie ou des déformations plastiques) sont plus proches que dans le cas du modèle (a).

D'autre part, on constate également que le modèle basé sur la variation de la densité d'énergie est moins sensible à la densité de maillage. L'estimation du nombre de cycles avant défaillance varie d'un facteur 1,5 lorsque les dimensions des éléments de maillage varient entre 6 et 30  $\mu\text{m}$  pour les deux modèles, alors que ce facteur est proche de 2 dans le cas du modèle d'Engelmaier.

D'après le tableau IV.5 il apparaît que le rapport entre les durées de vie des modèle (a) et (c) est d'environ 5 pour la méthode basée sur les déformations plastiques.

Par contre, les durées de vie estimées par la densité d'énergie plastique pour le modèle (c) se situent toujours entre celles estimées à partir de la densité d'énergie moyenne.

Ces deux approches, calcul d'une densité d'énergie moyenne et modélisation d'un bord réaliste, permettent ainsi une réduction de l'effet des singularités. Pour cette dernière, la précision des résultats est obtenue au prix d'une optimisation de la densité du maillage qui peut être atteinte à partir d'une certaine taille des éléments de maillage sans qu'il soit nécessaire de réduire exagérément leur taille [Yan03]. Par contre il n'existe pas de critère pour le choix du volume à considéré dans le calcul de la densité d'énergie moyenne.

Il ressort clairement de cette étude que l'évaluation de la durée de vie d'une brasure dépend de plusieurs paramètres, à savoir, la géométrie de la brasure et la densité de maillage. En prenant en compte une forme réaliste de la brasure, nous nous affranchissons en partie de l'effet des points singuliers. Toutefois, les résultats des simulations numériques doivent être considérés avec beaucoup de précaution si l'on s'intéresse à l'aspect quantitatif des phénomènes physiques mis en jeu

Dans ce qui suit nous allons présenter les résultats de simulation du cyclage passif et combiné en considérant des formes géométriques réalistes des brasures sous la puce et sous le DCB.

#### **IV.4. Simulation du cyclage passif**

Le but ici est d'analyser et de comprendre les résultats des tests expérimentaux de cyclage passif présentés dans le chapitre III dont l'objectif était de montrer l'influence du niveau haut et bas de la température sur la durée de vie des brasures. Nous avons donc réalisé des simulations numériques en appliquant les mêmes conditions thermiques qu'en expérimentation. Le modèle numérique retenu est un modèle 2D axisymétrique ayant comme géométrie de brasure celle du modèle (c) du paragraphe précédent. Pour réduire l'effet des singularités, tous les résultats seront relevés à un nœud (point A, fig.IV.20) juste au voisinage du coin du DCB.

Les cycles thermiques sont précédés d'une phase de refroidissement de la température de fusion de la brasure SnPb (183°C) à la température ambiante simulant ainsi la phase de refusion. La vitesse de variation de la température est de 10°C/mn et la durée des palliers haut et bas est de 15mn. Le modèle thermo-mécanique retenu considère une température uniforme dans le module, ce qui signifie que tous les nœuds du modèle sont à la même température et suivent les profils thermiques représentés sur la figure IV.21. Pour assurer une stabilisation des résultats et un temps de calcul raisonnable nous avons appliqué cinq cycles thermiques

De plus, étant donné que nous avons cyclé expérimentalement des modules ayant des brasures entre la semelle et le DCB à base de plomb ( $\text{SnPb}_{37}$ ) et d'autres sans plomb ( $\text{SnCu}_{0,7}$ ) nous avons cherché à effectuer des simulations en considérant les deux types de brasures. Les résultats seront toutefois principalement donnés pour la brasure  $\text{SnPb}_{37}$  car nous n'avons pas trouvé suffisamment de données sur les propriétés thermiques et mécaniques de la brasure  $\text{SnCu}_{0,7}$ . Les travaux publiés sur cette brasure son rares et relativement récents [Cle04, Che06, Dar07].

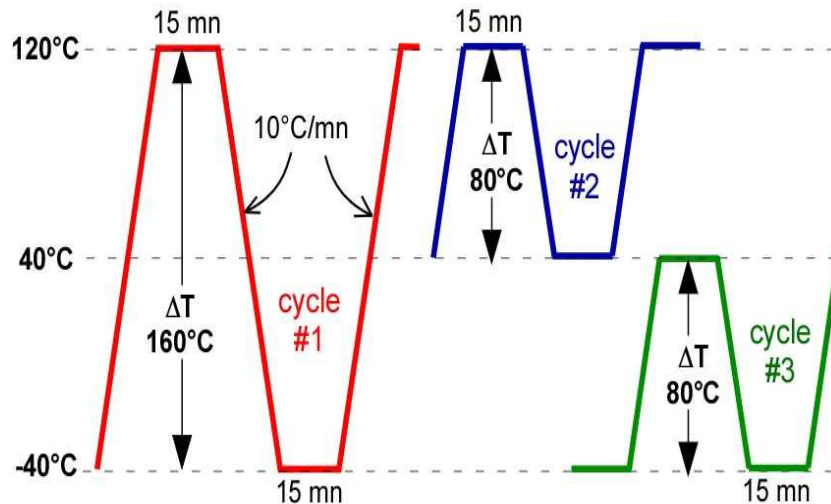


Fig.IV.21: Profils thermiques imposés au modèle 2D axisymétrique.

#### IV.4.1. Résultats pour une brasure au plomb

Les figures IV.22 et IV.23 représentent, respectivement, les courbes d'évolution des contraintes de cisaillement et des déformations plastiques relevées au point A (fig.IV.20) situé près du point où les valeurs sont maximales.

Les contraintes et les déformations obtenues pour le cycle#1 sont assez importantes, avec une variation cyclique des contraintes de cisaillement ( $\Delta\sigma$ ) d'environ 44MPa et une variation des déformations plastiques ( $\Delta\varepsilon_p$ ) d'environ 6%.

Par contre pour le cycle#2, d'amplitude plus faible que le précédent, la variation des contraintes de cisaillement représente approximativement la moitié de celle du premier cas (19MPa) et les variations cycliques des déformations plastiques sont presque au même niveau. Pour le cycle#2 la variation de température se produit au niveau haut ( $40^\circ\text{C} < T < 120^\circ\text{C}$ ), niveau de température pour lequel l'état de la brasure se rapproche d'un état visqueux. Dans ces conditions, la brasure est à même de se déformer facilement (sans forte contrainte). On remarque effectivement que sous ces conditions (cycle#2), les contraintes dans la brasure sont plus faibles que celles estimées lors du cycle#1 pour des déformations qui sont similaires.

Enfin, dans le cas du cycle#3 nous obtenons une variation des contraintes aussi importante que celles du cycle#1 et une variation des déformations plastiques très faibles.

Dans ce cas, la même variation en température que celle du cycle#2 se produit maintenant au niveau le plus bas de la température ( $-40^\circ\text{C} < T < 40^\circ\text{C}$ ). Dans ces conditions, la brasure est dans un état moins visqueux et se déforme beaucoup moins facilement. On constate en effet pour des contraintes identiques à celles estimées lors du cycle#1 que les déformations sont maintenant extrêmement faibles.

Ces résultats montrent clairement que les contraintes de cisaillement dans la brasure sont principalement imposées par le niveau bas de la température et les déformations plastiques par le niveau le plus élevé de la température.

D'autre part, en passant d'un profil thermique à un autre, le taux de variation par cycle des déformations est proportionnellement plus important que celui des contraintes. En effet, lorsque nous passons du cycle#1 au cycle#2 en réduisant l'amplitude du cycle thermique de moitié, la variation des contraintes est divisée par un facteur proche de 2, pour une variation des déformations plastiques comparables. Par contre lorsque nous passons du cycle#1 au cycle#3

(avec la même réduction de l'amplitude, mais cette fois par des cycles à basse température) la variation des déformations sont divisées par un facteur proche de 15 alors que les variations de contraintes de cisaillement sont similaires (cf. tableau IV.6). Ces remarques permettent d'expliquer pourquoi la densité d'énergie plastique par cycle est à ce point dépendante du niveau de température. Elle est de  $1.24 \text{ J/cm}^3$  pour le cycle 1, de  $0,68 \text{ J/cm}^3$  pour le cycle 2, et de seulement  $0,22 \text{ J/cm}^3$  pour le cycle 3, à cause d'un niveau de déformation plastique par cycle dans ce cas extrêmement faible.

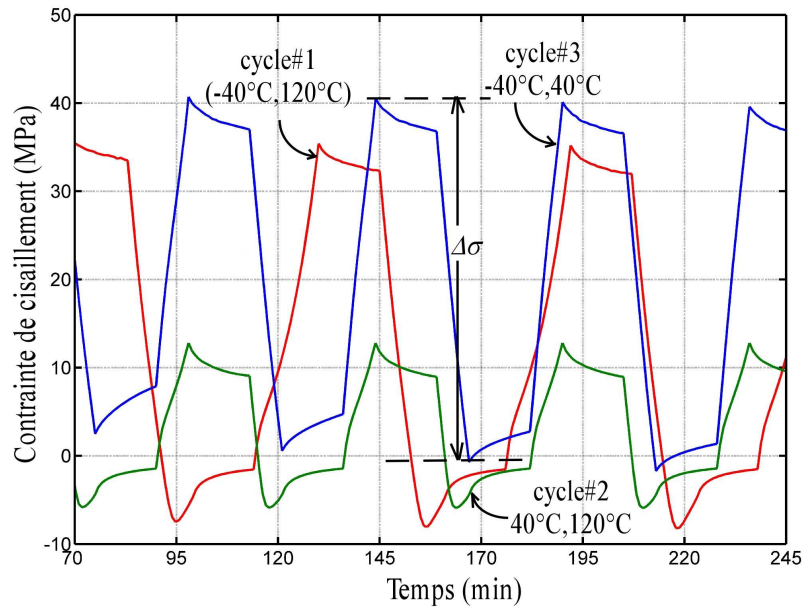


Fig. IV.22: Evolution des contraintes de cisaillement en fonction du temps

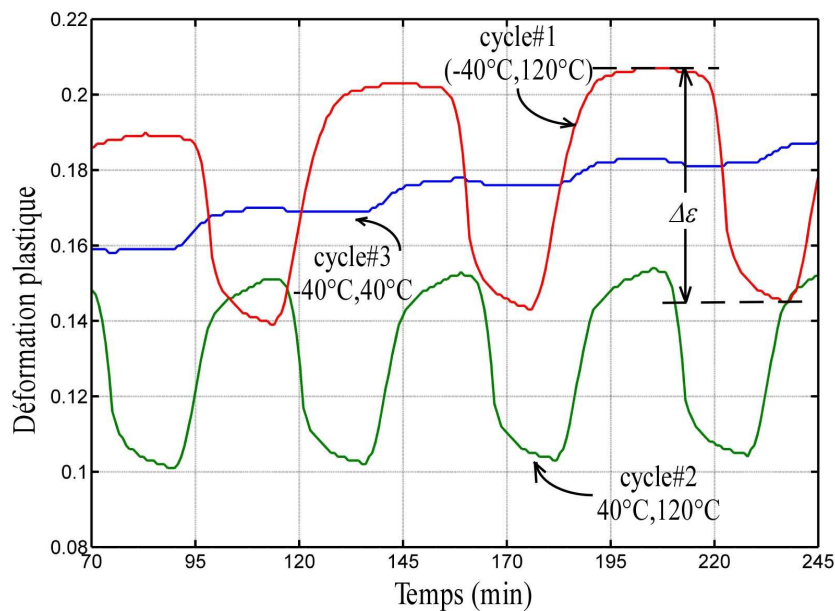


Fig. IV.23: Evolution des déformations plastiques en fonction du temps

Dans le tableau IV.6 sont résumés les résultats des tests expérimentaux (chapitre III) et les résultats obtenus par simulation. Il existe une corrélation logique entre ces résultats. En effet, plus la variation de la densité d'énergie cumulée et celle des déformations plastiques augmentent plus la durée de vie diminue et plus la vitesse de propagation de la fissure augmente.

Tableau IV.6: Résultats de simulation et des tests expérimentaux

	Simulation			Expérimentation	
	$\Delta\epsilon_p$	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta W_{pl}$ (J/cm <sup>3</sup> )	Nombre de cycle à initiation de fissure	Vitesse de propagation ( $\mu\text{m}/\text{cycle}$ )
Cycle#1 (-40°C/120°C)	0.061	44	1.24	20-50	~21
Cycle#2 (40°C/120°C)	0.049	19	0.68	300	~18
Cycle#3 (-40°C/40°C)	0.002	41	0.22	900	~8

Pour compléter ces résultats et éclaircir l'influence des niveaux des températures haute ( $T_{max}$ ) et basse ( $T_{min}$ ) du profil thermique, nous avons réalisé d'autres simulations en variant ces deux paramètres suivant un plan d'expérience présenté sur la fig.IV.24 où chaque point correspond à un couple ( $T_{min}$ ,  $T_{max}$ ), les autres paramètres de simulation restant inchangés (vitesse de variation de la température de 10°C/mn, durée des pallier haut et bas de 15mn).

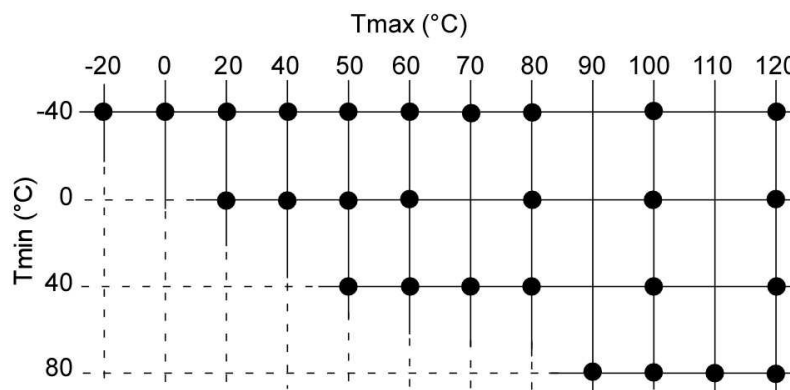


Fig.IV.24: Plan d'expérience, profils thermiques simulés

La variation simulée par cycle des contraintes de cisaillement ( $\Delta\sigma$ ) et des déformations plastiques ( $\Delta\epsilon_p$ ) fonction de la température maximale ( $T_{max}$ ) sont présentées sur les figures IV.25 et IV.28 respectivement pour différentes valeurs de  $T_{min}$ .

Ces résultats montrent deux comportements différents délimités par une valeur de  $T_{max}$  d'environ 65°C (région grisée). Cette température est de l'ordre de 0.74 $T_m$  où  $T_m$  est la température de fusion de la brasure Sn<sub>63</sub>Pb<sub>37</sub> (183°C).

Quelle que soit la valeur de  $T_{min}$ , lorsque le niveau haut du profil thermique est inférieur à 65°C ( $T_{max} < 0.74T_m$ ), les variations des déformations plastiques  $\Delta\epsilon_p$  restent faibles (inférieures à 0.5%). Les variations des contraintes de cisaillement  $\Delta\sigma$  dépendent fortement du niveau bas de température et évoluent de façon sensiblement linéaire en fonction de  $T_{max}$ . Pour les caractéristiques de la brasure retenue et la géométrie de la brasure considérée dans ces simulations nous pouvons exprimer la variation des contraintes de cisaillement avec le niveau de la haute température de palier, il vient :  $\Delta\sigma$  (MPa)  $\approx$  0.56  $\Delta T$  (K)

Par contre, lorsque la température maximale du profil thermique excède 0.74 $T_m$  (65°C ici), nous constatons que les variations des contraintes de cisaillement n'évoluent plus et « saturent » à une valeur qui dépend du niveau bas de température. Dans le même temps, on constate à la Fig.



IV.26 que les variations des déformations plastiques augmentent maintenant considérablement avec le niveau haut de température.

En d'autres termes, lorsque  $T_{max} > 0.74T_m$  l'augmentation de l'amplitude de la température ( $\Delta T$ ) engendre une augmentation importante des variations des déformations plastiques ( $\Delta \epsilon_p$ ) sans évolution significative des variations des contraintes de cisaillement ( $\Delta \sigma$ ). On constate également, comme illustré sur la figure IV.26 que pour les hautes valeurs de  $T_{max}$ , les variations des déformations plastiques en fonction de  $T_{max}$  évolue de façon sensiblement linéaire, augmentant avec une pente identique quelle que soit la valeur du niveau bas de la température de cyclage ; il vient :  $\Delta \epsilon_p \approx 1.10^{-3} T_{max}$ . Nous vérifions également que pour une même température maximale, les déformations plastiques sont d'autant plus élevées que le niveau de température bas est faible.

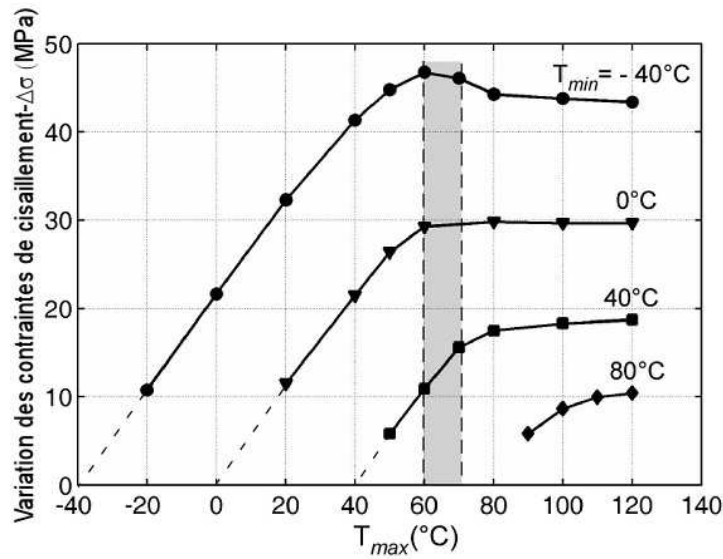


Fig.IV.25 : Courbes des variations par cycles des contraintes en fonction de  $T_{max}$

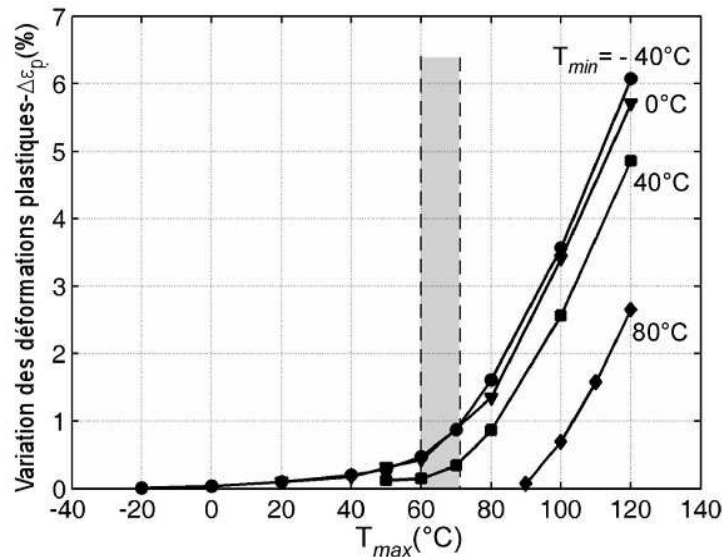


Fig.IV.26 : Courbes des variations par cycles des déformations plastiques en fonction de  $T_{max}$

Afin de chercher à interpréter ces résultats, nous avons représenté les évolutions des variations des déformations élastiques cette fois en fonction de l'amplitude de variation de la température (les variations des déformations élastiques étant proportionnelles à l'amplitude de variation de la température), et toujours pour différentes températures min. Cette indication supplémentaire

nous permettra, en comparant les variations des déformations élastiques aux variations des déformations plastiques, de nous renseigner sur « l'état » mécanique de la brasure selon le niveau des températures max. pendant les phases de cyclage. Les courbes des variations des déformations élastiques ( $\Delta\varepsilon_e$ ) sont représentées sur la figure IV.27. Cette figure montre que pour  $T_{max} < 0.74T_m$ , et quelle que soit l'amplitude  $\Delta T$  de variation de la température (ou quelle que soit la valeur de  $T_{min}$ ), les variations des déformations plastiques et élastiques sont dans le même ordre de grandeur. Par exemple pour  $T_{min} = -40^\circ\text{C}$  et  $T_{max} = 60^\circ\text{C}$  ( $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ ) nous avons  $\Delta\varepsilon_e = 0.25\%$  et  $\Delta\varepsilon_p = 0.5\%$ . Cela signifie que dans cet intervalle de température la brasure est dans un état assez rigide dans lequel le fluage est limité. Ainsi, dans cet état de rigidité les variations des déformations resteront limitées indépendamment des contraintes appliquées. Par contre, dans le cas d'un cyclage s'effectuant à un niveau de température supérieur à la valeur de  $0.74T_m$ , nous constatons que les variations des déformations plastiques sont alors bien supérieures aux variations des déformations élastiques. La brasure se trouve dans un état de plasticité tel (température supérieure à  $0.74T_m$ ) que les variations des contraintes restent limitées quelle que soit l'amplitude des déformations plastiques.

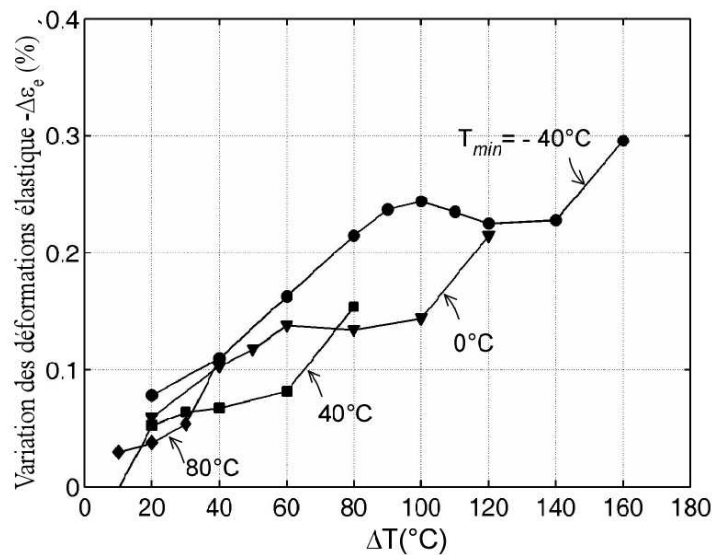


Fig.IV.27: Evolution de la variation par cycle des déformations élastiques en fonction de  $\Delta T$

Comme indiqué précédemment, la durée de vie de la brasure étudiée peut être calculée soit en utilisant un modèle basé sur l'estimation des déformations plastiques, soit par un modèle utilisant la densité d'énergie plastique cumulée par cycle. Nous avons ainsi cherché à compléter cette étude en montrant l'évolution de la densité d'énergie plastique cumulée en fonction de la température maximale ( $T_{max}$ ). Les courbes de variation de la densité d'énergie plastique cumulée par cycle ( $\Delta W_{pl}$ ) en fonction de la variation de température maximale ( $T_{max}$ ) relevée à chaque simulation sont tracées sur la figure IV.28.

Nous observons sur cette figure que la densité d'énergie plastique par cycle dépend fortement du positionnement de  $T_{max}$  par rapport à la valeur particulière de  $0.74T_m$ . Tant que  $T_{max}$  est inférieur à  $0.74T_m$ , l'évolution de la densité d'énergie plastique cyclique avec l'amplitude de variation de température est limitée. Dans ces conditions en effet, et comme indiqué précédemment, les variations des déformations plastiques si elles varient avec  $T_{max}$ , restent extrêmement faibles quelle que soit la valeur de  $T_{max}$  tandis que les variations des contraintes de cisaillement dépendent significativement de  $T_{min}$  et de  $T_{max}$ . Dans ces conditions, il est clair que la densité d'énergie plastique qui reste limitée intègre toutefois à la fois la variation des déformations plastiques, mais aussi celle des contraintes de cisaillement.

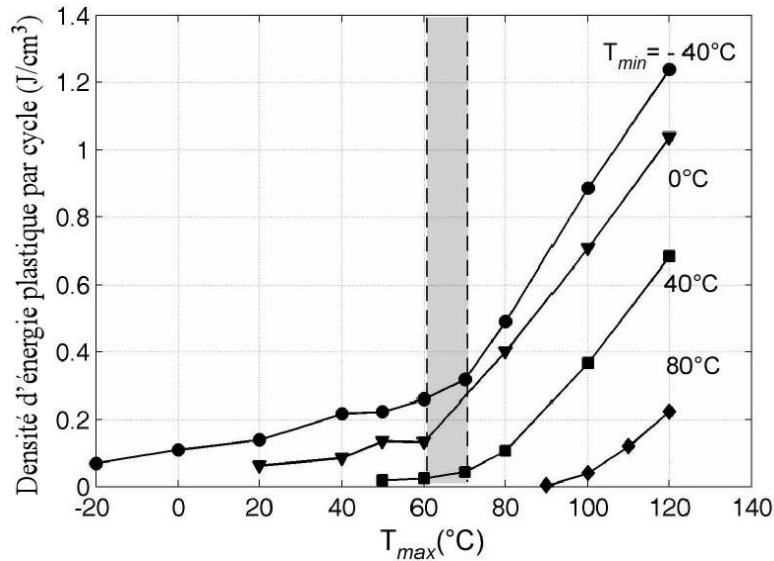


Fig.IV.28 : Evolution de la densité d'énergie cumulée par cycle en fonction de  $T_{max}$

Lorsque  $T_{max} > 0.74T_m$ , nous constatons que la densité d'énergie plastique par cycle augmente beaucoup plus significativement avec le niveau  $T_{max}$ . Cela s'explique par le fait que les déformations plastiques sont beaucoup plus élevées (cf. fig.IV.23). Dans le même temps, les variations des contraintes de cisaillement à leur niveau le plus élevé, ne dépendent plus de  $T_{max}$ , mais uniquement de  $T_{min}$ . Dans ces conditions, il est clair que la variation de la densité d'énergie plastique est principalement pilotée par la variation des déformations plastiques avec la température maximale puisque les variations des contraintes sont en état de saturation.

Ces remarques sont importantes quant à la pertinence des modèles de durée de vie à utiliser. En effet, nous venons de constater que dans le cas où le niveau haut de la température ( $T_{max}$ ) est supérieur à  $0.74T_m$  (pour la brasure étudiée ici), les variations des contraintes de cisaillement ne dépendent que très peu de  $T_{max}$ . Ainsi, un modèle basé sur l'énergie plastique cumulée renseigne sensiblement de la même façon qu'un modèle basé sur les déformations plastiques. Des modèles de durée de vie basés soit sur l'énergie plastique cumulée soit sur les déformations plastiques doivent alors pouvoir être utilisés.

Mais par contre, lorsque  $T_{max} < 0.74T_m$ , et que la densité d'énergie plastique (de plus faible amplitude) dépend des évolutions avec la température max. simultanément des variations de contraintes de cisaillement et des variations des déformations plastiques, la conclusion diffère. Dans ce cas en effet, le modèle basé sur les seules déformations plastiques (qui ignore les variations de contraintes de cisaillement) n'est probablement pas adapté. Un modèle basé sur la densité d'énergie plastique qui intègre à la fois les variations de déformations plastiques et celles des contraintes de cisaillement lui semble préférable.

Il est toutefois important de souligner que ces résultats ne sont basés que sur des simulations numériques qu'il sera utile les de vérifier par des tests expérimentaux pour validation.

#### IV.4.2. Résultats pour une brasure sans plomb

Dans le précédent chapitre (chapitre III) nous avons testé en cyclage passif des modules ayant des brasures constituées d'alliages au plomb ( $\text{Sn}_{63}\text{Pb}_{37}$ ) et d'autres sans plomb ( $\text{SnCu}_{0.7}$ ), il est donc intéressant de réaliser la même étude sur le comportement des brasures sans plomb. Mais les propriétés physiques de cette brasure  $\text{SnCu}_{0.7}$  ne sont pas disponibles dans la littérature car elle est très peu étudiée. Nous avons alors décidé, d'étudier une autre brasure sans plomb dont les propriétés sont cette fois disponibles dans la littérature qui est la brasure  $\text{Sn3Ag0.5Cu}$ .

Les propriétés mécaniques de cette brasure ainsi que les paramètres du modèle d'Anand sont présentés dans les tableaux IV.7 et IV.8 respectivement [Ama02].

Tableau IV.7: Propriétés mécaniques de la brasure Sn3Ag0.5Cu [Ama02]

Brasure	CTE ( $10^{-6}K^{-1}$ )	Young modulus (MPa)
SnAgCu	17	$5.5 \times 10^4 - 116 T(^{\circ}C)$

Tableau IV.8: Paramètres de la loi d'Anand de la brasure SnAgCu [Ama02]

$s_0$ (MPa)	Q/R (K)	A ( $s^{-1}$ )	$\xi$	m	$h_0$ (MPa)	S (MPa)	n	a
1	8400	$4,6 \cdot 10^6$	0.038	0.162	3090	1.04	0.0046	1.56

Nous avons réalisé les mêmes simulations que dans l'étude précédente (avec la brasure SnPb) pour  $T_{min} = -40^{\circ}C$  et  $T_{min} = 0^{\circ}C$ . La figure IV.31 représente les variations des contraintes de cisaillement obtenues avec la brasure SnPb (courbes en traits pleins) et la brasure SnAgCu (courbes en pointillés). Ces variations sont calculées sur le dernier cycle thermique (cinquième cycle). Nous remarquons que le comportement de la brasure sans plomb SAC, commence à varier à partir d'une température plus élevée que celle de la brasure au plomb, environ  $80^{\circ}C$ . Cette température correspond à  $0.72T_m$  ( $T_{m_{Sn3Ag0.5Cu}} = 217^{\circ}C$  [Ost07]) pratiquement similaire à celle de la brasure au plomb ( $0.74T_m$ ).

Lorsque la température maximale ( $T_{max}$ ) est inférieure à  $80^{\circ}C$ , les variations des contraintes de cisaillement ( $\Delta\sigma$ ) dans la brasure sans plomb sont plus faibles que celles de la brasure plomb et lorsque  $T_{max} > 80^{\circ}C$ , ces variations sans presque identiques.

Les variations cycliques des déformations plastiques sont représentées sur la figure IV.32 pour les mêmes conditions de simulations. Nous remarquons que les variations des déformations plastiques sont plus faibles pour la brasure sans plomb.

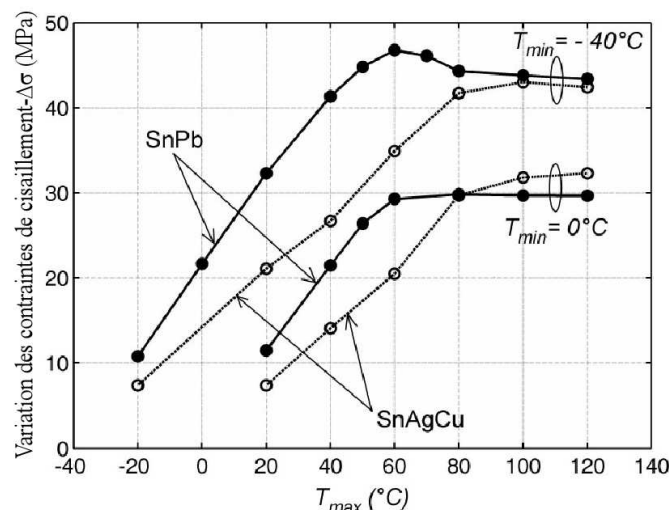


Fig. IV.29 : Variation des contraintes de cisaillement dans les brasures SnPb et SnAgCu, pour  $T_{min} = -40^{\circ}C$  et  $0^{\circ}C$  en fonction de  $T_{max}$ .

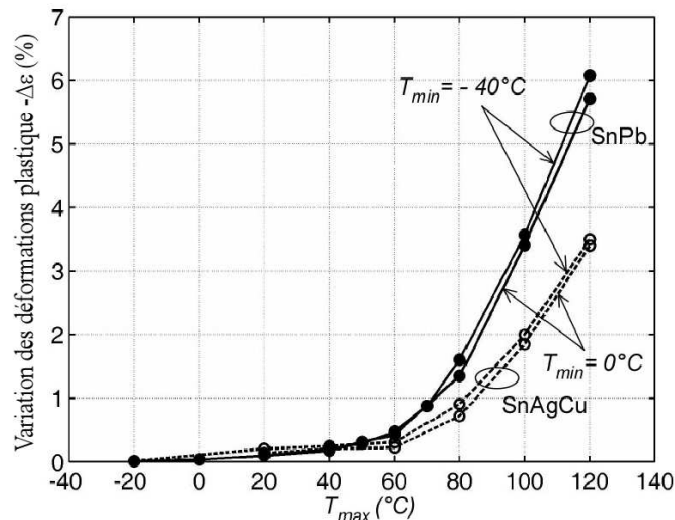


Fig. IV.30. : Variations cyclique des déformations plastiques, brasure SnPb (traits pleins), brasure SAC (pointillés)

## IV.5. Combinaison entre le cyclage passif et actif

Comme indiqué dans l'introduction, dans une application automobile, les composants de puissance sont soumis à une combinaison de cycles thermiques actifs et passifs [Ers96].

Dans les tests expérimentaux réalisés à l'INRETS et présentés dans les chapitres précédents nous avons dissocié les deux types de cyclages dans le but de découpler les effets sur les types de dégradations et modes de défaillance induits par tel ou tel cyclage. Malheureusement, dans la pratique, ces deux types de cyclage cohabitent. Il nous semble donc intéressant de chercher à mettre en évidence l'effet du couplage des deux modes de cyclage sur le vieillissement des modules IGBT. Malheureusement, la réalisation d'un banc d'essai dans lequel les modules seraient soumis simultanément à des cyclages actifs et passifs est assez difficile à mettre en place. Nous nous sommes limités à simuler cette combinaison de cycles. Nous avons ainsi effectué des simulations par éléments finis afin de vérifier l'effet de l'injection de puissance pendant les paliers de haute et de basse température du cyclage passif sur le comportement de la brasure et des puces.

L'idée est de partir d'un état mécanique établi consécutif à quelques cycles passifs et d'évaluer les contraintes et déformations dues aux cycles actifs sur la brasure basse et de les comparer aux valeurs obtenues sur les cycles passifs.

### IV.5.1. Modélisation et résultats

Contrairement aux simulations réalisées dans les parties précédentes où l'étude se focalisait sur la brasure semelle/DCB pendant le cyclage passif, dans cette partie nous aurons à injecter de la puissance sur les puces IGBT pour simuler les phases de cyclage actif. L'utilisation d'un modèle 2D est donc inadéquate.

Un modèle 3D de la géométrie d'un module IGBT a été développé conformément aux dimensions des modules testés (cf. II.2, chapitre II), fig.IV.31(a). Mais le modèle 3D complet requiert un espace mémoire beaucoup trop élevé pour réaliser un maillage suffisamment fin pour un calcul thermomécanique correct et l'absence de symétrie nous empêche de simplifier le modèle. Nous avons donc volontairement simplifié ce dernier en ne considérant qu'un seul substrat DCB et en négligeant l'effet du couplage thermique induit par les sources des substrats adjacents, fig.IV.31(b). Néanmoins, un calcul préalable purement thermique a été réalisé sur le modèle complet afin de tenir compte des contraintes thermiques les plus élevées (celles du substrat central). Ce modèle thermique a également révélé que le « passage » de trois DCB à un

seul n'engendre pas une variation significative des températures maximales des puces (peu de couplage thermique entre les puces IGBT des trois bras).

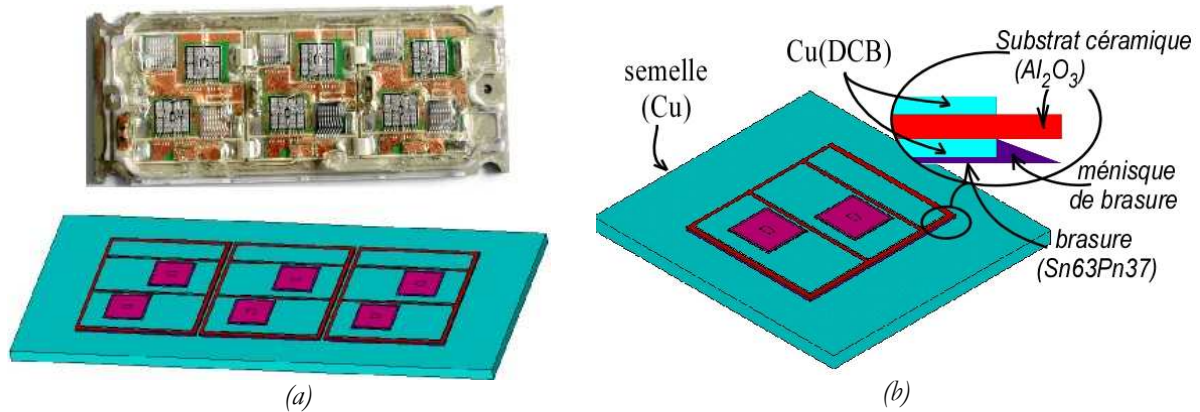


Fig. IV.31 : Modèle 3D du module entier (a) et d'un seul DCB (b)

Afin d'assurer la précision des résultats, il est nécessaire de réaliser un maillage aussi fin que possible notamment dans les régions soumises à de fortes variations des grandeurs thermiques et/ou mécaniques, tout en assurant un temps de calcul raisonnable. Pour cela nous avons pris en compte au minimum trois éléments en épaisseur pour chaque couche et maillé plus finement les zones les plus sensibles (les brasures). Le modèle retenu d'un seul substrat DCB est ainsi constitué de 485288 éléments et 242211 nœuds.

La couche la plus délicate à mailler est la couche de brasure située entre la semelle et le DCB à cause de la disproportion entre sa surface (1065 mm<sup>2</sup>) et son épaisseur (95µm). Les conditions aux limites mécaniques sont appliquées à la semelle, telles que schématisées dans la figure IV.34, de manière à la laisser libre de se déformer sous les contraintes thermiques

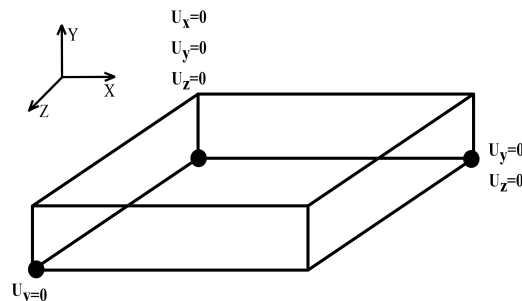


Fig. IV.32: Conditions aux limites mécaniques

Afin de prendre en considération les contraintes résiduelles dues au processus d'assemblage du DCB et de la semelle, nous avons considéré la température de référence ( $T_{ref}$ ), à laquelle tous les matériaux de l'assemblage sont hors contraintes, égale à la température de fusion de la brasure (183°C pour une brasure SnPb<sub>37</sub>).

La démarche retenue a consisté en l'application de quelques cycles thermiques passifs sur tous les nœuds du modèle représentant les variations de températures environnementales, avec une variation de température entre -40°C et 120°C, des paliers de 15mn et une vitesse de variation de température de 10°C/mn. Cinq cycles passifs ont ainsi été effectués afin de tendre vers une stabilisation des résultats, en termes de variation cyclique des grandeurs mécaniques, en un temps de calcul raisonnable. Ensuite, cinq cycles thermiques actifs sont simulés par des phases d'injection de puissance (123W durant 15s) sur les surfaces actives (0.83cm<sup>2</sup>) des puces IGBT lorsque la température ambiante est au palier haut suivi d'une phase de refroidissement de 30s comme indiqué sur le profil schématique de la fig.IV.33. Seuls des cycles actifs à haute

température ambiante sont réalisés ici car nous avons vus précédemment que ce sont ceux qui cumulent le plus de densité d'énergie plastique par cycle et donc les plus réducteurs de durée de vie.

Le calcul est réalisé en deux étapes avec le logiciel ANSYS. D'abord une simulation purement thermique est effectuée en injectant un flux thermique sur les surfaces actives des puces. La température ambiante est imposée comme conditions limites sur la surface basse de la semelle. Ensuite, le champ de températures dans la structure 3D à l'instant désiré est utilisé comme chargement pour le calcul mécanique.

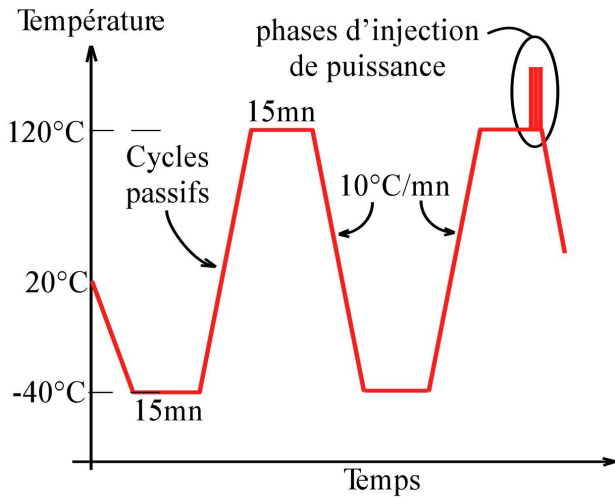


Fig. IV.33: Représentation schématique de la combinaison retenue ici entre cyclage passif et actif

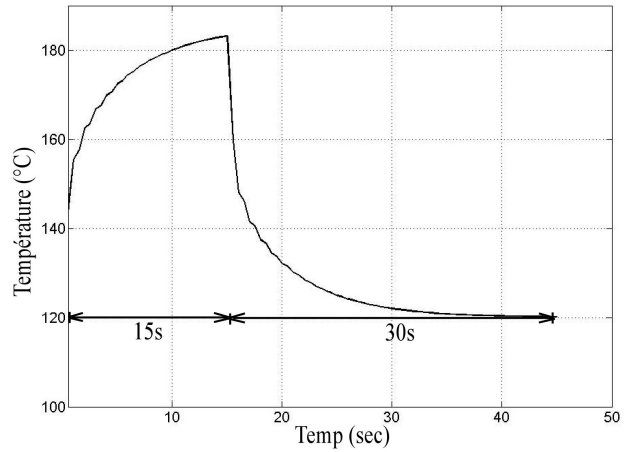


Fig. IV.34: Variation de la température sur la surface de la puce

La variation de la température sur la surface de la puce durant un cycle actif complet relevé au point où la température est maximale est représentée sur la figure IV.34. A la fin de l'injection de puissance, la température maximale de la puce atteint 183°C. A cet instant, la cartographie de la température de l'assemblage est représentée sur la figure IV.35 et montre un couplage thermique important entre les deux puces du DCB. La figure IV.35 donne le champ de température au même instant dans la couche de brasure substrat/semelle.

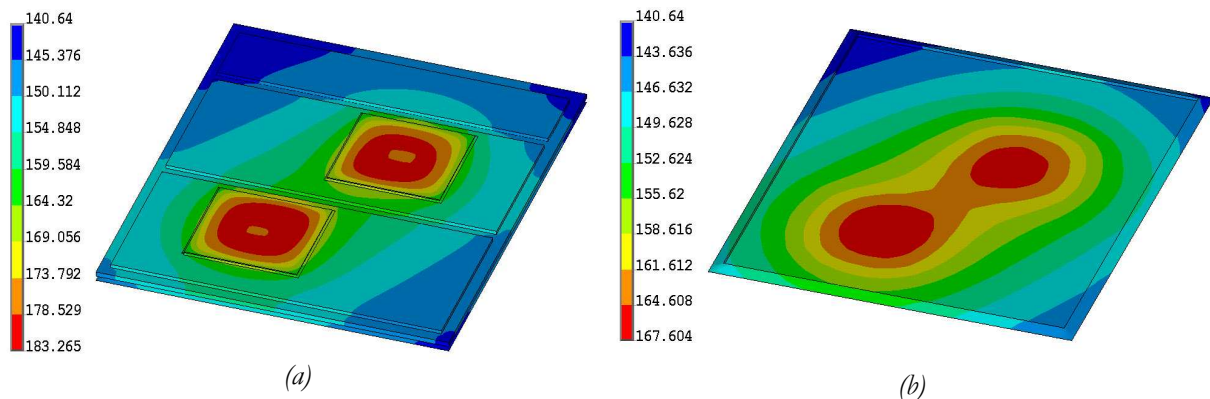


Fig. IV.35 : Distribution de la température à la fin de l'injection de puissance à haute température,  $T_{semelle} = 120^{\circ}\text{C}$ , (a) dans le substrat DCB et les puces IGBT (b) dans la brasure semelle/DCB

Les niveaux de températures atteints dans cette étude purement théorique dépasseraient largement les spécifications du constructeur du module en cas de test dans les mêmes conditions. Celles des puces, qui sont spécifiées pour 175°C mais également et surtout celle de l'assemblage



spécifié pour 125°C et pour lequel les valeurs de températures obtenues sont d'environ 40°C au-dessus. De plus, l'injection de puissance fait apparaître un fort gradient entre la périphérie et le centre de la puce due aux dimensions très réduites de la technologie « trench gate » des puces testées.

La figure IV.36 représente la distribution de la température le long d'une ligne passant par le centre de la puce. La cavité au centre de cette courbe correspond au pad de grille. Il apparaît clairement que l'utilisation de plus petites puces augmente la densité de puissance et par conséquent un fort gradient spatial d'environ 11°C/mm est créé à la périphérie de la puce

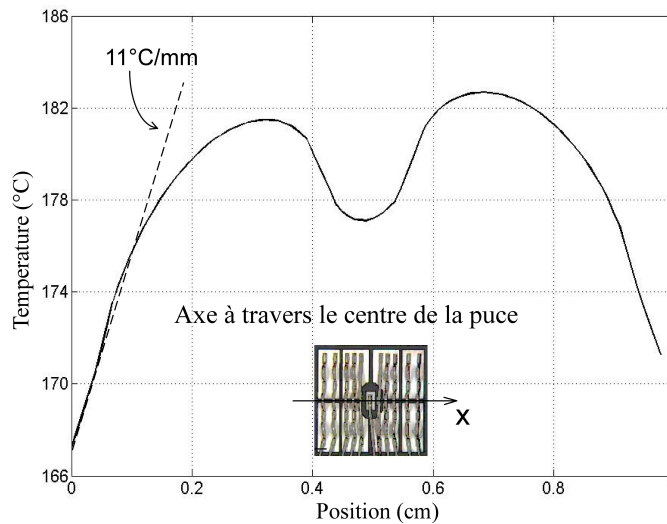


Fig. IV.36 : Distribution de la température le long d'une ligne passant par le centre de la puce à la fin de l'injection de puissance à haute température ambiante (120°C)

L'injection de puissance dans les puces se traduit bien évidemment par une élévation de température au niveau des puces, mais également dans toute la structure sous la puce. A la fin de la phase d'injection de puissance, la température sous la semelle est de 120°C et elle est de l'ordre de 183°C max au niveau de la puce. Nous avons donc une variation maximale entre la base de la semelle et le point le plus chaud de la puce d'environ  $\Delta T_{j_{max}} = 63^\circ\text{C}$ , par contre à la périphérie de la puce la variation est d'environ 40°C.

La distribution de la température dans la brasure semelle/DCB présente une augmentation d'environ 47°C sous la puce, comme nous pouvons le voir sur la figure IV.35(b). La variation de température est plus faible sur les bords de la brasure (le flux de puissance étant principalement vertical) 35°C au bord le plus chaud et seulement 20°C au niveau du coin le moins chaud. Le positionnement des puces sur le substrat DCB (elles sont décalées des bords du DCB) limite ainsi l'échauffement de la brasure ce qui augmente certainement sa durée de vie.

Les variations de température de forte amplitude imposées par les cycles passifs sont beaucoup plus contraignantes pour la brasure semelle/DCB que les cycles actifs. Mais ces derniers avec une fréquence beaucoup plus importante peuvent cumuler, après un certain nombre de cycles, la même densité d'énergie plastique qu'un cycle passif.

Le tableau IV.9 représente les variations cycliques de la densité d'énergie ( $\Delta W_{pl}$ ), des déformations plastiques ( $\Delta \epsilon_p$ ) et des contraintes de cisaillement ( $\Delta \sigma$ ) calculées sur le cinquième cycle passif comparées à celles calculées sur le cinquième cycle actif.

Les variations des contraintes de cisaillement par cycle actif représentent pratiquement la moitié de celles par cycle passif par contre les variations de la densité d'énergie et des déformations plastiques sont beaucoup plus importante pour un cycle passif. En effet, le rapport entre les  $\Delta W_{pl}$  et  $\Delta \epsilon_p$  par cycle passif et actif est de l'ordre de 10. Il faudra donc près de 10 cycles actifs pour

cumuler une densité d'énergie plastique comparable à celle cumulée pour un cycle passif. Ce résultat surprenant peut être expliqué par les niveaux de températures ambiantes très élevées considérées (120°C). Ce rapport devrait augmenter certainement de manière considérable en abaissant le niveau de température du palier haut.

Tableau IV.9 : Variations de la densité d'énergie, des déformations plastiques et des contraintes de cisaillement par cycle passif et actif.

	$\Delta W_{pl}$ (J/cm <sup>3</sup> )	$\Delta \epsilon_p$ (%)	$\Delta \sigma$ (MPa)
Variation par cycle passif	0.508	1.51	24.5
Variation par cycle actif	0.066	0.148	9.54

Ce type d'étude peut être important pour la prise en compte de profils de missions réalistes dans l'estimation de la durée de vie des modules de puissance. On a montré ainsi les niveaux de températures que peut atteindre les puces lorsque les modules de puissance sont utilisés dans des applications où les températures ambiantes sont très contraignantes comme c'est le cas dans un environnement automobile. Des tests expérimentaux doivent donc être conduits en combinant les contraintes des deux types de cyclage actif et passif pour se rapprocher le plus possible des conditions réelles de fonctionnement.



## Conclusion Générale

Les travaux présentés dans cette thèse nous ont permis d'apporter quelques éléments de compréhension et d'interprétation des mécanismes de défaillance qui apparaissent dans les modules IGBT soumis à de fortes contraintes thermiques.

La première campagne de tests réalisée sur les modules IGBT 600V-200A en cyclage actif avait pour objectif d'évaluer la tenue de ces modules à des cyclage actifs longs à haute température ambiante (supérieure à 90 °C). Le principal mode de dégradation généralement activé par ce type de cycles est le délaminage des brasures situées entre le substrat DCB et la semelle. Mais ces dernières ont présentées une tenue exceptionnelle probablement grâce à la disposition judicieuse des puces actives sur le substrat isolant.

Le mode de défaillance le plus récurrent que nous avons constaté est la dégradation des fils de bonding (fissurations, crack et levée). En effet, avant même que le critère généralement dédié à ce mode de défaillance (augmentation de 5% du  $V_{ce}$ ) ne soit atteint, nous avons observé des fractures au niveau des pieds de bonding. Ce phénomène est plus accentué sur le module ayant cyclé à basse température ambiante mais sous forte densité de courant. Dans ce protocole, la densité de courant est un facteur prédominant quant à la dégradation des fils.

Les cycles s'effectuant à température de jonction élevée, nous avons également constaté des dégradations au niveau des puces, notamment la reconstruction de la couche de métallisation. Cette dégradation est plus importante pour les modules dont le niveau de température de jonction était le plus haut.

Enfin, lors des essais de cyclage actif à haute température de jonction ( $T_{jmax} \geq 176^\circ\text{C}$ ) et forte variation de température ( $\Delta T_j = 80^\circ\text{C}$ ) nous avons observé un mode de défaillance inhabituel. Il se traduit par une augmentation brutale de la température de jonction des puces IGBT créant une forte dégradation des brasures sous les puces. Ce phénomène est assez difficile à expliquer mais les fortes contraintes de cyclage associées à une température maximale dépassant les limites imposées par le constructeur peuvent expliquer un tel comportement. La nature des brasures (sans plomb) peut également avoir une influence. Il serait donc nécessaire de mener des tests et des analyses complémentaires pour mieux comprendre l'origine de ce phénomène.

Cette partie du mémoire consacrée aux essais de cyclage actif nous a aussi permis d'apporter quelques précisions quant à la pertinence des critères de défaillances habituellement considérés. En effet, la mesure du  $V_{ce}$  comme indicateur de dégradation des pieds de bonding n'est pas assez sensible pour être utilisée comme indicateur d'initiation de dégradations. Une augmentation de seulement 3% de ce paramètre peut correspondre à la levée de la majorité des fils. Par contre, la mesure de la résistance thermique semble être un bon indicateur de vieillissement pour les brasures mais elle nécessite d'avoir une estimation ou une mesure de  $T_j$  et de la puissance dissipée en opération. Nous pouvons alors, imaginer une recherche de paramètres thermosensibles qui permettrait cette estimation de température de jonction en opération et qui permettraient également de construire un outil de diagnostic de l'état de vieillissement de modules de puissance à travers des analyses de réponses thermiques des composants. Cela pourrait constituer des perspectives de travaux qui pourraient faire suite à cette thèse.

Dans l'optique de compréhension des mécanismes de défaillances, nous avons cherché, dans une seconde partie, à évaluer l'influence de l'amplitude des cycles thermiques passifs et des niveaux des paliers à haute et basse température sur la tenue des brasures semelle/DCB. Les modules IGBT ont ainsi été soumis à des essais de cyclage passifs sous différents profils thermiques. Les

modules ainsi testés ont été analysés régulièrement (microscopie acoustique) pour détecter le moment d'initiation des fissures dans les brasures et calculer leurs vitesses de propagations.

Nous avons ainsi pu montrer, que l'amplitude des cycles thermiques avait une influence prédominante sur l'initiation des fissures dans les brasures. Les fissures s'initient beaucoup plus rapidement dans les brasures des modules ayant cyclé sous le profil de plus forte amplitude (entre  $-40^{\circ}\text{C}$  et  $120^{\circ}\text{C}$ ). Par contre, pour des cycles de même amplitude, il a été constaté que le niveau des paliers à haute et basse température influençait la vitesse de propagation des fissures et leur initiation. Ainsi, lorsque la même variation de température se fait à basse température l'initiation des fissures se trouve considérablement retardée et la vitesse de propagation réduite. L'ensemble de ces travaux tend à montrer qu'à haute température, malgré un niveau de contraintes limité, le comportement viscoplastique de la brasure, et les déformations considérables qui en résultent sont responsables de densité volumique d'énergie plastique bien plus élevées qu'à basse température. .

Le comportement de la brasure semelle / DCB dépend également de la nature de la brasure utilisée (à base de plomb ou sans plomb). Quel que soit le profil de cyclage, nous avons constaté pour les modules testés ici que les brasures à base de plomb ont présenté une durée de vie plus longue que celle sans plomb.

Ainsi, en dehors de la nature de la brasure nous avons déduit des essais précédents que le nombre de cycles nécessaire à l'initiation des fissures dépend des trois principaux paramètres  $\Delta T$ ,  $T_{min}$  et  $T_{max}$  tandis que la vitesse de propagation des fissures, moins sensible à l'amplitude de température est fortement influencée par le niveau des températures maximales de palier.

Pour apporter plus d'explications aux résultats des tests expérimentaux de cyclages passifs, nous avons réalisé des simulations numériques par éléments finis, et qui sont présentées dans le quatrième chapitre. Dans un premier temps, nous avons cherché à évaluer l'influence de la géométrie du ménisque de brasure sur les résultats des simulations. Nous avons montré qu'une modélisation réaliste de la géométrie de la brasure en ne complexifiant que légèrement la géométrie permettait de réduire considérablement l'effet des singularités géométriques et offrait des résultats moins sensibles à la densité de maillage que ceux obtenus avec un modèle plus simple des bords de brasure (qui est le modèle généralement retenu).

Dans un second temps nous avons réalisé des simulations numériques où nous avons estimé les contraintes de cisaillements et les déformations plastiques dans les brasures sous les mêmes contraintes que celles des tests de cyclage passif. Les résultats obtenus ont montrés que les contraintes de cisaillement dans la brasure sont principalement pilotées par le niveau bas de la température et les déformations plastiques par le niveau le plus élevé de la température. Les évolutions relatives de ces deux paramètres nous ont permis d'expliquer pourquoi l'énergie plastique cumulée était plus importante pour les cycles effectués à haute température, pour lesquels les déformations plastiques sont prédominantes.

Nous avons également montré avec ces simulations que la brasure étudiée (SnPb) présente deux comportements distincts délimités par une valeur de température égale à environ  $0.74T_m$  ( $T_m$  étant la température de fusion de la brasure SnPb<sub>37</sub> en kelvin).

Lorsque la température du palier haut du cyclage est inférieure à  $0.74T_m$  la variation des contraintes de cisaillement augmente linéairement avec la température tandis que les variations des déformations plastiques restent très faibles. Lorsque par contre la température du palier haut est supérieur à  $0.74T_m$ , les variations des contraintes de cisaillement n'évoluent plus et « saturent » à une valeur qui dépend du niveau bas de température, alors que les variations des déformations plastiques augmentent considérablement avec le niveau haut de température. L'énergie plastique cumulée est ainsi beaucoup plus importante lorsque le niveau haut de

température excède une valeur voisine ici de  $0.74T_m$ . Nous avons ainsi expliqué, la durée de vie plus longue des brasures qui a été constatée lorsqu'elles sont cyclées à basse température.

Ces travaux ont apporté quelques critères de choix des modèles de durée de vie généralement retenus pour les modules de puissance. Si pour des cycles effectués à haute température, les modèles basés sur l'énergie plastique cumulée ou les déformations plastiques peuvent être utilisés, à plus basse température, il semble que les modèles basés sur l'énergie plastique cumulée soient mieux adaptés. A plus haut température en effet, l'énergie plastique cumulée est principalement gouvernée par les déformations plastiques, les contraintes étant limitées par le comportement viscoplastique de la brasure. Néanmoins, ces conclusions étant basés que sur des résultats de simulations, ils doivent faire l'objet de vérifications par des tests expérimentaux. .

Les modules testés ayant des brasures constituées d'alliages à base de plomb ( $\text{SnPb}_{37}$ ) et d'autres sans plomb ( $\text{SnCu}_{0.7}$ ), nous avons aussi cherché à comparer le comportement de ces deux types de brasure. Malheureusement, les propriétés thermiques et mécaniques de la brasure  $\text{SnCu}_{0.7}$  n'étaient pas disponibles dans la littérature. Pour avoir un ordre d'idée nous avons étudié une autre brasure sans plomb dont les caractéristiques étaient disponibles.

Les résultats ont montré que le comportement de la brasure sans plomb retenu semblait similaire à celui de la brasure au plomb. Il est à noter que ces résultats ayant été obtenus exclusivement par simulation, des campagnes de tests expérimentaux doivent impérativement être réalisées pour confirmer ces résultats et apporter des éléments de compréhension quant à l'influence de l'amplitude des cycles thermiques et des niveaux à haute et basse température sur différentes natures de matériaux de brasure.

La méconnaissance des matériaux constituant les alliages utilisés dans les brasures et leurs propriétés physiques a été un obstacle majeur dans cette étude. En effet, nous avons consacré un temps considérable à trouver la composition des brasures (avec encore quelques incertitudes) et nous n'avons pu trouver dans la littérature de données exploitables pour la simulation.

Enfin, nous avons cherché à estimer les contraintes thermomécaniques que subissent les modules dans une application réelle en simulant la combinaison des contraintes thermiques du cyclage actif et passif. Cette étude a montré qu'une injection de puissance fait augmenter la température de la puce et celle de la brasure et crée ainsi une variation des contraintes et déformations plastiques dans la brasure. Même si ces variations ne sont pas aussi importantes que celles imposées par les cycles passifs une injection cyclique permettra, après un certain nombre de cycles actifs, d'accumuler la même variation d'énergie qu'un cycle passif de grande amplitude.

La puce IGBT est elle aussi soumise à de fortes contraintes. A cause des contraintes résiduelles dues au processus de brasage, la puce se trouve dans état de compression permanent particulièrement à basse température. Il existe donc un risque de fracture de la puce elle-même. L'injection de puissance crée un fort gradient de température sur la surface de la puce entre le centre et la périphérie due aux dimensions très réduites de la technologie « trench gate » des puces testés.

Ainsi, sous des contraintes combinées, la puce est également soumise à de fortes contraintes thermomécaniques. Une des perspectives de cette thèse pourrait être de montrer si de telles contraintes pourraient conduire à la dégradation de l'oxyde et des passivations.

Des travaux de simulation seuls ne pourront apporter tous les éléments de réponse, et ils devront être complétés par des tests expérimentaux. Cela nécessitera la réalisation d'un banc de cyclage qui permettra de réaliser des tests de cyclage actifs tout en faisant varier la température ambiante suivant un profil de cyclage passif. Cette perspective est d'autant plus importante qu'elle permettra de provoquer des dégradations simultanément au niveau de la puce et au niveau de l'assemblage. Cela permettra d'évaluer la durée de vie du module dans des conditions de fonctionnement très proches de celles d'une application réelle.





## Références Bibliographiques

- [Abt00] Mulugeta Abtewa, Guna Selvaduray, "Lead-free Solders in Microelectronics", *Materials Science and Engineering*, vol.27, pp. 95±141, 2000
- [ACEA] Association des constructeurs européens d'automobiles ([www.acea.be](http://www.acea.be))
- [Aga02] Anant Agarwal, et al., "600 V, 1- 40 A, Schottky Diodes in SiC and Their Applications", *CREE*, 2002
- [Akay97] H. Akay, H. Zhang, N. Paydar, "Experimental correlations of an energy-based fatigue life prediction method for solder joints", *ASME*, 1997
- [Ama02] M. Amagai, M. Watanabe, M. Omiya, K. Kishimoto, T. Shibuya, "Mechanical characterization of Sn–Ag-based lead-free solders", *Microelectronics Reliability*, vol. 42, pp. 951–966, 2002
- [Amr05] R. Amro, J. Lutz, "Double-Sided Low-Temperature Joining Technique for Power Cycling Capability at High Temperature", *Conférence EPE*, Dresden, Allemagne, 2005.
- [Ana85] L. Anand, "Constitute equations for hot-working of metals and FCOB solder joints. Based on the experimental", *International Journal of Plasticity*, vol. 1, pp. 213–31, 1985
- [And05] C. Andersson, Z. Lai, J. Liu, H. Jiang, Y. Yu, "Comparison of isothermal mechanical fatigue properties of lead-free solder joints and bulk solders", *Materials Science and Engineering A*, vol. 394, pp. 20–27, 2005
- [And07] I. E. Anderson, "Development of Sn–Ag–Cu and Sn–Ag–Cu–X alloys for Pb-free electronic solder applications", *Journal of Materials Science: Materials in Electronics*, vol.18, pp. 55–76, 2007
- [Ang83] W. Engelmaier, "Fatigue Life of Leadless Chip Carrier solder joints during power cycling", *IEEE Trans. on comp. hybrids and manuf. Technology*, vol.6, n°3, sept. 1983.
- [Ara08] M. Arab, S. Lefebvre, Z. Khatir, S. Bontemps, "Experimental Investigations of Trench Field Stop IGBT under Repetitive Short-Circuits Operations", *PESC'08*, 2008.
- [Arz01] A. Arzumanian & al. « Flip Chip power MOSFET: a new wafer scale packaging technique », *ISPSD'01*
- [Azz05] S. Azzopardi, A. Benmansour, M. Ishikob, E. Woïrgard, "Assessment of the Trench IGBT reliability: low temperature experimental characterization", *Microelectronics Reliability*, vol. 45, pp.1700–1705, 2005
- [Bar07] W. Bartsch, S. Gediga, H. Koehler, R. Sommer, G. Zaiser, "Comparison of Si- and SiC-Powerdiodes in 100A-Modules", *Aalborg EPE2007*, 2007
- [Bay08] R. Bayerer, "Higher Junction Temperature in Power Modules – a demand from hybrid cars, a potential for the next step increase in power density for various Variable Speed Drives", *PCIM'08*, 2008
- [Ber05] P. Bernard, J. Carter, R. Franck, "The 42V car of the future", note technique ON-semiconductor.
- [Ber00] F. Bernot, "Composants de l'électronique de puissance", *Techniques de l'Ingénieur*, 2000
- [Ber98] H. Berg, E. Wolfgang, "Advanced IGBT modules for railway traction applications: Reliability testing", *Microelectronics Reliability*.vol. 38, pp. 1319-1323, 1998.

- [Bra06] T. Braun, K.-F. Becker, M. Koch, V. Bader, R. Aschenbrenner, H. Reichl, “High-temperature reliability of Flip Chip assemblies”, *Microelectronics Reliability*, vol. 46, pp. 144–154, 2006.
- [Bro07] P. Brosselard, X. Jordà, M. Vellvehí, A. Pérez-Tomas, P. Godignon and J. Millán, “1.2 kV Rectifiers Thermal Behaviour: comparison between Si PiN, 4H-SiC Schottky and JBS diodes”, *EPE 2007 - Aalborg*
- [Bro96] W.D. Brown, R.A. Beera, H.A. Naseem, A.P. Malshe, “State-of-the-art synthesis and post-deposition processing of large area CVD diamond substrates for thermal management”, *Surface and Coatings Technology*, vol. 86-87, pp. 698-707, 1996
- [But06] C. Buttay, “Contribution à la conception par la simulation en électronique de puissance : application à l’onduleur basse-tension”, thèse de doctorat, INSA Lyon, 2004.
- [But07] Cyril Buttay<sup>1</sup>, Jeremy Rashid, et al “High performance cooling system for automotive inverters”, *EPE07, Aalborg, 2007*.
- [Car02] S. Carubelli, Z. Khatir, “Experimental validation of a thermal modelling method dedicated to multichip power modules in operating conditions”, *Microelectronics Journal*, vol. 34, pp. 1143–1151, 2003
- [Car03] S. Carubelli, “Contribution à l’identification et à l’estimation des contraintes de fatigue thermique des convertisseurs intégrés pour la traction électrique”, Thèse de doctorat de l’université H. Poincaré, Nancy I, Sept. 2003.
- [Cha05] J. C. Charmet, "Mécanique des solides et des matériaux: Plasticité et Fluage", 2005
- [Che06] X. Chen, J. Song, K. Soo Kim, “Low cycle fatigue life prediction of 63Sn–37Pb solder under proportional and non-proportional loading”, *International Journal of Fatigue*, vol. 28, pp. 757–766, 2006.
- [Che07] Y. S. Chen, C. S. Wang, T. C. Wang, W. H. Chan, K. C. Chang, T.D. Yuan, “Solder Joint Reliability Assessment for Flip Chip Ball Grid Array Components with Various Designs in Lead-Free Solder Materials and Solder Mask Dimensions”, *Journal of Electronic Materials*, vol. 36, No. 1, 2007
- [Chel07] T. Chellaih, G. Kumar, K. N. Prabhu, “Effect of thermal contact heat transfer on solidification of Pb–Sn and Pb-free”, *Solders Materials and Design*, vol. 28, pp. 1006–1011, 2007
- [Cho04] Y.C. Chou, D. Leung, I. Smorchkova, M. Wojtowicz, R. Grundbacher, et al., “Degradation of AlGa<sub>N</sub>/Ga<sub>N</sub> HEMTs under elevated temperature lifetesting”, *Microelectronics Reliability*, vol. 44, pp. 1033-1038, 2004
- [Cia01] M.Ciappa, “Some Reliability Aspects of IGBT Modules for High Power Applications, Thesis ETH Zürich, 2001.
- [Cia02a] M. Ciappa, "Selected failure mechanisms of modern power modules", *Microelectronics Reliability*, Vol.42, n°4-5, pp.653-667, April-May 2002.
- [Cia02b] M. Ciappa, F. Carbonagni, P. Cova, W. Fichtner, “A novel thermomechanics-based lifetime prediction model for cycle fatigue failure mechanisms in power semiconductors”, *Microelectronics reliability*, Vol. 42, pp. 1653-1658, 2002
- [Cle04a] J.P Clech, “Lead-Free and Mixed Assembly Solder Joint Reliability Trends”, *IPC Printed Circuits Expo® SMEMA Council APEX® Designers Summit 04, 2004*
- [Cle04b] J.P. Clech, “An Obstacle-Controlled Creep Model for SnPb and Sn-Based Lead-Free Solders”, *Proceedings SMTA International*, pp. 776-802, 2004.
- [Coq00] G. Coquery, R. Lallemand, “Failure criteria for long term Accelerated Power Cycling Test linked to electrical turn off SOA on IGBT module. A 4000 hours test on 1200A-3300V module with AlSiC base plate”, *Microelectronics Reliability*, vol. 40, pp. 1665-1670, 2000.

- [Coq01] G. Coquery, S. Carubelli, et al., "Power module lifetime estimation from chip temperature direct measurement in an automotive traction inverter", *Microelectronics Reliability*, vol.41, Oct.2001, pp.1695-1700
- [Coq03] G. Coquery, G. Lefranc, T. Licht, R. Lallemand, N. Seliger, H. Berg, "High temperature reliability on automotive power modules verified by power cycling tests up to 150°C", *Microelectronics reliability*, Vol. 43, pp. 1871-1876, 2003.
- [Coq93] Coquery G. Thermal cycling: first comparative tests on presspacked and direct bonding for GTOs and IGBTs. In: *Proceedings of ESREF*, 1993.
- [Coq99] Coquery G, Lallemand R, Berg H, Sommer K, Wagner D, Piton M., "Reliability improvement of the soldering thermal fatigue with AlSiC technology on traction high power IGBT modules" *EPE*; 1999.
- [Cov98] Cova P, Fantini F. "On the effect of power cycling stress on IGBT modules" *Microelectronics Reliability*, vol.38, pp.1347-1352, 1998.
- [Dah02] F. Dahlquist, "Junction Barrier Schottky Rectifiers in Silicon Carbide", KTH, Royal Institute of Technology Department of Microelectronics and Information Technology Stockholm, 2002
- [Dar00] R. Darveaux, "Effect of Simulation Methodology on Solder Joint Crack Growth Correlation", *Proceeding of the Electronic Components and Technology Conference*, 2000.
- [Dar02] R. Darveaux, "Effect of Simulation Methodology on Solder Joint Crack Growth Correlation and Fatigue Life Prediction", *Journal of Electronic Packaging*, vol.124, Issue 3, pp. 147-154, 2002
- [Dar07] R. Darveaux, C. Reichman, "Mechanical Properties of Lead-Free Solders", *Electronic Components and Technology Conference ECTC'07*, 2007.
- [Dar95] R. Darveaux, K. Banerji, A. Mawer, G. Dody, "Reliability of plastic ball grid array assembly". *Ball Grid Array Technology*, Lau, J., edition, McGraw-Hill, Inc. New York, pp. 379-442, 1995.
- [Del83] A. Delwasse, "Propriétés des alliages, Étain et alliages d'étain", *Technique de l'Ingénieur*, 1983
- [Den05] A. Denisenko, E. Kohn, "Diamond power devices. Concepts and limits", *Diamond & Related Materials*, vol.14, pp. 491-498, 2005
- [Det04] Th. Detzel, M. Glavanovics, K. Weber, "Analysis of wire bond and metallisation degradation mechanisms in DMOS power transistors stressed under thermal overload conditions", *Microelectronics Reliability* vol.44, pp 1485-1490, 2004
- [Dim03] S. Dimitrijevic, P. Jamet, "Advances in SiC power MOSFET technology", *Microelectronics Reliability*, vol. 43, pp. 225-233, 2003
- [Dod03] J. Dodge, "latest technology PT IGBTs vs. Power MOSFETs", *Application Note*, 2003.
- [Dub99] J.Y Duboz, "Matériaux semi-conducteurs à grand gap III-V à base de GaN", *Techniques de l'Ingénieur traité Électronique*, E1995, 1999.
- [Dug00] A. Dugenske, A. Fraser, T. Nguyen and R. Voitus, "The National Electronics Manufacturing Initiative (NEMI) plug and play factory project", *International journal of computer integrated manufacturing*, Vol.13, No.3, pp. 225-244, 2000.
- [Dup06] L. Dupont, Z. Khatir, S. Lefebvre, S. Bontemps, "Effects of metallization thickness of ceramic substrates on the reliability of power assemblies under high temperature cycling", *Microelectronics Reliability*, vol. 46, pp. 1766-1771, 2006
- [Dur04] R. Dudek, H. Walter, R. Doering, B. Michel, "Thermal fatigue modelling for SnAgCu and SnPb solder Joints", *EuroSim2004*.

- [Ebe05] C. Eberl, "Fatigue of Al Thin Films at Ultra High Frequencies", Rapport Ingénieur, Universität Stuttgart, 2005
- [EC03a] "Directive 2002/95/EC of the European Parliament and of the Council of 27 January 2003 on the restriction of the use of certain hazardous substances in electrical and electronic equipment"
- [EC03b] "Directive 2002/96/EC of the European Parliament and of the Council of 27 January 2003 on waste electrical and electronic equipment (WEEE) - Joint declaration of the European Parliament, the Council and the Commission relating to Article 9"
- [ELFNET07] "Lead-free soldering status survey 2006", Third Annual Report, February 2007
- [Elg06] M. EL Ghazouani, "Conception d'une plate-forme flexible de vieillissement haute température pour modules IGBT sous contraintes ", Thèse de doctorat, Montpellier, 2006.
- [Ers96] J.C. Erskine, "High Temperature Automotive Electronics : An Overview", HITEC, 1996.
- [EuRam] Brite EuRam BE 95-2105 RAPSDRA: Reliability of Advanced Power Semiconductors for Railway Traction Applications
- [Exe00] K. Exel, J. Schulz-Harder, "Water cooled DBC Direct Bonded Copper Substrates"
- [Fl87] P. Flinn, D. Gardner, and W. Nix, "Measurement and Interpretation of Stress in Aluminum-Based Metallization as a Function of Thermal History", IEEE Transactions On Electron Devices, Vol. Ed-34, No. 3, pp.689, March 1987.
- [Fou02] B. Foucher, J. Bouliié, B. Meslet, D.Das, " A review of reliability prediction methods for electronic devices" Microelectronics reliability, vol.42 pp. 1155-1162, 2002
- [Fra03] R. Francis, M. Soldano, "A New SMPS Non Punch Thru IGBT Replaces MOSFET in SMPS High Frequency Application", APEC 03
- [Fra95] D.François, A. Pneau, A.Zaoui, "Comportement mécanique des matériaux", Herme, 1995.
- [Fun08] T. Funaki, "High temperature characteristics of SiC schottky barrier diodes related to physical phenomena" IEICE Electronics Express, vol.5, n°.6, pp.198-203, 2008
- [Gan05] S. Ganesan, J. Wu, M. Pecht, "Assessment of Long-term Reliability in Lead-free Assemblies", International Conference on Asian Green Electronics, 2005
- [Gan05] S. Ganesan, J Wu, M. Pecht, "Assessment of Long-term Reliability in Lead-free Assemblies", 2005 International Conference on Asian Green Electronics, 2005
- [Gil03] C. Gillot, A. Lai, G. Poupon, Y. Avenas, M. Ivanova, C. Schaeffer, A. Bricard, E. Fournier, "Les micro-technologies pour le refroidissement en électronique", Congrès SFT, 2003
- [Gol05] A.Golland & F.Wakeman, "Application of Press-pack IGBTs in Traction Refurbishment", APEC 2005, Austin Texas, USA.
- [Gro98a] B. Gromoll, "Micro cooling systems for high density packaging", Revue Générale de Thermique, Vol. 37, Issue 9, Pages 781-787, October 1998
- [Gro98b] M. Groll, M. Schneider, V. Sartre, M. Chaker Zaghoudi, M. Lallemand, "Thermal control of electronic equipment by heat pipes", Revue Générale de Thermique, Volume 37, Issue 5, Pages 323-352, May 1998.
- [Gro99] G. Groeseneken, R. Degraeve, T. Nigam, G. Van den bosch, H. E. Maes "Hot carrier degradation and time-dependent dielectric breakdown in oxides", Microelectronic Engineering, Vol.49, pp 27-40, 1999.
- [Gue02] A. Guédon, E. Woïrgard, C. Zardini, "Evaluation of lead-free soldering for automotive applications" ESREF02, 2002.

- [Gue04] A. Guédon-Gracia et al., "Influence of the thermo-mechanical residual state due to the power assembly process on the lifetime modellization", *Micro-electronics Reliability*, vol.44, pp.1331-1335, 2004
- [Gut03] B. Gutschmann, et al, "Repetitive Short Circuit Behaviour Of Trench-/Field-Stop IGBTs", *PCIM*, 2003.
- [Gut06] K. Guth, P. Mahnke, "Improving the thermal reliability of large area solder joints in IGBT power modules", *CIPS*, 2006.
- [Ham98] A. Hamidi, « Contribution à l'étude des phénomènes de fatigue thermique des modules IGBT de forte puissance destinés aux applications de traction », thèse de doctorat, institut national polytechniques de lorraine, 1998.
- [Han07] C. Handwerker, U. Kattner, K.W Moon, "Fundamental Properties of Pb-Free Solder Alloys", Springer US, pp. 21-74, 2007
- [Haq01] S. Haque, G.Q. Lu "Effects of device passivation materials on solderable metallization of IGBTs", *Microelectronics Reliability*, Volume 41, Issue 5, Pages 639-647, 2001.
- [Her00] S. Heraud, "Du polycristal au multicristal : Élaboration d'un mésoscope numérique pour une analyse locale en élastoviscoplasticité", Thèse de doctorat, CEA, 2000
- [Her97] E.Herr, T.Frey, R. Schilegel, A.Stuch, R. Zehringer," Substrate-to-base solder joint reliability in high power IGBT modules" *Microelectronic reliability*, vol.37, pp. 1719-1722, 1997.
- [Hol07] M. Holz, G. Hultsch, T. Scherg, R. Rupp, "Reliability considerations for recent Infineon SiC diode releases", *Microelectronics Reliability*, vol. 47, pp. 1751–1755, 2007
- [Hua99] B. Huang, N.C. Lee, "Prospect of Lead Free Alternatives for Reflow Soldering", *IMAPS Chicago IL*, 26-28 October 1999
- [Hum07] E. Humbert, "La gestion de puissance électrique est un art difficile en automobile", *Electronique International*, n°, pp.28-30, 4 Octobre 2007
- [Ian08] R. Iankov, S. Cherneva, D. Stoychev, "Investigation of material properties of thin copper films through finite element modelling of microindentation test", *Applied Surface Science*, vol. 254, pp. 5460–5469, 2008.
- [Igi02] P.M. Igcic ,P.A. Mawby,M.S. Towers,W. Jamal,S. Batcup, " Investigation of the power dissipation during IGBT turn-off using a new physics-based IGBT compact model", *Microelectronics Reliability*, vol. 42, pp. 1045–1052, 2002
- [Ish04] M. Ishiko, "Recent R&D activities of power devices for hybrid electric vehicles", *R&D Review of Toyota CRDL*, vol. 39, n°. 4, 2004
- [Iva03] M. Ivanova, Y. Avenas, C. Schaeffer, C. Gillot et A. Bricard, "Apport de la microthermie pour le refroidissement des systèmes", *Journées électrotechniques du club EEA, Amiens*, 12-13 mars 2003
- [Iwa00] H.Iwamoto, M. Tabata, N. Wheeler, E. Thal, "Application Aspects of Trench Gate IGBT Modules", *PCIM'0*, 2000
- [Iwa01] H. Iwamoto, H. Kondo, Y.Yu, A. Kawakami, M. Nakaoka "Turn-off behaviour of epitaxial planar and trench gate IGBTs and nonepitaxial planar gate IGBT under hard and soft switchings", *IEE Proceedings Electric Power Applications*, vol. 148, N°5, September 2001
- [Iwa99] H. Iwamoto, M. Tabata, H. Takahashi, N. Wheeler, E. Thal, " A New 1200V PT IGBT Module using Trench Gate Structure and Local Life Time Control", *EPE, Lausanne*, 1999
- [Joh04] R. W. Johnson et al., "The Changing Automotive Environment: High-Temperature Electronics", *IEEE Trans on electronics packaging manufacturing*, Vol. 27, No.3, July 2004.

- [Joh04] R. W. Johnson et al., "The Changing Automotive Environment: High-Temperature Electronics", IEEE Trans on electronics packaging manufacturing, Vol. 27, No.3, July 2004.
- [Kan03] P. Kanschat, T. Stolze, T. Pässe, H. Rütting, F. Umbach, O. Hellmund, "600 V IGBT<sup>3</sup>-Technology in New Low Cost Modules for Consumer Drives Applications", PCIM03, 2003
- [Kas00] M.E. Kassnera, M.-T. Pérez-Prado, "Five-power-law creep in single phase metals and alloys", Progress in Materials Science, vol. 45, pp. 1-102, 2000.
- [Kas01] J.G. Kassakian et D.J. Perreault, "The future of electronics in automobiles", ISPSD'01, pp.15-19, Osaka, 2001.
- [Kaw04] S. Kawaji, M. Ichiko, K. Nishiwaki, T. Ohnishi, "Proposal of a new high power insulated gate bipolar transistor", R&D Review of Toyota CRDL, vol. 39, n°. 4, 2004
- [Kha00] Z. Khatir, S. Lefebvre, "Thermal analysis of high power IGBT module", ISPSD'00, Toulouse, 2000
- [Kha03] V. K. Khana, "IGBT, theory and design", IEEE press 2003
- [Kha04] Z. Khatir, S. Lefebvre, "Boundary element analysis of thermal fatigue effects on high power IGBT modules", Microelectronics Reliability, vol. 44, pp. 929–938, 2004
- [Kim03] K.S. Kim, S.H. Huh, K. Suganuma, "Effects of intermetallic compounds on properties of Sn–Ag–Cu lead-free soldered joints", Journal of Alloys and Compounds, vol. 352, pp. 226–236, 2003
- [Kurz87] W. Kurz, J. P. Mercier, et al., "Traité des matériaux: Introduction à la science des matériaux", Presses Polytechniques
- [Kyo04] KYOCERA, "Kyocera Power Module Substrate Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> AMB Substrate", Kyocera Corporation, AMB vers6.1, 2004.
- [Led07] J.L. LEDYS, "Applications et problématiques du GaN en électronique, puissance et Optoélectronique", Réunion plénière ECRIN, 2007
- [Lef00] G. Lefranc, T. Licht, H.J. Schults, R. Beinert, G. Mitic, "Reliability testing of high power multi-chip IGBT modules", Microelectronics reliability, Vol. 40, pp. 1659-1663, 2000
- [Leg06] J. Legierski, B. Wiecek, G. de Mey, "Measurements and simulations of transient characteristics of heat pipes", Microelectronics Reliability, vol 46, pp. 109–115, 2006.
- [LESIT] LESIT (Leistungselektronik; Systemtechnik, Informationstechnologie). Swiss Federal Research Project (1993–1995).
- [Let92] R. Letor, "Static and dynamic behavior of paralleled IGBT's", IEEE transaction on Industry applications, vol.28, No.2, March-April 1992.
- [Li05] D. Li, C. Liu, P.P. Conway, "Characteristics of intermetallics and micromechanical properties during thermal ageing of Sn–Ag–Cu flip-chip solder interconnects", Materials Science and Engineering, vol. A 391, pp. 95–103, 2005
- [Liu01] X. Liu & al. "Stacked solder bumping technology for improved solder joint reliability", Microelectronics Reliability, Volume 41, Issue 12, Pages 1979-1992, 2001.
- [Los00] A. B. Lostetter, F. Barlow, et al., "An Overview to Integrated Power Module design for High Power Electronics packaging", Microelectronics Reliability, Vol. 40, pp. 365-379, 2000
- [Lue04] C. Luechinger, « Large aluminium ribbon bonding : an alternative interconnect solution for power module applications », IMAPS '04, 2004
- [Lut08] J. Lutz, T. Herrmann, M. Feller, R. Bayerer, T. Licht, Raed Amro, "Power cycling induced failure mechanisms in the viewpoint of rough temperature environment", CIPS, 2008
- [Man00] J. V. Manca, W. Wondrak, et al.; "High Temperature Time Dependent Dielectric Breakdown of Power MOSFETs", HITEC Session V, 2000.

- [Man00] J.V. Manca, W. Wondrak & al. "Reliability aspects of high temperature power MOSFETs", *Microelectronics reliability* 40, pp 1679-1682, 2000.
- [Man81] S.S. Manson, "thermal stress and low-cycle fatigue", Krieger, 1981
- [Mar06] C.Martin, H.Morel, D.Bergogne, B.Allard, "Les enjeux de la haute température", EPF06, 2006.
- [Mar98] A. Martin & al. "Dielectric reliability measurement methods: a review", *Microelectronic Reliability*, Vol. 38, N°1, pp 37-72, 1998
- [Mer02] C. Mertens and R. Sitting, "Low température joining technique for improved reliability", Conférence CIPS, Bremen, Allemagne, 2002.
- [Mer04] C. Mertens, J. Rudzki, et al., "Top-Side Chip Contacts with Low Temperature Joining Technique (LTJT)", Conférence CIPS, 2004.
- [Mer07] M. Mermet-Guyennet, X. Perpin, M. Piton, "Revisiting power cycling test for better life-time prediction in traction", *Microelectronics Reliability*, vol. 47, pp. 1690–1695, 2007
- [Mil07] J. Millán, "Wide band-gap power semiconductor devices", *IET Circuits Devices Syst.*, vol.1, pp. 372–379, 2007
- [Mit99] G. Mitic, R. Beinert, et al., "Reliability of AlN Substrates and their Solder Joints in IGBT Power Modules", *Microelectronics Reliability*, Vol. 39, 1999, pages : 1159-1164.
- [Mor02] B. Morillon, "Étude de le thermomigration de l'aluminium dans le silicium pour la réalisation industrielle de murs d'isolation dans les composants de puissance bidirectionnels", Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse, thèse de doctorat, 2002.
- [Mor07] F. Morancho, "État de l'art du GaN en électronique de puissance - Comparaison avec le SiC et intérêts potentiels", Réunion plénière ECRIN, 2007
- [Occ02] M. A. Occhionero, K. P. Fennessy, R. W. Adams, G.J Sundberg, "AlSiC Baseplates for Power IGBT Modules: Design, Performance and Reliability", IMAPS, 2002
- [Ong04] B. Ong, M. Helmy, S. Chuah, "Heavy Al Ribbon Interconnect: An Alternative Solution for Hybrid Power Packaging", IMAPS 2004.
- [Ost06] M. Ostermann, "Being 'RoHS Exempt' in a Pb-free world", SMTA, 2006
- [Pan00] I.H.L. Pang, Y.R. Chong, « FEA modeling of FCOB assembly solder joint reliability », *Proc. MicroMat*, pp. 159-166, Berlin 2000
- [Pan04] John H.L. Pang, B.S. Xiong, T.H. Low, "Low cycle fatigue study of lead free 99.3Sn–0.7Cu solder alloy", *International Journal of Fatigue*, vol. 26, pp. 865–872, 2004
- [Phi02] J. Philibert, "Loi d'Arrhenius et activation thermique", [www.ensiacet.fr/E-Materials](http://www.ensiacet.fr/E-Materials), 2002
- [Pom05] T. Pompl, M. Röhner, "Voltage acceleration of Time Dependent Breakdown of Ultra Thin Gate Dielectric", *Microelectronics Reliability*, Vol. 45, pp. 1835-1841, 2005,.
- [Pou] Gilles Poupon, "Remplacement du plomb dans les alliages de soudure en microélectronique", site PC2A, [http://www.sans-plomb.org/doc\\_techn.htm](http://www.sans-plomb.org/doc_techn.htm)
- [Put07] K.J. Puttlitz, G.T. Galyon, "Impact of the ROHS directive on high-performance electronic Systems, Part I: need for lead utilization in exempt systems", *Journal of Materials Science: Materials in Electronics*, Vol.18, pp.331-346, 2007.
- [Qi06] Y. Qi et al., "Temperature profile effects in accelerated thermal cycling of SnPb and Pb-free solder joints", *Microelectronics Reliability*, vol. 46, pp. 574–588, 2006.
- [Rah03] M. Rahimo, A. Kopta, R. Schnell, U. Schlapbach, R. Zehringer, S. Linder, "High-Power Modules with Soft-Punch-Through IGBT Technology for Traction Applications" *PCIM03*, 2003



- [Rap98] RAPSDRA, “Reliability of advanced high power semiconductor devices for railway traction applications”, Projet européen n° BRPR-CT95-0074, début:01.01.1996, fin:31.12.1998.
- [Rod01] M.P. Rodriguez, N.Y.A. Shamma, “ Finit element simulation of thermal fatigue in multilayer structures: thermal and mechanical approach”, *Microelectronics Reliability*, vol.41, pp.517-523, 2001.
- [Roe06] M.Roellig, R. Dudek, S. Wiese, B. Boehme, B. Wunderle, K.J Wolter, B. Michel, “Fatigue analysis of miniaturized lead-free solder contacts based on a novel test concept”, *Microelectronics Reliability*, 2006.
- [Rou01] P. Roubaud, G. Henshall, “Thermal fatigue resistance of Pb-free second level interconnect”, SMTA International, 2001
- [Rou06] L. Roussel, “ PSA lance son hybride HDI ”, *L'Actualité Automobile*, n° 2006
- [Rut03] H. Rütting et al, “600V-IGBT3 - Trench Field Stop Technology in 70µm Ultra Thin Wafer Technology”, *Proc. 15th ISPSD*, pp.66-69, 2003.
- [Sch00a] J. SCHULZ-HARDER et al, “Micro channel water cooled power modules”, *PCIM'00*, Nuremberg, Juin 2000.
- [Sch00b] J. Schulz-Harder, "The New Standard for Direct Bonded Copper Substrates - Feature of DCB is thick solid copper conductors", *Conference PCIM*, Vol. 4, 2000, pages 36-39.
- [Sch03] Jurgen Schulz-Harder, “Advantages and new development of direct bonded copper substrates”, *Microelectronics Reliability*, vol. 43, pp. 359–365, 2003.
- [Sch05] J. Schulz-Harder, Exel, *Advanced DBC (Direct Bonded Copper) Substrates for High Power and High Voltage Electronics*, EPE05, 2005
- [Sch07] J. Schulz-Harder, A. Meyer, “Hermetic Packaging for Power Multichip Modules”, *EPE07*, 2007
- [Sch98] Dr. Juergen Schulz-Harder, “Direct Copper Bonded Substrates for Semiconductor Power Devices”, *PEMC'98*, 1998
- [Sch99] J. Schulz-Harder, H. Franz, K. Exel, “Directionally bent Alumina DBC Substrates”, *IMAPS - Europe '99*, 1999
- [Sche03] U. Scheuermann, “Advanced power modules with AlN substrates extending current capability and lifetime”, *PCIM'03*, 2003
- [Sche03] U. Scheuermann, “Advanced Power Modules with AlN-substrats – extending current capability and lifetime”, *Proc. PCIM*, PE 12.5, pp. 309-314, Nürnberg, 2003
- [Schn05] H. Schneider, J.L. Sanchez, J. Achard, “The diamond for power electronic devices”, *EPE*, 2005
- [Schn07] H. Schneider, M.L. Locatelli, J. Achard, E. Scheid, P. Tounsi, H. Ding, “Study of CVD diamond films for thermal management in power electronics”, *Alborg EPE2007*
- [Schu03] Schubert, A., et al, “Fatigue Life Models of SnAgCu and SnPb Solder Joints Evaluated by Experiments and Simulations,” *53rd ECTC 2003*, pp. 603-610, 2003.
- [Sha01] J.F. Shackelford and W. Alexander, “Materials science and engineering handbook”, CRC Press, 2001.
- [Sha03] N.Y.A. Shamma, “Present problems of power module packaging technology”,
- [Sin06] R. Singh, “Reliability and performance limitations in SiC power devices”, *Microelectronics Reliability*, vol. 46, pp. 713–730, 2006
- [Som06] J-P Sommer, T.Licht, H. Berg, K. Appelhoff, B. Michel, “Solder Fatigue at High-Power IGBT Modules”, *CIPS 2006*.

- [Spr07] M. Spraul, W. Nüchter, A. Moller, B. Wunderle, B. Michel, "Reliability of SnPb and Pb-free flip-chips under different test conditions", *Microelectronics Reliability*, vol. 47, pp.252–258, (2007)
- [Sta01] F.A. Stam, E. Davitt, "Effects of thermomechanical cycling on lead and lead-free (SnPb and SnAgCu) surface mount solder joints", *Microelectronics Reliability*, vol.41, pp. 1815-1822, 2001
- [Sta01] James H. Stathis, "Physical and Predictive Models of Ultrathin Oxide Reliability in CMOS Devices and Circuits", *IEEE Transactions on device and materials reliability* Vol.1, 2001.
- [Sti04] K. Stinson-Bagby, D. Huff, D. Katsis, D. Van Wyk, G. Q. Lu, "Thermal Performance and Microstructure of Lead versus Lead-free Solder Die Attach Interface in Power Device Packages", *Proceedings of the International Symposium on Electronics and the Environment*, pp.27-32, 2004.
- [Sun06] J. J. Sundelin, S.T. Nurmi, T.K. Lepisto, E.O. Ristolainen, "Mechanical and microstructural properties of SnAgCu solder joints", *Materials Science and Engineering*, vol. A xxx, pp. ,2006
- [Tee06] T. Y. Tee , H. Shen Ng , Z. Zhong, "Board level solder joint reliability analysis of stacked die mixed flip-chip and wirebond BGA", *Microelectronics Reliability*, vol. 46, pp 2131–2138, 2006
- [The00] J.M Thébau, E. Woïrgard, C. Zardini, K.H. Sommer,"Relation between accelerated ageing tests and actual operation", *Proc. MicroMat*, pp. 530-535, Berlin 2000
- [The03] J.M. Thebaud et al., "Strategy for designing accelerated ageing tests to evaluate IGBT power modules lifetime in real operation mode", *IEEE Trans. On components and packaging technologies*, vol.26, n°2, pp.429-438, june 2003.
- [The03] J.M. Thebaud et al., "Strategy for designing accelerated ageing tests to evaluate IGBT power modules lifetime in real operation mode", *IEEE Trans. On components and packaging technologies*, vol.26, n°2, pp.429-438, june 2003.
- [Tho00] M. Thoben, W. Staiger, J. Wilde,"Modelling and Experimental Investigations on Degradation of Microcomponents in Power Cycling",*International Congress on Advanced Materials*, Germany, pp. 25-28, 2000
- [Tho01] M. Thoben, X.Xie, D. Silber, J.Wild ,"Reliability of Chip/DCB solder joints in AlSiC base plate power modules: influence of chip size", *microelectronics reliability*, vol.41, pp.1719-1723, 2001
- [Tou07] D. TOURNIER, "Composants de puissance en SiC", *Technique de l'ingénieur*, 2007
- [Toy03] Toyota's Develops New Hybrid System, "High-voltage Control Architecture Increases Efficiency", *Toyota*, Avril 2003.
- [Ued06] H. Ueda, M. Sugimoto, T. Uesugi , T. Kachi, "Wide-Bandgap semiconductor Devices for Automobile Applications", *CS MANTECH Conference*, April 24-27, Canada, 2006.
- [Usu05] M. Usui et al., "Effects of uni-axial mechanical stress on IGBT characteristics", *Microelectronics Reliability*, vol.45, pp.1682–1687, 2005.
- [Van06] H. Vang, "Optimisation des étapes technologiques pour la fabrication de composants de puissance en carbure de silicium", *Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon*, 2006
- [Van07] B. Vandeveld, M. Gonzalez, P. Limaye, P. Ratchev, E. Beyne, "Thermal cycling reliability of SnAgCu and SnPb solder joints: A comparison for several IC-packages", *Microelectronics Reliability*, vol. 47, pp. 259–265, 2007.
- [Wan01] G.Z.Wang, Z.N.Cheng,K.Becker, J.Wilde,"Applying anand model to represent the viscoplastic deformation behavior of solder alloys", *Journal of Electronic Packaging*, Vol.123, September 2001.

- [Wei06] Wei Sun, W. H. Zhu, F. X. Che, C. K. Wang, Anthony Y.S. Sun, H. B. Tan, "Experimental and Numerical Assessment of Board-level Temperature Cycling Performance for Eutectic and Pb-free windows-Chip-Scale-Package (wCSP)", ICEPT06, 2006.
- [Wen01] S.S. Wen & al. "Enhancement of thermal fatigue reliability of power semiconductor interconnects using dimple-array solder joints", IEEE 32nd Annual Power Electronics Specialists Conference (IEEE Cat. No.01CH37230), Page 1926-1931 Volume 4, 2001.
- [Wie02] S. Wiese and E. Meusel, "Characterisation of constitutive behavior of SnAg SnAgCu and SnPb solder in flip chip joints", Sensor and Actuator, vol. A99, pp. 188-198, 2002
- [Wie04] S. Wiese, S. Rzepka, "Time-independent elastic-plastic behaviour of solder materials", Microelectronics Reliability, vol.44, pp. 1893-1900, 2004.
- [Wu06] J. D. Wu, P. J. Zheng, et al., "A study in Flip-Chip UBM/Bump Reliability with Effects of SnPb Solder Composition", Microelectronics reliability, Vol. 46, pp.41-52, 2006.
- [Wuc96] W. Wuchen et al, "Thermal reliability of power insulated gate bipolar transistor (IGBT) Modules", Twelfth IEEE Semi-Therm Symposium, 1996.
- [Won99] W. Wondrak, "Physical limits and lifetime limitations of semiconductor devices at high temperatures", Microelectronics Reliability, vol.39, pp 1113-1120, 1999.
- [Xia04] Qiang Xiao, Luu Nguyen, William D. Armstrong, "Aging and Creep Behavior of Sn3.9Ag0.6Cu Solder Alloy", Electronic Components and Technology Conference, 2004
- [Yam02] J. Yamada, et al. "Next Generation High Power Dual IGBT Module with CSTBT Chip and Package", PCIM2002, Nuremberg, 2002
- [Yam03] J. Yamada, T. Simizu, M. Kawaguchi, M. Nakamura, M. Kikuchi, "The latest high performance and reliability IGBT technologie in new packages with conventional Pin Layout", PCIM conference, Nuremberg, 2003.
- [Yam03] J. Yamada, T. Simizu, M. Kawaguchi, M. Nakamura, M. Kikuchi, E. Thal, "The latest High Performance and High Reliability IGBT Technology in New Packages with Conventional Pin Layout", INTELLIGENT MOTION 2003
- [Yam06] Y. Yamada, Y. Takaku, Y. Yagi, Y. Nishibe, I. Ohnuma, Y. Sutou, R. Kainuma, and K. Ishida, "Pb-free High Temperature Solders for Power Device Packaging", Microelectronics Reliability, vol. 46, pp. 1932-1937, 2006
- [Yam07] Y. Yamada, Y. Takaku, Y. Yagi, I. Nakagawa, T. Atsumi, M. Shirai, I. Ohnum, K. Ishida, "Reliability of wire-bonding and solder joint for high temperature operation of power semiconductor device", Microelectronics Reliability, vol. 47, pp. 2147-2151, 2007.
- [Yan03] Q.J. Yang, X.Q. Shi, Z.P. Wang, Z.F. Shi, "Finite-element analysis of a PBGA assembly under isothermal/mechanical twisting loading", Finite Elements in Analysis and Design, Vol.39 pp.819-833, 2003.
- [Yang03] X.J. Yang, C.L. Chow, K.J. Lau, "Time-dependent cyclic deformation and failure of 63Sn/37Pb solder alloy", International Journal of Fatigue, vol. 25, pp. 533-546, 2003.
- [Ye02] H. Ye et al., "Failure modes and FEM analysis of power electronic packaging", Finite Elements in Analysis and Design, vol. 38, pp. 601-612, 2002.
- [Ye02] H. Ye, M. Lin, C. Basaran, "Failure modes and FEM analysis of power electronic packaging", Finite Elements in Analysis and Design, vol. 38, pp. 601-612, 2002.
- [Zah02] B.A Zahn, "Impact of ball via configurations on solder joint reliability in tape based chip-scale packages", Proceeding of the 52nd Electronic Components and Technology Conference, 2002.
- [Zah02] B.A Zahn, "Impact of ball via configurations on solder joint reliability in tape based chip-scale packages", Proceeding of the 52nd Electronic Components and Technology Conference, 2002.

- [Zha03] C. J. Zhai, Sidharth, and Richard Blish II, “Board Level Solder Reliability Versus Ramp Rate and Dwell Time During Temperature Cycling”, IEEE Transaction on device and materials reliability, vol.3, No.4, December 2003.
- [Zha07] X.P. Zhang , C.B. Yu, Y.P. Zhang, S. Shrestha, L. Dorn, “Processing treatment of a lead-free Sn–Ag–Cu–Bi solder by rapid laser-beam reflowing and the creep property of its soldered connection”, Journal of Materials Processing Technology 192–193, pp. 539–542, 2007
- [Zho06] Z.M. Zhou, Y. Zhou, C.S. Yang, J.A. Chen, W. Ding, G.F. Ding, “The evaluation of Young’s modulus and residual stress of copper films by microbridge testing”, Sensors and Actuators A 127 (2006) 392–397



# Publications

## • Revues internationales à comité de lecture

- [R1] M. Bouarroudj, Z. Khatir, J.P. Ousten, F. Badel, L. Dupont, S. Lefebvre, “Degradation behavior of 600V-200A IGBT modules under Power cycling and high temperature environment conditions”, *Microelectronics Reliability*, vol.47, pp.1719–1724, 2007.
- [R2] L. Dupont, S. Lefebvre, M. Bouarroudj Z. Khatir, J.C.Faugière, “Failure modes on low voltage power MOSFETs under high temperature applications”, *Microelectronics Reliability*, vol.47, pp.1767–1772, 2007.
- [R3] M.Bouarroudj, Z. Khatir, J.P. Ousten and S. Lefebvre, “Temperature Levels Effect on Solder Lifetime During Thermal Cycling of Power Modules”, *IEEE Transactions On Device And Materials Reliability*, Vol. 8, No. 3, September 2008
- [R4] M.Bouarroudj, Z. Khatir, L.Dupont, S.Lefebvre, “Thermo-mechanical investigations on the effects of solder meniscus designs in solder joint lifetime for power electronic devices”, en révision à *IEEE Transactions on Component and Packaging Technologies*.

## • Conférences internationales avec actes

- [C1] M.Bouarroudj, Z. Khatir, L.Dupont, S.Lefebvre, “Thermo-mechanical investigations on the effects of the solder meniscus design in solder joint lifetime for power electronic devices”, *IEEE International Conference on Simulations and Experiments in microelectronic and microsystems (IEEE-ESIME)*, April 2007, London.
- [C2] M. Bouarroudj, Z. Khatir, J.P. Ousten, F. Badel, L. Dupont, S. Lefebvre, “Comparison of stress distributions and failure modes during thermal cycling and power cycling on high power IGBT module”, *European Power Electronics Conference, EPE 2007*, Sept. 2007, Aalborg, Danmark.
- [C3] L. Dupont, S. Lefebvre, M. Bouarroudj, Z. Khatir, “Ageing Test Results of low voltage MOSFET Modules for Electrical Vehicles”, *European Power Electronics Conference, EPE 2007*, Sept. 2007, Aalborg, Danmark.
- [C4] M. Bouarroudj, Z. Khatir, J.P. Ousten, F. Badel, L. Dupont, S. Lefebvre, “*Degradation behavior of 600V-200A IGBT modules under Power cycling and high temperature environment conditions*”, *ESREF2007*, Oct. 2007, Arcachon, France.
- [C5] M. Bouarroudj, Z. Khatir, S. Lefebvre, “*Investigations on Temperature Levels Effect on Solder Lifetime During Thermal Cycling of Power Modules*”, *IEEE Power Electronics Specialist Conference, PESC2008*, Juin 2008, Grece.

## • Conférences nationales avec actes

- [C6] M. Bouarroudj, “Fiabilité des modules électroniques de puissance en ambiance de températures élevées dédiées aux domaines des transports”, *journée ITCT 2006*.







## Résumé

Les travaux présentés dans cette thèse portent sur l'étude de la fatigue thermomécanique de modules IGBT onduleurs intégrés de puissance 600V-200A destinés à des applications de traction automobile électrique et hybride. Nous avons cherché à évaluer la tenue de ces modules aux contraintes de cyclages (actif et passif) sous températures ambiantes élevées.

Ainsi, la première partie de cette thèse présente les tests expérimentaux réalisés en cyclage actif durant lesquels nous avons cherché à évaluer la tenue des modules IGBT (600V-200A) fonctionnant à différentes températures ambiantes (température de semelle) et différentes températures de jonction (température des puces). Afin de chercher à comprendre les mécanismes physiques mis en jeu dans la dégradation de l'assemblage, les essais ont été arrêtés rapidement dès lors qu'un indicateur de défaillance laissait supposer une initiation de processus de dégradation.

Dans la deuxième partie, nous nous sommes focalisés sur la tenue des brasures substrat/semelle dans des conditions de cycles thermiques passifs. Sachant qu'habituellement le facteur d'accélération retenu pour le vieillissement de ces brasures est l'amplitude des cycles thermiques, nous avons cherché dans cette partie à évaluer non seulement l'effet de l'amplitude des cycles thermiques mais aussi les niveaux des paliers haut et bas sur l'initiation des fissures dans ces brasures et leurs propagation au cours du cyclage.

Enfin, pour comprendre et analyser le comportement de la brasure et de l'assemblage sous les contraintes de cycles thermiques, une étude par simulation numérique est présentée dans la dernière partie. Une étude numérique effectuée sous des conditions de température similaires à celles imposées dans la partie expérimentale a permis de localiser et d'évaluer les contraintes thermomécaniques que subissent les éléments de l'assemblage. Surtout, nous donnons des éléments de réponse permettant d'établir un lien entre les paramètres thermiques du cyclage passif et les grandeurs physiques qui sont influent sur la durée de vie des brasures. Enfin, cette partie se termine sur une étude numérique dans laquelle nous avons cherché à simuler l'effet combiné des cyclages actifs et passifs sur les contraintes mécaniques au sein des modules IGBT afin de rendre compte des contraintes imposées aux modules dans une application réelle.

---

## Abstract

The work presented in this thesis focused on the study of thermo-mechanical fatigue of IGBT power modules inverters integrated 600V-200A for electric and hybrid traction applications. We sought to evaluate the holding of these modules to thermal cycling constraints (power and thermal) under high ambient temperatures.

Thus, the first part of this thesis presents the experimental tests conducted under power cycling during which we sought to assess the reliability of IGBT modules (600V-200A) operating at different ambient temperatures (case temperatures) and different temperatures junction (chips temperature). To try to understand the physical mechanisms involved in the degradation of the assembly, testing were stopped when a failure criterion indicate a possible initiation of degradation processes.

In the second part, we focused on the reliability of substrate/case solders under the same conditions of thermal cycles. Given the usual acceleration factor chosen for the ageing of these solders is the amplitude of thermal cycles, we sought in this part to evaluate not only the effect of the amplitude of thermal cycles but also the effects of levels of the high and low dwells on the initiation of cracks in these solders and their propagation rate during the cycling.

Finally, to understand and analyze the behavior of soldering and assembly under thermal constraints, we perform numerical simulation which is presented in the last part. We applied the same temperatures conditions as those imposed in the experimental part and then locate and evaluate the constraints undergone by the assembly. Above all, we give some answers to establish a link between the parameters of thermal cycling liabilities and the physical quantities that are affecting the lifetime of solders. Finally, we present a numerical study in which we sought to simulate the combined effect of power and thermal conditions on thermo-mechanical constraints in IGBT modules to reflect the constraints imposed in a real application.