HAL
open science

Etude du comportement au vieillissement des interfaces thermiques pour modules électroniques de puissance dédiés à des applications transports

Jean-Pierre Ousten

To cite this version:

Jean-Pierre Ousten. Etude du comportement au vieillissement des interfaces thermiques pour modules électroniques de puissance dédiés à des applications transports. Autre. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2013. Français. NNT : 2013DENS0020 . tel-00910948

HAL Id: tel-00910948

https://theses.hal.science/tel-00910948v1

Submitted on 28 Nov 2013

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

Monsieur Jean-Pierre OUSTEN

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN

Domaine :

ELECTRONIQUE- ELECTROTECHNIQUE – AUTOMATIQUE

Sujet de la thèse :

Etude du comportement au vieillissement des interfaces thermiques pour modules électroniques de puissance dédiés à des applications transports.

Thèse présentée et soutenue à Cachan le 21 Juin 2013 devant le jury composé de :

Eric WOIRGARD	Professeur des universités, Bordeaux 1	Examinateur
Bruno ALLARD	Professeur des universités, INSA Lyon	Rapporteur
Yvan AVENAS	Maître de conférences HDR, INP Grenoble	Rapporteur
Stéphane LEFEBVRE	Professeur des universités, CNAM	Examinateur
Jacques SALAT	Expert Thermicien, Hispano-Suiza	Examinateur
Zoubir KHATIR	Directeur de recherche, IFSTTAR	Directeur de Thèse

Thèse préparée à :

Laboratoire des Technologies Nouvelles

"I often say that when you can measure what you are speaking about, and express it in numbers, you know something about it; but when you cannot measure it, when you cannot express it in numbers, your knowledge is of meagre and unsatisfactory kind."

Lord Kelvin (1824-1907; William Thomson)

From Lecture to the Institution of Civil Engineers, 3 May 1883.

REMERCIEMENTS

Cette thèse a été préparée à l'Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux (IFSTTAR), résultat de la fusion de deux instituts de recherche au 1er Janvier 2011, l'Institut National de Recherche sur les Transports et leur Sécurité (INRETS) et le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (LCPC). C'est au sein de l'INRETS que j'ai pu découvrir les différentes facettes du métier de la recherche de part les treize années passées en tant qu'ingénieur d'études au sein du Laboratoire des Technologies Nouvelles.

Mes remerciements s'adressent en premier lieu à Monsieur Zoubir KHATIR, directeur de recherche et responsable du Laboratoire des Technologies Nouvelles, pour m'avoir fait confiance dans mes orientations de formation, pour mon épanouissement professionnel et le développement de ma carrière. Je le remercie tout particulièrement pour sa disponibilité, ses conseils et son 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.

J'exprime ma reconnaissance à Monsieur Bruno ALLARD, Professeur des universités au Laboratoire AMPERE (Génie Electrique et Automatique Industrielle) à l'INSA (Institut National des Sciences Appliquées) de Lyon, et Monsieur Yvan AVENAS, Maître de conférences au G2ELab (Laboratoire de Génie Electrique) de Grenoble, pour avoir accepté d'être les rapporteurs de ce manuscrit, pour en avoir fait la relecture et pour leurs remarques constructives.

Je tiens à exprimer ma sincère gratitude à Monsieur Eric WOIRGARD, Professeur des universités au Laboratoire IMS (Intégration du Matériau au Système) à Bordeaux, Monsieur Stéphane LEFEBVRE, Professeur des universités au SATIE (Systèmes et Applications des Technologies de l'Information et de l'Energie) à l'ENS (Ecole Normale Supérieure) Cachan et Monsieur Jacques SALAT, Expert Thermicien chez Hispano-Suiza pour m'avoir fait l'honneur d'avoir accepté de prendre part à ce jury de thèse en tant qu'examinateur.

Je souhaite remercier l'ensemble des membres de l'équipe du Laboratoire des Technologies Nouvelles pour leur contribution et leur précieuse aide tout au long de ces années et tout particulièrement à Mr Ali Ibrahim et à Mr Laurent Dupont qui m'ont aidé dans l'utilisation du logiciel Comsol Multiphysics®.

Je tiens à remercier aussi mes collègues thésards, Abdelfatah, Jeff, Souad, Emmanuel et Stéphane, avec qui j'ai partagé durant les pauses café de nombreux questionnements scientifiques et philosophiques, ainsi que les joies et détresses d'une thèse.

Résumé

Dans le cadre des applications transports, et plus particulièrement de "l'avion plus électrique", avec une demande toujours plus présente de réduction d'encombrement et de poids, la tendance est à l'intégration de plus en plus poussée des convertisseurs statiques. L'augmentation de leur densité de puissance et celle des contraintes thermiques, induites par l'environnement dans lequel ces structures sont localisées, deviennent de plus en plus critiques. La gestion thermique de ces dispositifs est assurée par des systèmes de refroidissement sur lesquels sont montés les composants semi-conducteurs via un matériau d'interface thermique (TIM). Une gestion performante sera obtenue par la diminution de la résistance thermique globale entre les éléments dissipatifs et le milieu ambiant grâce en autre à l'amélioration du système de refroidissement et des propriétés thermiques des matériaux constituant le module. Or cette interface est un point délicat du transfert de chaleur car elle peut représenter plusieurs dizaines de pourcents de la résistance thermique globale. Elle nécessite donc une connaissance approfondie de son comportement aux sollicitations thermiques.

Après un état de l'art sur les TIMs et les méthodes de caractérisation des propriétés thermophysiques des matériaux, nous proposons la mise en œuvre d'outils expérimentaux et mathématiques permettant de suivre l'éventuelle évolution de matériaux d'interfaces utilisés en électronique de puissance au cours d'un vieillissement par cyclage en température. Pour cela, deux méthodes sont présentées. La première repose sur la mesure de la résistance thermique des interfaces en régime stationnaire avec un transfert de chaleur monodimensionnel alors que la seconde, basée sur une caractérisation transitoire thermique d'un système, permet d'en identifier les constantes de temps et le réseau RC du système testé.

Des travaux de simulations numériques ont été menés sur les deux types de bancs expérimentaux, d'un côté pour pouvoir évaluer les pertes thermiques latérales du banc statiques, de l'autre côté pour montrer qu'il est bien possible de détecter une variation de la résistance thermique d'une TIM par l'analyse de l'impédance thermique.

Mots-clés : Interface Thermique, Vieillissement Thermique, Conductivité Thermique, Résistances de Contact, Caractérisation Statique Thermique, Dégradation des Matériaux d'Interface, Analyse Thermique Transitoire.

Abstract

In the context of transportation applications, and especially the "more electric aircraft", with an ever present demand for space and weight reduction, the trend is to integrate more extensive of static converters. The increase in power density and the thermal stresses induced by the environment in which these structures are located, are becoming increasingly critical. Thermal management of these devices is provided by cooling systems on which are mounted the semiconductor components via a thermal interface material (TIM). Effective management will be achieved by reducing the overall thermal resistance between the dissipative elements and the environment by improving the cooling system and thermal properties of the materials constituting the module. However, this interface is a delicate point of heat transfer because it can represent several tens of percent of the total thermal resistance. It therefore requires a thorough knowledge of their behavior in the thermal stresses.

After a state of the art on the TIMs and methods for characterizing thermophysical properties of materials, we propose the implementation of experimental and mathematical tools to monitor any change of interface materials used in power electronics during aging by temperature cycling. For this, two methods are presented. The first is based on the measurement of the thermal resistance of the interfaces with a steady one-dimensional heat transfer, while the second, based on a characterization of a transient thermal system, allows to identify the time constants and the RC network of the tested system.

Numerical simulations were carried out on two types of experimental benches, on one side in order to assess the lateral heat losses from static bench, on the other side to show that it is possible to detect a change in the thermal resistance of a TIM with the analysis of the thermal impedance.

Keywords : Thermal Interface Material, Thermal aging, Thermal conductivity, Contact Resistance, Static thermal characterization, Material interface degradation, Transient thermal analysis.

Table des matières

Introduction Générale 1

CHAPITRE I Problématique et Etat de l'art sur les TIMs (Technologie, Vieillissement, Caractérisation) 5

I.1 Introduction 5

I.2 Présentation de la problématique 8

I.2.1 Conception thermique en électronique de puissance 8

a) Pertes thermiques dans les composants semi-conducteurs 8

b) Cycles thermiques induits par les pertes et l'environnement 11

c) Contraintes thermomécaniques engendrées par les cycles thermiques 12

d) Effets de la fatigue thermique sur les composants de puissance 14

e) Distribution des résistances thermiques dans le système composant-dissipateur 15

f) Résistance de contact 17

I.2.2 Structure et technologie d'assemblage des composants de puissance 18

I.2.3 Etats de surface des assemblages au niveau de la TIM 21

I.3 Etat de l'art sur les interfaces thermiques 24

a) Les matrices polymères 24

b) Les particules de chargement thermiquement conductrices 25

c) Modélisation des paramètres définissant la résistance thermique apparente 26

I.3.1 Les graisses thermiques 28

a) Graisses à base de particules métalliques 29

b) Graisses à base de particules céramiques 30

c) Graisses à base de particules de carbone 31

d) Application des graisses thermiques 32

e) Phénomène de pompage 33

f) Phénomène de séchage 34

g) Phénomène de moisissure 35

I.3.2 Les blocs élastomères 36

I.3.3 Les matériaux à changement de phase 37

I.3.4 Les feuilles de graphite 39

I.3.5 Les bandes thermiques et les gels 41

I.4 Etat de l'art sur les caractérisations thermophysiques des matériaux 43
I.4.1 Méthode en régime permanent 44
I.4.2 Méthode en régime quasi-établi 45
I.4.3 Méthode en régime transitoire 48
I.5 Conclusion du chapitre I 50

CHAPITRE II Cyclage thermique passif de matériaux d'interface thermique et suivi de caractéristiques à l'aide d'une méthode statique 52
II.1 Introduction 52
II.2 Démarche, moyens de test et méthodes utilisées 53
II.2.1 Démarche et méthodes utilisées 53
II.2.2 Description des moyens de test mis en œuvre 56
a) Structure du banc expérimental 56
b) Obtention du flux de chaleur 58
c) Maintien sous pression constante des différents éléments constituant le banc expérimental 60
d) Instrumentation du banc expérimental 61
II.2.3 Contrôle et mesure de paramètres de test durant la caractérisation thermique avec la méthode statique 62
a) Contrôle de la répartition de la pression sur l'interface thermique 62
b) Détermination du niveau de pression à appliquer sur les TIMs 64
c) Détermination expérimentale des pertes thermiques globales du banc de test 64
d) Détermination théorique des pertes thermiques latérales sur le bloc supérieur 65
e) Mesure de l'épaisseur de l'interface thermique 68
II.2.4 Protocole de vieillissement 69
II.3 Résultats expérimentaux obtenus lors des caractérisations thermiques effectuées avec la méthode statique 72
II.3.1 Mesure de la discontinuité de température au niveau du matériau d'interface thermique 72
a) Choix du capteur pour la mesure de température 72
b) Minimisation de l'erreur de mesure du gradient thermique par référencement des thermocouples 73
c) Mesure de la discontinuité de température au niveau de la TIM 75
d) Caractérisation d'un panel de matériaux d'interface thermique 77
II.3.2 Détermination des résistances thermiques de contact pour les matériaux d'interface 78
II.4 Résultats expérimentaux sur le vieillissement thermique 86

II.5 Conclusion du chapitre II 90

CHAPITRE III Cyclage thermique passif de matériaux d'interfaces thermiques et suivi de caractéristiques à l'aide d'une méthode transitoire 93

III.1 Introduction 93

III.2 Démarche, moyens de test et méthodes utilisées 94

III.2.1 Démarche et méthodes utilisées 94

III.2.2 Description des moyens de test mis en œuvre 97

a) Réalisation d'un véhicule test pour le maintien sous pression de l'interface 98

b) Obtention d'un flux de chaleur 100

c) Mesure de la température sous l'interface thermique 103

d) Mesure de la température de jonction d'un semi-conducteur 107

III.2.3 Protocole de vieillissement 109

III.2.4 Analyse thermique transitoire 112

a) Identification du spectre des constantes de temps 113

b) Illustration n°1 : Identification à partir d'un réseau de Cauer 115

c) Illustration n°2 : Identification à partir d'une réponse obtenue par un modèle éléments finis d'un assemblage simple 117

III.3 Résultats expérimentaux obtenus suite à une caractérisation par méthode transitoire 121

III.4 Conclusion du chapitre III 127

CHAPITRE IV Etude thermique des bancs statique et transitoire par simulation numérique 129

IV.1 Introduction 129

IV.2 Rappels élémentaires de thermique 130

IV.2.1 Les différents types de transfert d'énergies thermiques 130

a) La conduction thermique 130

b) La convection thermique 130

c) Le rayonnement thermique 131

IV.2.2 Equation de la chaleur dans les solides opaques 131

IV.3 Les différents types de modélisation thermique 133

IV.3.1 Les modèles analytiques 133

IV.3.2 Les modèles numériques 134

a) Méthodes compactes et nodales 134

b) Méthode des éléments de frontières (Boundary Element Method) 136

c) Méthode aux différences finies (Finite Differential Method) 137

d) Méthode par éléments finis (Finite Elements Method) 137

IV.4 Modélisation thermique des bancs statiques et transitoires 138

IV.4.1 Cas du banc statique 138

a) Objectifs recherchés 138
b) Géométrie du modèle 138
c) Conditions initiales 140
d) Conditions aux limites 140
e) Problèmes connexes de modélisation 142
f) Hypothèses simplificatrices 144
g) Résultats de simulation 145

IV.4.2 Modélisation de l'expérience en méthode transitoire 149

a) Objectifs recherchés 149
b) Présentation du modèle 149
c) Effets d'une variation des propriétés thermiques de la TIM 151

IV.5 Conclusion du chapitre IV 153

Conclusion Générale 156

Références Bibliographiques 160

Annexe A : Détermination des caractéristiques mécaniques des éléments de serrage du banc expérimental statique 175

a) Détermination de l'allongement du montage lors des cycles thermiques 175
b) Détermination du système d'absorption de l'allongement du montage 176
c) Détermination des contraintes mécaniques s'appliquant sur les tiges filetées 177

Annexe B : Capteur de force type rondelle de force en compression 184

Annexe C : Feuille I-SCAN modèle 5101 189

Annexe D : Données constructeurs des TIMs : Compelma T014, Egraf 1205A et Hi-Flow 300P 190

Annexe E : Mesure de température par thermocouple 194

a) Principe de l'effet thermoélectrique Seebeck 194
b) Mise en œuvre de l'effet Seebeck 195

Annexe F : Evaluation de l'incertitude sur la mesure de la résistance thermique et sur la conductivité thermique des TIMs 199

a) Evaluation des incertitudes d'une grandeur par une méthode statistique 201
b) Propagation des incertitudes 204
c) Incertitude sur la mesure de la résistance thermique 205
d) Incertitude sur la mesure de la conductivité thermique 205

e) Incertitude sur la mesure de la puissance électrique moyenne 206
f) Incertitude sur les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur 207
g) Incertitude sur les températures mesurées 209
h) Incertitude sur la mesure de la discontinuité de température au niveau de la TIM 210
i) Conclusion sur la détermination des incertitudes de mesure 211

Acronymes 214

Liste des illustrations

Chapitre I

Fig. I.1 : Technologie d'interconnexion par "Solder Bumps". 7
Fig. I.2 : Interrupteur de puissance élémentaire Switch développé par le laboratoire PEARL-PRIMES [MER06]. 7
Fig. I.3 : Bras d'onduleur 3300V/2400A réalisé à partir d'interrupteurs élémentaires Switch [MER08]. 7
Fig. I.4 : Structure simplifiée d'un IGBT avec son symbole [LAV98]. 9
Fig. I.5 : Caractéristique $I_c = f(V_{CE})$ pour $V_{GE} = 15V$ et pour une température Tj. 9
Fig. I.6 : Diagramme de commutation typique d'un IGBT [LAV98]. 11
Fig. I.7 : Diagramme des cycles thermiques subis par un composant semi-conducteur [BOU08]. 12
Fig. I.8 : Courbe typique de contrainte - déformation d'un matériau lors d'un essai d'écrouissage monotone. 13
Fig. I.9 : Mécanisme de défaillance des fils de bonding après cyclage thermique. 15
Fig. I.10 : Mécanisme de défaillance des brasures et de la métallisation des puces. 15
Fig. I.11 : Assemblage d'un composant de puissance monté sur dissipateur et modèle thermique équivalent. 16
Fig. I.12 : Mise en contact de deux matériaux entre eux. 18
Fig. I.13 : Architecture d'un module de puissance simplifié de type planaire. 19
Fig. I.14 : Module SkiiP 3 sur dissipateur PX16 de Semikron avec vue éclatée d'un bras. 21
Fig. I.15 : Caloducs micrométriques (réseau capillaire mixte plots-rainures frittées) [KAM07] 21
Fig. I.16 : Profil de la surface réelle d'une pièce. 21
Fig. I.17 : Défauts de surface illustrant les quatre ordres de grandeur [BOU91]. 23
Fig. I.18 : Défaut du 1er ordre sur un module IGBT 1200A/33000V [COQ02]. 24
Fig. I.19 : Exemples de conditionnement de graisse thermique pour la marque Electrotube. 29
Fig. I.20 : Module de puissance Mechatronic fabriqué par Valeo. 30
Fig. I.21 : Images SEM de particules en céramique [SIM05]. 31
Fig. I.22 : Procédé d'application de la graisse thermique G641 sur les semelles de modules de puissance 107 x 62 mm mis en œuvre par la société Infineon. 32
Fig. I.23 : Contrôle de l'épaisseur d'une graisse avec un peigne de mesure. 33
Fig. I.24 : Pompage sur un module IGBT Mitsubishi type CM1200HC-66H (INRETS-LTN). 33
Fig. I.25 : Illustration du phénomène de séchage sur un module IGBT Eupec type FZ1500R33HE3 après un cyclage haute température (INRETS-LTN). 34
Fig. I.26 : Exemples de chargement de blocs élastomères [SIM05]. 36
Fig. I.27 : Eléments de l'interface à changement de phase Hiflow 300P (Ifsttar-LTN). 38

Fig. I.28 : Images MEB d'un CNT fabriqué par la société Cytec Engineered Materials. 39
Fig. I.29 : Interface thermique Vel-Therm™ fabriquée par la société ESLI [SEA01]. 40
Fig. I.30 : Amélioration de la conductivité thermique transverse d'interfaces composite en polymère par des liaisons inter CNTs [ROY10]. 41
Fig. I.31 : Illustration du principe de mesure en régime permanent. 44
Fig. I.32 : Schéma de principe de la méthode de la plaque chaude gardée [DEG94]. 45
Fig. I.33 : Schéma de principe de la méthode de la barre [DEG94]. 45
Fig. I.34 : Schéma de principe de la méthode du fil chaud [FRA07]. 46
Fig. I.35 : Montée en température en fonction du temps [FRA07]. 48
Fig. I.36 : Illustration du principe de la méthode flash de face arrière. 49
Fig. I.37 : Evolution de la température en face arrière [BAL82]. 49

Chapitre II

Fig. II.1 : Pire cas de profil de température durant un vol. 52
Fig. II.2 : Principe de la caractérisation de l'interface thermique. 54
Fig. II.3 : Résistance thermique totale d'un matériau d'interface. 55
Fig. II.4 : Banc expérimental de caractérisation. 57
Fig. II.5 : Montage expérimental de la source chaude avec des cartouches chauffantes. 58
Fig. II.6 : Schéma de principe du positionneur de thermocouple. 61
Fig. II.7 : Vue éclatée d'une feuille I-scan (source Mescan). 63
Fig. II.8 : Exemple de distribution de la pression. 63
Fig. II.9 : Montage utilisé pour la mesure de la distribution de pression sous un IGBT. 64
Fig. II.10 : Schématisation de la partie haute du banc de caractérisation. 66
Fig. II.11 : Principe de la mesure d'épaisseur de l'interface thermique. 68
Fig. II.12: Illustration expérimentale de la mesure d'épaisseur. 69
Fig. II.13 : Protocole de vieillissement. 70
Fig. II.14 : Positionnement des bancs dans l'enceinte climatique. 70
Fig. II.15 : Profil de température sur un cycle. 71
Fig. II.16 : Montage et profil de température pour la détermination de l'erreur des thermocouples en enceinte climatique. 74
Fig. II.17 : Distribution de température avec l'interface thermique Keratherm S900 d'épaisseur 0,290 mm. 76
Fig. II.18 : Distribution de la résistance thermique globale de l'interface Keratherm S900 en fonction de son épaisseur. 80
Fig. II.19 : Schémas pour l'insertion d'un thermocouple en vue d'une mesure directe de la température du matériau d'interface thermique. 82
Fig. II.20 : Angle d'inclinaison entre le matériau d'interface thermique et la zone de mesure du thermocouple. 82
Fig. II.21 : Usinage du bloc d'aluminium inférieur. 83
Fig. II.22 : Modèles d'extrémités de thermocouple. 84
Fig. II.23 : Perle en céramique située à l'extrémité d'un thermocouple de type K "ouvert" [Source ThermoEst]. 84

Fig. II.24 : Schéma de principe pour la découpe des conducteurs à l'extrémité d'un thermocouple "ouvert". 84
Fig. II.25 : Distribution de température avec l'interface thermique Keratherm S900 d'épaisseur 0,290 mm. 85
Fig. II.26 : Epaisseur des interfaces testées en fonction du nombre de cycles. 86
Fig. II.27 : Fluage des interfaces après 10 cycles de vieillissement. 86
Fig. II.28 : Evolution de la résistance et de la conductivité thermiques pour l'interface Compelma T014 en fonction du nombre de cycles. 87
Fig. II.29 : Evolution de la résistance et de la conductivité thermiques pour l'interface Egraf 1205A en fonction du nombre de cycles. 87
Fig. II.30 : Evolution de la résistance et de la conductivité thermiques pour l'interface l'interface Hiflow 300P en fonction du nombre de cycles. 88
Fig. II.31 : Images MEB pour l'interface Compelma T014. 89
Fig. II.32 : Images MEB pour l'interface Hiflow 300P. 90

Chapitre III

Fig. III.1 : Schéma de principe du véhicule test assemblé sur son dissipateur. 94
Fig. III.2 : Principe d'obtention de l'impédance thermique du dispositif testé. 97
Fig. III.3 : Banc expérimental de caractérisation transitoire instrumenté. 98
Fig. III.4 : Véhicule test pour le banc de caractérisation transitoire. 99
Fig. III.5 : Défaut de contact possible entre la semelle d'un boitier TO247 et son dissipateur dans le cas d'une fixation par clamp [INF08]. 99
Fig. III.6 : Schéma électrique du banc de caractérisation transitoire. 101
Fig. III.7 : Coupure du courant I_c sur le véhicule test n°1 équipé d'une TIM Compelma. 102
Fig. III.8 : Coupe du banc expérimental montrant le positionnement de la sonde thermocouple T_{ref}. 103
Fig. III.9 : Analyse par microscopie acoustique. 106
Fig. III.10 : Analyse tomographique par absorption de rayons X. 106
Fig. III.11 : Caractérisation du paramètre thermosensible V_{cet} pour les IGBTs SGW30N60HS. 108
Fig. III.12 : Courbe de caractérisation du paramètre thermosensible V_{cet} en fonction de la température T_j. 109
Fig. III.13 : Protocole de vieillissement. 111
Fig. III.14 : Positionnement des véhicules tests dans l'enceinte climatique. 111
Fig. III.15 : Profil de température sur un cycle. 111
Fig. III.16 : Spectre de distribution des constantes de temps thermiques d'un système sur la base de la relation (III.5). 112
Fig. III.17 : Réseau de Cauer utilisé. 115
Fig. III.18 : Impédance thermique du réseau de Cauer (cf. Fig. III.17). 115
Fig. III.19 : Distribution spectrale des constantes de temps du réseau de Cauer (cf. Fig. III.17). 116
Fig. III.20 : Effet du nombre d'itérations sur l'enveloppe du spectre des constantes de temps. 117
Fig. III.21 : Modèle Thermique. 117

Fig. III.22 : Champ de température à l'état stationnaire. 118
Fig. III.23 : Impédance thermique de l'assemblage. 118
Fig. III.24 : Distribution spectrale $R_i(\tau_i)$. 118
Fig. III.25 : Transformation du réseau de Foster en celui de Cauer. 118
Fig. III.26 : Fonction de structure "cumulative" de la distribution spectrale $R_i(\tau_i)$ (cf. Fig. III.24). 119
Fig. III.27 : Fonction de structure "différentielle" de la distribution spectrale $R_i(\tau_i)$ (cf. Fig. III.24). 120
Fig. III.28 : Tension V_{cet} à la coupure du courant de puissance. 121
Fig. III.29 : Variations de température de T_j et Tk_{ref} au niveau du véhicule test. 122
Fig. III.30 : Evolution de la "pseudo-impédance" thermique du véhicule test n°4 équipé d'une TIM Compelma T014 entre 0 cycle et 802 cycles. 123
Fig. III.31 : Evolution de la "pseudo-impédance" thermique du véhicule test n°6 équipé d'une TIM Egraf 1205A entre 0 cycle et 802 cycles. 123
Fig. III.32 : Evolution de la "pseudo-impédance" thermique du véhicule test n°20 équipé d'une TIM Keratherm S900 entre 0 cycle et 802 cycles. 123
Fig. III.33 : Evolution de l'impédance thermique du véhicule test n°4 équipé d'une TIM Compelma T014 entre 0 cycle et 802 cycles. 124
Fig. III.34 : Evolution de l'impédance thermique du véhicule test n°6 équipé d'une TIM Egraf 1205A entre 0 cycle et 802 cycles. 124
Fig. III.35 : Evolution de l'impédance thermique du véhicule test n°20 équipé d'une TIM Keratherm S900 entre 0 cycle et 802 cycles. 124
Fig. III.36 : Evolution de l'enveloppe spectrale des constantes de temps du véhicule test n°4 équipé d'une TIM Compelma T014 entre 0 cycle et 802 cycles. 125
Fig. III.37 : Evolution de l'enveloppe spectrale des constantes de temps du véhicule test n°6 équipé d'une TIM Egraf 1205A entre 0 cycle et 802 cycles. 126
Fig. III.38 : Evolution de l'enveloppe spectrale des constantes de temps du véhicule test n°20 équipé d'une TIM Keratherm S900 entre 0 cycle et 802 cycles. 126

Chapitre IV

Fig. IV.1 : Modèle thermique analytique proposé par [ALB94]. 133
Fig. IV.2 : Les différentes configurations de réseaux DELPHI adaptés aux boitiers correspondants [VIN97]. 135
Fig. IV.3 : Discrétisation de milieu et réseau RC 3D [TOU92]. 135
Fig. IV.4 : Les deux types de réseau RC-1D [MAS01]. 136
Fig. IV.5 : Champs de températures obtenus par la méthode BEM sur un module IGBT de forte puissance [KHA04]. 137
Fig. IV.6 : Géométrie retenue pour la modélisation du banc statique. 139
Fig. IV.7 : Schématisation des éléments du banc statique situés au-dessus du refroidisseur pour le calcul du coefficient de convection équivalent. 141
Fig. IV.8 : Exemples de mode de maillage pour le banc statique (avec des éléments tétraédriques). 143
Fig. IV.9 : Valeur des résistances de contact utilisées pour la simulation du banc statique. 143

Fig. IV.10 : Profil du tube pour le passage de l'eau dans le refroidisseur dédié au banc statique. 144
Fig. IV.11 : Distribution du flux de chaleur conductif en différents points du banc statique. 146
Fig. IV.12 : Distribution de la température en différents points du banc statique. 147
Fig. IV.13 : Distribution de la température sur la surface du tube dédié au passage du liquide de refroidissement. 148
Fig. IV.14 : Distribution de la température en différents points du banc statique. 149
Fig. IV.15 : Géométrie et maillage du modèle de l'assemblage utilisé. 150
Fig. IV.16 : Distribution de température après 4s du début de l'échelon de puissance. 151
Fig. IV.17 : Effet d'une variation de la conductivité thermique (selon z) sur l'impédance thermique. 152
Fig. IV.18 : Effet d'une variation de la conductivité thermique (selon z) sur la "pseudo impédance" thermique. 152
Fig. IV.19 : Effet de la variation de la conductivité thermique sur la distribution spectrale des constantes de temps. 153

Annexe A

Fig. A.1 : Exemples d'association de rondelles ressorts. 176
Fig. A.2 : Dimensions d'une rondelle ressort. 176
Fig. A.3 : Limite d'élasticité des aciers X5CrNi18-10 et 42CrMo4 en fonction de la température (courbes constructeurs). 179
Fig. A.4 : Schématisation simplifiée du banc expérimental. 180
Fig. A.5 : Courbe effort/déformation d'une rondelle en acier standard (courbe constructeur). 182
Fig. A.6 : Courbe effort/déformation d'une rondelle X10CrNi18-8 (courbe constructeur). 182
Fig. A.7 : Répartition de la pression au niveau de l'interface thermique Keratherm S900. 183

Annexe E

Fig. E.1 : Montage illustrant l'effet Seebeck. 194
Fig. E.2 : Schéma équivalent d'un thermocouple. 195
Fig. E.3 : Schéma équivalent de la chaine de mesure d'un thermocouple. 196
Fig. E.4 : Relation tension-température pour différent type de thermocouple (source Thermoest). 197

Annexe F

Fig. F.1 : Représentation de plages de normalité pour un niveau de confiance donné sur une distribution Gaussienne. 200
Fig. F.2 : Positionnement et dénomination des thermocouples T sur le montage. 210
Fig. F.3 : Principe de détermination de l'incertitude sur la température corrigée. 211

Liste des tableaux

Chapitre I

Tab. I.1 : Principales défaillances des modules de puissance moyenne et haute tension. 14
Tab. I.2 : Propriétés physiques de matériaux utilisés dans la fabrication de semi-conducteurs. 20
Tab. I.3 : Principales caractéristiques, avantages et inconvénients des différentes familles de TIMs. 43

Chapitre II

Tab. II.1 : Principales caractéristiques physiques de l'alliage 2017A [ALM11]. 57
Tab. II.2 : Principales caractéristiques physiques du cuivre CW004A [PXP12]. 59
Tab. II.3 : Données constructeur sur les interfaces étudiées. 70
Tab. II.4 : Erreurs des différents thermocouples par rapport au thermocouple de référence T_{h1}. 74
Tab. II.5 : Caractérisation d'un panel d'interfaces thermiques suivant la méthode ASTM D5470. 78
Tab.II.6 : Epaisseur des différentes feuilles de graphite Keratherm S900. 79
Tab.II.7 : Résultats expérimentaux pour la caractérisation de l'interface Keratherm S900 en différentes épaisseurs. 80
Tab.II.8 : Résultats expérimentaux pour la détermination de la résistance thermique propre de l'interface Keratherm S900 d'épaisseur 0,290 mm. 85

Chapitre III

Tab. III.1 : Données constructeur sur les interfaces étudiées. 110
Tab. III.2 : Comparaison des valeurs R_{th} et C_{th} issues de la fonction de structure cumulée et des relations (III.16) et (III.17). 120

Chapitre IV

Tab. IV.1 : Nature et dimensions des sous-domaines correspondant au banc statique. 139
Tab. IV.2 : Propriétés des matériaux utilisés pour le banc statique. 140
Tab. IV.3 : Valeur du coefficient de convection équivalent et des paramètres utilisés pour sa détermination. 142
Tab. IV.4 : Valeurs d'entrée utilisées pour la simulation du banc statique. 145
Tab. IV.5 : Répartition des pertes thermiques le long du banc expérimental. 145
Tab. IV.6 : Dimensions et propriétés des matériaux du modèle. 150

Annexe A

Tab. A.1 : Longueur et coefficient de dilatation des éléments constituant l'assemblage. 175

Tab. A.2 : Principales caractéristiques physiques de l'acier X5CrNi18-10 [MAT06]. 178
Tab. A.3 : Principales caractéristiques physiques de l'acier 42CrMo4 [HEG10]. 178
Tab. A.4 : Valeurs des paramètres S_1, S_2, E_1, E_2, α_1 et α_2. 181
Tab. A.5 : Valeurs des contraintes mécaniques (sans tenir compte des sources de chaleur) en fonction du matériau des tiges filetées. 181

Annexe E

Tab. E.1 : Classement et principales caractéristiques des thermocouples normalisés [OME92]. 198

Introduction générale

Les dispositifs électroniques de moyenne et forte puissance ont considérablement évolué depuis ces vingt dernières années, notamment dans le domaine des applications transports. En effet, apparus tout d'abord dans les systèmes de transport guidé pour des besoins de traction ou pour la commande d'auxiliaires (trains, métros, tramways, …), ils se sont ensuite fortement développés pour les véhicules routiers (hybride et tout électrique) et se trouvent aujourd'hui implantés dans le domaine aéronautique (avion plus électrique) par l'utilisation de plus en plus fréquente d'actionneurs électriques. Cette croissance est encouragée par la nécessité de préserver les ressources naturelles et de diminuer les émissions de gaz à effet de serre produites par leur combustion. Cela passe par une rationalisation de l'utilisation de l'énergie qui, par exemple dans le domaine de l'électronique de puissance, se traduit par l'amélioration des rendements énergétiques des dispositifs embarqués que sont les convertisseurs.

A la fin des années 1980, les modules convertisseurs intégrés n'existaient pas encore, il fallait utiliser uniquement des composants semi-conducteurs discrets ayant une fonction unitaire simple. Au cours du temps, avec une demande quasi omniprésente de réduction d'encombrement et de poids, ils ont vu leur structure physique se modifier, conduisant à l'intégration au sein d'un seul boîtier de toutes les fonctions électroniques propres au fonctionnement d'un convertisseur conventionnel. Cela a donné naissance à des structures très intégrées où l'augmentation de la densité de puissance et celle des contraintes thermiques, induites par l'environnement dans lequel ces structures sont localisées, deviennent de plus en plus critiques.

Ces dispositifs électroniques sont soumis, lors de leur fonctionnement, à des cycles thermiques produits par leur auto-échauffement et par les variations de température environnementale. Leur gestion thermique est alors assurée par des systèmes de refroidissement sur lesquels sont montés les composants semi-conducteurs. Une gestion performante est notamment obtenue par minimisation de la résistance thermique située entre les puces semi-conductrices de ces modules et le dispositif de refroidissement, et au final l'ambiante. La fixation des composants sur les refroidisseurs se fait, dans la plupart des cas, par l'intermédiaire d'un matériau d'interface thermique ou TIM dont le rôle premier est de faciliter le passage du flux de chaleur. Or cette interface, qui peut être de nature variée (graisse thermique, matériau à changement de phase, feuille de graphite, élastomère, adhésif thermique, …), est un point délicat du transfert de chaleur car elle peut représenter la part la plus importante de la résistance thermique globale du circuit thermique (entre 40 et 50%). De plus, tout comme les modules de puissance, ces interfaces subissent aussi des contraintes thermiques pouvant être à l'origine de la modification de leurs caractéristiques physiques au cours du temps. Ces phénomènes de vieillissement risquent alors d'entraîner une dégradation

des échanges thermiques et de conduire à des élévations de température pouvant mener à la défaillance du module de puissance. Par conséquent, il s'avère intéressant de chercher à savoir si ces matériaux se détériorent et, le cas échéant, de pouvoir estimer la dégradation de leurs propriétés thermiques vis-à-vis de sollicitations thermiques extrêmes comme celles rencontrées dans le domaine aéronautique. Dès lors, nous pouvons nous demander si un vieillissement de ces interfaces peut avoir un effet important sur le circuit thermique et finalement sur la fiabilité du système global. Les questions qui en découlent sont :

- ✓ Les performances thermiques des interfaces sont-elles altérées par un vieillissement lié à des variations cycliques de températures et si oui dans quel sens ?
- ✓ Ce vieillissement éventuel peut-il être détecté ?

C'est à ces questions que nous tentons d'apporter des éléments de réponses dans ce mémoire sachant que ces problèmes peuvent avoir un impact sur le vieillissement des modules de puissance.

Les travaux présentés portent donc sur des méthodes d'estimation de paramètres thermiques permettant de caractériser les matériaux d'interfaces thermiques et d'en suivre l'évolution au cours d'un vieillissement par cyclage en température. Ce dernier sera effectué dans des conditions expérimentales proches des conditions réelles d'utilisation, c'est-à-dire en prenant en compte la pression de serrage que subissent ces matériaux lorsqu'ils sont positionnés entre le module de puissance et le refroidisseur associé.

Une partie des travaux de recherche effectués durant la thèse a été réalisée dans le cadre du projet Thermelec (management thermique pour électroniques de puissance embarquées), porté par la société Hispano Suiza, financé par la région Ile de France et labellisé par le pôle de compétitivité Astech. Dans ce projet, qui consiste à étudier plusieurs solutions pour l'amélioration du management thermique de l'électronique de puissance dans le cadre de l'avion plus électrique (More Electric Aircraft), les travaux menés par le laboratoire LTN ont porté sur l'étude du vieillissement de certaines interfaces, préalablement choisies, lorsqu'elles sont soumises à des cycles thermiques environnementaux entre -50°C et 150°C correspondant à un cahier des charges aéronautique.

Dans le premier des quatre chapitres constituant l'architecture de ce mémoire, nous exposerons la problématique que pose la thermique en électronique de puissance afin de comprendre le rôle joué par les matériaux d'interfaces thermiques et les difficultés qu'ils introduisent. Cela nous amènera à faire une présentation succincte de la structure et de la technologie d'assemblage des composants semi-conducteurs ainsi que des états de surface de ces assemblages au niveau de l'interface thermique. Nous présenterons, à partir d'une étude bibliographique, les principales familles d'interfaces thermiques, en relevant leurs avantages et inconvénients respectifs. Ceci nous permettra d'orienter et justifier nos choix sur les interfaces retenues pour le projet Thermelec. Dans la dernière partie de ce chapitre, nous décrirons les différentes méthodes, généralement normalisées, qui existent pour extraire les paramètres thermiques caractérisant les interfaces (conductivité, résistance, capacité thermique, ...). Ceci est réalisé dans l'optique de pouvoir suivre leur éventuelle évolution face à un vieillissement thermique tel qu'il pourrait être subi par un module semi-conducteur.

Le second chapitre sera consacré à l'étude menée dans le cadre du projet Thermelec, portant sur le vieillissement de matériaux d'interfaces thermiques sous pression et astreints à des conditions de cyclage thermique passif dont seules les caractéristiques statiques seront suivies pendant le vieillissement. Bien que la méthode utilisée pour extraire la conductivité ou la résistance thermique du matériau d'interface provienne d'une méthode éprouvée, basée sur la norme ASTM D5470, le banc de test qui y a été élaboré constitue en soi une innovation puisqu'il permet de faire à la fois du vieillissement par cyclage thermique et du suivi de caractéristiques normalisées (à pression fixée sans démontage). Après avoir détaillé la démarche, les moyens de tests et les méthodes qui seront utilisés pour mener à bien cette étude, nous exposerons les résultats expérimentaux de caractérisation obtenus sur un panel de huit matériaux d'interfaces thermiques, représentant quatre des six grandes familles répertoriées dans le premier chapitre. Après une sélection de trois de ces interfaces, leur nombre étant lié à celui des bancs de test développés, nous présenterons les résultats expérimentaux sur le suivi de l'évolution de leur résistance et de leur conductivité thermique apparente obtenus lors d'un vieillissement accéléré. Grâce à une modification qui sera apportée sur l'un des bancs de test, nous montrerons une méthode d'évaluation des résistances de contact et de la résistance thermique propre d'une interface ainsi que les résultats expérimentaux découlant de mesures effectuées sur une feuille de graphite.

Dans le troisième chapitre, nous exposerons une autre alternative au suivi de l'évolution du vieillissement de matériaux d'interfaces thermiques, astreints aux mêmes conditions expérimentales de cyclage thermique passif que celles présentées dans le second chapitre. Nous avons également mis en œuvre des moyens mécaniques pour que le niveau de pression choisi reste constant durant toute l'expérimentation. Nous y détaillerons les moyens mis en œuvre, notamment le banc de caractérisation transitoire, mais aussi le traitement numérique qui permet d'obtenir la résistance et la capacité thermiques du matériau d'interface testé, à partir des mesures expérimentales du flux de chaleur et de la réponse en température qu'il génère sur celui-ci.

Le dernier chapitre sera consacré à l'étude thermique par simulation numérique des deux bancs expérimentaux développés dans ce mémoire. Cette dernière a été initiée afin d'évaluer l'ordre de grandeur de valeurs prises comme hypothèses expérimentales pour la détermination des paramètres thermiques des TIMs servant à suivre l'évolution de leur vieillissement. Après un aperçu des différents types de modélisations thermiques qui a été réalisé à partir d'une étude bibliographique, nous présenterons la modélisation des problèmes pour chacun des bancs (géométrie et matériaux, conditions initiales et aux limites, charges appliquées), celle-ci ayant été développée avec les logiciels Comsol Multiphysics® et Ansys®, outils basés sur la méthode de résolution par éléments finis.

Chapitre I

Problématique et Etat de l'art sur les TIMs (Technologie, Vieillissement, Caractérisation)

I.1 Introduction

La raréfaction des ressources de combustibles fossiles, la croissance vertigineuse de leur consommation, notamment dans le domaine des transports avec une augmentation de 16,1% de la production globale annuelle des produits pétroliers entre 1973 et 2010 [**IEA12**], l'intensification des émissions de gaz à effet de serre produites par leur combustion, les difficultés d'ordre économique et géopolitique qu'elles entraînent, positionnent l'énergie électrique sur le devant de la scène. Le secteur du transport, qui apparaît comme le secteur d'activité principal en matière d'utilisation de produits pétroliers dans le monde avec une part de 61,5% en 2010 [**IEA12**], est le secteur le plus touché par les mutations énergétiques.

L'augmentation sans cesse croissante des besoins en énergie électrique participe à l'essor de l'électronique de puissance, aussi dénommée électronique de conversion d'énergie. Les dispositifs de conversion permettent de contrôler le transfert d'énergie électrique, disponible sous une forme donnée en une autre, qui peut être utilisée par les actionneurs électriques. Ceux-ci utilisent des interrupteurs de puissance à base de semi-conducteurs qui modulent le signal électrique d'entrée par une succession d'états passants ou bloqués, la commutation correspondant au passage d'un état à l'autre. Ces dispositifs de conversion, appelés convertisseurs statiques, doivent posséder des rendements de conversion proches des 100% en minimisant les pertes par rapport à l'énergie convertie. Les pertes thermiques générées par ces semi-conducteurs doivent donc être extrêmement faibles quel que soit leur état, même lors des commutations. La tension et/ou l'intensité, découpée à haute fréquence, est filtrée ou stockée par des dipôles passifs et réactifs qui doivent présenter, eux aussi, des pertes minimales [**COS11**, **FOC89**, **LAB11**]. Les performances des convertisseurs statiques dépendent de la résolution d'un certain nombre de problèmes sur les composants qui les constituent.

Le développement du marché de l'électronique de conversion d'énergie se caractérise par une augmentation sans cesse croissante des niveaux de puissance en même temps qu'une diminution de la taille des dispositifs de conversion. Cette densification de la puissance est obtenue par une intégration de puissance toujours plus poussée. De plus, ce développement s'accompagne d'une augmentation des fonctionnalités. Il est donc possible de trouver des modules offrant des solutions complètes, où sont réunis dans un même boîtier un pont

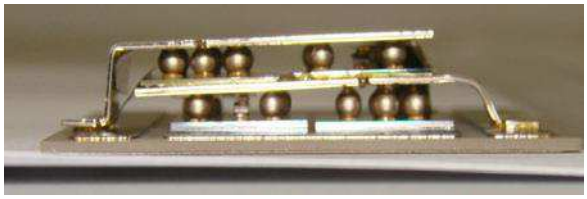
redresseur à diodes, un hacheur de freinage, ainsi que les six IGBT[1] d'un onduleur avec leurs diodes de roue libre comme par exemple, les modules CIB (Converter, Inverter, Brake) [**DON06**] ou PIM (Power Integrated Module) [**DIT98**, **KOB07**]. Les modules IPM (Intelligent Power Module) incluent, en plus des éléments précédents, le driver et différentes protections chargées de prévenir contre tout échauffement excessif de température, tout court-circuit ou toute surcharge [**HUS04**]. La réduction de masse ainsi obtenue sur les équipements électroniques permet, par exemple dans le domaine des transports, d'abaisser les coûts d'exploitation grâce à une diminution de la consommation énergétique. En contrepartie, cette intégration de puissance entraîne des densités de pertes thermiques importantes, de l'ordre de plusieurs centaines de Watt par centimètre carré, qu'il est nécessaire d'évacuer pour ne pas dégrader le fonctionnement des dispositifs. Les composants à base de semi-conducteur admettent une température maximale de fonctionnement qui dépend non seulement du matériau utilisé mais aussi de la technologie de réalisation. Même si le packaging des modules de puissance permet d'atteindre des températures de fonctionnement allant jusqu'à 150°C (limitées principalement par les technologies d'assemblage), de manière intrinsèque les puces actuelles peuvent admettre des températures de jonction maximales de 175°C pour les IGBT de dernière génération et 200°C pour des MOSFET[2] basses tensions. L'évacuation des calories se fait par l'intermédiaire d'un refroidisseur monté sous la semelle du module de puissance via une interface thermique. Cette semelle, qui assure une tenue mécanique à l'assemblage, joue aussi un rôle de diffuseur de chaleur, appelé "spreader". L'emploi d'un système de refroidissement adéquat permet de maintenir le module de puissance à un niveau de température situé en dessous du seuil maximal admissible. Dans le cas contraire, les éléments actifs et les brasures du composant peuvent être altérés jusqu'à leur destruction.

Il est à noter qu'en plus des contraintes thermiques internes liées à l'échauffement des semi-conducteurs pendant leur fonctionnement, ces composants subissent aussi des contraintes thermiques externes imposées par leur environnement extérieur. Face à l'augmentation des températures maximales de fonctionnement et de l'amplitude des variations cycliques de température, la gestion thermique est devenue l'un des enjeux majeurs de la conception de ces équipements électroniques afin d'en assurer une bonne fiabilité. De nombreux travaux de recherche sont menés pour améliorer le refroidissement des composants électroniques. Les avancées se font sur les systèmes de refroidissement avec des solutions plus efficaces comme les caloducs [**AYE09**, **BRA05**, **IVA05**, **LAT08**], les boucles diphasiques à pompage capillaire [**SER07**], ou innovantes comme le refroidissement par métaux liquides magnétiques [**TAW11**]. Mais, elles se font aussi au niveau du composant lui-même. Nous pouvons citer les recherches portant sur l'amélioration de la conductivité thermique des matériaux que ce soit au niveau de la semelle métallique du module [**LAC11**] ou du substrat isolant (élément isolant électriquement les éléments actifs du spreader) [**BEC09**]. L'amélioration de ce paramètre diminue les gradients de température dans le matériau et y favorise également l'épanouissement du flux de chaleur, offrant ainsi une plus

[1]Insulated Gate Bipolar Transistor
[2] Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor

grande surface d'échange avec les autres matériaux en contact. Des travaux sont aussi menés sur les techniques d'assemblage, notamment sur des technologies d'interconnexion 3D de type "Solder Bump" [**FOC10**, **MER08**] (cf. Fig. I.1). Ces technologies d'interconnexion permettent la réalisation de nouvelles architectures de modules de puissance autorisant un refroidissement double face des puces semi-conductrices comme pour le module élémentaire Switch 3300V/600A développé par le laboratoire PEARL-PRIMES [**MER06**] (cf. Fig. I.2). La figure I.3 montre un bras d'onduleur 3300V/2400A pour automotrice ferroviaire Z2N5 où chaque interrupteur est réalisé à partir de quatre interrupteurs élémentaires Switch [**MER08**].

a) "Solder bumps" sphériques et cylindriques de type "pipe" ***[FOC10]****.*



b) "Solder bumps" sphériques ***[MER08]****.*

Figure I.1 : Technologie d'interconnexion par "Solder Bumps".

Figure I.2 : Interrupteur de puissance élémentaire Switch développé par le laboratoire PEARL-PRIMES [MER06].

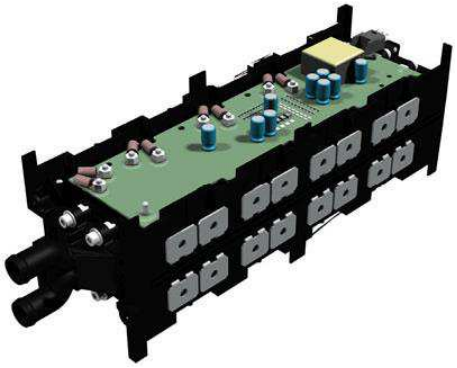


Figure I.3 : Bras d'onduleur 3300V/2400A réalisé à partir d'interrupteurs élémentaires Switch [MER08].

Les interfaces thermiques (Thermal Interface Materials), objet de nos travaux, sont les éléments indispensables au bon transfert de chaleur entre le module électronique et le système refroidisseur lorsque celui-ci n'est pas intégré dans le module. Dans le circuit thermique, ces interfaces sont souvent responsables de la plus grande part de la résistance thermique entre la source de chaleur et le refroidisseur. Elles sont malgré tout nécessaires car sans elles, cette résistance serait plus importante encore. Dès lors, nous pouvons nous demander si un vieillissement de ces interfaces peut avoir un effet important sur le circuit thermique et finalement sur la fiabilité du système global. Les questions qui en découlent sont :

- ✓ Les performances thermiques des interfaces sont-elles altérées par un vieillissement lié à des variations cycliques de températures et si oui dans quel sens ?

- ✓ Ce vieillissement éventuel peut-il être détecté ?

C'est à ces questions que nous tentons d'apporter des éléments de réponses dans ce mémoire sachant que ces problèmes peuvent avoir un impact sur le vieillissement des modules de puissance. Ce chapitre bibliographique permet de faire un point sur la technologie et le problème de la thermique en électronique de puissance.

Dans une première partie, nous exposons la problématique que pose la thermique en électronique de puissance afin de comprendre le rôle joué par les matériaux d'interfaces thermiques et les difficultés qu'ils introduisent. Nous abordons notamment les problèmes de contact entre l'interface thermique et les surfaces qu'elle met en liaison, à savoir la semelle des modules de puissance et celle des refroidisseurs. Ceci nous amènera à faire une présentation succincte de la structure et de la technologie d'assemblage des composants semi-conducteurs ainsi que des états de surface de ces assemblages au niveau de l'interface thermique.

Dans une seconde partie, nous proposons un état de l'art des interfaces thermiques existantes à ce jour. Celles-ci sont regroupées en six catégories, et pour chacune d'elles, nous présentons leur composition type avec les avantages et inconvénients qui les caractérisent. La présentation de travaux de recherche, issus de la littérature, sur le chargement de ces interfaces par des particules thermiquement conductrices permet de mieux appréhender leur fonctionnement ainsi que la complexité de leur fabrication.

La troisième partie s'intéresse à l'état de l'art sur les caractérisations et le vieillissement des matériaux d'interfaces thermiques. Une synthèse est menée sur les différents moyens de caractérisation de ces interfaces. Celle-ci a pour objectif de nous aider à sélectionner la méthode qui permettra de suivre l'évolution du vieillissement d'interfaces mises sous pression, c'est-à-dire dans une configuration réelle d'utilisation comme lorsque celles-ci sont disposées sous les modules de puissance.

I.2 Présentation de la problématique

I.2.1 Conception thermique en électronique de puissance

a) Pertes thermiques dans les composants semi-conducteurs

L'électronique de conversion d'énergie est basée sur l'utilisation de composants semi-conducteurs jouant le rôle d'interrupteurs. Ces derniers, lors de leur utilisation, dégagent des pertes thermiques correspondant aux diverses phases de leur fonctionnement. On distingue trois types de pertes, chacune correspondant à un état de l'interrupteur :

- ✓ Les pertes par conduction, associées à l'état passant du composant.
- ✓ Les pertes par fuites, liées à l'état bloqué de l'interrupteur.
- ✓ Les pertes dynamiques, ou pertes en commutation, associées aux changements d'état de l'interrupteur, c'est-à-dire lors du passage de l'état passant à l'état bloqué et vice versa.

La figure I.4 représente la structure simplifiée d'un interrupteur de puissance de type IGBT, associée avec sa représentation symbolique. I_c est le courant de collecteur traversant l'interrupteur et V_{CE} la tension aux bornes du composant prise entre le collecteur et l'émetteur. Pour cette dernière, on fera la distinction entre la tension V_{CE} correspondant à la tension tenue par le composant, donnée pour une tension de commande V_{GE} nulle (à l'état bloqué), et la tension $V_{CE(sat)}$ correspondant à la chute de tension directe à l'état passant, obtenue avec une tension de commande de 15 V. Le paramètre $V_{CE(sat)}$ dépend de la température.

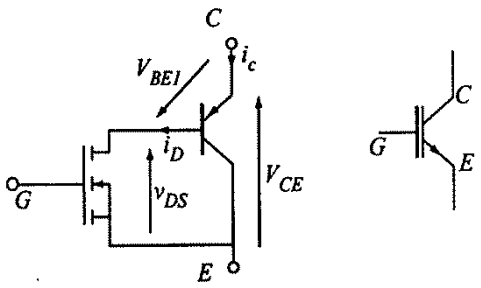


Figure I.4 : Structure simplifiée d'un IGBT avec son symbole [LAV98].

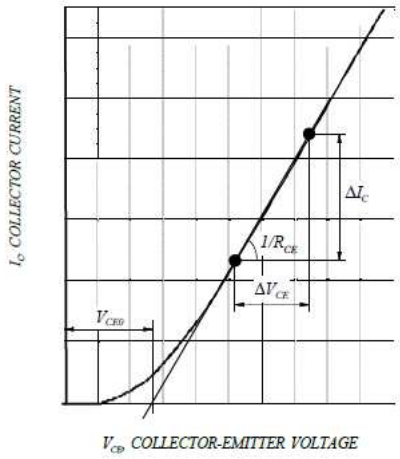


Figure I.5 : Caractéristique $I_c = f(V_{CE})$ pour V_{GE} = 15V et pour une température T_j.

Pertes par conduction :

Durant la phase de conduction, c'est-à-dire pour une tension de commande V_{GE} de l'IGBT supérieure à sa tension de seuil V_{GEth}, le courant I_c est fixé par la structure de puissance dans laquelle se trouve l'IGBT. La tension $V_{CE(sat)}$, caractéristique directe du composant à l'état passant, est fortement dépendante du courant I_c, comme le montre la figure I.5, mais aussi de la température. Cette courbe permet de définir deux paramètres, d'un côté la tension de seuil, notée V_{CE0}, de l'autre un paramètre ohmique, noté R_{CE}, représentatif de la résistance du dispositif à l'état passant. Cette caractéristique peut être linéarisée (cf. Fig. I.5), donnant pour une température de jonction donnée T_j la relation (I.1).

$$V_{CE(sat)}(T_j) = V_{CE0}(T_j) + R_{CE}(T_j).I_c \qquad \text{(I.1)}$$

L'énergie dissipée à l'état passant, notée E_{cond}, intégrée sur le temps de conduction t_{cond}, est définie pour une température de jonction réelle T_j par :

$$E_{cond}(T_j) = \int_0^{t_{cond}} V_{CE(sat)}(T_j).I_c\,.dt \qquad \text{(I.2)}$$

Pertes à l'état bloqué :

Lorsque la tension de commande V_{GE} de l'IGBT est inférieure à sa tension de seuil V_{GEth}, l'interrupteur est bloqué et supporte à ses bornes toute la tension d'alimentation du circuit, notée V_{CES}. Toutefois, il est traversé par un courant de fuite collecteur I_{CES} qui augmente

progressivement avec la tension et fortement avec la température, mais dont la valeur ne dépasse pas quelques milliampères à température ambiante. Cela génère donc des pertes E_{bloc} durant le temps de blocage t_{bloc}, données par la relation (I.3).

$$E_{bloc}(T_j) = \int_0^{t_{bloc}} V_{CES} \cdot I_{CES}(T_j) \, . \, dt \qquad \text{(I.3)}$$

Pertes par commutation :

Comme nous venons de le voir, la détermination des pertes par conduction est relativement aisée puisque la structure de puissance n'intervient qu'à travers le courant qu'elle impose au semi-conducteur et que la tension aux bornes du composant ne dépend que ce dernier et de la température. Pour les pertes par commutation, les phases de transition correspondant à l'ouverture et à la fermeture du composant ne peuvent être abordées de la même façon. En effet, les formes de la tension et du courant pendant ces phases dépendent d'une multitude de paramètres et de phénomènes dont une liste non exhaustive est donnée ci-après [**CHE89**, **LAV98**, **LEF05**] :

- Type de commutation : forcée, douce à zéro de courant ou à zéro de tension, ...
- Fronts de tension et de courant, amplitude des courants et tensions découpées.
- Dynamique des signaux de commande.
- Eléments parasites : inductances, capacités, ...
- Composants étudiés avec les composants actifs du circuit : temps de commutation, courant de traînage, courant de recouvrement, température, ...

Le diagramme de commutation typique d'un IGBT, où figurent les différents temps de commutation, est présenté en figure I.6. Le temps t_{on}, correspondant à la mise en conduction de l'interrupteur, regroupe le temps de descente t_{fv} (voltage fall time) de la tension V_{CE} ainsi que le temps de montée t_{ri} (current rise time) du courant collecteur I_c. Ce temps de montée est défini comme étant le temps nécessaire à l'intensité pour passer de 10% à 90% de sa valeur en régime établi après les phénomènes de recouvrement. Le temps de descente de la tension est défini quant à lui, comme étant le temps nécessaire pour que celle-ci passe de 90% à 10% de sa valeur avant commutation. A noter qu'il existe un temps de retard t_{don} (turn-on delay time) entre l'instant où la commande V_{GE} est appliquée et le début de la montée de l'intensité dans le collecteur. Les pertes à la mise en conduction proviennent essentiellement des charges stockées dans la diode de roue libre associée au MOSFET qui passent en recouvrement inverse [**COS11**, **LAV98**]. A l'ouverture de l'interrupteur, le temps t_{off} se caractérise par la sommation de quatre temps. Il y a tout d'abord un temps de retard t_{doff} (turn-off delay time) correspondant à la descente de la tension de commande V_{GE}, celle-ci s'opérant jusqu'au moment du blocage du MOSFET. A cet instant, s'amorce alors la descente du courant I_c caractérisée par le temps t_{fi} (current fall time) et la montée de la tension définie par le temps t_{rv} (voltage rise time). De la même façon qu'à la fermeture de l'interrupteur, les temps de montée de la tension et de descente du courant sont définis entre 10% et 90% de leurs valeurs nominales. On note qu'à la fin du temps de montée de la tension V_{CE}, le courant I_c n'est pas

totalement éteint, ce qui laisse un courant de queue d'une durée t_t (tail time) dû à la recombinaison des porteurs minoritaires dans la base du transistor [**LAV98**].

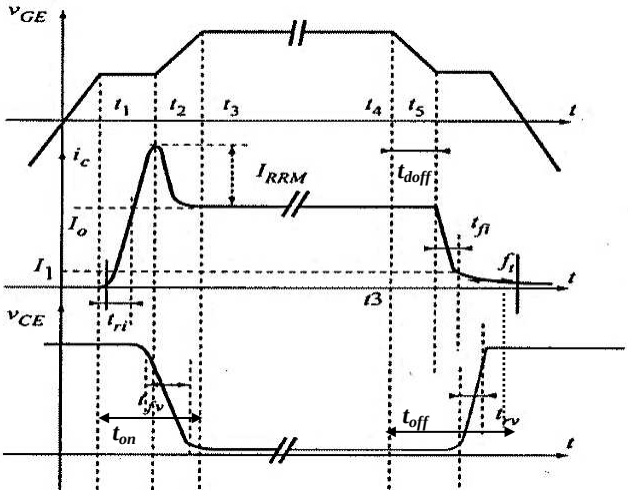


Figure I.6 : Diagramme de commutation typique d'un IGBT [LAV98].

En nous basant sur le diagramme ci-dessus, nous pouvons voir que les pertes par commutation s'écrivent de manière générale :

$$E_{on}(T_j) = \int_0^{t_{on}} V_{CE}(T_j).I_c\,.dt \qquad \text{(I.4)}$$

$$E_{off}(T_j) = \int_0^{t_{off}} V_{CE}(T_j).I_c\,.dt \qquad \text{(I.5)}$$

où E_{on} et E_{off} sont les pertes de commutation respectivement à la fermeture et à l'ouverture. Ces pertes par commutation, tout comme les temps de fermeture et d'ouverture auxquels elles sont liées, dépendent étroitement des conditions de commande et de charge.

b) Cycles thermiques induits par les pertes et l'environnement

Pour la forte puissance, les pertes correspondant aux différents états de fonctionnement de l'interrupteur peuvent conduire à des densités de flux de chaleur au niveau des puces semi-conductrices jusqu'à 300 W.cm^{-2}. Cette énergie dissipée induit au sein du composant des variations thermiques de l'ordre de quelques dizaines de degrés, donc de faible amplitude, mais avec une fréquence très élevée, entre quelques Hertz et quelques centaines de Hertz. Ces cycles thermiques, appelés cycles actifs, sont représentés sur le graphe de la figure I.7 par la courbe rouge. A ces derniers, s'ajoutent des cycles dits passifs, symbolisés par la courbe bleue sur ce même graphe. Ils correspondent aux variations de température de l'environnement externe dans lequel est plongé le composant. D'origines climatiques et/ou liés aux confinements des systèmes électroniques de puissance, ces cycles de température de faible fréquence varient entre -40°C et 120°C pour le domaine ferroviaire ou automobile,

entre -55°C et 200°C pour celui de l'aéronautique. Les températures minimales indiquées correspondent aux températures froides que peut rencontrer le semi-conducteur lorsque le système électronique de puissance est à l'arrêt alors que les températures maximales sont celles qu'il est susceptible de subir lors d'un fonctionnement soutenu en période chaude.

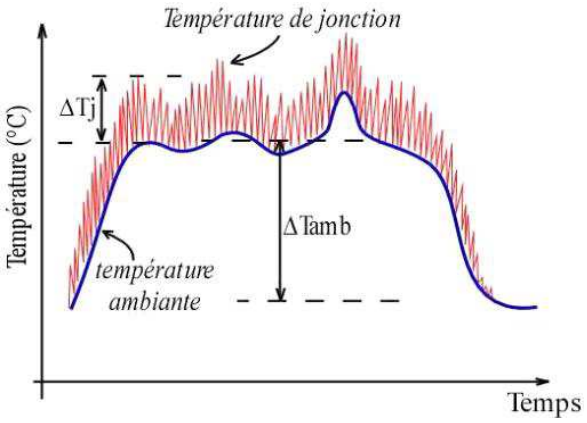


Figure I.7 : Diagramme des cycles thermiques subis par un composant semi-conducteur [BOU08].

Pour les composants de puissance, les amplitudes de température des cycles passifs sont plus contraignantes pour les interfaces basses (brasures semelles par exemple) que les cycles actifs qui eux sont plus actifs au voisinage plus immédiat de la puce. A titre informatif, pour le domaine automobile, le nombre de cycles thermiques correspondant à un fonctionnement traction-freinage-arrêt doit être de 500.000 à 1 million de cycles pour une durée de vie souhaitée du composant de 7000 heures sur 12 ans. Pour le ferroviaire, on est plutôt sur une valeur de 5 à 10 millions de cycles thermiques traction-freinage pour une durée de vie de 100.000 heures sur 30 ans. Enfin, pour ce qui est du domaine aéronautique, avec une durée de vie de 50.000 heures, le nombre de cycles de fonctionnement (décollage-vol-atterrissage) attendu varie entre 2000 et 20.000 cycles suivant qu'il s'agisse d'un vol intérieur (≈ 1 heure) ou d'un vol long-courrier (≈ 10 heures).

c) Contraintes thermomécaniques engendrées par les cycles thermiques

La combinaison de ces cycles thermiques génère de fortes contraintes mécaniques au niveau des matériaux des zones d'interfaçage constituant le module de puissance. Ces contraintes sont principalement dues à la forte disparité des coefficients de dilatation thermique ("Coefficient of Thermal Expansion" ou CTE) des différents matériaux qui y sont employés. Les écarts les plus importants se situent entre les fils de bonding en aluminium (≈ 24 ppm.K^{-1}) et la puce en silicium (2,6 ppm.K^{-1}), le substrat isolant (≈ 5-8 ppm.K^{-1}suivant son type) et la métallisation en cuivre (17 ppm.K^{-1}), ainsi qu'entre cette dernière et les brasures (≈ 30 ppm.K^{-1}) [**GUT06**]. En effet, l'hétérogénéité entre deux matériaux entraîne une dilatation différentielle qui provoque au sein du matériau d'interfaçage l'apparition de contraintes, soit en traction-compression, soit en cisaillement [**CHA05**, **MER02**].

Ces contraintes mécaniques, suivant leurs amplitudes et selon la nature même du matériau, de ses propriétés mécaniques (modules d'élasticité, vitesse de fluage, charge à la

rupture, résistance à la fatigue, …), physiques (conductibilité thermique, aimantation, …) et chimiques (résistance à la corrosion, …) ainsi que de la température, sont à l'origine de déformations qui peuvent être irréversibles ou non. Le seuil critique est défini par la limite d'élasticité nominale du matériau, notée R_e, marquant le passage de l'état élastique (déformation réversible) à l'état plastique (déformation permanente). Les différentes déformations que peut prendre un matériau ductile sont illustrées en figure I.8, les contraintes étant celles d'un essai d'écrouissage monotone (contrainte de traction ou de compression à vitesse de déformation constante appliquée jusqu'à la rupture du matériau) pour un comportement de plasticité indépendant du temps. La courbe met en avant un domaine de comportement élastique réversible où l'annulation de la sollicitation permet au matériau de retourner à son état initial, les contraintes et les déformations étant alors reliées entre elles par une loi linéaire (loi de Hooke) jusqu'à la limite d'élasticité R_e. Etant très difficile à mettre en évidence expérimentalement, cette limite est définie conventionnellement comme étant la contrainte qui engendre une déformation irréversible de 0,2% [**FEN07**]. Cette valeur normalisée est notée $R_{e\ 0,2\%}$.

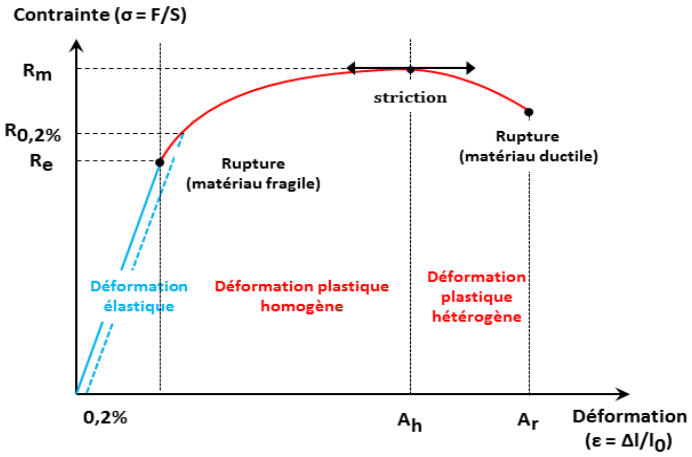


Figure I.8 : Courbe typique de contrainte-déformation d'un matériau lors d'un essai d'écrouissage monotone.

- *A_h désigne l'allongement obtenu à la contrainte maximale R_m.*
- *A_r désigne l'allongement à la rupture.*

Vient ensuite un domaine de comportement plastique homogène, caractérisé par une déformation irréversible du matériau ductile. A noter que si le matériau est fragile, cas du silicium et du substrat céramique, celui-ci se rompt brutalement sans déformation permanente au passage de la limite d'élasticité [**ZEA08**]. Une déformation plastique hétérogène s'initie avec l'apparition d'une striction au niveau du matériau, obtenue à la contrainte maximale R_m (limite de la résistance à la traction), et ce jusqu'à la rupture complète du matériau à cet endroit.

Pour certains types de matériaux la déformation ne dépend pas seulement de la sollicitation mécanique, mais aussi de la durée d'application de la contrainte ainsi que de la température d'utilisation. Ces matériaux suivent alors une loi de comportement viscoplastique et leur déformation progressive, appelée fluage, devient prédominante sur les déformations

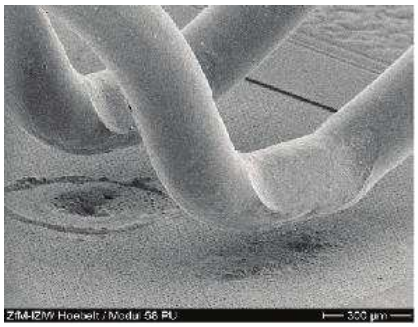
élastiques et plastiques instantanées [**AMA99**, **KAS00**]. C'est par exemple le cas des brasures pour qui ce comportement devient significatif dès lors que l'on atteint une température au moins égale à la moitié de leur température de fusion [**BOU08**, **DUP06**, **STA01**].

d) Effets de la fatigue thermique sur les composants de puissance

Ces contraintes thermomécaniques associées à la haute température se traduisent par des effets de fatigue sur les composants semi-conducteurs et conduisent à de multiples modes de défaillance aussi bien au niveau de la puce que de l'assemblage. A ce jour, ceux-ci sont assez bien connus et ont fait l'objet de nombreuses publications. Les modes de défaillance pour des semi-conducteurs moyenne et haute tension, soumis à un cyclage thermique et/ou à une haute température, sont regroupés dans le tableau I.1 où figurent leurs mécanismes de défaillance associés ainsi que les localisations des phénomènes [**BOU08**, **CIA01**, **CIA02**, **COV98**, **DUP06**, **LIN07**, **LOM04**, **SME11**]. Les figures I.9 et I.10 sont des illustrations de certains de ces modes de défaillance.

Mode de défaillance	Mécanisme de défaillance	Localisation du phénomène
Augmentation de la chute de tension à l'état passant	- Dégradation des connexions internes de puissance - Levée des fils de bonding (cf. Fig. I.9.a) - Fracture des fils de bonding (cf. Fig. I.9.b)	- Connexions internes de puissance - Points de contact des fils de bonding avec la métallisation - Fils de bonding
Augmentation de la résistance thermique jonction - semelle	- Délamination des brasures - Fissuration des brasures (cf. Fig. I.10.a) - Décollement de la métallisation en cuivre sur le substrat céramique	- Brasure puces-substrat céramique - Brasure substrat céramique-embase - En surface du substrat céramique
Apparition d'un courant de fuite émetteur – grille	Rupture de l'oxyde de grille SiO_2	Oxyde de grille SiO_2
Puce en court-circuit ou circuit ouvert, augmentation de la résistance superficielle	Reconstruction de la métallisation en aluminium des puces (cf. Fig. I.10.b)	Métallisation des puces
Apparition d'un courant de fuite émetteur - collecteur sous tension V_{ces}	Rupture de l'isolement au niveau des anneaux de garde	Bords des puces
Défaut de l'isolation collecteur - embase	Rupture de l'isolement au niveau du substrat céramique	Dans l'épaisseur du substrat céramique
Défaut de l'isolation en surface des puces	Rupture de la passivation	Passivation

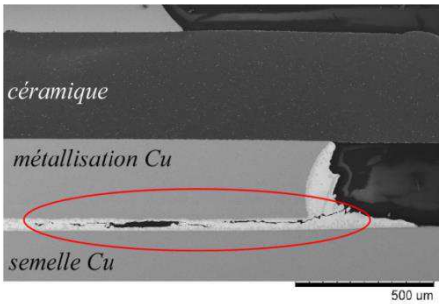
Tableau I.1 : Principales défaillances des modules de puissance moyenne et haute tension.



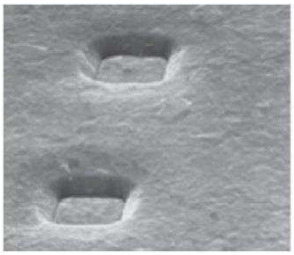
*a) Décollement de fils de bonding [**AMR09**].*

*b) Fracture d'un pied de bonding [**DUP07**].*

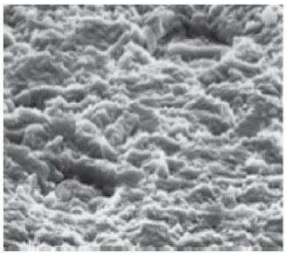
Figure I.9 : Mécanisme de défaillance des fils de bonding après cyclage thermique.



*a) Fissuration d'une brasure sans plomb entre le DCB et la semelle [**BOU08**].*



Metallisation d'émetteurd'une puce IGBT avantcyclage



Reconstruction de la métallisation après cyclage

*b) Reconstruction de la métallisation en aluminium en surface de la puce (Images MEB x 1000) [**CIA96**].*

Figure I.10 : Mécanisme de défaillance des brasures et de la métallisation des puces.

e) Distribution des résistances thermiques dans le système composant-dissipateur

L'écoulement du flux de chaleur produit par les puces semi-conductrices se fait par conduction à travers les différentes couches de l'assemblage constitué par le composant et son refroidisseur associé. Le transfert de chaleur est dû à la différence de températures entre chacune d'elles. A chaque couche, définie par une épaisseur et une conductivité thermique propre, correspond une résistance thermique à l'évacuation des calories qui lui sont apportées ou qu'elle génère. La température de jonction T_j d'un composant peut être formulée, en régime statique, en fonction des différentes résistances thermiques Rth_i constituant le système et les pertes P_{pertes} du composant par la relation (I.6).

$$T_j = \sum_{i=1}^{n} R_{th_i} . P_{pertes} + T_a \qquad \text{(I.6)}$$

Dans cette expression n et T_a représentent respectivement le nombre de couches constituant le système global allant du composant au refroidisseur et la température ambiante dans laquelle ce dernier est plongé.

Dans le cas du système illustré en figure I.11, la résistance thermique globale $R_{th\ j\text{-}a}$ peut être assimilée à la sommation en série de trois résistances thermiques distinctes, toutes quantifiables en fonction des couches que le flux de chaleur traverse [**LAB11**].

Nous trouvons tout d'abord la résistance thermique jonction-semelle $R_{th\ j\text{-}c}$ (junction-to-case thermal resistance) du module de puissance, définie entre la température de jonction T_j et celle de la semelle T_c. A noter que T_j est une température moyenne contrairement à celle de la semelle qui est une température localisée, prise à l'aplomb du semi-conducteur (dans ou à la surface de la semelle). Cette résistance thermique est indiquée par les fabricants de semi-conducteurs dans les datasheets des composants.

Vient ensuite la résistance thermique située entre la semelle et le refroidisseur, notée $R_{th\ c\text{-}h}$ (case-to-heatsink thermal resistance). Il s'agit en fait de la résistance thermique du matériau d'interface utilisé pour l'amélioration du transfert thermique entre ces deux régions. Cette dernière est définie entre la température de semelle du module et celle du refroidisseur T_h. Même si la valeur de cette résistance provient essentiellement du matériau d'interface utilisé, elle dépend fortement des conditions de montage qui interviennent sur le paramètre "résistance thermique de contact" de la résistance thermique (cf. § I.2.1.f).

Enfin, la dernière résistance thermique, notée $R_{th\ h\text{-}a}$ (heatsink to ambient thermal resistance), correspond à celle située entre le dissipateur et l'air ambiant de température T_a. Tout comme celle du module de puissance, sa valeur est aussi fournie par le constructeur. Toutefois, sa valeur peut varier dans le temps avec l'encrassement des ailettes (dissipateur à air) ou des conduites hydrauliques (boite à eau).

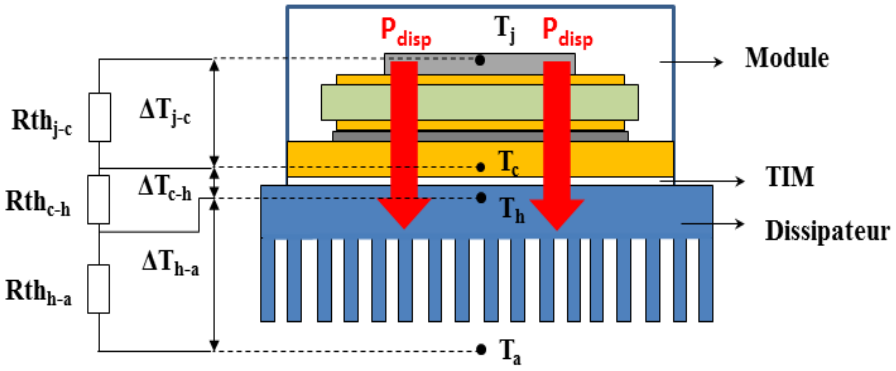


Figure I.11 : Assemblage d'un composant de puissance monté sur dissipateur et modèle thermique équivalent.

En se référant au modèle thermique de la figure I.11 et à la relation (I.6), nous pouvons donc écrire :

$$T_j - T_a = \Delta T_{j-c} + \Delta T_{c-h} + \Delta T_{h-a} \tag{I.7}$$

$$R_{th\,j-a} = \frac{T_j - T_a}{P_{pertes}} = R_{th\,j-c} + R_{th\,c-h} + R_{th\,h-a} \tag{I.8}$$

où $\Delta T_{j\text{-}c}$, $\Delta T_{c\text{-}h}$ et $\Delta T_{h\text{-}a}$ représentent les différences de température des diverses zones constituant le système.

Il en résulte que l'évacuation de l'énergie dissipée sera d'autant meilleure que la résistance thermique d'assemblage sera la plus faible possible. Ceci est obtenu avec l'utilisation de matériaux ayant une forte conductivité thermique et un bon procédé d'assemblage. Notons que malgré tous les efforts effectués par les acteurs de l'électronique de puissance pour minimiser la résistance thermique de chacun des éléments, la part la plus importante est apportée par celle des matériaux d'interface qui représente 40% à 50% de la résistance thermique globale [**ECP10**].

f) Résistance de contact

Lorsque l'on réunit deux matériaux plans entre eux, on observe une discontinuité des champs thermiques au niveau de la zone de mise en contact qui se manifeste par un saut des températures surfaciques T_{p1} et T_{p2} (cf. Fig. I.12.a). Cette discontinuité traduit la présence d'une résistance de contact $R_{th\text{-}contact}$ pratiquement concentrée à l'échelle macroscopique sur l'interface. Celle-ci est définie par l'équation suivante :

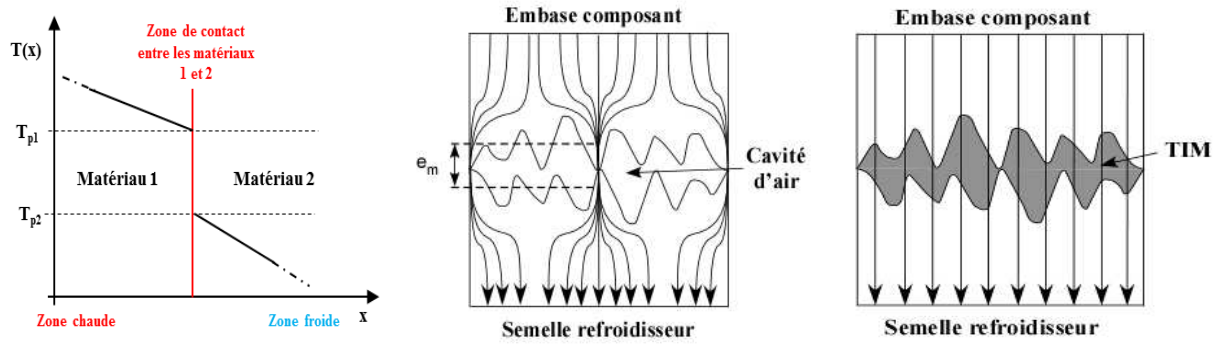
$$T_{p1} - T_{p2} = R_{th-contact} \cdot J_Q \qquad \text{(I.9)}$$

où J_Q est la densité de flux thermique à cette interface (en $W.m^{-2}$) ; la résistance de contact a donc pour unité des $m^2.K.W^{-1}$.

Une surface solide n'est pas vraiment plane et possède des irrégularités de quelques dixièmes à quelques centaines de microns définissant la rugosité de la surface (cf. § I.2.3). Par conséquent, l'association de deux matériaux ne s'effectue jamais sur toute la surface réelle de contact, mais uniquement sur certaines zones, dites zones de contact direct, ne représentant qu'un très faible pourcentage de la surface totale, de l'ordre de 10%. L'espace disponible entre ces zones de contact est généralement occupé par un fluide qui possède une conductivité thermique λ_f plus faible que celle des matériaux assemblés (cas de l'air lors de l'union à sec de deux surfaces métalliques propres). La zone d'espace interstitiel ainsi définie, d'épaisseur moyenne e_m, constitue donc un frein au transfert de chaleur (cf. Fig. I.12.b). Elle se caractérise par une résistance interstitielle $R_{th\text{-}i}$, en e_m / λ_f, qui prend en compte la conduction de la chaleur à travers le fluide présent à l'intérieur des cavités (cas où le milieu interstitiel est un gaz) [**BAR72**]. Cette résistance intègre le taux surfacique des zones interstitielles présentes sur la surface totale d'assemblage.

Ces zones interstitielles créent au niveau des zones de contact direct un resserrement des lignes de flux qui génère une résistance thermique de constriction $R_{th\text{-}c}$ (cf. Fig. I.12.b). Celle-ci est définie dans la littérature par un certain nombre de modèles théoriques, établis de façon analytique ou numérique. Nous pouvons citer le modèle de Cooper [**COO69**] ou celui simplifié de Madhusudana [**MAD96**], tous deux basés sur une approche statistique du contact où la fonction de densité de probabilité de la hauteur des pics et de la pente des aspérités suivent des lois gaussiennes. Dans ces modèles, la surface de contact est estimée en fonction de la pression, du type de déformation (élastique ou plastique) et des propriétés mécaniques des deux surfaces en contact (module de Young, dureté, coefficient de poisson). Dans ces modèles, la détermination de la surface moyenne des contacts (liée à la géométrie des points

et à leur taille) ainsi que de leur nombre est fortement dépendante des données de mesure profilométrique.



a) Saut de température au niveau du contact. *b) Contact sans interface thermique.* *c) Contact avec interface thermique.*

Figure I.12 : Mise en contact de deux matériaux entre eux.

La transmission du flux de chaleur se faisant donc suivant deux modes de transfert en parallèle, l'un caractérisé par la résistance interstitielle, l'autre par celle de constriction, la résistance thermique de contact globale est alors définie par leur mise en parallèle (cf. Eq. I.10).

$$R_{th-contact} = \frac{R_{th-c} \cdot R_{th-i}}{R_{th-c} + R_{th-i}} \qquad \text{(I.10)}$$

L'introduction de substances liquides ou solides, appelées interfaces thermiques, entre les deux éléments à unir a pour objectif la suppression du nombre et du degré des imperfections surfaciques, ce qui améliore de ce fait le contact thermique et favorise la diffusion de chaleur de l'élément le plus chaud vers le plus froid (cf. Fig. I.12.c). Cette interface est alors caractérisée par une résistance thermique $R_{th\text{-}TIM}$ correspondant à la sommation de la résistance thermique volumique (propre) du matériau d'interface, notée $R_{th\text{-}vol(TIM)}$, avec les résistances thermiques de contact $R_{th\text{-}c1}$ et $R_{th\text{-}c2}$ situées de part et d'autre du matériau [**PRA06**]. Si nous exprimons la résistance volumique et celle de la TIM globale en thermes dans les mêmes unités qu'une résistance de contact ($m^2.K.W^{-1}$), nous pouvons écrire :

$$R_{th-TIM} = R_{th-c1} + R_{th-vol(TIM)} + R_{th-c2} \qquad \text{(I.11)}$$

Le rôle joué par ces interfaces est primordial, puisqu'une augmentation de la température de fonctionnement d'une dizaine de degrés sur un composant, tel qu'un transistor, peut entraîner une diminution de sa durée de vie d'un facteur deux [**VIS00**].

I.2.2 Structure et technologie d'assemblage des composants de puissance

Comme nous allons le voir, les composants de puissance sont constitués par un empilement de matériaux qui prend en compte le problème de l'épanouissement et de l'évacuation de la chaleur au niveau de leur semelle (cf. Fig. I.13). Reste alors à l'utilisateur à s'arranger pour la déplacer de façon optimale vers un refroidisseur qui se chargera de son évacuation vers l'ambiante.

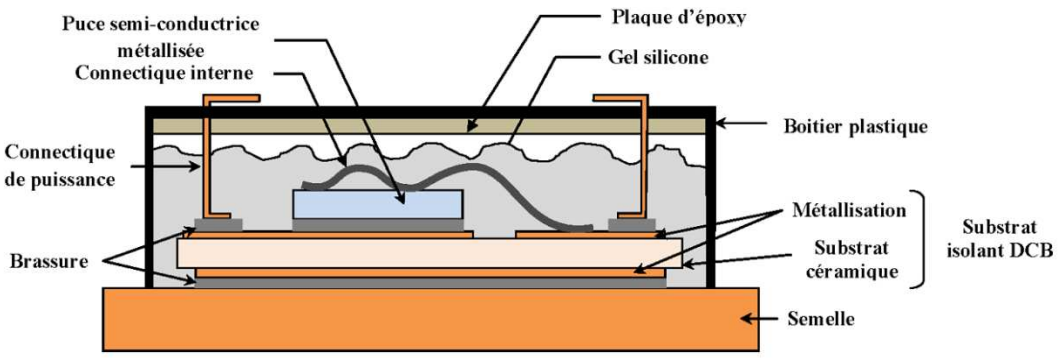


Figure I.13 : Architecture d'un module de puissance simplifié de type planaire.

Les puces semi-conductrices, parties actives du module de puissance, sont brasées sur un substrat céramique métallisé sur ses deux faces. Cette métallisation, généralement en cuivre, constitue le premier diffuseur thermique. Elle permet au flux de chaleur généré par les puces de s'étaler et de migrer vers les strates inférieures. Sur la face recevant les puces, la métallisation du substrat définit les pistes conductrices permettant de concevoir une partie du câblage électrique interne du composant. L'autre partie des liaisons électriques, reliant les puces semi-conductrices entre elles et aux connectiques extérieures, est réalisée par des fils en aluminium de très faible section, appelés fils de "bonding". Le substrat céramique, dont le rôle majeur est d'assurer l'isolation électrique des puces, est brasé sur une semelle métallique qui garantit le maintien mécanique de l'assemblage. Jouant le rôle de second diffuseur thermique, ce substrat doit posséder une bonne conductivité pour favoriser le déplacement de la chaleur vers la semelle. Tous ces éléments sont assemblés les uns aux autres via des joints brasés (ou brasures). Notons qu'ils présentent une conductivité thermique relativement faible comparée à celle des autres éléments, dégradant ainsi fortement la capacité du module à évacuer la chaleur. L'ensemble est encapsulé dans un boîtier plastique dans lequel est coulé un gel silicone. Celui-ci assure d'une part, la tenue diélectrique du module, et d'autre part, la protection des éléments actifs et de leur connectique contre toute agression de type chimique (oxydation, contamination, …) et/ou mécanique (vibrations, chocs, …). Pour certains modules de puissance, un plan de masse, noyé dans une résine époxy, recouvre cet ensemble, rigidifiant par la même occasion les sorties de puissance (Infineon IHM/IHV A package [**SCH12**]). La semelle, qui fixe le module sur le refroidisseur, joue le rôle de troisième diffuseur thermique en assurant le transfert du flux de chaleur vers la source froide. Il est à noter que la forme de la semelle est préalablement préformée, lui conférant une ligne convexe, de manière à ce que sa fixation par l'intermédiaire de vis sur le refroidisseur l'aplanisse, ce qui améliore ainsi le contact. La convexité est de l'ordre de 5 à 10 µm par centimètre pour des semelles en cuivre, moins dans le cas de semelles en alliage. Cette fixation se fait par l'intermédiaire d'un matériau d'interface servant de drain thermique.

Les fabricants de composants semi-conducteurs s'attèlent à réaliser des assemblages dans lesquels les matériaux utilisés ont des coefficients de dilatation thermique proches les uns des autres afin de limiter les distorsions au sein de la structure et donc leurs endommagements. Dans l'industrie électronique, du fait de leur bonne conductivité

thermique, le cuivre et l'aluminium sont fortement utilisés en tant que dissipateurs de chaleur. Cependant, comme ces matériaux possèdent un CTE élevé par rapport à celui du silicium ou des substrats, on leur préfère des matériaux composites pour la fabrication d'embase dédiée à des composants nécessitant l'évacuation de forts flux thermiques (cas des IGBTs de traction ferroviaire). Les plus courants sont les alliages en aluminium et carbure de silicium (AlSiC), à base de molybdène et de cuivre (MoCu) ou de tungstène et de cuivre (WCu). Ils présentent en effet un CTE plus proche du nitrure d'aluminium (AlN), matériau généralement utilisé pour la fabrication du substrat isolant, mais possèdent par contre une conductivité thermique plus faible que celle du cuivre [**REI09**]. L'un de leurs avantages réside dans l'adaptation de leurs propriétés thermiques qui se fait par simple ajustement de la teneur de leurs différents composites. Le tableau I.2 regroupe quelques caractéristiques physiques de matériaux utilisés dans la fabrication de modules [**DUP06**, **LOS00**, **WIE99**, **ZEA08**].

Eléments	Puce	Substrat céramique		Brasure		Embase		
Matériaux	Si	Al_2O_3	AlN	$Pb_{92.5}Sn_5Ag_{2.5}$	$Sn_{96.5}Ag_{3.5}$	Cu	$AlSiC_{63}/Al_{60}SiC$	$MoCu_{50}$
CTE [ppm.°C^{-1}]	2,5	6,5 - 8,1	4,2 - 5,2	29	30,2	17	7,9 / 12,6	9,9
λ [W.m^{-1}.K^{-1}]	146	20 - 30	170 - 260	35	33	398	175 / 240	250
R_e [MPa]	-	250 - 300	300 - 500	-	-	100	200	-
Module de Young [GPa]	130	300 - 380	300 - 350	240	137	129	192	-

Tableau I.2 : Propriétés physiques de matériaux utilisés dans la fabrication de semi-conducteurs.

Pour gagner en performance, des fabricants comme Semikron proposent des modules sans embase supprimant ainsi la résistance thermique liée à la semelle (module SkiiP 3, cf. Fig I.14). Tout comme les connexions électriques de ces modules, le substrat est mis en contact avec la surface du refroidisseur par simple pression lors de la fixation du boitier sur ce dernier. Par contre, avec cette solution, la rigidité et la fragilité de la céramique nécessite un excellent état de surface du dissipateur ainsi qu'un grand soin de manipulation. Afin de s'affranchir de la résistance thermique du matériau d'interface et d'augmenter ainsi l'échange convectif entre le fluide et les parois du refroidisseur, certains composants intègrent la circulation du fluide caloporteur au sein de leur semelle ou de leur substrat (si module dépourvu de semelle). Offrant une gestion thermique plus efficace que le refroidissement par fluide caloporteur, des solutions basées sur la technologie de caloducs micrométriques sont de plus en plus étudiées malgré les nombreux défis techniques qu'elles engendrent (cf. Fig. I.15) [**LEG06**, **TZA07**].

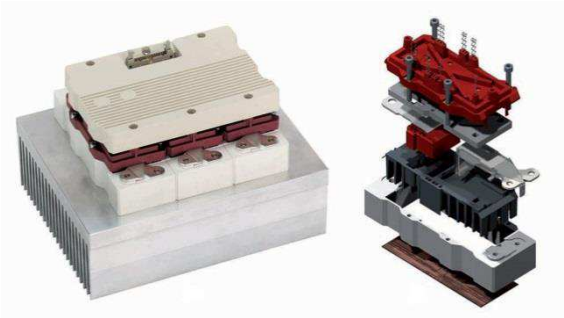


Figure I.14 : Module SkiiP 3 sur dissipateur PX16 de Semikron avec vue éclatée d'un bras.

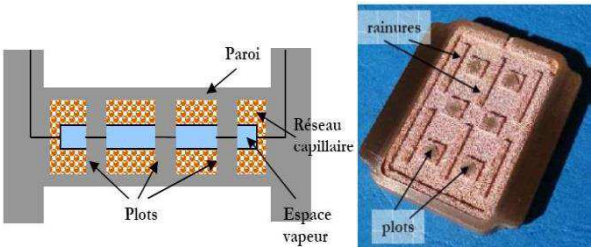


Figure I.15 : Caloducs micrométriques (réseau capillaire mixte plots-rainures frittées) [KAM07].

Ces exemples, associés à ceux donnés dans l'introduction (cf. § I.1), ne sont qu'un aperçu des solutions mises en œuvre par les industriels pour améliorer la propagation vers l'extérieur des flux thermiques générés par les puces semi-conductrices. Avec une forte tendance à la densification de puissance, des améliorations sont sans cesses apportées au niveau de la structure électrique, du choix des matériaux et de l'assemblage de ces composants.

I.2.3 Etats de surface des assemblages au niveau de la TIM

Nous avons vu, lors de la mise en contact de la semelle d'un module de puissance avec son refroidisseur associé, que de multiples et microscopiques poches d'air se forment dans la zone d'union, le contact se produisant uniquement sur les points hauts de chacune des deux surfaces réunies. La zone de contact ainsi créée entre deux matériaux solides peut être composée à plus de 90% de cavités d'air, représentant alors une importante résistance au flux thermique [**PRA06**]. Ces interstices sont causés par des imperfections surfaciques inhérentes aux limitations technologiques de fabrication. Les défectuosités observées sont tout aussi bien de taille microscopique que macroscopique. Les principaux aspects de l'analyse de l'état de surface d'une pièce sont exposés, de manière succincte, dans ce paragraphe.

C'est à partir du profil de la surface réelle d'une pièce que peut être réalisée l'analyse de son état de surface, ou plus précisément la détection de ses défauts géométriques (écarts géométriques). La figure I.16 schématise l'obtention du profil de la surface d'une pièce par une coupe longitudinale ou transversale de sa surface par un plan qui lui est normal.

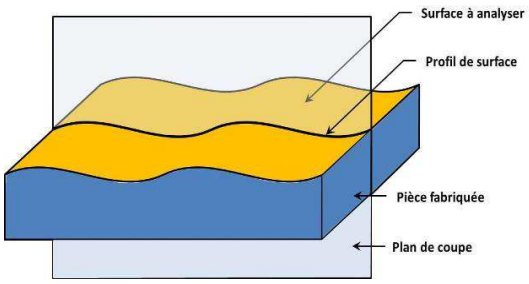


Figure I.16 : Profil de la surface réelle d'une pièce.

La norme AFNOR sur la spécification géométrique des produits (GPS) [**AFN09**] distingue quatre ordres de défauts de surface. Ces derniers sont mesurés sur l'étendue globale ou une zone limitée de la surface de la pièce ou encore sur la longueur totale ou partielle d'un profil. Les deux premiers ordres correspondent aux écarts macro géométriques et les deux derniers aux écarts micro géométriques. Les différents ordres de défauts de surface, explicités ci-après, sont représentés sur un profil de surface en figure I.17.

- *Défauts du 1er ordre :*

Ceux-ci sont dus à des écarts de forme et de position. Nous pouvons citer, en guise d'exemple, la planéité, la rectitude, la circularité, la perpendicularité, le parallélisme, … .
Ces défauts possèdent de multiples sources comme la déformation de la pièce pendant et après son usinage, les anomalies de bridage, la flexion des éléments de la machine-outil, la qualité du guidage des éléments coulissants ou l'usure des organes de la machine.

- *Défauts du 2ème ordre :*

Ces défectuosités, de plus petites tailles, sont définies par une ondulation périodique correspondant à la ligne enveloppe supérieure (LES). Celle-ci est caractérisée par l'ensemble des segments de droites qui joignent les points les plus hauts des saillies locales du profil de surface (cf. Fig. I.17). Cette ondulation provient des vibrations basses fréquences de la pièce ou de l'outil de la machine, voire des deux à la fois, ou des traitements thermiques appliqués à la surface de la pièce. Le pas des irrégularités, c'est à dire la distance entre deux sommets de l'ondulation, est généralement compris entre 0,5 mm et 2,5 mm.

- *Défauts du 3ème ordre :*

Ceux-ci se définissent sous forme de stries et de sillons tracés périodiquement ou pseudo-périodiquement sur la pièce avec un pas situé en moyenne entre 0,02 mm et 0,5 mm (cf. Fig. I.17). Parmi les causes de ces défectuosités, nous pouvons citer :

- Les mouvements d'avance de la pièce lors de l'usinage (avance par dents, direction de la vitesse de coupe) ;
- Les mouvements dus à l'avance et à la géométrie de l'arête coupante de l'outil (réglage des vitesses de coupe, rayon de l'outil, type d'évacuation des copeaux, affûtage) ;
- Les vibrations hautes fréquences de la pièce et/ou de l'outil de coupe ;
- Les jeux des éléments de la machine ;
- Le type d'arrosage ou la nature du lubrifiant utilisé (tendance de la matière à coller sur l'outil).

- *Défauts du 4ème ordre :*

Ces défauts apparaissent de façon irrégulière, le plus souvent accidentellement. Ils sont dits apériodiques. Le pas entre deux irrégularités est au maximum de 20 µm (cf. Fig. I.17). Ce sont des fentes et des piqûres ayant pour origine des arrachements de matière dus à une hétérogénéité du matériau, des marques d'outil ou à des vibrations hautes fréquences de la pièce et/ou de l'outil.

L'ensemble des défauts de 3ème et de 4ème ordre constitue la rugosité de la surface de la pièce. Ils comptent parmi les défauts qui sont détectables à l'œil nu ou tactilement. En toute rigueur, il faut aussi mentionner l'existence des défauts du 5ème et du 6ème ordre, définis respectivement par les différentes caractéristiques de la structure cristalline (échelle mésoscopique) et du réseau cristallin (échelle nanoscopique).

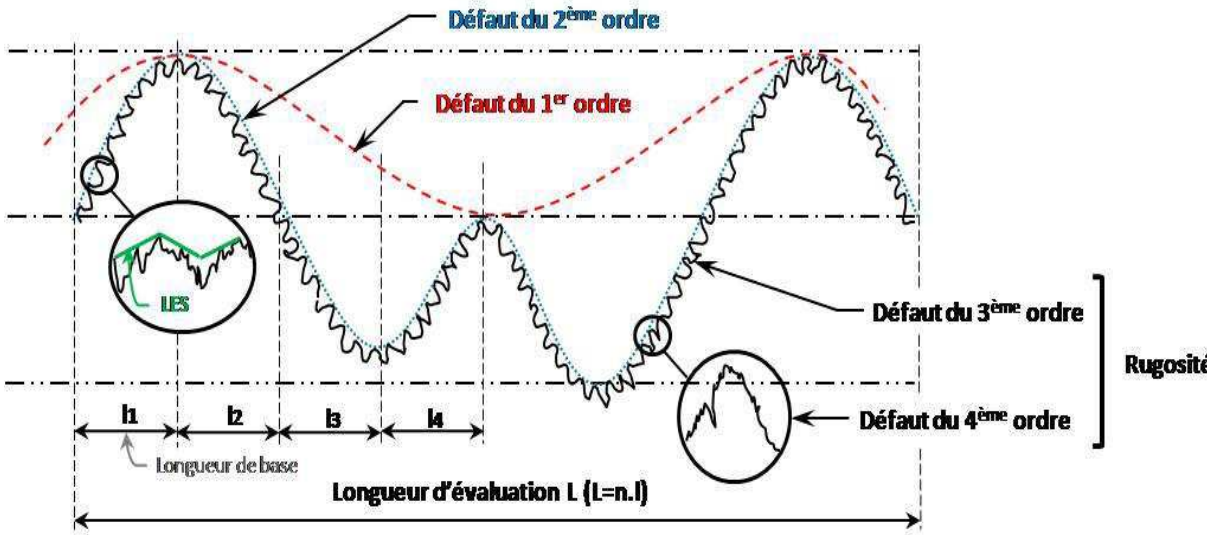


Figure I.17 : Défauts de surface illustrant les quatre ordres de grandeurs [BOU91].

De façon générale, les poches d'air résultent d'une combinaison entre la rugosité et la planéité des surfaces des pièces mises en contact. Lors de l'assemblage d'un composant avec son système de refroidissement, exemple sur lequel nous nous focaliserons dans ce mémoire, le défaut fréquemment rencontré est un défaut de planéité issu de la semelle du composant. La figure I.18 est une illustration de ce type de défaut, obtenu sur la semelle d'un module IGBT 1200A/3300V (Mitsubishi CM1200HC-66H), lors d'un essai de vieillissement par cyclage thermique au sein du laboratoire LTN de l'INRETS [**COQ02**]. Lors de ce test, une couche de graisse thermique (Novagard G641) a été déposée sur la semelle en AlSic du composant de façon à obtenir l'épaisseur préconisée par le fabricant (50 µm). Le module a ensuite été positionné et fixé sur un refroidisseur (boîte à eau en Cuivre - Béryllium nickelée), possédant une planéité de ±10 µm, tout en respectant l'ordre et le couple de serrage des vis de fixation du composant (serrage croisé des vis avec un couple moyen de 4,5 N.m). Des caractérisations de résistances thermiques jonction-semelle ont ensuite été effectuées. Comme les résultats thermiques obtenus n'ont pas été concluants, un démontage de l'IGBT a été opéré, dévoilant sur la surface de la semelle du module des zones de graisse thermique non mises en contact avec le refroidisseur (zones claires sur la figure I.18). Pour ce cas d'étude, il s'est avéré que l'épaisseur de la couche de graisse thermique appliquée était en fait trop faible pour rattraper les défauts de planéité de ce composant.

Figure I.18 : Défaut du 1er ordre sur un module IGBT 1200A/33000V [COQ02].

Les écarts de forme et de position obtenus sur la semelle d'un module de puissance dépendent d'un certain nombre de caractéristiques liées à sa fabrication. On peut citer, par exemple, la nature du matériau mis en œuvre, le processus d'obtention de sa forme géométrique par rapport au produit brut initial (laminage, fraisage, traitement chimique, …) ou encore sa taille. Il faut noter que les états de surface des parois à assembler dépendent directement du secteur industriel dans lequel elles sont requises. Par exemple, dans le secteur automobile, les contraintes bas coût interdisent la réalisation de surface de haute qualité pouvant minimiser le nombre et le degré des imperfections surfaciques.

Ayant pris connaissance de la problématique introduite par les états de surface des pièces assemblées au niveau des interfaces thermiques, nous allons effectuer dans le prochain paragraphe un état de l'art de ces matériaux en mettant en avant leurs spécificités.

I.3 Etat de l'art sur les interfaces thermiques

La plupart de ces interfaces thermiques sont composées d'une matrice polymère, comme les résines silicones ou époxy, chargée par des particules thermiquement conductrices tel que le nitrure de bore (BN), l'oxyde d'aluminium (ou alumine Al_2O_3), l'oxyde de zinc (Z_nO), l'aluminium (Al) ou l'argent (Ag) [**SCH05, VIS00**].

a) Les matrices polymères

L'usage des matrices polymères comme produit de base a deux origines. La première provient de leur faible rigidité et résistance mécanique qu'il est possible de moduler à volonté par mixage avec d'autres matériaux, en comparaison à celles des métaux et céramiques. La seconde est due à leur faible cout de production grâce à la simplicité de leur équipement de fabrication, étant donné que leur obtention ne nécessite pas de traitement à haute pression, ni à haute température.

Pour l'élaboration de l'interface thermique, le choix de la matrice polymère dépend de certaines de ses propres caractéristiques, notamment de sa compatibilité avec les particules de chargement, de sa capacité de mouillage, de sa viscosité ou encore de ses propriétés mécaniques [**LIN07**]. La quantité maximale de particules qu'il est possible d'introduire dans

un volume donné de matrice polymère résulte d'une combinaison entre la mouillabilité thermodynamique de la particule par le produit de base et la viscosité du polymère.

Le rôle joué par la matrice est des plus importants puisque celle-ci permet d'adapter les propriétés mécaniques du composite (la TIM) suivant l'utilisation à laquelle il est destiné. C'est ainsi que l'on a recours aux résines époxy lorsqu'un module d'élasticité élevé et l'adhérence sont ciblés, alors que les résines silicones sont préférées pour un module d'élasticité faible et pour une absorption des contraintes thermomécaniques générées par l'application. Son choix est rendu d'autant plus complexe que la gamme des matériaux polymères est en fait très large, allant des résines styréniques et polyoléfines (polymérisation d'un alcène comme l'éthylène, le propylène, …) aux résines de très haute technicité. N'oublions pas de citer le polycarbonate (polycondensation du bisphénol A et d'un carbonate) et les polymères thermoplastiques, comme l'acrylonitrile butadiène styrène (ou ABS), qui sont utilisés dans la conception d'interface thermique nécessitant l'absorption de chocs.

b) Les particules de chargement thermiquement conductrices

La conductivité thermique du produit de base, initialement faible, est donc rehaussée par l'introduction de particules thermiquement conductrices ayant comme caractéristiques essentielles leurs propriétés thermiques, leurs données géométriques intrinsèques (taille et forme) ainsi que leurs distributions [**PRA06**]. A ces caractéristiques, il faut aussi rajouter leur traitement de surface puisque celui-ci assure l'optimisation et la mouillabilité thermodynamique avec la matrice polymère.

Les particules fabriquées à partir de poudres céramiques, comme l'alumine et l'oxyde de magnésium, sont communément utilisées en raison de leur faible coût de production et de leurs propriétés diélectriques. Pour obtenir une meilleure conduction thermique, la matrice polymère est de préférence chargée avec des particules issues du nitrure d'aluminium ou du nitrure de bore. Dans ce cas, la conductivité thermique obtenue est améliorée d'un facteur cinq à dix, mais avec un prix de revient dix à cent fois plus élevé, ceci étant dû aux techniques de fabrication pointues mises en œuvre pour les confectionner.

Afin de posséder une conductivité thermique optimale, on aura plutôt recours à des particules métalliques, soit en aluminium, soit en argent. L'argent, qui est de loin le plus onéreux, sera choisi principalement pour sa haute conductivité thermique volumique alors que l'aluminium, qui offre un bon compromis entre conductivité thermique volumique et densité, sera sélectionné pour augmenter la quantité de particules dans la matrice polymère grâce à une densité plus faible. A noter que les particules en fer et en cuivre, tout comme celles en aluminium, s'oxydent très facilement. La formation d'une couche d'oxyde à leur surface entraîne alors une sensible réduction de leur conductivité effective. Ce n'est pas le cas pour les particules en acier inoxydable ou en nickel, qui offrent effectivement une très bonne résistance aux oxydations mais avec un coût beaucoup plus élevé. De plus, pour l'acier inoxydable, la conductivité sera plus faible comparée à celle des métaux purs. Enfin, il faut savoir que la plupart des particules métalliques ne permettent pas de renforcer la structure mécanique du composite final.

Les particules isolantes métallisées représentent une alternative aux particules purement métalliques. Le matériau isolant sert alors de support au revêtement métallique, ce qui a l'avantage d'apporter un gain de poids considérable à la particule ainsi créée, surtout quand cette dernière est une microsphère creuse. A noter que l'emploi de fibres de verre pour la fabrication des particules isolantes offre un renforcement mécanique à la structure de l'interface. Parmi les méthodes de déposition métallique, nous pouvons citer le dépôt sous vide ou le dépôt auto-catalytique.

Nous trouvons également des particules à base de carbone. Celles-ci sont produites par pyrolyse contrôlée (décomposition par la chaleur) de matériaux carbonés, principalement des combustibles hydrocarbonés dans le cas de noir de carbone [**ACC00**] ou bien des fibres de polymère organique dans le cas de fibres en graphite. Ces dernières sont disponibles sous différentes formes, allant des brins aux copeaux ou matelas non tissés de densité variable.

Les particules de chargement possèdent un diamètre compris entre 2 et 25 µm, offrant ainsi la possibilité de moduler la valeur de la conductivité thermique de l'interface [**GWI03**, **PRA06**]. Les TIMs ainsi créées ont une conductivité thermique généralement comprise entre 0,5 $W.m^{-1}.K^{-1}$ et une dizaine de $W.m^{-1}.K^{-1}$. Cette échelle de valeur est toujours supérieure à celle de l'air (0,026 $W.m^{-1}.K^{-1}$ à 25°C), considérée comme un frein pour la propagation de la chaleur. Par ailleurs, l'application d'une pression, comme celle générée par la fixation des composants électroniques, permet d'abaisser la valeur de la résistance thermique.

c) Modélisation des paramètres définissant la résistance thermique apparente

De nombreuses études ont été menées sur le chargement des interfaces pour mieux comprendre les phénomènes d'écoulement de chaleur liés à la taille des éléments insérés, à leur géométrie ainsi qu'à leur état de surface. L'objectif final est de pouvoir disposer de modèles permettant d'évaluer les principaux paramètres caractérisant la résistance thermique apparente d'une interface, à savoir son épaisseur, sa conductivité thermique propre et ses résistances de contact. Nous rappelons que ceux-ci sont donnés par la relation (I.11) qui peut être réécrite en faisant intervenir l'épaisseur $e_{(TIM)}$ de l'interface et sa conductivité thermique $\lambda_{vol(TIM)}$:

$$R_{th-TIM} = R_{th-c1} + \frac{e_{(TIM)}}{\lambda_{vol(TIM)}} + R_{th-c2} \qquad \text{(I.12)}$$

Les travaux de Fletcher, Marotta et Mirmira sont parmi les premiers dans lesquels ont été proposées des comparaisons de données expérimentales provenant de différents types d'interfaces avec des modèles, soit empiriques [**MIR97**], soit de déformations plastiques [**MAR96**]. Dans ces recherches, qui n'ont d'ailleurs pas permis d'extraire de lois pour la conception des matériaux d'interfaces thermiques, les résistances de contact ne sont pas dissociées de la résistance volumique propre de l'interface (cf. Eq. I.12). Il faudra attendre pour cela les travaux de Prasher [**PRA01**]. A partir de là, les études sur l'optimisation du rapport volumique de particules à insérer dans le produit de base afin de réaliser une interface ayant une faible épaisseur, une conductivité thermique élevée et de faibles résistances de

contact se sont multipliées [**FUL01**, **HU04**, **MAR02**, **PRA04**, **SIN04**]. De nombreux modèles portant sur les paramètres caractérisant la résistance thermique apparente d'une interface ont donc été développés, certains étant basés sur la fluidique des matériaux purement visqueux, d'autres sur des simulations combinant les analyses par éléments finis avec la dynamique des molécules [**ROY10**].

Pour la modélisation de la conductivité thermique propre des TIMs, nous pouvons citer les modèles basés sur les phénomènes de "percolation" [**KIR73**]. Ils sont liés à la très grande disparité des valeurs de conductivité thermique qui existe entre les différentes particules et la matrice polymère [**DEV00**]. Pour des particules sphériques dont le rapport volumique est inférieur à 40%, le modèle "Maxwell-Garnett" permet d'obtenir de bons résultats [**FEL04**, **NAN97**]. Celui-ci n'est donc pas utilisable pour les interfaces thermiques du commerce étant donné qu'elles sont généralement chargées en excès avec un rapport volumique à 60%. Dans ce cas, on lui préférera le modèle symétrique de "Bruggeman" bien que celui-ci soit limité, puisqu'il ne tient pas compte de la résistance interfaciale située entre les particules et la matrice [**HAY90**]. Celle-ci est incluse dans un modèle développé par Every à partir d'un modèle de "Bruggeman", cette fois-ci asymétrique [**EVE92**].

Prasher a proposé une modélisation de l'épaisseur d'une interface polymère, en fonction du rapport volumique des particules insérées et de la pression exercée sur cette dernière, en se basant sur une loi comportementale fluidique du type "Herschel-Bulkley" [**PRA03**]. Il a corroboré ce modèle avec celui qu'il a obtenu de façon empirique sur ce même type d'interface [**MAH04**], mais uniquement dans le cas où le rapport de la pression sur la limite d'élasticité du polymère est élevé. Ces travaux l'on conduit à montrer qu'il existe pour les particules insérées un rapport volumique optimal au-dessus duquel la résistance thermique de l'interface augmente.

La modélisation de la résistance de contact d'une interface passe tout d'abord par la détermination de la géométrie des surfaces assemblées, cette géométrie se caractérisant par la valeur efficace de la rugosité et par la pente moyenne des aspérités. Ces paramètres ont été modélisés en autre par Yovanovich et Marotta [**YOV03**]. Des modélisations de résistances de contact ont été proposées pour certaines interfaces thermiques en considérant leur comportement comme fluidique (cas des graisses, des matériaux à changement de phase ou encore des gels mous). Celles-ci se scindent en deux groupes suivant l'hypothèse prise sur le mouillage des surfaces assemblées, complet ou non. Ce dernier cas, où l'on considère que le matériau d'interface est dans l'incapacité de remplir complètement les espaces interstitiels, a été traité et modélisé par Prasher [**PRA01**]. L'emprisonnement de bulles d'air par le matériau d'interface au fond des aspérités de la surface solide fait apparaitre dans le modèle un rapport entre la surface réelle de conduction de la chaleur et la surface nominale. La surface réelle est déterminée à partir du calcul de pénétration de la TIM dans la surface solide. Dans le modèle établi par Cooper, Mikic et Yovanovich, le calcul de cette surface réelle se base sur une déformation plastique des aspérités des surfaces les plus molles [**COO69**], alors qu'il se base sur une déformation élastique pure dans celui développé par Mikic [**MIK74**]. Sridhar et Yovanovich, après avoir comparé les modèles précédents avec des données expérimentales de

conductivité thermique de contact obtenues pour des états de surface sur cinq matériaux différents [**SRI94**], ont proposé un modèle de déformation élasto-plastique pour lequel l'utilisateur n'a pas besoin de connaitre le mode de déformation au niveau de l'interface [**SRI96**].

De par leur rôle, mais aussi de par l'application industrielle dans laquelle elles vont être utilisées, on attend de ces interfaces un certain nombre d'aptitudes dont la première est bien sûr de posséder une résistance thermique la plus faible possible. Est établie ci-après une liste non exhaustive des dispositions qui leurs sont demandées :

- Capacité à maintenir constantes dans le temps les performances thermiques initiales.
- Non fluage ou capacité de l'interface à ne pas se déformer de manière irréversible dans la durée sous l'effet d'une contrainte permanente.
- Faculté de pouvoir faire tampon dans les zones où les matériaux mis en contact ont des coefficients de dilatation thermique différents.
- Détention d'une faible viscosité aux températures de régime de fonctionnement.
- Possibilité de se déformer facilement sous une faible pression de contact.

Au vu de toutes les caractéristiques supportées par le matériau d'interface thermique, sa conception est devenue un exercice complexe [**GWI03**, **PRA06**]. Celui-ci devient même critique avec la mise en œuvre d'éléments actifs (puces semi-conductrices) conduisant à avoir au niveau de la semelle du composant de puissance des températures de fonctionnement supérieures à 200°C. Comme la température à cet endroit n'est pas homogène, le rôle des TIMs n'est plus de maintenir une température moyenne de semelle sous un certain seuil mais plutôt les points chauds créés par les éléments actifs du module [**NAR08**, **SIN06**].

On dénombre deux grandes familles d'interfaces thermiques, les TIMs électriquement conductrices et les TIMs isolantes. En dehors de leur famille d'appartenance, il est possible de les classer en six catégories, dont deux sont largement employées, celles des graisses et des élastomères. Les autres sont les matériaux à changement de phase, les feuilles de graphite, les gels et les rubans adhésifs conducteurs thermiques. Bien qu'elles soient aussi considérées comme des interfaces thermiques, les soudures ou brasures ne seront pas prises en compte dans notre étude. Aujourd'hui, la majorité du marché des interfaces thermiques s'adresse aux applications électroniques de faible puissance, comme l'informatique, la téléphonie, l'audio-visuel, …, représentant environ 90% du marché global. En effet, peu de produits d'interface thermique sont dédiés spécifiquement à une utilisation moyenne ou forte puissance. Mais l'essor des dispositifs électroniques embarqués pour la conversion ou la commande électrique dans les moyens de transport est en train de modifier cette tendance.

I.3.1 Les graisses thermiques

Les premières interfaces thermiques fabriquées, permettant la suppression des microscopiques cavités d'air lors de la mise en contact de deux surfaces solides entre elles, furent les graisses. Ces dernières sont réalisées à base d'huiles d'hydrocarbures ou de

silicones que l'on charge avec des particules thermiquement conductrices. Les graisses se présentent sous forme d'une pâte épaisse, le plus souvent conditionnées en tubes ou pots (cf. Fig. I.19.a). Pour des produits ayant des performances thermiques plus importantes, elles sont livrées en seringues (cf. Fig. I.19.b).

a) Sous forme de pot.

b) Sous forme de seringue.

Figure I.19 : Exemples de conditionnement de graisse thermique pour la marque Electrotube.

Une large palette de graisses thermiques est proposée par de nombreux fabricants, comme Novagard, Laird Technologies, Bergquist, ArticSilver, ITW Chemtronics, Dow Corning et Electrolube du groupe Samaro, ainsi que JunPus International Co pour les plus connus.

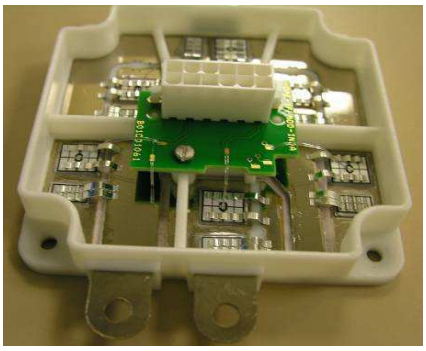
Suivant la nature des produits qui y sont employés et la quantité de particules ajoutées, la conductivité thermique des graisses peut varier entre 0,4 $W.m^{-1}.K^{-1}$ et 5 $W.m^{-1}.K^{-1}$ [**BRU12**, **DEV00**, **NAR08**]. D'une façon générale, plus le chargement en particules sera élevé dans le produit final, plus sa conductivité thermique sera grande. Toutefois, cela dépend de la viscosité et de la mouillabilité du polymère utilisé [**SAR06**]. La taille des particules est aussi un facteur important car elle peut jouer sur l'épaisseur minimale du dépôt de graisse. Les particules font alors office d'entretoises entre les deux surfaces mises en contact, ce qui augmente par conséquent la résistance thermique de l'interface [**PRA01**, **SAR06**]. A noter que l'optimisation de la distribution de la taille des particules dans le polymère permet d'obtenir une interface thermique ayant une viscosité beaucoup plus faible que celle qui serait réalisée à partir d'un même rapport volumique de particules mais de taille unique [**BEC05**, **SAR06**].

Quel que soit le type de chargement, le matériau de base le plus souvent choisi est le silicone pour des raisons de bonne stabilité thermique, de faible énergie de surface pour la mouillabilité des surfaces de contact et de faible module d'élasticité [**BEC05**, **ROY10**, **VIS00**]. Selon le type de particules utilisées, les pâtes thermiques peuvent se classer en trois groupes : les graisses chargées avec des particules métalliques, celles chargées avec des particules céramiques et enfin celles contenant des éléments de carbone.

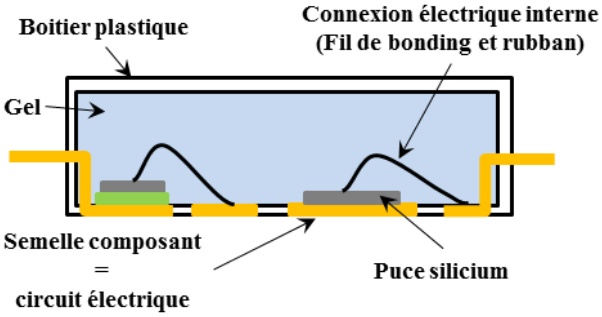
a) Graisses à base de particules métalliques

Ces graisses utilisent des particules métalliques offrant une très bonne conductivité thermique comme l'argent (Ag), le cuivre (Cu) ou l'aluminium (Al) [**VIS00**]. En contrepartie, l'emploi d'éléments métalliques les rend électriquement conductrice, ce qui les empêche d'être utilisées dans certains systèmes d'électroniques de puissance. Nous pouvons citer comme exemple les modules de puissance Mechatronic (Module demi pont 600V-600A constitué de 2 x 3 puces IGBTs et diodes) en boîtier IML (Insert Molded Lead frame) où la

semelle du composant correspond au circuit électrique de puissance du module (cf. Fig. I.20) [**MOR09**]. Il est donc nécessaire de recourir à une interface thermique isolante entre la partie basse du module et le refroidisseur, comme les pâtes thermique λGel série DP (tension de claquage : 5 à 9,6 kV.mm^{-1}, conductivité thermique : 4,8 à 6,5 W.m^{-1}.K^{-1}) ou les gels sous forme de feuille adhésive λGel série COH (tension de claquage : 7,2 à 18 kV.mm^{-1}, conductivité thermique : 1,8 à 6,5 W.m^{-1}.K^{-1}) proposés par le groupe Taica®.



*a)Module demi pont 600V-600A en boitier IML [**MOR09**].*



b) Architecture du module.

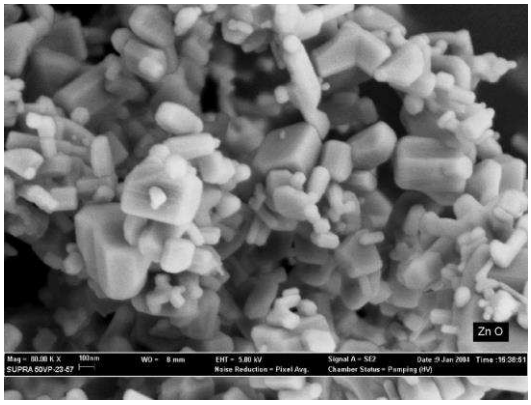
Figure I.20 : Module de puissance Mechatronic fabriqué par Valeo.

Un autre point sensible est leur coût de fabrication puisqu'il est indexé sur le prix des métaux. A ce titre, nous pouvons signaler la pâte thermique ArticSilver 5 qui fait partie des plus chères du marché, puisque composée à 88% de particules d'argent pur à 99,9%. Il est à noter que pour cette graisse, les particules sont distribuées suivant trois tailles (de 0,0125 µm à 0,508 µm) et sous différentes formes (sphérique, cubique, ...) afin de maximiser leur surface de contact et ainsi améliorer le transfert thermique. Des particules en céramique, tel que le nitrure de bore (BN), l'oxyde d'aluminium (Al_2O_3) et l'oxyde de zinc (Z_nO), sont incorporées pour accroître les performances thermiques du produit final et sa stabilité dans le temps. La matrice polymère employée pour la conception de cette graisse n'est pas un produit siliconé mais un mélange d'huiles polysynthétiques qui permet de disposer de trois phases de viscosité différentes mais contrôlées durant l'utilisation du produit. La première viscosité du composé correspond à celle obtenue à la sortie de son emballage (généralement une seringue) pour en permettre un écoulement et une application aisés. Lors de la première utilisation du composant de puissance sous lequel la pâte a été insérée, la viscosité change sous l'influence de la chaleur, de la pression et du contact avec l'air, pour faciliter le remplissage des interstices créés entre le composant et le dissipateur. Enfin, après un certain temps de fonctionnement, entre une cinquantaine d'heure au minimum et deux cents heures, la graisse thermique s'épaissit très légèrement, pour arriver à son état final. Les spécifications thermiques du produit données par le fabricant indiquent une résistance thermique de 0,018 K.cm^2.W^{-1} pour une pression de 0,83 bar.

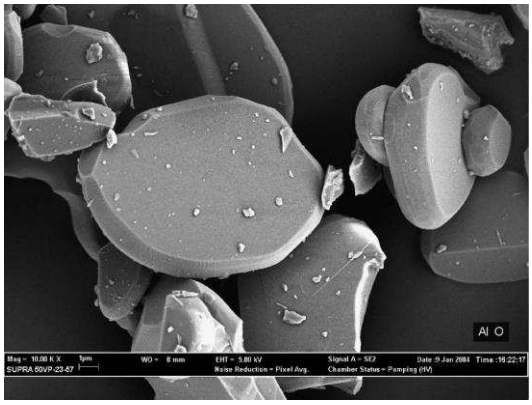
b) Graisses à base de particules céramiques

Pour charger ces matériaux d'interfaces thermiques, on utilise uniquement des particules d'origine céramique comme l'oxyde de béryllium (BeO), le nitrure d'aluminium

(AlN), l'oxyde de zinc (Z_nO) (cf. Fig. I.21.a), l'alumine (Al_2O_3) (cf. Fig. I.21.b) ou le dioxyde de silicium (SiO_2).



a) Particule d'oxyde de zinc (99,7%).



b) Particule d'alumine (99,9%).

Figure I.21 : Images SEM de particules en céramique [SIM05].

Ces interfaces se trouvent plus largement employées grâce à une meilleure conductivité thermique et surtout grâce à un coût de production moindre comparé à celui des graisses métalliques. Par comparaison avec la graisse ArticSilver 5, la pâte thermique Ceramic 2 du même fabricant offre une diminution de 36% sur le coût du produit par unité de poids. Le matériau de base de cette graisse thermique est un mélange d'huiles polysynthétiques qui permet d'améliorer les propriétés thermomécaniques des particules en offrant à ces dernières une meilleure distribution, en accroissant leur densité, tout en fournissant un composé homogène et stable. La taille des particules d'oxyde d'aluminium, d'oxyde de zinc et de nitrure de bore est multiple, variant de 0,009 µm à 35,6 µm. Du fait de sa constitution, cette graisse n'est pas électriquement conductrice. Mais celle-ci ne peut être en aucun cas utilisée pour réaliser une isolation électrique fiable car il y a toujours un risque d'avoir un contact au moins ponctuel entre les surfaces assemblées.

c) Graisses à base de particules de carbone

Ces produits sont de fabrication plus récente puisqu'ils sont apparus avec les nanotubes de carbone (CNT) et les nano fibres de carbone (CNF). Choi et son groupe de travail, en mesurant la conductivité thermique effective d'une huile dans laquelle des nanotubes de carbone avaient été insérés à raison de 1% du volume total, ont constaté que celle-ci avait plus que doublé par rapport à la valeur initialement mesurée [**CHO01**]. Cette expérience permet d'apprécier le potentiel apporté par ces éléments de faible poids et de haute conductivité thermique. Depuis les années 2000, de nombreux projets sont menés par les laboratoires et les industriels pour concevoir des matériaux d'interface thermique contenant un certain pourcentage de nanoparticules de carbone, mais le cout de production exorbitant de ces particules empêche leur fabrication à grande échelle. A ce propos, une méthode pour synthétiser des nanotubes de carbone simple paroi (SWNT) avec un haut rendement à partir du méthane a été brevetée par Xie et ses collaborateurs, permettant d'en faire chuter le prix au vu du faible coût de ce gaz [**EFT11**]. Parmi les travaux de recherches effectués sur ce type de

graisse, nous pouvons citer ceux de Hong et de ses collaborateurs qui ont montré qu'il était nécessaire d'avoir au moins un chargement de CNTs à plus de 10% du poids du produit final pour que les éléments de carbone s'associent entre eux sous les forces de van der Waals et qu'ils forment une chaine de percolation à trois dimensions [**HON10**]. Par contre, avec un chargement supérieur à 10%, la conductivité thermique mesurée n'évolue pas contrairement à celle calculée via des modèles théoriques, cette différence pouvant être attribuée à la résistance thermique interfaciale existant entre les CNTs et les résines [**KEB05**].

d) Application des graisses thermiques

La haute viscosité des graisses rend difficile leur application sur un support, quelle qu'en soit sa nature. En effet, il est extrêmement difficile de recouvrir une surface de graisse avec une épaisseur homogène, de façon reproductible, à partir d'une quantité de produit donnée. Pour garantir une certaine fiabilité au niveau de l'assemblage composant-dissipateur, des procédés de dépôt calibré de graisses sont mis en place dans l'industrie. La figure I.22.a-c expose le procédé utilisé par la société Infineon pour appliquer, de manière reproductible et homogène, la graisse thermique Novagard G641 sur la semelle de ces modules de puissance de dimension 107 x 62 mm, la figure I.22.d montrant le résultat du dépôt [**POP11**].

a) Nettoyage à l'alcool isopropylique du pochoir utilisé pour le dépôt de la graisse thermique G641.

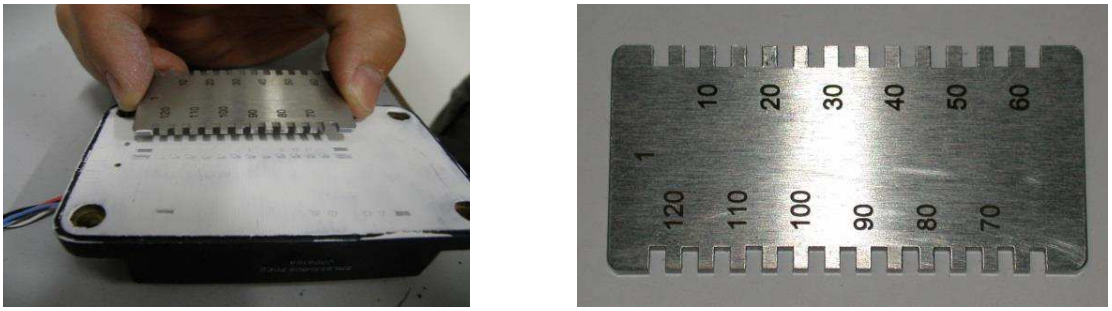
b) Alignement du module avec le pochoir.

c) Application de la graisse thermique G641 sur le module à travers le pochoir.

d) Résultat du dépôt de graisse thermique sur la semelle du module.

Figure I.22 : Procédé d'application de la graisse thermique G641 sur les semelles de modules de puissance de dimension 107 x 62 mm mis en œuvre par la société Infineon [POP11].

La figure I.23.a illustre le contrôle de l'épaisseur d'une graisse thermique déposée sur la semelle d'un composant de puissance. Celui-ci est réalisé avec un peigne de calibration que l'on positionne en différentes zones de la surface à contrôler. Le modèle exposé permet de mesurer des épaisseurs allant de 5 µm à 120 µm à +/-1 µm (cf. Fig. I.23.b). Il nous a été fourni par la société Alstom dans le cadre de travaux d'expertise sur le vieillissement de modules de puissance IGBT.



a) Contrôle de l'épaisseur du dépôt de graisse sur la semelle d'un module de puissance.

b) Peigne de mesure calibré d'épaisseur de graisses.

Figure I.23 : Contrôle de l'épaisseur d'une graisse avec un peigne de mesure (IFSTTAR-LTN).

e) Phénomène de pompage

Lorsqu'un système d'électronique de puissance est en fonctionnement, celui-ci est soumis à un cyclage thermique. L'ensemble des éléments, interfaces thermiques comprises, subit des fluctuations de température dont les seuils et les amplitudes varient suivant leur localisation et le profil de mission. Les différents matériaux constituant le module de puissance sont alors soumis à des mouvements d'extension et de contraction, créant un stress thermomécanique au niveau de la zone d'attache de la semelle du composant avec le refroidisseur. Ce stress est à l'origine d'un phénomène dégradant pour les graisses appelé pompage [**MAH04**, **SAR06**, **VIS00**]. Cela se traduit par l'expulsion, de la zone d'interface, des graisses de faible viscosité. A ce stade, la quantité de graisse ayant migrée peut contribuer à créer une pollution au voisinage de la zone d'interface. La figure I.24 est un exemple illustrant ce phénomène qui présente l'accumulation d'une graisse thermique sur la périphérie de la semelle d'un gros module IGBT après un certain nombre de cycles de puissance.

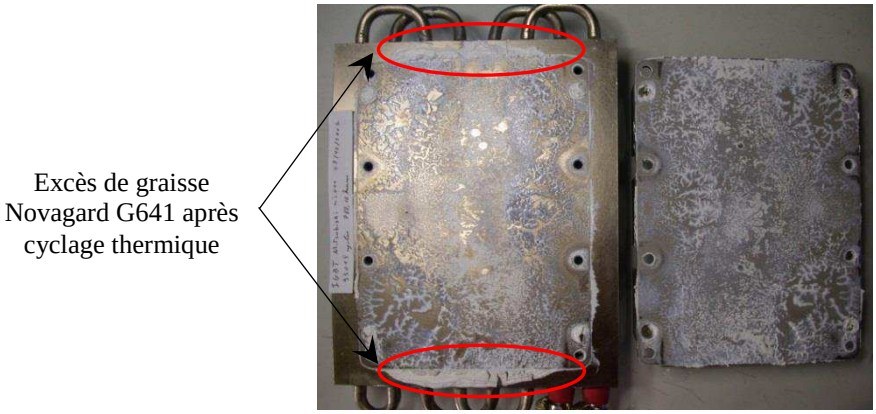


Figure I.24 : Pompage sur un module IGBT Mitsubishi type CM1200HC-66H (INRETS-LTN).

A noter que l'excès de matière le plus significatif se trouve sur les largeurs du module, là où la distance entre deux points de fixation est la plus importante (cf. cerclage rouge en Fig. I.24). Cette observation est issue d'un essai effectué au sein de notre laboratoire.

Mais cette migration, surtout si elle est aidée par un positionnement vertical de l'assemblage, peut laisser, dans le pire des cas, une zone de contact pratiquement dépourvue de graisse au niveau de l'interface. A noter que de nombreux travaux ont été menés pour comprendre et évaluer ce phénomène de pompage, proposant au passage des méthodes mécaniques de vieillissement accélérées. Celles-ci sont très souvent substituées aux essais par cyclage thermique actif car plus économiques en temps [**CHI01**]. En effet, durant le cyclage, les phases d'échauffement et de refroidissement, fortement consommatrices de temps, sont pénalisantes pour atteindre, même en cyclage accéléré, le nombre de cycles équivalent à la durée de vie estimée d'un moyen de transport. Des moyens expérimentaux de tests mécaniques, permettant de reproduire les effets de cisaillement et de pression auxquels sont soumises les graisses, sont proposés par de nombreux fabricants à travers le monde. Nous pouvons citer les sociétés Zwick, Instron, MTS Systems ou encore Lloyd Instruments.

f) Phénomène de séchage

Un second phénomène, dénommé séchage, qui apparait uniquement à hautes températures, peut être aussi observé [**SAR06**, **VIS00**]. Il se traduit par la séparation des particules de chargement avec la matrice polymère. Cette dernière a tendance à s'échapper de la zone d'interface, asséchant ainsi la graisse thermique. Ceci aboutit à une augmentation in situ de la résistance thermique du produit. La figure I.25 montre le phénomène de séchage apparu sur de la graisse Novagard G641, suite à un cyclage actif haute température d'un module IGBT Eupec type FZ1500R33HE3 ($\Delta Tj = 80°K$, $Tj_{max} = 150°C$ et $\Delta Tc = 50°K$, $Tc_{max} = 120°C$). Cet essai s'est également déroulé au sein de notre laboratoire.

Figure I.25 : Illustration du phénomène de séchage sur un module IGBT Eupec type FZ1500R33HE3 après un cyclage haute température (INRETS-LTN).

En général, ces phénomènes sont observés sur des graisses ayant fortement cyclé à cause de la ségrégation des éléments au fil du temps, mais peuvent aussi apparaitre sur des graisses neuves par le fait d'un mauvais mélange lors de leur fabrication. Ce phénomène se compose de trois étapes. La première correspond à la création d'un réseau de drainage apparaissant

avec la compression de la graisse lors de sa mise en place avec le système de refroidissement. Pendant les phases d'échauffement, se produit ensuite un écoulement graduel du fluide de la matrice polymère, à travers le réseau de drainage. La dernière étape intervient durant les phases de refroidissement et correspond à l'évacuation, toujours par l'intermédiaire du réseau de drainage, de l'air emprisonné dans la matrice [**NNE08]**.

Ces deux phénomènes, le pompage et le séchage, sont fortement dépendant de l'état de surface des zones à mettre en contact, mais surtout de la température et du nombre de cycles thermiques effectués. Leur occurrence augmente exponentiellement avec la température : une règle serait que pour chaque augmentation d'une dizaine de degrés de la température d'opérabilité de l'interface thermique, la dégradation de celle-ci serait augmentée par un facteur deux [**POP11**, **VIS00**].

g) Phénomène de moisissure

Dans un tout autre registre, une exposition de la couche de graisse à de forts niveaux d'humidité peut introduire des phénomènes de moisissure avec pour conséquence des variations plus ou moins importantes sur la résistance thermique, celles-ci dépendant de la nature des particules thermiques de chargement (phénomènes d'oxydation) et des résines employées. A noter que les programmes d'études américains, menés sur la fiabilité des systèmes électroniques dans le domaine aéronautique, montrent que l'humidité représente 20% des causes de défaillance, tout comme les vibrations, alors que la température est à 55%. Les 5% restants sont attribués à la poussière (source US Air Force Avionics Integrity Program).

Pour pallier aux problèmes de contamination ainsi qu'à ceux liés à la migration, la société AOS Thermal Compounds a développé une nouvelle série de graisses thermiques, appelée MicroFaze®. Il s'agit d'une graisse sèche au touché dont le polymère de base n'est ni une huile, ni un silicone, mais un composé synthétique thixotrope. Celui-ci est monté de part et d'autre d'un substrat de très faible épaisseur ($\approx 50\ \mu m$), soit en aluminium, soit en kapton, suivant les besoins de l'application. La feuille d'aluminium sera retenue pour sa conductivité thermique alors que celle en kapton le sera pour son isolation électrique. Il peut être constaté que si la présentation de ce produit ressemble à celle d'un matériau à changement de phase, son utilisation ne nécessite pas une mise en température initiale pour le positionner sur les supports. Ces produits offrent des conductivités thermiques allant de 0,9 à 5 $W.m^{-1}.K^{-1}$ [**SAR06**].

Pour toutes ces graisses, il est nécessaire d'appliquer une force minimale sur la couche de graisse afin d'obtenir des performances thermiques optimales. Les composants en électronique de puissance intègrent cette mise en pression par leurs systèmes de fixation, qu'ils soient par vis ou par clamp.

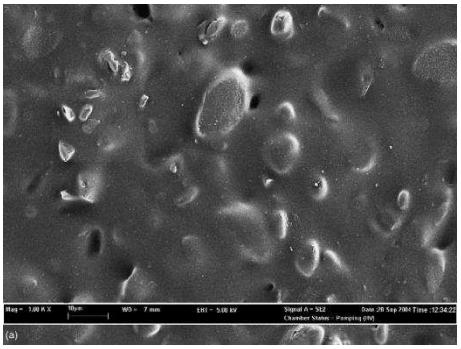
En résumé, les matériaux d'interface thermique situés dans la catégorie des graisses sont plutôt recommandés pour des applications ayant des températures de fonctionnement basses afin d'atténuer le phénomène de séchage ainsi que de faibles variations thermiques pour éviter d'amplifier le pompage. Ces limitations de fonctionnement pour l'utilisation des

graisses ont conduit au développement d'un matériau d'interface thermique alternatif, les blocs élastomères. Ceux-ci sont décrits dans le paragraphe suivant.

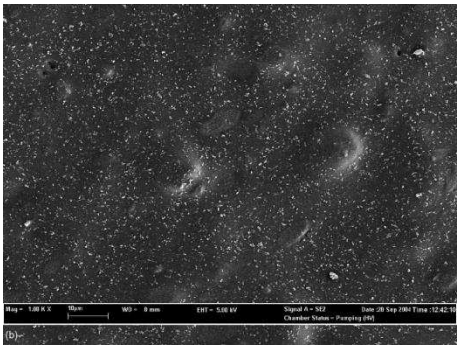
I.3.2 Les blocs élastomères

Les blocs élastomères sont fabriqués à partir de caoutchouc siliconé polymérisé et chargé avec des particules thermiquement conductrices (cf. Fig. I.26), tout comme pour le chargement des graisses thermiques. Ils se présentent sous la forme d'un matériau solide, mais souple et facilement manipulable. Avec une épaisseur généralement comprise autour de 0,25 mm, ils sont fournis le plus souvent aux industriels en forme prédécoupée, aux dimensions de la surface de refroidissement du composant, ce qui permet à la fois un gain de temps considérable mais aussi une manipulation plus aisée lors de leur utilisation.

Ces interfaces sont constituées d'une base en élastomère chargée avec des particules électriquement isolantes, provenant de matériaux tels que le nitrure de bore (BN) ou d'autres céramiques suivant les performances thermiques souhaitées, leurs tailles variant de 1 µm à 10 µm [**VIS00**]. Le développement de ces interfaces se fait à partir d'un caoutchouc siliconé polymérisé car il offre une bonne stabilité thermique et ne présente pas de modifications chimiques au cours du temps [**GU98**]. Dans les deux exemples présentés en figure I.26, le caoutchouc siliconé utilisé est composé d'un siloxane polymérisé avec un durcisseur, formé de 2,5-tert-butylperoxy et de 2,5-diméthylhexane [**SIM05**].



a) Bloc élastomère chargé avec 10% de particules d'alumine sur le volume total.



b) Bloc élastomère chargé avec 10% de particules d'oxyde de zinc sur le volume total.

Figure I.26 : Exemples de chargement de blocs élastomères [SIM05].

Certains de ces blocs élastomères sont renforcés mécaniquement par des fibres de verre tissées comme l'interface THERM-A-GAP G974, fabriquée par le groupe Parker-Chomerics®. Comme dans le cas des graisses, la valeur de la conductivité thermique apparente de ces produits se trouve modifiée suivant le type, la dimension et la quantité de particules utilisées pour les charger. A noter que ces interfaces nécessitent une force de pression importante, autour de 7 bar, pour pouvoir être pleinement efficaces.

On retiendra que les élastomères sont spécifiquement plus adaptés pour les applications nécessitant une isolation électrique entre les surfaces à assembler étant donné

qu'ils sont rarement chargés avec des matériaux métalliques. D'autre part, contrairement aux graisses, ils ne présentent pas de phénomènes de pompage ou de fluage.

I.3.3 Les matériaux à changement de phase

Les matériaux à changement de phase (Phase Change Materials) combinent les avantages des performances thermiques des graisses avec la commodité d'utilisation des blocs élastomères. Comme leur nom l'indique, ils sont capables de travailler suivant deux états, solide et liquide, sur leur plage de température spécifique. La température à laquelle se produit la transition de l'état solide à l'état liquide, est appelée point de fusion ou température de changement de phase. Suivant la composition des PCMs, celui-ci se situe dans une plage de température comprise entre 50°C et 90°C.

Le principe de conception de ces produits est identique à celui de ses prédécesseurs. Des particules, avec une conductivité thermique élevée, viennent charger thermiquement un matériau servant de base à la constitution de cette interface. Celui-ci peut être une paraffine entièrement raffinée, un polymère, un copolymère, ou un mélange de ces trois éléments [**RAU00**], mais dans tous les cas avec un point de fusion relativement bas. Les particules de chargement sont d'origine céramique. On y trouve typiquement le nitrure d'aluminium (AIN), l'oxyde de zinc (ZnO), l'alumine (Al_2O_3) ou le nitrure de bore (BN). Le mélange "matériau de base - particules" est le plus souvent disposé de façon calibrée de part et d'autre d'un support qui peut être une feuille, soit en aluminium, soit en fibre de verre tissée, ou encore un film diélectrique (par exemple en Kapton®). Cela permet au matériau d'interface de s'adapter aux différents besoins des applications (rigidité, isolation électrique, ...) et d'être disponible en plusieurs épaisseurs déjà calibrées. La conductivité thermique de ces produits varie dans une plage allant de 0,7 à 3 $W.m^{-1}.K^{-1}$ suivant le taux de particules insérées, sachant que celui-ci ne peut pas excéder une certaine valeur afin que le matériau d'interface puisse garder une viscosité relativement basse.

La figure I.27.a montre l'état du matériau à changement de phase Hiflow 300P après la séparation des deux blocs en aluminium entre lesquels il avait été inséré. L'ouverture a été effectuée après un vieillissement thermique passif de 1500 cycles entre -50°C et 150°C. Cette interface est constituée de deux couches d'un matériau de base chargé avec des particules thermiquement conductrices, positionnées de part et d'autre d'une feuille en polyimide. L'épaisseur initiale du produit avant changement de phase est autour de 0,11 mm, celle du film de l'ordre de 0,037 mm. L'une des couches du matériau de base est visible sur la surface du bloc de gauche, la feuille en polyimide (de couleur marron) sur celle du bloc de droite. A noter que la séparation des blocs n'a pu être faite de manière manuelle et qu'elle a nécessité l'utilisation de mécanismes de levier.

Figure I.27 : Eléments de l'interface à changement de phase Hiflow 300P (IFSTTAR-LTN).

Lors du passage de l'état solide à l'état liquide, l'épaisseur du matériau d'interface va évoluer, diminuant de façon proportionnelle à la pression qui lui est appliquée. Cette variation sur l'épaisseur du produit est liée à la rhéologie du matériau de base ou plus précisément à la façon dont celui-ci s'écoule lors du changement de phase, sous les contraintes de cisaillement générées par sa dilatation volumique et les forces de pression qui lui sont imposées. Lors de la transition, il élimine toutes les irrégularités de taille macroscopique et microscopique qui se trouvent à l'interface des deux surfaces, en comblant les cavités et en y chassant l'air tenu prisonnier. Une fois l'opération effectuée, le matériau à changement de phase reste dans la configuration dimensionnelle (épaisseur) obtenue lors de la transition et ceci quelles que soient les futures variations de température qui vont se produire par la suite. En outre, après le refroidissement, le PCM présente des propriétés adhésives qui lui permettent de créer une liaison très forte, entre collage et soudure, entre les deux surfaces mises en contact.

Il est à noter que la viscosité du matériau de base, élaborée par le choix et le dosage de ses éléments, est établie en fonction de la gamme de pression à laquelle est destinée l'interface thermique. En effet, pour une force de serrage faible du composant sur le refroidisseur, si la viscosité est élevée, alors l'étalement de la paraffine ne sera pas optimal, induisant une épaisseur maximale entre les deux pièces assemblée et par conséquent une résistance thermique apparente importante. Par contre, dans les mêmes conditions de serrage, l'effet inverse sera obtenu avec une faible viscosité du matériau de base. L'impact de la pression sur la valeur de la résistance thermique d'une PCM donnée (Power Strate 60-AG) est explicité dans [**GWI03**], où pour une augmentation de 88% de la pression qui lui est appliquée (passage de 0,68 bar à 5,52 bar), sa résistance thermique diminue de 60% en passant de 0,14 $K.cm^2.W^{-1}$ à 0,058 $K.cm^2.W^{-1}$.

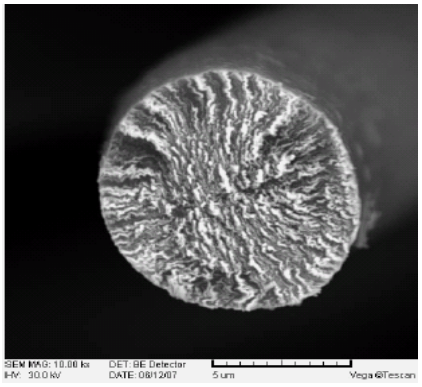
Les matériaux à changement de phase offrent donc les mêmes performances thermiques que celles des graisses sans les inconvénients apportés par le phénomène de fluage et de pompage. Grâce à la capacité à se conformer aux profils des surfaces et aux propriétés de mouillage, la résistance thermique de contact des PCMs au niveau des zones d'assemblage est minimisée [**VIS00**]. Un avantage supplémentaire est apporté par le conditionnement sous forme de feuille, ce qui permet d'avoir des épaisseurs calibrées.

I.3.4 Les feuilles de graphite

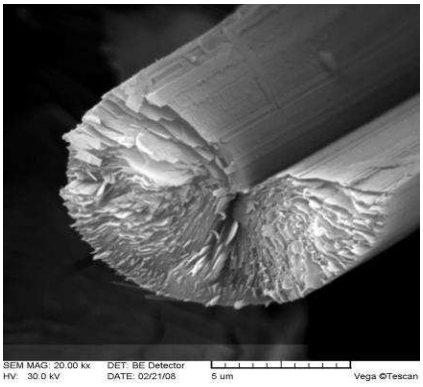
Afin d'améliorer le passage de la chaleur à travers les TIMs conçus à base de polymère, il est possible d'en augmenter la conductivité thermique dans le sens de l'épaisseur en introduisant dans la matrice de base des éléments de très forte conductivité thermique tels que les nanotubes de carbone. Ces derniers possèdent en effet de très bonnes propriétés mécaniques [**ALL02**, **LU08**, **PAN06**], électriques [**DAI96**, **NGO06**] et surtout thermiques [**KIM01**, **NGO06**].

Les nanotubes de carbone ou CNTs sont des structures cylindriques unidimensionnelles possédant des diamètres de 1 nm à plusieurs centaines de nanomètres avec des longueurs de 100 nm à quelques centaines de microns. Les géométries existantes sont de deux types, d'un côté les CNTs à simple paroi ou SWNT (Single-Walled CNT), de l'autre les CNTs à parois multiples ou MWNT (Multi-Walled CNT). Les SWNTs se présentent sous la forme d'un cylindre réalisé à partir d'une feuille de graphène dont le diamètre est de l'ordre du nanomètre. Les MWNTs sont un assemblage de feuilles de graphène sous forme de cylindre concentrique possédant un diamètre autour de la dizaine de nanomètres. Une illustration en est proposée à la figure I.28.

La conductivité thermique des fibres de carbone est connue pour être élevée, de l'ordre de 20 $W.m^{-1}.K^{-1}$ pour les fibres synthétisées à partir du polyacrylonitrile (PAN) jusqu'à 1000 $W.m^{-1}.K^{-1}$ pour celles fabriquées à partir de résidus d'hydrocarbure, la conductivité thermique étant celle donnée par l'axe de la fibre [**ROY10**]. Cette plage de conductivité thermique est divisée au moins par deux lorsque les CNTs sont insérés dans des interfaces thermiques composites. Mais les valeurs résultantes sont plus qu'acceptables, surtout comparées à celles de la conductivité thermique transverse (c'est à dire perpendiculairement à l'axe de la fibre) qui se situent plutôt autour de 1 $W.m^{-1}.K^{-1}$. Deux explications sont avancées pour expliciter cette faible valeur, l'une par le fait que les CNTs soient plongés dans une matrice polymère pratiquement isolante, l'autre par la mauvaise diffusion des phonons due à l'existence d'une importante différence d'impédance à l'interface fibre-matrice [**ROY10**, **SCH05**].



a) Image MEB d'un CNT Thornel® K-1100.



b) Image MEB du CNT Thornel® fendu.

Figure I.28 : Images MEB d'un CNT fabriqué par la société Cytec Engineered Materials [GRE10].

De nombreuses études, comme celle présentée dans le paragraphe des graisses thermiques (cf. § I.3.1.c), ont été menées sur le chargement de TIMs à l'aide de CNTs ou sur l'utilisation de CNTs élaborés sous forme de tapis [**CHO06**, **GAO10**, **HUA05**, **ROY10**]. Ces tapis sont en fait un alignement vertical de CNTs de même longueur dont un côté est fixé sur un support. A ce titre, nous pouvons citer un exemple de réalisation industrielle avec le matériau d'interface thermique Vel-Therm®, produit par les laboratoires ELSI (Energy Science Laboratories Incorporated), qui a été élaboré pour la fixation de composants électroniques sur des dissipateurs. Il s'agit de fibres de carbone de très haute conductivité (1000 $W.m^{-1}.K^{-1}$) alignées verticalement dans un substrat, ancré sur une fine couche d'adhésif (cf. Fig. I.29). Les fibres ont un diamètre allant de 5 à 12 µm, une longueur entre 0,25 et 3 mm, le matériau d'interface réalisé avec un taux de remplissage variant entre 0,1 et 24% [**SEA01**]. Elles sont obtenues par la découpe ultra précise d'une fibre de carbone unique et conditionnées par procédé électrostatique sur leur support. Ceux-ci peuvent être des feuilles métalliques, des polymères ou encore des feuilles de carbone montées sur des adhésifs siliconés, époxy ou céramique. La conductivité thermique propre du composite varie entre 0,4 et 100 $W.m^{-1}.K^{-1}$ suivant le type de fibre.

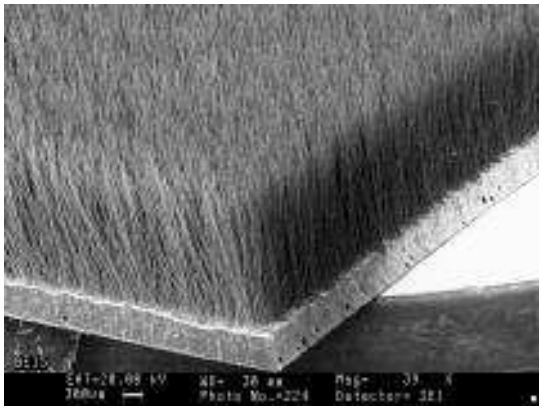
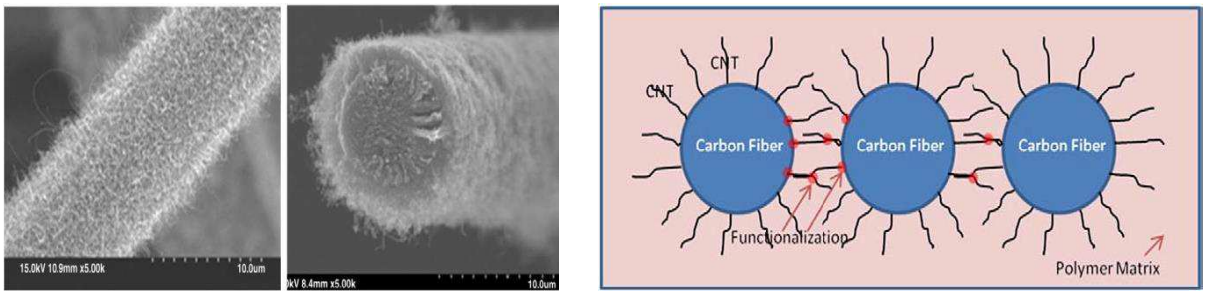


Figure I.29 : Interface thermique Vel-Therm™ fabriquée par la société ESLI [SEA01].

Des travaux, comme ceux menés sur une interface composite cuivre-CNT [**NGO04]**, cuivre-CNT-cuivre [**WAN10**] ou sur un matériau à changement de phase chargé avec des CNTs [**XU06**], ont montré qu'il était possible d'abaisser la résistance de contact entre ces produits et les surfaces à assembler (sous certaines conditions de pression) en améliorant d'une part, le contact entre les CNTs et la surface de mise en contact, et d'autre part celui entre les CNTs et leur support de fixation, pour obtenir au final une valeur de conductivité thermique proche de celle d'un CNT isolé.

A noter que Roy et ses collaborateurs sont parvenus à améliorer la conductivité thermique transverse d'une interface composite comprenant des CNTs alignés verticalement, en développant des liaisons CNTs-CNTs entre les nanotubes verticaux (cf. Fig. I.30.b). Ces liaisons sont créées en faisant croitre de petits CNTs le long des parois des CNTs verticaux comme illustré en figure I.30.a.



a) Image de croissance de CNTs sur la surface d'une fibre de carbone observée au microscope.

b) Schéma de principe illustrant les liaisons CNTs-CNTs.

Figure I.30 : Amélioration de la conductivité thermique transverse d'interface composite en polymère par des liaisons inter CNTs [ROY10].

Les interfaces thermiques purement graphites sont conçues à partir de copeaux de graphite très purs, compressés entre eux, sans rajouts de liant pour former des feuilles souples. Ces dernières possèdent deux valeurs de conductivité thermique, l'une dans l'épaisseur, l'autre dans le plan, de valeur plus élevée puisque la majorité des brins de graphite sont orientés dans le sens horizontal de la feuille. La porosité naturelle de ces matériaux a été exploitée pour développer des feuilles de graphite spécifiques en les imprégnant avec des huiles minérales ou synthétiques afin d'en améliorer les performances thermiques. Un exemple de ces travaux a été réalisé par la société GrafTech®. La résistance thermique apparente d'une de ses interfaces, issue de la série 1200, a pu être abaissée d'environ 50% suivant l'huile utilisée par simple réduction des résistances thermiques de contact. Pour l'interface graphite imbibée d'une huile synthétique, il a été montré que cette réduction était induite par une diminution du module d'élasticité du matériau d'interface ainsi que par une augmentation de sa déformation plastique sous de faibles pressions [**SMA03**].

I.3.5 Les bandes thermiques et les gels

Les bandes thermiques (thermal pads) ont été développées avant tout comme un moyen pour fixer les composants sur les dissipateurs. Elles éliminent les dispositifs de fixation externes, comme les clamps, réduisant ainsi le volume et le poids nécessaires à l'accroche des éléments ayant besoin d'être refroidis. En effet, ces bandes thermiques sont constituées d'un adhésif sensible à la pression (Pressure Sensitive Adhesive) chargé par des particules en céramique, l'ensemble étant disposé sur un film polyimide, en fibres de verre tissées ou en aluminium. L'adhésion sur les surfaces se fait avec une légère pression, la spécificité de l'adhésif permettant d'adhérer à n'importe quel type de surface et la souplesse du film de se conformer à des zones non planes. Le choix des bandes thermiques se fait avant tout pour leurs propriétés adhésives et non thermiques. Fortement dépendante de la qualité des surfaces entre lesquelles elles sont insérées, leur résistance thermique varie entre 1 et 4 $K.cm^2.W^{-1}$. Ce type de produit s'adresse essentiellement à l'électronique de faible puissance. Nous pouvons citer comme exemple les bandes thermiques de la série 8800 fabriquées par la société 3M™ avec une conductivité thermique affichée de 0,6 $W.m^{-1}.K^{-1}$ (méthode de mesure ASTM C-177 [**AST97**]).

Parmi les interfaces thermiques, nous pouvons aussi mentionner les gels, de conception plus récente, qui offrent une alternative aux graisses. Ceux-ci en possèdent l'aspect, mais ont en réalité une structure partiellement réticulée après cuisson (la durée du traitement dépendant de la température) qui élimine le phénomène de pompage durant les cycles de variations de température du composant. En effet, malgré une certaine rigidité, le produit reste suffisamment mou pour maintenir une liaison thermique entre les deux surfaces assemblées lorsque celles-ci sont en mouvement, induit par des CTE différents, durant les phases de cyclage thermique. Les valeurs de résistance thermique sont comparables à celle de la graisse, comprises entre 0,4 et 0,8 $K.cm^2.W^{-1}$. A titre d'exemple, le gel "Gelease® MG-121", fabriqué par la société LORD Corporation, revendique une conductivité thermique de 3,8 $W.m^{-1}.K^{-1}$. Ce produit, livré en seringues, est congelé à une température de -30°C pour son stockage (durée de conservation de 6 mois à cette température) et peut être manipulé à 25°C pendant 8 heures. Le gel SE4447 CV®, fabriqué par la société Dow Corning, de conductivité thermique de 2,5 $W.m^{-1}.K^{-1}$, présente les durées de cuisson suivantes : 3,7 mn à 150°C, 5,5 min à 100°C et 240 min à 25°C.

Nous conclurons cette étude bibliographique effectuée sur les matériaux d'interfaces thermiques par le tableau I.3 regroupant les principales caractéristiques ainsi que les avantages et inconvénients des interfaces les plus courantes.

Matériau (Principaux Composants)	**Avantages**	**Inconvénients**
Graisses thermiques (AlN, ZnO, Huile Siliconée)		≈ 0,2 - 1 $K.cm^2.W^{-1}$
Particules thermiquement conductrices, en céramique ou métalliques, dispersées dans des huiles siliconées ou d'hydrocarbure, formant une pâte épaisse.	• Haute conductivité thermique du produit. • Fine jointure obtenue avec un minimum de pression, impliquant une faible résistance thermique. • Bonne aptitude à remplir les zones interstitielles et à en chasser l'air. • Aucun traitement nécessaire. • Pas de délaminage. • Faible coût.	• Fabrication complexe. • Phénomène de pompage et de fluage. • Séparation entre les éléments constituant le produit. • Phénomène de séchage réduisant les performances thermiques. • Epaisseur difficile à contrôler. • Excès de graisse du au fluage pouvant être source de pollution. • Produit non isolant électrique. • Manipulation salissante.
Gels (Al, Ag, Silicone, Hydrocarbure insaturé)		≈ 0,4 - 0,8 $K.cm^2.W^{-1}$
Particules thermiquement conductrices, en céramique ou métalliques, dispersées dans un polymère siliconé de faible densité de réticulation.	• Offre les propriétés des solides et des liquides. • Bonne adhérence à tous types de surface. • Bonne capacité de mouillage. • Pas de phénomène de pompage ou de fluage. • Stabilité à haute température.	• Traitement nécessaire (cuisson). • Mise en place contraignante. • Nécessite un stockage réfrigéré. • Délaminage possible.

Elastomères (BN, Alumine, Silicone, Caoutchouc Uréthane) ≈ 1 - 3 $K.cm^2.W^{-1}$		
Elastomère siliconé chargé avec des particules thermiquement conductrices en céramique, renforcé avec un film diélectrique ou en fibre de verre tissé.	• Se conforme aux irrégularités de surface. • Rare phénomène de pompage ou de fluage. • Bonne résistance à l'humidité. • Absorbeur de chocs. • Peut recevoir un adhésif faible • Manipulation aisée. • Pré découpage possible.	• Traitement nécessaire. • Conductivité thermique moins bonne que celle des graisses. • Nécessite une pression de contact élevée pour se conformer aux surfaces. • Augmentation de la résistance thermique si pression trop faible. • Délaminage possible. • Coût plus élevé que celui des graisses.
Adhésifs thermiques (Ag, Epoxy) ≈ 0,1 - 1 $K.cm^2.W^{-1}$		
Film double face avec adhésif sensible à la pression, chargé avec des particules.	• Pas de phénomène de pompage ou de fluage. • Bonne capacité à se conformer aux surfaces. • Pas besoin de système de fixation.	• Traitement nécessaire. • Délamination.
Matériau à changement de phase (Polyoléfine, Epoxy, Polyester, Acrylique, BN, Alumine) ≈ 0,3 - 0,7 $K.cm^2.W^{-1}$		
Produit thixotrope, qui passe de l'état solide à l'état liquide au franchissement de la température de changement de phase, redevient solide par la suite. Particules thermiquement conductrices en céramique, dispersées dans un matériau de base qui peut être une paraffine complètement raffinée, un polymère, un copolymère ou un mélange des trois.	• Meilleure stabilité. • Pas de phénomène de pompage si l'application de la pression est choisie correctement. • Bonne capacité à se conformer aux surfaces. • Pas de délaminage. • Pas de phénomène de séchage. • Aucun traitement nécessaire. • Peut être disponible sous forme de film.	• Conductivité thermique plus basse que les graisses avec la présence d'un support • Performance thermique limitée due à sa conception. • Nécessite une force de pression qui peut engendrer des contraintes mécaniques. • Nécessité de rajouter un film si isolation électrique souhaitée.
Feuilles de Graphite (Graphite) ≈ 100 - 500 $W.m^{-1}.K^{-1}$ dans le plan		
Brins de graphite conditionnés sous forme de feuilles par combinaison d'un traitement chimique, thermique et mécanique.	• Bonne conductivité thermique du produit. • Pas de phénomène de pompage ou de fluage. • Aucun traitement nécessaire. • Conditionnement en feuille.	• Faible conductivité thermique transverse en raison de la structure cristalline anisotrope. • Délaminage.

Tableau I.3 : Principales caractéristiques, avantages et inconvénients des différentes familles de TIMs.

I.4 Etat de l'art sur les caractérisations thermophysiques des matériaux

Les propriétés thermophysiques d'un matériau caractérisent son comportement et sa réaction face à un gradient de température. L'estimation de ces paramètres est un problème récurrent dès que l'on souhaite prévoir la manière avec laquelle le matériau va réagir face à un environnement donné. Le développement de plus en plus fréquent de matériaux composites

nécessite des méthodes d'estimation qui leur sont propres, d'autant que leurs propriétés dépendent généralement du processus de fabrication, du type et de la répartition des composants qui les constituent. On dénombre une multitude de méthodes d'estimation de propriétés thermophysiques, certaines donnant accès à la conductivité thermique, d'autres à la diffusivité thermique ou encore à l'effusivité thermique. Celles-ci sont classées suivant le régime thermique temporel utilisé pour la caractérisation :

- Méthodes en régime permanent et en régime quasi-établi, qui permettent toutes deux de remonter à la conductivité thermique ;
- Méthodes en régime transitoire qui permettent de remonter aux propriétés soit de capacité calorifique soit de diffusivité thermique.

Il est à noter que parmi ces techniques, certaines n'exigent pas forcément le contact physique avec l'échantillon. Ceci a l'avantage de permettre des mesures sur des composants "in situ" ou sur des matériaux qui peuvent par exemple être placés dans une chambre à atmosphère contrôlée. Etant donné que nous souhaitons étudier les matériaux d'interfaces thermiques dans les conditions d'usage, c'est-à-dire sous pression, nous veillerons à regarder, parmi les méthodes les plus connues de caractérisation thermophysique de matériau, celles qui pourront répondre ou s'adapter au mieux à notre demande.

I.4.1 Méthode en régime permanent

Cette technique se caractérise par la mesure simultanée d'un flux de chaleur constant Φ traversant l'échantillon de section S et par celle du gradient de température ΔT qu'il génère (cf. Fig. I.31). Le modèle et la méthode d'identification sont basés sur un transfert thermique unidirectionnel et stationnaire à travers l'échantillon d'épaisseur e. A partir du modèle thermocinétique (cf. Eq. I.13), il est alors possible d'en déduire la conductivité thermique λ (cf. Eq. I.14).

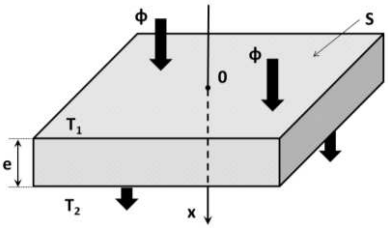


Figure I.31 : Illustration du principe de mesure en régime permanent.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = 0 \; avec: T = T_1 \text{ à } x = 0 \qquad \text{(I.13)}$$

$$T = T_2 \text{ à } x = e$$

$$\lambda = \frac{\Phi . e}{S . \Delta T} \; avec: \Delta T = T_1 - T_2 \qquad \text{(I.14)}$$

Selon la valeur de la conductivité recherchée, matériau isolant ou conducteur, le principe général donne accès à deux techniques de mesure :

- La technique dite de la plaque chaude gardée, pour les matériaux isolants ayant une conductivité thermique inférieure à 0,3 $W.m^{-1}.K^{-1}$ [**XAM09**]. Cette méthode normalisée [**AFN91**] est utilisée pour caractériser des échantillons de grande taille comme ceux que l'on rencontre dans le domaine de l'isolation des bâtiments. Son schéma de principe est donné en figure I.32. On impose à un échantillon plan un flux de chaleur unidirectionnel ϕ,

assuré par un enroulement résistif, et on mesure la différence de température ΔT aux "bornes" du matériau étudié. Cette méthode repose sur l'utilisation d'une plaque de faible épaisseur, comparée aux dimensions transverses de l'échantillon, ainsi que sur la mise en place d'une garde active pour minimiser les pertes latérales aux extrémités du matériau.

- La technique dite de la barre [**LAU84**], pour les matériaux ayant une conductivité thermique supérieure à 0,3 $W.m^{-1}.K^{-1}$. Son schéma de principe est donné en figure I.33. La barre possédant une géométrie pour laquelle l'épaisseur est plus grande que les dimensions transverses, les pertes thermiques latérales ne peuvent être négligées et doivent apparaitre dans le modèle thermocinétique (I.15), en prenant comme hypothèse l'uniformité de la température sur la section droite.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - \frac{h.m}{\lambda.S}.(T - T_{ext}) = 0 \qquad \text{(I.15)}$$

Dans cette expression, h, T_{ext}, S et m sont respectivement le coefficient de convection, la température extérieure au banc d'essai, la section de la barre et son périmètre.

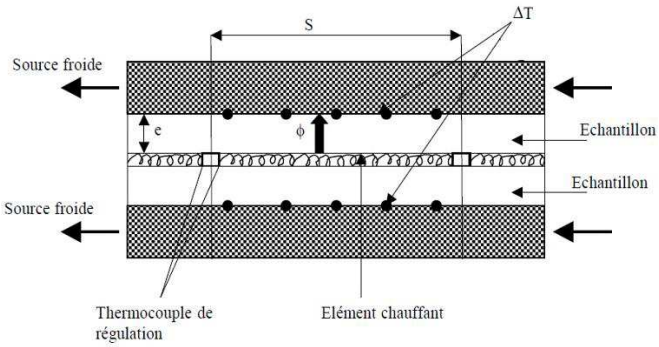


Figure I.32 : Schéma de principe de la méthode de la plaque chaude gardée [DEG94].

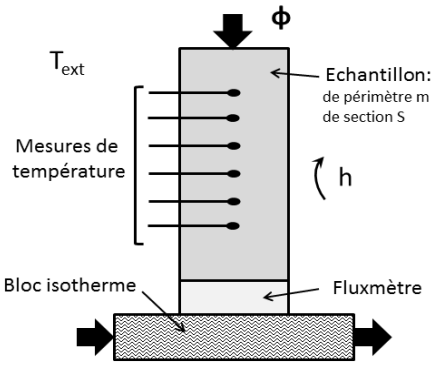


Figure I.33 : Schéma de principe de la méthode de la barre [DEG94].

Bien que la méthode de mesure en régime permanent soit simple sur le plan théorique, il n'en est pas de même lorsqu'il s'agit de la mettre en œuvre expérimentalement. En effet, de nombreuses difficultés apparaissent pour établir un régime permanent, posséder un flux unidirectionnel à travers l'échantillon et pour garantir des conditions adiabatiques sur le banc d'essai. Les mesures du flux de chaleur traversant l'échantillon ainsi que celles du gradient de température situées à ses "bornes" sont aussi sources de problèmes. Quelles que soient les techniques mises en œuvre, ces dernières ne mesurent qu'une conductivité ou résistance thermique apparente intégrant les résistances de contact.

I.4.2 Méthode en régime quasi-établi

Cette méthode se caractérise par la mesure simultanée d'un flux de chaleur de puissance constante traversant l'échantillon et d'une température variant avec le temps. Comme l'indique sa dénomination, l'accès aux paramètres thermophysiques s'effectue sur des temps longs. La mesure de la variation de température se fait, soit par un couple

thermocinétique, encore appelé méthode du croisillon, soit par la mesure directe de la résistance électrique de l'élément chauffant.

Cette méthode a donné lieu à de nombreuses techniques de mesure dont l'emploi dépend de la géométrie du matériau testé. On peut citer la méthode du plan chaud, du ruban chaud [**JAN04**], des disques chauds [**GUS94**], des sondes à choc [**DEG94**] et enfin celle du fil chaud que nous allons présenter plus en détail.

La méthode du fil chaud est une technique dynamique transitoire proposée à l'origine par Carslaw et Jaeger pour mesurer la conductivité des liquides [**CAR59**]. Etendue par la suite aux matériaux solides, elle est aujourd'hui normalisée [**AFN10**]. Cette méthode est basée sur un modèle idéalisé d'écoulement de chaleur radial unidimensionnel [**COQ06**] dont le principe expérimental est schématisé en figure I.34. Le fil résistif est inséré entre deux blocs d'un même échantillon pour les matériaux solides, ou placé dans une enceinte fermée pour les fluides gazeux ou liquides. L'instant où l'on délivre la puissance est pris comme origine des temps. Outre la mesure de cette puissance au cours du temps, on relève soit l'évolution de la résistance électrique du fil, soit celle de la température donnée par un thermocouple soudé sur ce dernier.

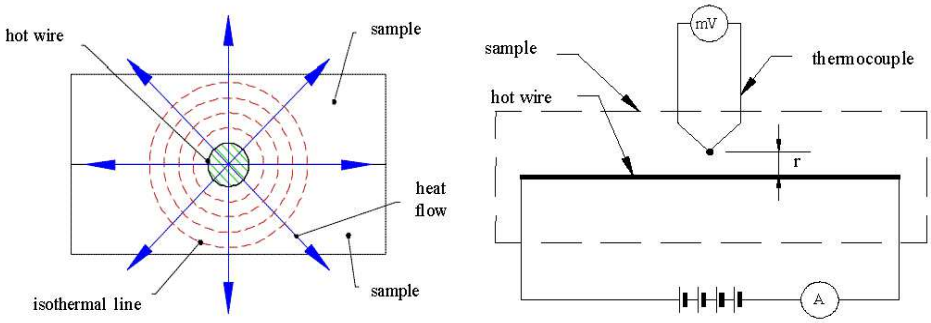


Figure I.34 : Schéma de principe de la méthode du fil chaud [FRA07].

Les modèles développés dans le cadre de cette méthode font l'hypothèse d'un transfert unidirectionnel et supposent que les dimensions du milieu soient grandes par rapport à celles de la sonde. Ils prennent en compte l'élément chauffant, la géométrie du milieu (plane, cylindrique ou sphérique) et l'interface sonde-milieu [**DEG94**].

Dans le cadre d'une modélisation simple du phénomène, le fil résistif est considéré comme une source de chaleur linéaire, de longueur infinie et de diamètre infinitésimal, l'échantillon étant quant à lui de dimensions infinies avec des propriétés thermophysiques constantes. On suppose que l'énergie est dissipée uniquement par conduction. L'équation de la chaleur en coordonnées cylindriques s'écrit :

$$\frac{\partial^2 T(r,t)}{\partial r^2} + \frac{1}{r}.\frac{\partial T(r,t)}{\partial r} = \frac{1}{a}.\frac{\partial T(r,t)}{\partial t} \qquad \text{(I.16)}$$

où r, t, T et a sont respectivement la position radiale de la mesure de température, le temps, la température et la diffusivité thermique du matériau.

La diffusivité thermique est donnée par la relation (I.17) dans laquelle λ, ρ et c_p sont respectivement la conductivité thermique du matériau, sa masse volumique et sa chaleur spécifique.

$$a = \frac{\lambda}{\rho . c_p} \tag{I.17}$$

Pour les conditions aux limites, on considère que l'échantillon est initialement isotherme (I.18), que la puissance injectée est connue (I.19) et que le milieu est semi-infini (I.20).

$$\forall\, r, t \leq 0, \qquad \Delta T(r,t) = T(r,t) - T_0 = 0 \tag{I.18}$$

$$\forall\, t \geq 0, r = 0, \qquad \lim_{r \to 0}\left(r . \frac{\partial T}{\partial r}\right) = \frac{-Q}{2 . \pi . \lambda} \tag{I.19}$$

$$\forall\, t \geq 0, r \to \infty, \qquad \lim_{r \to \infty}\left(\Delta T(r,t)\right) = 0 \tag{I.20}$$

Dans ces expressions, T_0 et Q sont respectivement la température initiale à l'instant t = 0 s et le flux de chaleur. La solution de (I.16) est donnée par l'équation (I.21) :

$$T(r,t) = \frac{Q}{4 . \pi . \lambda} . E_l\left(\frac{r^2}{4 . a . t}\right) \tag{I.21}$$

où E_l est la fonction exponentielle intégrale (cf. Eq. I.22) qui admet pour développement en série la relation (I.23) dans laquelle γ est la constante d'Euler-Mascheroni (γ ≈ 0,5772156).

$$E_l(z) = \int_z^{\infty}\left(\frac{e^{-z}}{z}\right) . dz \qquad avec: z = \frac{r^2}{4 . a . t} \tag{I.22}$$

$$E_l(z) = -\gamma - \ln(z) + z + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{(-1)^{k+1} . z^k}{k . k!} \tag{I.23}$$

A l'interface de l'échantillon et de la sonde (fil résistif de rayon r_0), le développement de E_1 donne pour l'équation (I.21) :

$$T(r,t) = \frac{Q}{4 . \pi . \lambda} . \left[\ln\left(\frac{4 . a . t}{{r_0}^2 . e^{\gamma}}\right) + \left(\frac{{r_0}^2}{4 . a . t}\right) - \frac{1}{4}\left(\frac{{r_0}^2}{4 . a . t}\right)^2 + \cdots\right] \tag{I.24}$$

En prenant en compte uniquement des temps longs ($z \ll 1$), (I.24) peut être approximée par :

$$T(r,t) = \frac{Q}{4 . \pi . \lambda} . \ln\left(\frac{4 . a . t}{{r_0}^2 . e^{\gamma}}\right) \tag{I.25}$$

La montée en température d'un point pris entre deux temps t_1 et t_2 satisfaisant à la condition $z \ll 1$ (cf. Fig. I.35), s'écrit :

$$\Delta T = T_{t_2} - T_{t_1} = \frac{Q}{4 . \pi . \lambda} . \ln\left(\frac{t_2}{t_1}\right) \tag{I.26}$$

On peut ainsi extraire une valeur de la conductivité thermique de la courbe d'échauffement obtenue.

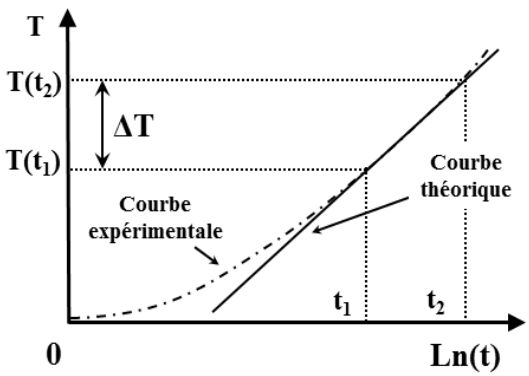


Figure I.35 : Montée en température en fonction du temps [FRA07].

Pour cette méthode, l'inertie du fil ainsi que la résistance de contact située entre l'échantillon et la sonde peuvent engendrer des erreurs significatives. De plus, pour tenir compte du transfert thermique au sein du fil chauffant, il est nécessaire d'en maîtriser la géométrie, ce qui est difficilement réalisable lorsque l'on souhaite concilier finesse et cylindricité du fil résistif en même temps que réalisation technologique.

I.4.3 Méthode en régime transitoire

Ce type de méthode, qui permet d'atteindre les caractéristiques thermiques dynamiques d'un matériau, à savoir la diffusivité thermique, se caractérise par la mesure d'une seule température, plus rarement deux, rapidement variable avec le temps. La perturbation thermique peut être de trois types, suivant les techniques de chauffage employées : impulsionnelle, en échelon ou périodique. Dans tous les cas, l'identification s'effectue plutôt pour des temps courts.

On trouve dans la littérature plusieurs techniques de mesures pour déterminer la diffusivité thermique d'une couche mince suivant le mode de perturbation thermique choisi : méthode flash, photoacoustique, méthode de photoréflectance, de l'effet mirage, ... Parmi toutes ces méthodes expérimentales, nous choisissons de décrire ci-après la méthode flash étant donné que c'est l'une des plus utilisées chez les fabricants de matériaux d'interfaces thermiques.

Pour cette méthode expérimentale, proposée à l'origine par W.J. Parker [**PAR61]**, on a recours à un échantillon plan ayant la forme d'un disque mince d'épaisseur *l*, isolé thermiquement, excepté au niveau de l'impulsion (cf. Fig. I.36). La méthode "flash" se présente sous deux formes, celle "face arrière" où la température transitoire est mesurée sur la face non excitée thermiquement de l'échantillon, et celle "face avant" où la température est mesurée au refroidissement à partir de la surface chauffée du matériau [**HAY04**].

Le principe de la méthode repose sur l'absorption, par l'une des faces de l'échantillon, d'une quantité d'énergie issue d'une impulsion de flux radiatif dont la durée doit être très faible par rapport à celle de la mesure. Pour la méthode "face arrière", on mesure l'évolution de la température sur la face non chauffée de l'échantillon à l'aide d'un thermocouple de haute précision. En faisant les hypothèses suivantes : homogénéité de la distribution du flux thermique sur la face avant, durée d'impulsion et pertes thermiques négligeables, il est

possible d'écrire que la température est fonction uniquement du nombre de Fourier F_{0l} relatif à l'épaisseur de l'échantillon, nombre donné par la relation (I.27).

$$F_{0_l} = \frac{a.t}{l^2} \tag{I.27}$$

Dans cette expression a et t sont respectivement la diffusivité du matériau et le temps.

Une solution analytique de l'évolution de la température a été donnée par [**CAR59**] :

$$\frac{T(l,t)}{T_{lim}} = \mathcal{F}\left(F_{0_l}\right) = 1 + 2\sum_{n=1}^{\infty}(-1)^n.e^{(-n^2.\pi^2.F_{0_l})} \tag{I.28}$$

où T et T_{lim} sont respectivement l'évolution en fonction du temps de la température en face arrière et la mesure de la température maximale atteinte sur cette même face.

Il est à noter que cette température atteint la moitié de la température maximale pour une valeur approchée du nombre de Fourier égale à 0,139 (cf. Fig. I.37 Courbe n°1). En mesurant donc le temps de demi-montée de la température sur l'autre face de l'échantillon, la diffusivité thermique peut être obtenue par l'expression :

$$a = 0{,}139.\frac{l^2}{t^{\frac{1}{2}}} \tag{I.29}$$

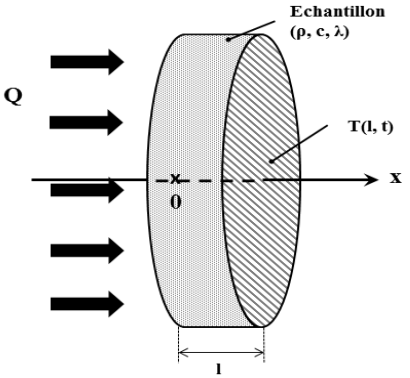


Figure I.36 : Illustration du principe de la méthode flash de face arrière.

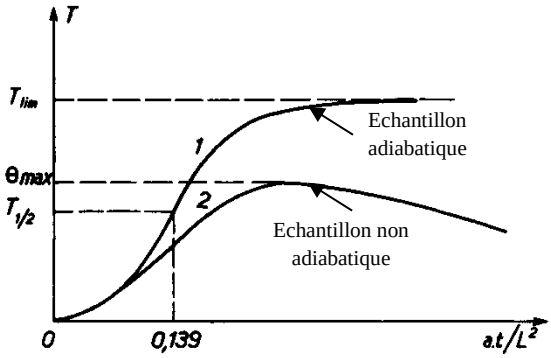


Figure I.37 : Evolution de la température en face arrière [BAL82].

A partir de la diffusivité thermique du matériau et à l'aide de (I.30), il est possible d'en déduire la capacité calorifique, grâce à la mesure de la température maximale de l'échantillon T_{lim} et celle du flux d'énergie absorbée par unité de surface Q.

$$c_p = \frac{Q}{a.\rho.T_{lim}} \tag{I.30}$$

où ρ est la masse volumique du matériau. La conductivité thermique λ de l'échantillon peut être alors obtenue à l'aide de l'expression de la diffusivité thermique (Eq. I.17).

La mesure avec précision de Q étant difficile, la méthode "flash" face arrière reste cantonnée dans la plupart des cas à la mesure du paramètre de diffusivité thermique. Pour la méthode "flash" face avant, la diffusivité thermique de l'échantillon est déterminée par la mesure de la température en face avant du matériau lors de son refroidissement après la

génération d'une impulsion de flux radiatif. A noter que depuis sa création, la méthode "flash" a subi de nombreuses évolutions que ce soit dans la partie expérimentale avec l'évolution technologique des lasers ou des appareils de mesure, ou dans les méthodes de calcul pour résoudre l'équation de la chaleur. Ces évolutions permettent aujourd'hui de caractériser une plus grande gamme de matériaux (monocouche uniforme et isotrope, composite et anisotrope, multicouches, liquides) et de prendre en compte des phénomènes physiques considérés jusqu'à présent comme négligeables (pertes, résistances de contact).

I.5 Conclusion du chapitre I

Ce chapitre bibliographique a permis de présenter la problématique du transfert de chaleur des modules électroniques de puissance et le problème particulier apporté par les interfaces thermiques. Celles-ci, tout en étant indispensables, sont responsables de la plus grande partie de la résistance thermique globale du système thermique. Une revue des principales familles de matériaux d'interfaces thermiques ainsi que des phénomènes de dégradations classiques a été également présentée avec un comparatif sur les caractéristiques et avantages/inconvénients des interfaces les plus courantes. Enfin, cette étude bibliographique s'est terminée par une présentation des principales méthodes de caractérisation des propriétés thermo-physiques de ces interfaces.

Méthode choisie dans ce mémoire pour la caractérisation des TIMs durant le vieillissement

L'évacuation de l'énergie dissipée par un semi-conducteur dépend fortement de la résistance apparente du matériau d'interface thermique qui est placé entre la semelle du composant et le refroidisseur. C'est donc ce paramètre, en situation d'usage, qu'il est nécessaire de connaitre avec exactitude pour pouvoir effectuer des choix dans la conception des chaines de refroidissement. D'après cette étude bibliographique sur les méthodes d'estimation des propriétés thermophysiques des matériaux, il apparait que l'une des méthodes les plus adaptées pour mesurer cette résistance thermique apparente, dans des conditions proches de celles de l'application, est celle de la barre en régime permanent puisqu'elle permet la mise en pression de l'interface. Cette méthode a fait d'ailleurs l'objet d'une normalisation et est plus connue sous le nom générique d'ASTM D5470 [**AST06**]. C'est cette méthode qui a été choisie et mise en œuvre dans la partie suivante pour suivre l'évolution des performances de TIMs testées en vieillissement. Elle y sera détaillée.

Il apparait qu'après caractérisation thermique sur le banc de test, à cause de la pression qui leur a été appliquée, l'extraction de la plupart des interfaces thermiques ne peut se faire sans dégradation de leur structure. Par conséquent, il parait impossible de vouloir ré-exploiter le matériau d'interface thermique pour le soumettre par exemple à un vieillissement thermique par cyclage passif dans une enceinte climatique. Or, comme la normalisation sur la méthode de caractérisation porte essentiellement sur le principe de mesure et sur quelques conditions expérimentales, il nous sera possible d'adapter ce banc de test pour pouvoir effectuer à la fois le vieillissement des TIMs et leur caractérisation thermique.

Chapitre II

Cyclage thermique passif de matériaux d'interface thermique et suivi de caractéristiques à l'aide d'une méthode statique

II.1 Introduction

Les travaux exposés dans ce chapitre ont été réalisés dans le cadre du projet THERMELEC (Management THERMique pour ELECtroniques de puissance embarquées) porté par la société Hispano-Suiza. Ce projet s'inscrit parmi les nombreuses recherches menées sur le concept de l'avion plus électrique (More Electric Aircraft).

Dans cette partie, nous présentons une étude sur le vieillissement de matériaux d'interface thermique (TIMs) astreints à des conditions de cyclage thermique passif dont seules les caractéristiques statiques seront suivies pendant le vieillissement. Comme nous l'avons déjà évoqué dans le premier chapitre, ces interfaces sont utilisées pour la gestion thermique de composants en électronique de puissance, où elles interviennent entre la semelle du module et la surface supérieure du refroidisseur pour assurer le transfert thermique. Certains composants de puissance peuvent être localisés au niveau des réacteurs des aéronefs et être soumis à des contraintes environnementales sévères. En effet, suivant la localisation des dispositifs électroniques, la variation maximale de la température ambiante au cours d'un vol peut mener, dans le pire des cas, à un cyclage thermique allant de -55°C à 200°C, avec des gradients thermiques de l'ordre de ±10°C.min^{-1} comme illustré en figure II.1.

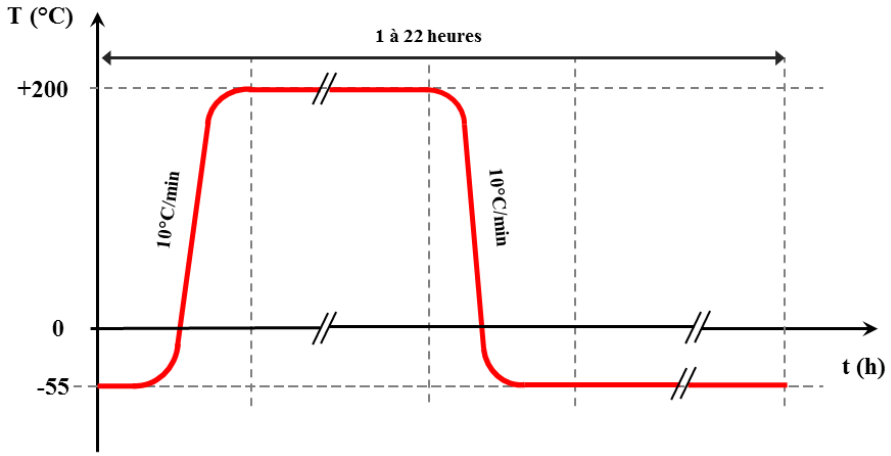


Figure II.1 : Pire cas de profil de température durant un vol.

Il est à noter que peu de travaux sont menés actuellement sur les interfaces dédiées à l'électronique de puissance puisque celles-ci représentent une très faible part du marché

global des interfaces thermiques [**ECP10**]. Lors du vieillissement, les éventuelles altérations structurelles de ces matériaux devraient se traduire par des évolutions de leur conductivité thermique spécifique que nous nous proposons de détecter à l'aide de caractérisations appropriées. Comme présenté dans le chapitre précédent, la méthode de caractérisation la plus appropriée pour des TIMs sous pression est celle basée sur la norme ASTM D5470 [**AST06**]. Ce standard est en effet le seul qui permette une caractérisation thermique des interfaces en configuration d'usage, comme lorsqu'elles sont disposées sous les modules de puissance. La conductivité thermique est ainsi mesurée tout au long du processus de vieillissement.

Ce banc constitue donc une innovation compte tenu, d'une part, de la difficulté à vouloir faire à la fois du vieillissement par cyclage thermique et du suivi de caractéristiques normalisées (à pression fixée sans démontage), et d'autre part, du peu de travaux référencés dans la littérature dans le domaine du vieillissement de TIMs.

La première partie de ce chapitre sera consacrée à la présentation de la démarche, des moyens de test et des méthodes utilisées pour mener à bien cette étude sur le vieillissement des matériaux d'interfaces thermiques. Nous y détaillerons notamment l'obtention du flux de chaleur et le maintien sous pression constante des différents éléments du banc expérimental. Le contrôle d'un certain nombre de paramètres de test, comme la répartition de la pression au niveau de l'interface, la mesure de son épaisseur et la détermination des pertes thermiques latérales sur la partie supérieure du banc, y sera aussi abordé. Nous y annoncerons enfin le protocole d'essai utilisé.

Dans une seconde partie, seront présentés des résultats expérimentaux de caractérisation effectués sur un panel de matériaux d'interface thermique, les caractérisations étant réalisées à l'aide de la méthode statique basée sur la norme ASTM D5470 [**AST06**]. Nous y trouverons également la méthode utilisée pour évaluer les résistances de contact et la résistance thermique propre au matériau d'interface ainsi que les résultats expérimentaux obtenus sur une interface thermique en graphite Keratherm S900.

En troisième et dernière partie, nous présenterons les résultats expérimentaux sur le suivi de l'évolution de la résistance et de la conductivité thermique, paramètres qui ont été utilisés pour caractériser le vieillissement de trois types d'interfaces thermiques différentes sélectionnées dans le cadre du projet Thermelec.

II.2 Démarche, moyens de test et méthodes utilisées

II.2.1 Démarche et méthodes utilisées

Le principe de caractérisation thermique statique des interfaces, qui repose sur la norme ASTM D5470 [**AST06**], se base sur une propagation de la chaleur idéale entre deux surfaces parallèles et isothermes entre lesquelles est insérée l'interface étudiée d'épaisseur uniforme. L'une des surfaces est en contact avec une source froide, dans notre cas un refroidisseur, dont le rôle est d'évacuer le flux thermique traversant l'interface. L'autre surface est en contact avec une source chaude de manière à produire un gradient thermique

uniforme perpendiculaire aux surfaces. La mesure des températures réparties dans les blocs d'aluminium permet de tracer la distribution discrète le long de la ligne médiane de ces derniers. En considérant le système adiabatique (cas idéal), l'interface est traversée par la totalité du flux de chaleur de manière uniforme. En pratique, les pertes de chaleur doivent être évaluées car elles affectent les distributions de température des blocs d'aluminium même si les gradients moyens restent sensiblement linéaires. Ces dernières, dont les expressions sont données par les relations (II.1 et II.1b), sont indiquées sur la figure II.2.

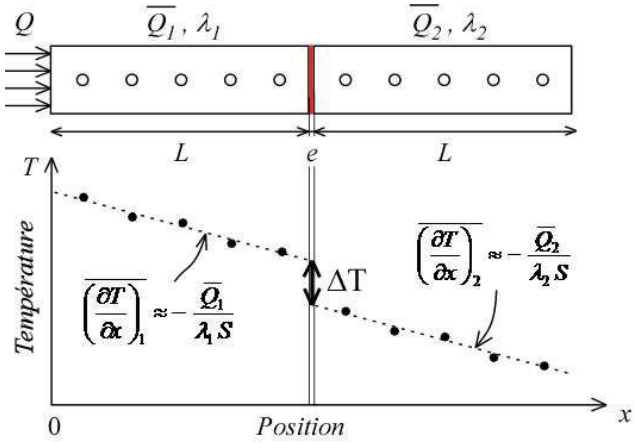


Figure II.2 : Principe de la caractérisation de l'interface thermique.

$$\overline{\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_1} \approx -\frac{\overline{Q_1}}{\lambda_1 . S} \quad et \quad \overline{\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_2} \approx -\frac{\overline{Q_2}}{\lambda_2 . S} \qquad \text{(II.1 et II.1b)}$$

Dans ces expressions, $\overline{Q_1}$ et $\overline{Q_2}$ sont les quantités de chaleur moyennes en transit respectivement dans les blocs d'aluminium supérieur et inférieur, λ_1 et λ_2 sont les conductivités thermiques respectivement dans les blocs d'aluminium supérieur et inférieur et S est la section des blocs d'aluminium et du matériau d'interface thermique testé.

En prenant en compte le fait que l'usinage des blocs d'aluminium soit réalisé dans le même barreau de matière, on peut alors considérer que leur conductivité thermique est parfaitement identique : $\lambda_1 \approx \lambda_2 \approx \lambda_{alu}$.

De ces caractéristiques, nous extrayons $\overline{Q_1}$ et $\overline{Q_2}$. La quantité de chaleur moyenne circulant à travers l'interface est alors donnée par :

$$\overline{Q} = \frac{(\overline{Q_1} + \overline{Q_2})}{2} \qquad \text{(II.2)}$$

Bien évidemment, si les pertes thermiques étaient strictement nulles sur les surfaces latérales (conditions adiabatiques latérales), nous aurions : $\overline{Q_1} = \overline{Q_2} = \overline{Q} = Q$, où Q est la chaleur transmise par la source vers le bloc inférieur.

L'interface thermique introduit une discontinuité dans la distribution de température (ΔT) entre les deux blocs. Cette discontinuité à l'interface est due à la résistance thermique totale $R_{th\text{-}TIM}$ de l'interface. Cette dernière est constituée de la résistance thermique propre de l'interface, mais également des deux résistances thermiques de contact :

$$R_{th-TIM} = R_{th-vol(TIM)} + R_{th-c1} + R_{th-c2} \quad \text{(II.3)}$$

Dans cette expression, $R_{th\text{-}vol(TIM)}$ est la résistance thermique propre au matériau d'interface thermique et les deux paramètres $R_{th\text{-}c1}$ et $R_{th\text{-}c2}$ sont les résistances thermiques de contact respectivement entre le bloc d'aluminium supérieur et la face supérieure de la TIM et entre la face inférieure de cette dernière et le bloc d'aluminium inférieur (cf. Fig. II.3). Dans la relation (II.3), la résistance volumique et celle de la TIM totale sont exprimées en thermes dans les mêmes unités qu'une résistance de contact.

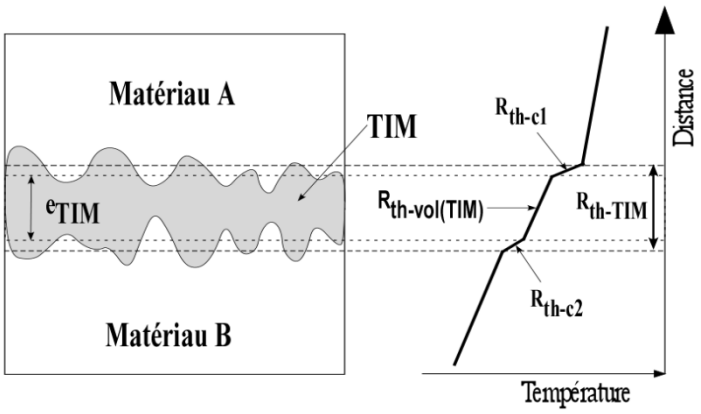


Figure II.3 : Résistance thermique totale d'un matériau d'interface.

L'une des difficultés rencontrées réside dans l'extraction de la grandeur souhaitée ($R_{th\text{-}TIM}$) de cet ensemble. Certaines interfaces, disponibles en différentes épaisseurs, permettent de déduire la somme des résistances de contact ($R_{th\text{-}c1}$+$R_{th\text{-}c2}$). C'est le cas de l'interface thermique en graphite Keratherm S900. La résistance thermique globale de contact de ce produit, quantifiée expérimentalement, est présentée à titre d'exemple dans le paragraphe II.3.2. Malheureusement pour nos investigations, les trois interfaces retenues pour l'étude de vieillissement ne sont pas disponibles en plusieurs épaisseurs, ce qui rend impossible l'extraction des valeurs de résistance de contact. Cependant, même si cela avait été le cas, cela aurait nécessité une multiplication trop importante des dispositifs de tests à faire vieillir dans le cadre des travaux de laboratoire.

Une autre voie théoriquement envisageable est la mesure directe de la température de part et d'autre de l'interface sur la ligne médiane des blocs d'aluminium. Malgré la difficulté de réalisation expérimentale, cette autre méthode est mise en œuvre sur l'interface thermique en graphite Keratherm S900 et présentée en paragraphe II.3.2.

Ainsi, pour les interfaces vieillies dont les résistances de contact ne peuvent être évaluées, le seul paramètre mesuré dans nos investigations est la résistance thermique globale $R_{th\text{-}TIM}$. De la même façon, mais tout aussi contestable, nous ne pouvons qu'utiliser une conductivité thermique effective ou globale de l'interface qui prend en compte les contacts. Son expression est donnée par l'équation (II.4) :

$$\lambda_{eff} = \frac{(Q - P_{ull}).e}{\Delta T.S} \quad \text{(II.4)}$$

Dans cette expression, e, S, ΔT, P_{ull} et Q sont respectivement l'épaisseur de l'interface thermique (sous pression), la section de l'interface, l'écart de température en surface entre les deux blocs d'aluminium, les pertes thermiques latérales du bloc d'aluminium supérieur et la puissance dissipée par la source de chaleur. Dans cette expression, la différence (Q-P_{ull}) représente le flux thermique à travers l'interface.

Il est à noter que l'évaluation de la relation (II.4) nécessite une évaluation des pertes latérales de chaleur entre la source et l'interface (P_{ull}) ainsi qu'une mesure de l'épaisseur du matériau d'interface sous pression (e). Ces deux points sont détaillés dans le paragraphe II.2.3.

II.2.2 Description des moyens de test mis en œuvre

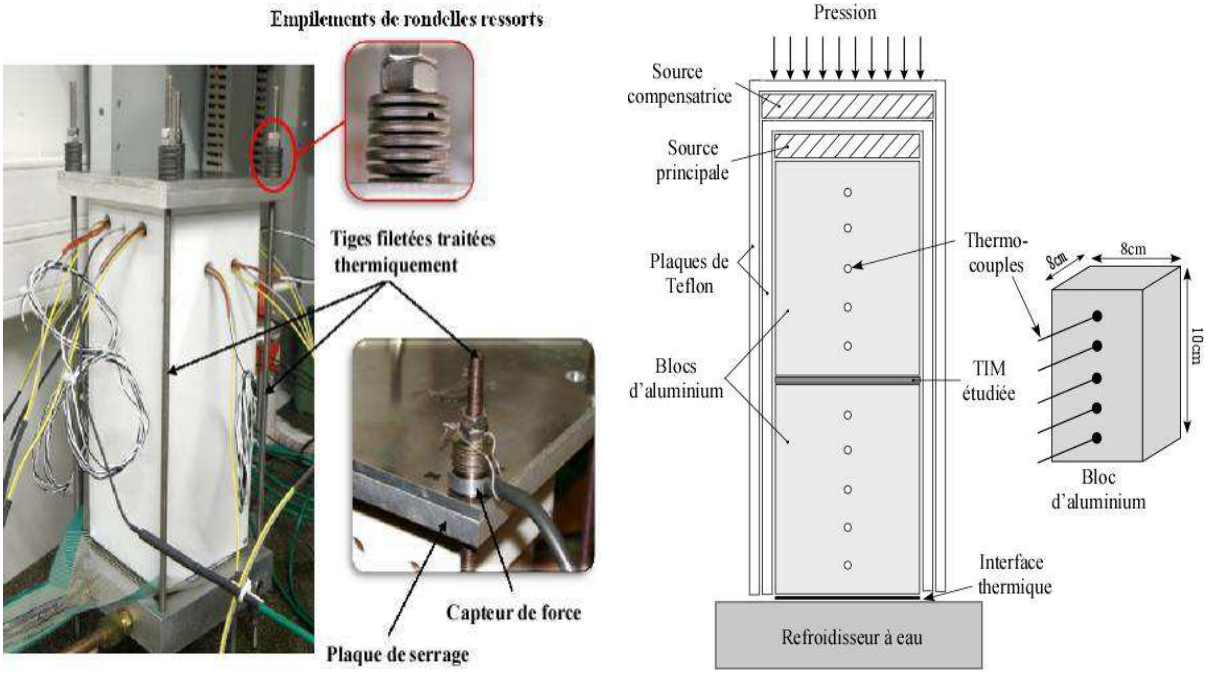
Un banc expérimental spécifique, permettant à la fois la caractérisation thermique des interfaces et leurs essais de vieillissement dans une chambre environnementale par des cycles thermiques entre -50°C et 150°C, a donc été conçu et réalisé (cf. Fig. II.4). Comme déjà évoqué plus haut, la conception du banc doit permettre à la fois le vieillissement par cyclage thermique de l'assemblage sous pression et la caractérisation de l'interface pour des conditions de pression invariantes. C'est ce qui constitue le point clé de notre montage.

Les niveaux de pression exercés sur les interfaces sont ceux habituellement rencontrés pour les modules de puissance (environ 20 bars) (cf. § II.2.3.a). Comme nous le verrons par la suite, la difficulté est de concevoir un dispositif expérimental pouvant absorber uniquement de façon élastique les déformations thermiques dues aux variations de température entre -50°C et 150°C (ΔT = 200°C). Toute déformation inélastique (plastique ou visco-plastique) d'une pièce de l'assemblage conduirait inévitablement à diminuer la pression, ce qui est indésirable lors des phases de caractérisations thermiques au cours du vieillissement.

a) Structure du banc expérimental

Le montage est composé de deux blocs parallélépipédiques en aluminium entre lesquels est insérée l'interface thermique étudiée, de deux sources de chaleur en cuivre (principale et compensatrice) dans sa partie supérieure et d'un refroidisseur en aluminium dans sa partie inférieure. Le positionnement de ces différents éléments les uns par rapport aux autres est visible sur la figure II.4.b représentant la coupe schématique du banc.

Les deux blocs d'aluminium, de longueur 100 mm et de section 80 mm par 80 mm (faces rectifiées à ±10 µm), ont été réalisés dans le même barreau de matière, à savoir de l'aluminium de nuance 2017A (Duralumin) suivant la norme européenne EN 573-1 [**AFN05**]. Cette norme fait référence au système de désignation numérique permettant d'identifier les alliages d'aluminium par leur composition chimique. Ce matériau, qui a pour élément d'alliage le cuivre, a été choisi pour des raisons de coût ainsi que pour ses bonnes aptitudes à l'usinage. Ces principales caractéristiques physiques sont regroupées dans le tableau II.1. Les valeurs indiquées sont des valeurs moyennes.



a) Banc de caractérisation instrumenté. *b) Coupe schématique du banc.*

Figure II.4 : Banc expérimental de caractérisation.

Masse volumique [g.cm^{-3}]	2,79
Coefficient de dilatation thermique linéaire(1) [10^{-6}.K^{-1}]	23,6
Capacité thermique massique (2) [J.kg^{-1}.K^{-1}]	920
Conductivité thermique (2) [W.m^{-1}.K^{-1}]	134 (3)
Limite à la rupture (min/max) [MPa]	390/425 (3)
Limite d'élasticité à 0,2% [MPa]	260 (3)
Allongement à la rupture [%]	13 à 15 (3)
Module d'élasticité [kN.mm^{-2}]	69

Tableau II.1 : Principales caractéristiques physiques de l'alliage 2017A [ALM11].

(1) Valeur moyenne donnée entre 20°C et 100°C.
(2) Valeur moyenne donnée entre 0°C et 100°C.
(3) Etat T4, état métallurgique correspondant au durcissement structural, c'est-à-dire au processus (phase de mise en solution, de trempe et de maturation à température ambiante) permettant d'obtenir des niveaux élevés de résistance mécanique.

La solution choisie, pour optimiser l'évacuation du flux thermique au niveau du refroidisseur, est un système à convection forcée hydraulique utilisant l'eau comme fluide caloporteur. Les propriétés thermiques de l'eau (capacité calorifique et conductivité thermique), comparées à celles de l'air, permettent d'augmenter le coefficient d'échange convectif *h* du refroidisseur et par conséquent la puissance évacuée. Le refroidisseur ainsi conçu est une plaque à eau, d'épaisseur 30 mm et de section 140 mm par 140 mm (faces rectifiées à ±10 µm), parcourue par une canalisation en forme de "U" de diamètre 8 mm. Celle-ci est positionnée sur la partie basse du refroidisseur (côté opposé à l'empilement des éléments constituant le montage) de

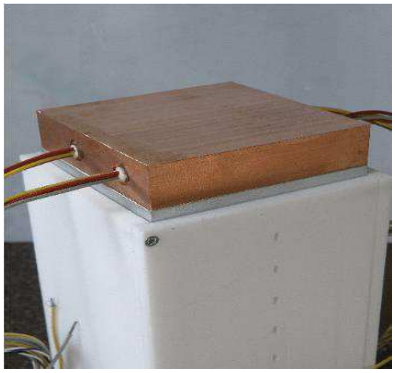
façon à avoir une épaisseur de matière conséquente (21 mm) pour permettre l'épanouissement du flux de chaleur. Le matériau utilisé pour cette conception est aussi du Duralumin.

b) Obtention du flux de chaleur

L'objectif est d'obtenir, lors des caractérisations thermiques, un flux de chaleur homogène et parfaitement maîtrisé le long des deux blocs d'aluminium depuis la source de chaleur jusqu'au refroidisseur. La source chaude se compose de deux sources de chaleur, l'une appelée "principale" directement en contact avec le bloc supérieur, l'autre "compensatrice" placée au-dessus de la principale (cf. Fig. II.4.b). Le rôle de cette dernière est d'éviter les pertes de la source principale vers le haut de l'assemblage. Ceci est réalisé en asservissant la température de la source compensatrice à celle de la principale afin d'annuler entre les deux tous gradients de température. La qualité de la mesure sur le banc expérimental dépend de la capacité à contrôler avec exactitude le flux de chaleur et à y minimiser les pertes.

Pour éviter les déperditions de chaleur vers la partie supérieure et les faces latérales du montage, une isolation thermique est assurée par une double couche de plaques polymères en téflon (PTFE) de 6 mm d'épaisseur chacune. La première enveloppe de téflon vient englober les blocs d'aluminium et la source de chaleur principale, alors que la seconde recouvre l'ensemble précédent et la source de chaleur compensatrice (cf. Fig. II.4.b). Le téflon (polytétrafluoroéthylène) est un polymère fluoré issu du tétrafluoroéthylène ayant entre autre particularité une excellente résistance thermique. Sa conductivité thermique est de 0,25 $W.m^{-1}.K^{-1}$ à 23°C [**DYN10**]. De plus, sa gamme d'utilisation est l'une des plus larges parmi celles des polymères thermoplastiques. Elle s'étend de -150°C à 260°C, avec un point de fusion situé à 327°C.

La source de chaleur principale est réalisée par un bloc de cuivre (épaisseur de 20 mm et section de 80 mm par 80 mm) muni de quatre cartouches chauffantes pouvant dissiper plus d'un kilowatt (cf. Fig. II.5). De la même manière, la source de chaleur compensatrice est faite d'un bloc de cuivre (épaisseur de 20 mm et section de 92 mm par 92 mm) muni de cartouches chauffantes.



a) Montage expérimental de la source chaude.

b) Cartouche chauffante.

Figure II.5 : Montage expérimental de la source chaude avec des cartouches chauffantes.

Leur nombre est seulement de trois puisque la puissance thermique de cette source, de par son rôle, n'a pas besoin d'être aussi élevée que celle de la source principale. Les faces des deux sources sont rectifiées à ±10 µm. Pour les deux sources de chaleur, le cuivre utilisé est un cuivre de type CW004A suivant la norme européenne EN 12165 [**AFN11**]. Cette norme spécifie la composition, les caractéristiques et les tolérances dimensionnelles des pièces en cuivre et alliages de cuivre destinées au matriçage. Les principales caractéristiques physiques de ce matériau, affiné électrolytiquement, non désoxydé et possédant une pureté de 99,9%, sont regroupées dans le tableau II.2. Les valeurs indiquées sont des valeurs moyennes.

Masse volumique [$g.cm^{-3}$]	8,9
Coefficient de dilatation thermique linéaire(1) [$10^{-6}.K^{-1}$]	16,8
Capacité thermique massique (2) [$J.kg^{-1}.K^{-1}$]	386
Conductivité thermique (2) [$W.m^{-1}.K^{-1}$]	388
Limite à la rupture (max) [MPa]	395
Limite d'élasticité à 0,2% (max) [MPa]	365
Allongement à la rupture [%]	5
Module d'élasticité [$kN.mm^{-2}$]	124

Tableau II.2 : Principales caractéristiques physiques du cuivre CW004A [PXP12].

(1) Valeur moyenne donnée entre 20°C et 100°C.

(2) Valeur donnée à 20°C.

La régulation en température de la source de chaleur globale peut être réalisée, soit en effectuant une régulation de la source compensatrice par rapport à une mesure de température prise sur la source principale, soit en réalisant une régulation en température des deux sources chaudes par rapport à une même température de consigne. Après évaluation expérimentale, nous avons retenu la seconde solution car elle permet une régulation en température rapide du système tout en évitant une élévation en température trop importante des cartouches chauffantes (de l'ordre de 350°C) qui pourrait entraîner leur dégradation. Le flux de chaleur obtenu peut atteindre 15 $W.cm^{-2}$.

Les cartouches chauffantes employées sont des cartouches hautes charges type H6550J250B de la marque Ivaldi, d'une puissance maximale de 250 W. Ces cartouches chauffantes sont des résistances électriques de forme cylindrique (cf. Fig. II.5.b). L'élément chauffant, fil résistif en nickel-chrome, est noyé dans de la magnésie fortement comprimée et protégé par un blindage en acier inoxydable. Le cylindre de la cartouche a un diamètre de 6,5 mm pour une longueur de 50 mm. Les modèles choisis sont équipés d'un thermocouple TCJ Fer-Constantan situé au fond de la cartouche, mais isolé de la masse, protégeant ainsi l'électronique de régulation. Si la résistance est insérée dans un trou borgne, le thermocouple fournit une lecture correcte de la température avec un temps de réponse moyen. Par contre, si celle-ci est montée avec trop de jeu, le thermocouple mal informé entraînerait des surchauffes, une détérioration rapide de l'élément chauffant et une régulation peu précise de la pièce chauffée.

c) Maintien sous pression constante des différents éléments constituant le banc expérimental

Les différents éléments du dispositif sont empilés les uns sur les autres, puis pris en sandwich entre une plaque de serrage et le refroidisseur à eau. L'ensemble des pièces est maintenu mécaniquement sous pression contrôlée par serrage comme le montre la figure II.4. Le niveau de pression est celui obtenu habituellement pour les interfaces thermiques placées entre les modules électroniques de puissance et les dissipateurs de chaleur. Pour le vieillissement des matériaux d'interface, la pression sera représentative d'un couple de serrage appliqué à un module de puissance IGBT/diode typique (≈ 3-6 N.m [**INF11**]). Ce niveau de pression est réalisé par application d'un couple de serrage identique sur chacune des tiges filetées. Comme indiqué précédemment, la difficulté a été de concevoir un banc expérimental pouvant absorber uniquement de façon élastique les déformations thermiques dues aux dilatations des matériaux consécutives aux variations de température. Cela a été rendu possible en utilisant pour le serrage des tiges filetées traitées et associées à des assemblages de rondelles ressorts calibrés, visibles en figure II.4.a. Les assemblages, correspondant à un empilement en opposition de douze rondelles ressorts en acier allié chrome-nickel, ont un comportement élastique pendant le cyclage thermique. Les tiges filetées, en acier faiblement allié chrome-molybdène, peuvent subir des fluctuations de température allant de -50°C à 150°C sans altération de leurs propriétés mécaniques. Ces tiges filetées possèdent une plus grande rigidité que les empilements de rondelles ainsi qu'une limite d'élasticité très élevée. De cette manière, toutes les déformations thermiques dues aux variations de température au cours des cycles thermiques sont totalement absorbées élastiquement par l'ensemble des rondelles faisant office de ressort. Aucune partie de l'assemblage du banc n'est soumise à une déformation inélastique. Ainsi, toutes les caractérisations thermiques de l'interface effectuées régulièrement au cours du vieillissement sont toujours réalisées dans des conditions identiques de pression. La détermination de la raideur du ressort constitué par les rondelles et le calcul des contraintes mécaniques appliquées sur les tiges filetées sont détaillés en Annexe A.

Afin de contrôler les valeurs de pression lors des caractérisations thermiques, l'une des quatre tiges filetées servant au maintien sous pression des éléments du montage a été équipée d'un capteur de force, modèle FMT-06 fabriqué par la société FGP Sensors. C'est un capteur type rondelle de force en compression possédant une étendue de mesure comprise entre 0 N et 20 kN (cf. Annexe B). Il est fixé entre le ressort réalisé à partir d'un empilement en opposition de rondelles ressorts dynamiques et la plaque de maintien en compression du montage, comme le montre la figure II.4.a. Avec ce type de capteur, le réglage du zéro doit se faire pour chaque mesure. Or, dans notre cas, une des conditions expérimentales à vérifier est la stabilité mécanique du banc durant le vieillissement. Pour cela, seule la variation de la force et par conséquent celle de la pression est utile, ce qui nous affranchit ainsi du décalage du zéro. Il est à noter que, pour des raisons budgétaires, ce dispositif n'a pu être dupliqué sur les trois autres fixations ainsi que sur les autres bancs expérimentaux. Nous avons fait l'hypothèse que les forces appliquées au niveau des trois autres tiges étaient identiques par construction, le

couple de serrage étant contrôlé à l'aide d'un dynamomètre pour chacune d'entre elles (plage de mesure de 0 à 4 N.m avec une précision à ±1%). Nous avons également fait l'hypothèse que la démonstration faite sur l'un des montages était valable pour les autres.

d) Instrumentation du banc expérimental

En termes d'instrumentation, chaque bloc d'aluminium est percé de cinq trous, de diamètre 1,1 mm sur une profondeur de 40 mm, régulièrement espacés dans le sens vertical afin d'y insérer des thermocouples de type T - classe 1 de diamètre 1 mm. Chaque thermocouple a été assemblé dans un système "positionneur de thermocouple" (cf. Fig. II.6). Cet assemblage assure une pression permanente sur la sonde de façon à maintenir un contact physique entre son culot et le fond de l'orifice dans lequel elle est insérée. Ce système, dont le concept a été développé au CNAM [**FAU05**], assure une reproductibilité des mesures de température lors des caractérisations. Il est à noter que c'est cette même chaîne de mesure qui est utilisée lors des caractérisations thermiques sur les trois bancs de test durant le vieillissement.

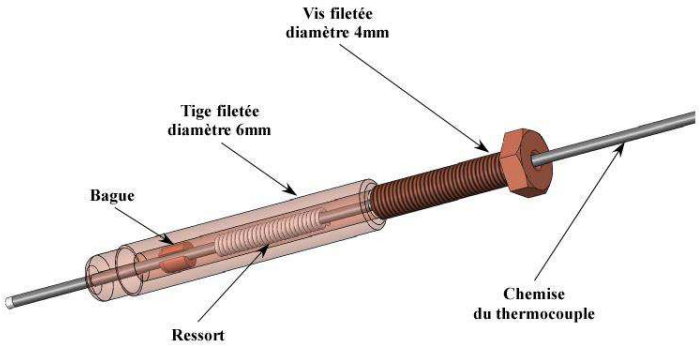


Figure II.6 : Schéma de principe du positionneur de thermocouple.

Deux thermocouples de type K - classe 1 (diamètre 1 mm) sont employés au niveau des sources chaudes pour en effectuer la régulation de température. Le choix du type de thermocouple est explicité en paragraphe II.3.1.a. Dans ce même paragraphe, est présentée la correction, par rapport à une température de référence, des mesures de température effectuées avec les thermocouples de type T afin d'en déterminer et corriger leur erreur relative.

Les températures d'entrée et de sortie d'eau de la boîte à eau sont mesurées à l'aide de sondes PT100 de classe 1/3 de la classe B dont la tolérance pour une température T (en °C) est de ±(0,1 + 0,0017.T). Les prises de température au niveau de l'entrée et de la sortie d'eau sont isolées thermiquement avec de la mousse pour éviter toute déperdition de chaleur. Ces sondes servent à mesurer la température d'échange de la source froide (ΔT_{eau}) et à évaluer ainsi les pertes de chaleur du système par comparaison de la quantité de chaleur injectée par la source chaude avec celle évacuée par le liquide de refroidissement. Ces sondes ont été choisies pour leur plus grande précision de mesure, étant donné la très faible différence de température (environ 2°C) apparaissant entre l'entrée et la sortie du fluide au niveau du refroidisseur.

La puissance électrique moyenne dissipée par les cartouches chauffantes est déterminée à partir d'une méthode voltampère-métrique, le wattmètre initialement prévu pour cette mesure étant indisponible. La précision de la mesure de la puissance dépend de la précision des capteurs utilisés. Les mesures du courant et de la tension sont effectuées respectivement par une sonde de courant A622 Tektronix (calibre de 100 mV/A) et une sonde de tension différentielle DP25 Chauvin Arnoux (atténuation de la tension mesurée de 1/200). L'acquisition des signaux de courant et tension est faite sur un enregistreur WR1000 de marque Graphtec. A partir des données issues de l'enregistreur, la puissance électrique moyenne ($P_{élec}$) est ainsi estimée sur plusieurs périodes :

$$P_{élec} = \frac{1}{n_e.T} \int_0^{n_e.T} p_{élec}(t).dt = \frac{1}{n_e.T} \int_0^{n_e.T} u(t).i(t).dt \qquad \text{(II.5)}$$

où $p_{élec}(t)$ est la puissance électrique instantanée dissipée par les cartouches chauffantes, u est la tension aux bornes des cartouches chauffantes, i est le courant circulant dans les cartouches et $n_e.T$ est un nombre entier de périodes de $p_{élec}(t)$.

II.2.3 Contrôle et mesure de paramètres de test durant la caractérisation thermique avec la méthode statique

Il faut savoir qu'un certain nombre de contrôles et de mesures sont réalisés durant la caractérisation thermique de TIMs effectuée avec la méthode statique basée sur la norme ASTM D5470. En effet, la détermination par cette méthode de la résistance et de la conductivité thermique du matériau d'interface est réalisée sous pression constante, l'épaisseur de celui-ci devant être uniforme sur toute sa section. Il faut donc s'assurer de l'homogénéité de la pression appliquée sur toute la surface de la TIM testée. De même, cette méthode repose sur la propagation de manière uniforme et dans sa totalité d'un flux thermique entre la source chaude où celui-ci est produit et la source froide où il en est évacué. Le banc de caractérisation créé n'étant pas complètement adiabatique, il est donc nécessaire d'évaluer les pertes de chaleur qui se dégagent le long de l'assemblage et qui affectent les distributions de températures des blocs d'aluminium. Enfin, l'évaluation de la conductivité thermique (cf. Eq. II.4) nécessite une mesure de l'épaisseur du matériau d'interface sous pression. Tous ces points sont donc développés ci-après.

a) Contrôle de la répartition de la pression sur l'interface thermique

Afin d'avoir une idée de la répartition de la pression sur l'interface thermique insérée dans l'assemblage, celle-ci a été mesurée entre le niveau inférieur du bloc d'aluminium bas et le dissipateur thermique. Ceci a été réalisé en utilisant une feuille constituée d'une matrice de capteurs piézo-électriques, visible sur la figure II.4.a. Pour cette mesure, le placement du capteur a été choisi pour des raisons pratiques et non destructives vis à vis de l'interface. Le produit employé, fabriqué par la société Mescan, est une feuille I-Scan référencée 5101. La zone utile correspond à une surface carrée de côté 112 mm avec une épaisseur de 100 µm. Celle-ci présente 15,5 points de mesure de force par centimètre carré (cf. Annexe C). Ce

capteur est constitué de deux fines feuilles de polyester intégrant chacune des pistes conductrices dans des configurations spatiales complémentaires. Comme l'illustre le schéma simplifié de la figure II.7, la feuille supérieure possède une configuration d'électrodes en rangées, tandis que la feuille inférieure est organisée en colonnes, le pas résultant entre chaque capteur est de 2,54 mm.

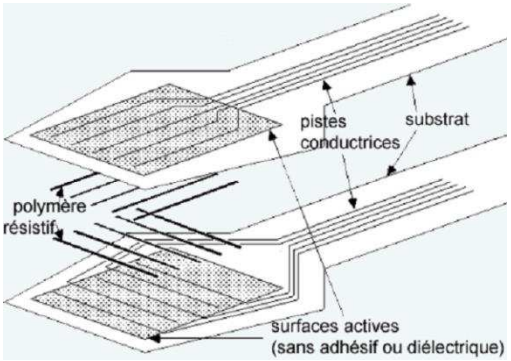


Figure II.7 : Vue éclatée d'une feuille I-scan (source Mescan).

Avant assemblage de ces deux feuilles, un matériau semi-conducteur est appliqué comme couche intermédiaire entre les différents contacts (rangées et colonnes). Ce sont les propriétés piézorésistives du semi-conducteur qui sont utilisées pour la mesure locale de la pression.

Cette opération de contrôle du niveau et de répartition de la pression est exécutée avant toutes mesures thermiques et avant vieillissement de chaque TIM testée. En s'assurant de l'égalité de la pression exercée sur tous les échantillons, nous pourrons nous autoriser une comparaison des résultats obtenus. Un couple de serrage de 2 N.m, appliqué en croix sur chacune des tiges filetées, permet l'obtention d'une pression représentative de celle obtenue pour un module de puissance IGBT/diode suivant les préconisations constructeur. Un exemple de cette distribution de pression, mesurée pour une interface thermique Keratherm S900, est donné en figure II.8 où la valeur moyenne de pression se situe autour de 20 bars dans la plus grande partie de la zone centrale. Pour des raisons purement mécaniques dues aux géométries, les zones périphériques sont moins homogènes.

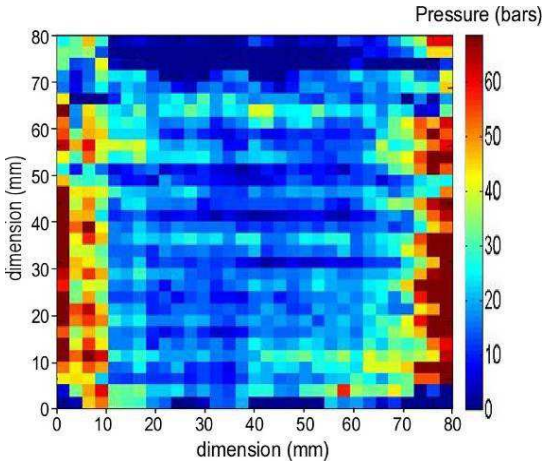


Figure II.8 : Exemple de distribution de la pression.

Par la suite, ce capteur est retiré afin de procéder au vieillissement de l'interface et aux caractérisations thermiques. En effet, comme la plage de fonctionnement en température de la feuille Iscan se situe entre -10°C et 60°C, celle-ci n'est pas compatible avec la plage utilisée pour des cycles thermiques passifs en enceinte climatique (entre -50°C et 150°C). Bien qu'une version du capteur I-Scan soit disponible pour des applications haute température, sa fonctionnalité n'est pas garantie pour des températures situées en dessous de -40°C.

b) Détermination du niveau de pression à appliquer sur les TIMs

Nous avons vu que la pression à appliquer sur les matériaux d'interface, une fois qu'ils sont insérés dans les assemblages, doit être du même ordre de grandeur que celle obtenue pour les interfaces thermiques placées entre les composants électroniques de puissance et les dissipateurs de chaleur. Cette pression est mesurée en utilisant le système Tekscan muni de la même référence de feuille I-Scan qui est utilisée pour le contrôle de l'homogénéité de la pression. Cette dernière est positionnée entre un refroidisseur, simulé ici par une plaque en aluminium rectifiée à ±10 µm, et la semelle d'un module de puissance typique via une couche de graisse thermique (G641) d'épaisseur 70 µm à ±5 µm (cf. Fig. II.9). La graisse est déposée uniquement sur le dessus du capteur.

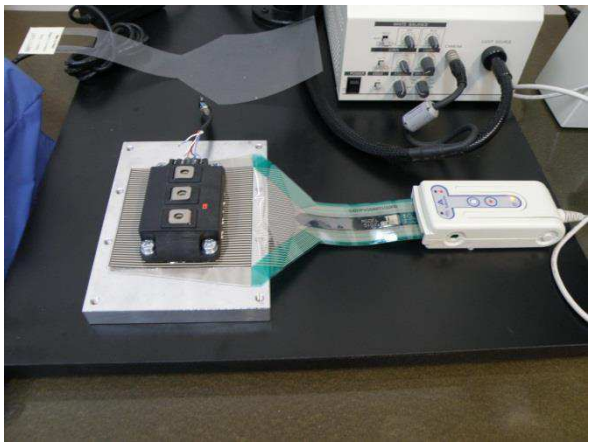


Figure II.9 : Montage utilisé pour la mesure de la distribution de pression sous un IGBT.

La pression, résultant de la fixation du module sur le refroidisseur par application d'un couple de serrage, correspond à une valeur moyenne issue de mesures relevées uniquement sous les puces semi-conductrices du composant.

c) Détermination expérimentale des pertes thermiques globales du banc de test

Afin d'améliorer la précision de la caractérisation de l'interface, il est nécessaire d'évaluer les éventuelles pertes latérales dans le montage. Celles-ci peuvent être déterminées expérimentalement par deux méthodes. Soit par différence entre la puissance électrique et la puissance thermique (cf. Eq. II.6), soit par différence entre le gradient de température au niveau de la source chaude et le gradient de température au niveau de la source froide (cf. Eq. II.8).

Avec la première méthode, les pertes s'écrivent :

$$Pertes = P_{élec} - P_{th} \quad \text{(II.6)}$$

où $P_{élec}$ est la puissance électrique moyenne estimée sur plusieurs périodes (cf. Eq. II.5) et P_{th} est la puissance thermique moyenne au niveau du refroidisseur.

Le calcul de P_{th} au niveau du refroidisseur (cf. Eq. II.7) ne peut se faire qu'avec une mesure du débit d'eau. Le débitmètre utilisé, modèle FTV215 du fabriquant CT Platon, possède une plage de lecture de 1,05 $l.mn^{-1}$ à 10,5 $l.mn^{-1}$ avec une précision de ±3% sur le débit mesuré. L'expression de la puissance thermique est donnée par :

$$P_{th} = q.\rho.c.\Delta T_{eau} \quad \text{(II.7)}$$

où q, ρ, c et ΔT_{eau} sont respectivement le débit d'eau, la masse volumique de l'eau (1 $kg.l^{-1}$), la chaleur massique de l'eau (4180 $J.kg^{-1}.°C^{-1}$) et la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau.

Dans la seconde méthode, les pertes totales sont considérées comme étant la différence entre le flux thermique entrant par la surface haute du bloc supérieur et celui sortant par la surface basse du bloc inférieur :

$$Pertes = -\lambda_{al}.S.\left[\left(\frac{\partial T}{\partial z}\right)_{z=0} - \left(\frac{\partial T}{\partial z}\right)_{z=2L}\right] \quad \text{(II.8)}$$

où λ_{al}, S, $(\partial T/\partial z)_0$ et $(\partial T/\partial z)_{2L}$ sont respectivement la conductivité thermique de l'aluminium, la section des blocs d'aluminium et de l'interface thermique, le gradient de température au niveau de la source chaude et le gradient de température au niveau de la source froide. Ici, l'origine des distances est la surface haute du bloc supérieur, la source froide se situant à une longueur 2 L, où L est la longueur d'un bloc d'aluminium. L'épaisseur de l'interface est considérée comme négligeable par rapport à la longueur des deux blocs d'aluminium.

d) Détermination théorique des pertes thermiques latérales sur le bloc supérieur

Les pertes de chaleur le long du bloc supérieur d'aluminium peuvent être déterminées par un calcul analytique. Cette estimation théorique est basée sur la connaissance expérimentale de la puissance dissipée par la source de chaleur (P_0) et la température extrapolée à la surface haute $T_{max} = T(z = 0)$ du bloc d'aluminium supérieur. Cette extrapolation se fait à l'aide des mesures discrètes de températures le long du bloc. L'hypothèse retenue dans ce modèle est une valeur de température uniforme sur chaque plan d'abscisse z du bloc d'aluminium.

Dans la figure schématique II.10, nous définissons les notations suivantes :

- P_0 est la puissance dissipée par la source chaude et injectée dans le bloc d'aluminium par la face supérieure ($z = 0$) ;
- $P(z)$ est la puissance thermique qui traverse le plan d'abscisse z ;

- *p(z)* est la puissance thermique perdue par les faces latérales contenues entre les plans d'abscisse *z = 0* et *z*.

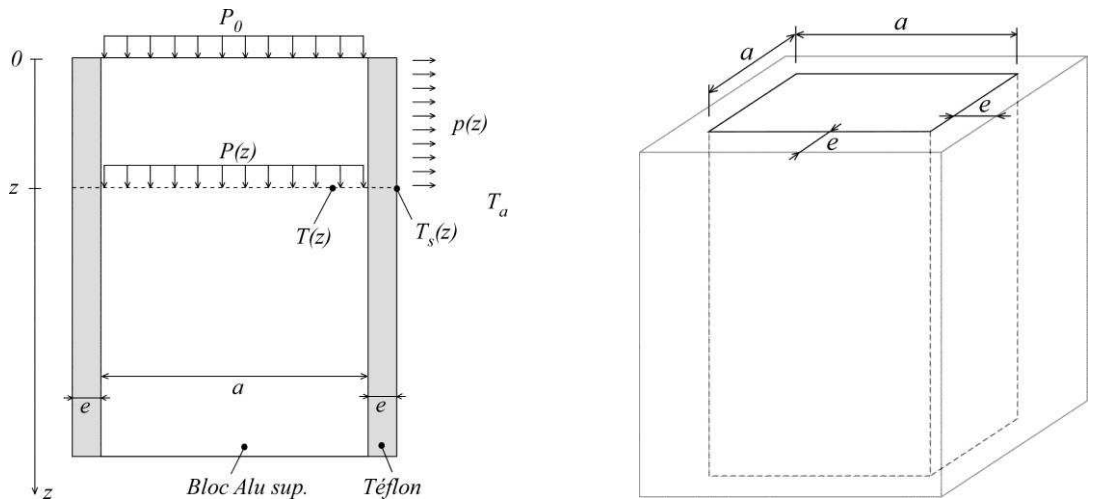


Figure II.10 : Schématisation de la partie haute du banc de caractérisation.

La puissance perdue sur les quatre faces latérales entre l'origine (*z = 0*) et une abscisse *z*, s'écrit :

$$p(z) = 4.a.\int_0^z j_Q(z).dz \qquad \text{(II.9)}$$

où a et $j_Q(z)$ représentent respectivement la dimension de chaque côté du bloc d'aluminium et la densité de flux de chaleur perdue latéralement au point *z*.

Si l'on fait l'hypothèse d'un contact parfait entre les blocs et le téflon, cette densité locale de flux de chaleur est perdue d'abord par conduction à travers l'épaisseur de téflon :

$$j_Q(z) = -\lambda_{téflon}.\left[\frac{T_s(z) - T(z)}{e}\right] \qquad \text{(II.10)}$$

où e, T_s et $\lambda_{téflon}$ sont respectivement l'épaisseur, la température de la surface de la paroi en téflon côté air ambiant et la conductivité thermique du téflon.

Par ailleurs, cette même densité s'écoule par convection vers l'air ambiant :

$$j_Q(z) = h.[T_s(z) - T_a] \qquad \text{(II.11)}$$

où *h* est le coefficient d'échange convectif et T_a la température de l'air extérieur.

Ces deux dernières relations nous permettent d'obtenir une relation entre la température à la surface extérieure du téflon $T_s(z)$ et la température recherchée dans le bloc d'aluminium $T(z)$:

$$T_s(z) = T(z).\left[\frac{\lambda_{téflon}}{\lambda_{téflon} + (h\,.\,e)}\right] + \left[\frac{h\,.\,T_a}{h + (\lambda_{téflon}/e)}\right] \qquad \text{(II.12)}$$

Cette expression peut être réinjectée, par exemple dans l'équation (II.11), afin d'éliminer la variable $T_s(z)$ dans l'expression de la densité de flux de chaleur $j_Q(z)$:

$$j_Q(z) = T(z).\left[\frac{h\,.\left(\lambda_{téflon}/e\right)}{h+\left(\lambda_{téflon}/e\right)}\right] + \left[\frac{h^2.T_a}{h+\left(\lambda_{téflon}/e\right)} - h\,.T_a\right] \qquad \text{(II.13)}$$

Celle-ci est finalement intégrée selon l'équation (II.9) afin d'obtenir les pertes *p(z)*, qui donne tout calcul fait :

$$p(z) = A.\int_0^z T(z).dz + z.B \qquad \text{(II.14)}$$

où les constantes *A* et *B* sont données par :

$$A = \frac{4.a.h.\left(\lambda_{téflon}/e\right)}{h+\left(\lambda_{téflon}/e\right)} \qquad \text{et} \qquad B = 4.a.\left[\frac{h^2.T_a}{h+\left(\lambda_{téflon}/e\right)} - h\,.T_a\right]$$

Le calcul des pertes, avec l'équation (II.14), nécessite la connaissance de la distribution de températures *T(z)* qui elle-même est fonction des pertes *p(z)*.

La conduction de la chaleur verticalement dans le bloc d'aluminium peut s'écrire, en fonction du flux de chaleur *P(z)* traversant le plan d'abscisse *z* :

$$P(z) = -\lambda_{alu}.a^2.\frac{\partial T}{\partial z} \qquad \text{(II.15)}$$

où λ_{alu} est la conductivité du bloc d'aluminium.

Ce flux de chaleur s'écrit par ailleurs comme le flux de chaleur injectée par la source diminuée de la perte totale de chaleur entre la source et le plan z considéré :

$$P(z) = P_0 - p(z) \qquad \text{(II.16)}$$

La combinaison des équations (II.14) à (II.16), permet d'obtenir l'équation intégro-différentielle à laquelle est soumise la distribution de température le long du bloc d'aluminium supérieur :

$$\left(\lambda_{alu}.a^2.\frac{\partial T}{\partial z}\right) - \left(A.\int_0^z T(z).dz\right) - (z.B) + P_0 = 0 \qquad \text{(II.17)}$$

Si l'on dérive cette expression par rapport à *z*, et si l'on pose : $\omega_1 = \frac{\sqrt{A}}{a.\sqrt{\lambda_{alu}}}$ et $\omega_2 = \frac{B}{\lambda_{alu}.a^2}$,

on obtient une équation différentielle du second degré avec second membre :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} - \omega_1^2\,T(z) - \omega_2 = 0 \qquad \text{(II.18)}$$

La solution de l'équation (II.18) est classiquement obtenue en cherchant d'abord la solution générale de l'équation homogène (sans second membre), à laquelle on ajoute une solution particulière, qui est une constante évidente dans notre cas, étant donnée la forme de (II.18) :

$$T(z) = c_1.sh(\omega_1.z) + c_2.ch(\omega_1.z) - \frac{\omega_2}{\omega_1^2}$$

Les deux constantes c_1 et c_2 sont déterminées à l'aide des conditions limites :

- $T(z=0) = T_{max}$ $\Rightarrow$ $c_2 = T_{max} + \frac{\omega_2}{\omega_1^2}$
- $\left(\frac{\partial T}{\partial z}\right)_{z=0} = -\frac{P_0}{\lambda_{alu}.a^2}$ $\Rightarrow$ $c_1 = -\frac{P_0}{\lambda_{alu}.a^2.\omega_1}$

Finalement, la distribution de température est donnée par :

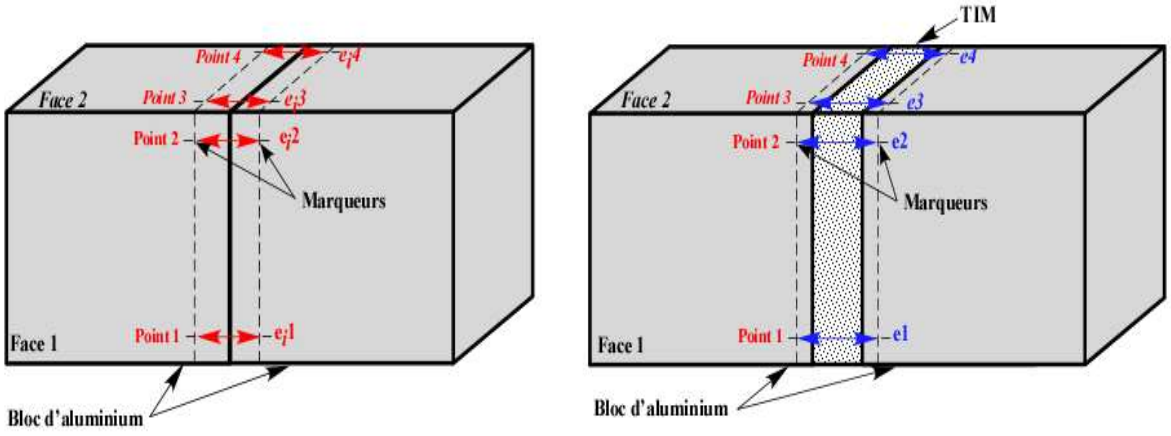
$$T(z) = -\frac{P_0}{\lambda_{alu}.a^2.\omega_1}.sh(\omega_1.z) + \left(T_{max} + \frac{\omega_2}{\omega_1^2}\right).ch(\omega_1.z) - \frac{\omega_2}{\omega_1^2} \qquad \text{(II.19)}$$

En utilisant l'expression ainsi obtenue dans la relation (II.14), nous pouvons finalement écrire les pertes *p(z)* :

$$p(z) = \frac{4.a.h.\left(\lambda_{téflon}/e\right)}{h + \left(\lambda_{téflon}/e\right)}.\left[\frac{c_1}{\omega_1}(\mathrm{ch}(\omega_1.z) - 1) + \frac{c_2}{\omega_1}\mathrm{sh}(\omega_1.z) - \frac{\omega_2}{\omega_1^2}z\right] + 4.a.z.\left[\frac{h^2.T_a}{h + \left(\lambda_{téflon}/e\right)} - h.T_a\right] \qquad \text{(II.20)}$$

e) Mesure de l'épaisseur de l'interface thermique

La détermination de la conductivité thermique passe par une mesure de l'épaisseur de celle-ci (cf. Eq. II.4). Dans l'idéal, cette mesure devrait s'effectuer lors de l'injection de puissance. Toutefois, pour des raisons de faisabilité, la mesure de l'épaisseur est réalisée après injection de puissance à température ambiante grâce à des moyens d'évaluation optique (vidéo microscope HIROX). La mesure d'épaisseur est en fait une moyenne de six points, deux points par face sur trois des quatre faces. Cette mesure est effectuée entre deux repères placés en vis-à-vis sur les faces latérales des blocs d'aluminium de part et d'autre de l'interface comme l'illustre le schéma de la figure II.11.



a) Sans interface thermique (initialement). *b) Avec interface thermique.*

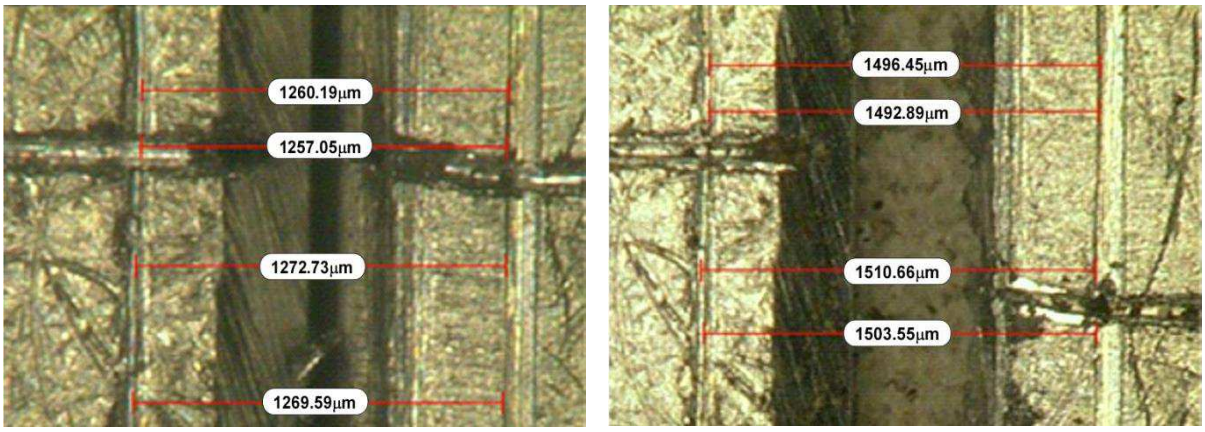
Figure II.11 : Principe de la mesure d'épaisseur de l'interface thermique.

C'est plus exactement une différence de deux mesures, la première étant réalisée sous pression avant l'insertion de l'interface (cf. Fig. II.11.a) et l'autre après son insertion et sous pression (cf. Fig. II.11.b). L'épaisseur de l'interface thermique est donc évaluée en faisant la différence suivante :

$$e_{TIM} = \frac{\sum_{n=1}^{6} e_n}{6} - \frac{\sum_{n=1}^{6} e_{in}}{6} \qquad \text{(II.21)}$$

où e_n est la distance séparant les six marqueurs situés en vis-à-vis (deux par deux) lorsque l'interface thermique est présente, et e_{in} est la distance séparant ces mêmes marqueurs en l'absence de l'interface thermique entre les deux blocs d'aluminium.

La mesure d'épaisseur au niveau d'un des six points est illustrée avec l'interface thermique Compelma T014, avant (cf. Fig. II.12.a) et après son insertion (cf. Fig. II.12.b). Comme mentionné précédemment, l'interface étant soumise à une pression, celle-ci sera toujours la même pour toutes les caractérisations thermiques. En effet, toute variation de pression peut influer sur l'épaisseur de l'interface thermique, des résistances de contact, de la répartition de la température, et donc sur la caractérisation thermique de l'interface.



a) Sans interface thermique (initialement).

b) Avec interface (Compelma T014), durant le vieillissement.

Figure II.12 : Illustration expérimentale de la mesure d'épaisseur.

II.2.4 Protocole de vieillissement

Trois montages expérimentaux ont été réalisés afin de tester trois types d'interface thermique différents. Ces matériaux ont été choisis pour leur compatibilité avec les applications avioniques, leur valeur de conductivité thermique et leurs constituants. Ces informations, issues de données constructeurs (cf. Annexe D), sont regroupées dans le tableau II.3.

La figure II.13 décrit le protocole de vieillissement utilisé pour les expérimentations. Il est à noter qu'un contrôle de l'épaisseur à vide de l'interface est effectué, en différents points de la section et avant son insertion dans l'assemblage, à l'aide d'un micromètre

numérique (modèle MITUTOYO MDC-25MJ, gamme de mesure entre 0 mm et 25 mm, résolution de 1 µm avec une précision de ±1 µm). Lorsque le niveau de pression désiré est atteint pour chacun des trois bancs expérimentaux, des caractérisations thermiques préliminaires sont effectuées afin de mesurer des valeurs initiales de résistance thermique avant le lancement du cyclage thermique. A ce stade, après retrait des plaques isolantes en téflon, l'épaisseur des interfaces est mesurée par vidéo microscope.

TIM	**Compelma T014 [CO-GhJ050]**	**Egraf 1205A [HT-1205A]**	**Hi-Flow 300P [HF300P-0.127]**
Type de matériau	Film élastomère	Feuille de graphite	Matériau à changement de phase
Composé	Polymère	Graphite	Polyimide
Conduct. Ther. dans l'épaisseur [$W.m^{-1}.K^{-1}$] (1) *Méthode de test utilisée*	14 *ASTM D5470*	10 *Méthode d'Angstrom à T ambiant [**WAG99**]*	1,6 *ASTM D5470*
Conduct. Ther. dans le plan [$W.m^{-1}.K^{-1}$] *Méthode de test utilisée*		150 *ASTM D5470 modifiée (1,1 bar)* (2)	

Tableau II.3 : Données constructeur sur les interfaces étudiées.

(1) *Pas de valeur de pression à laquelle a été effectuée la mesure. Certains fabricants, comme GrafTech, fournissent des graphes donnant l'impédance thermique en fonction de la pression.*

(2) *Le fabricant ne donne pas d'informations sur la méthode employée.*

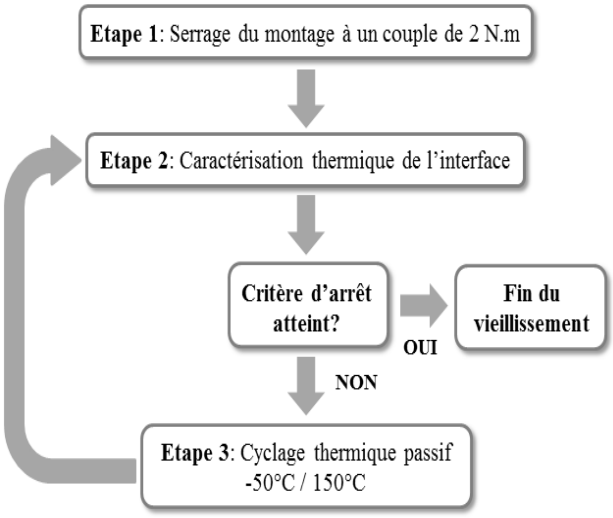


Figure II.13 : Protocole de vieillissement.

Figure II.14 : Positionnement des bancs dans l'enceinte climatique.

Puis, les bancs expérimentaux sont disposés dans la chambre d'une enceinte climatique (CLIMATS SAPRATIN Excal 2221-HE) afin d'y subir des cycles thermiques entre -50°C et

150°C (cf. Fig. II.14). Cette enceinte offre une régulation de la température à ±0,2°C avec une homogénéité thermique dans le volume complet de l'enceinte inférieure à 0,5°C. Les bancs de test sont alors régulièrement extraits de l'enceinte climatique afin d'effectuer des caractérisations thermiques sur les interfaces pour en suivre l'éventuel vieillissement.

Les matériaux d'interface ont subi 1500 cycles thermiques entre -50°C et 150°C. Le cahier des charges pour le cyclage thermique stipulait des variations de température d'une amplitude de 255°C pour des valeurs extrêmes situées à -55°C et 200°C, avec des paliers de 30 minutes pour chacune de ces températures. Malheureusement, ce profil n'a pu être retenu compte tenu d'une part des performances de l'enceinte climatique et d'autre part de l'inertie thermique importante des montages expérimentaux.

En effet, les performances de l'enceinte ne peuvent excéder des vitesses de montée et de descente en température de l'ordre de 9°C.min^{-1} et le niveau de température maximal ne peut dépasser 200°C. En tenant compte des durées de palier aux températures extrêmes, un tel cycle pour trois bancs de test aurait nécessité environ 8 heures avec une température maximale haute de seulement 188°C. Le nombre de 1500 cycles thermiques à effectuer durant une année civile étant un objectif auquel on ne pouvait pas déroger, nous avons dû adapter les paramètres du profil entre -50°C et 150°C sans maintien prononcé des paliers. Cela nous a permis de réduire la durée d'un cycle à tout de même 4 heures. Le profil de ce cycle de température mesuré dans l'enceinte climatique pour chaque assemblage est donné en figure II.15. Ces relevés ont été obtenus à l'aide d'une mesure par thermocouple de type K. Ce dernier a été inséré pour chacun des bancs de test dans le premier orifice localisé au plus près de l'interface thermique dans le bloc d'aluminium supérieur. On peut apercevoir dans cette figure que les montages ont subi des cycles parfaitement identiques.

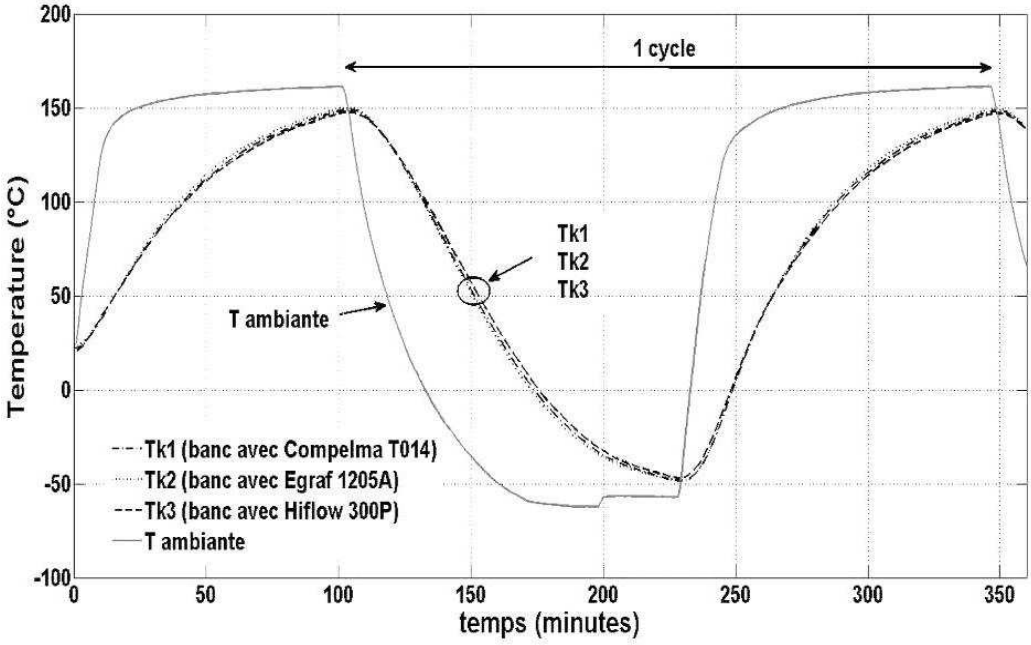


Figure II.15 : Profil de température sur un cycle.

II.3 Résultats expérimentaux obtenus lors des caractérisations thermiques effectuées avec la méthode statique

Dans ce paragraphe, nous allons présenter des résultats expérimentaux obtenus lors de caractérisations thermiques de TIMs effectuées avec la méthode statique s'appuyant sur la norme ASTM D5470 (cf. § I.4.1 et § II.2.1).

II.3.1 Mesure de la discontinuité de température au niveau du matériau d'interface thermique

a) Choix du capteur pour la mesure de température

Nous avons vu au chapitre II.2.1 que la résistance ou la conductivité thermique des TIMs, paramètres utilisés pour le suivi de leur vieillissement, dépend entre autre de la discontinuité thermique ΔT obtenue dans la distribution de température le long de la ligne médiane des blocs d'aluminium au niveau du matériau d'interface. La plage de température, à laquelle le montage est soumis entre les sources chaude et froide, est comprise entre 10°C et 140°C, ce qui correspond respectivement à la température du fluide de refroidissement utilisé et à la température de régulation de la source chaude. Les mesures de température dans les blocs d'aluminium sont réalisées à l'aide de thermocouples car ces capteurs de température sont peu encombrants et permettent d'effectuer une mesure très localisée étant donné que seule leur extrémité est sensible à la température mesurée. Les thermocouples utilisés sont de type T, de classe 1 et de diamètre 1 mm (cf. § II.2.2). Le principe de la mesure de température par thermocouple est explicité en Annexe E. Parmi les thermocouples normalisés existant sur le marché, le choix s'est porté sur cette catégorie car leur tolérance est la plus faible pour la gamme de température balayée. En effet, la normalisation, effectuée par le National Institute of Standards and Technology (NIST), classe ainsi huit thermocouples selon la rareté des métaux qui les composent, métaux précieux (platine, platine-rhodium) ou métaux communs (nickel-chrome [chromel], nickel-aluminium [alumel], cuivre, fer, cuivre-nickel [constantan], nickel-chrome-silicium [nicrosil], nickel-silicium [nisil]). Le classement et les principales caractéristiques de ces thermocouples sont regroupés dans le tableau E.1 situé en Annexe E.

Etant donné que les procédés de fabrication ne permettent pas de fournir des thermocouples tous conformes à leur table de référence, les fabricants ont recours à des valeurs de tolérances normalisées [**AFN93**]. Celles-ci existent tout aussi bien pour les couples thermoélectriques de métaux précieux que de métaux communs fabriqués à partir de fils dont les diamètres, tels qu'ils sont livrés à l'utilisateur, sont normalement compris entre 0,25 mm et 3 mm. Les tolérances donnent l'écart maximal autorisé sur un domaine de température, celui-ci ne correspondant pas nécessairement aux températures limites d'emploi du thermocouple. A titre d'indication, pour un thermocouple de type T, la valeur de tolérance en classe 2 est doublée par rapport à celle de la classe 1 et ceci pour un domaine de température équivalent (-40 à 133°C).

b) *Minimisation de l'erreur de mesure du gradient thermique par référencement des thermocouples*

Afin de minimiser l'erreur effectuée sur la mesure du gradient thermique ΔT au niveau de l'interface étudiée, il est nécessaire de réduire l'erreur de mesure existant entre les différents thermocouples qui sont utilisés pour le déterminer. L'idée revient donc à faire toutes les mesures de températures par un seul et même thermocouple. Pour cela, chacune des mesures de température, issue des différents thermocouples positionnés dans les blocs d'aluminium, est corrigée par rapport à une mesure de température réalisée avec un thermocouple de référence.

Pour un thermocouple Th_x mesurant une température donnée T_i, il est possible de définir une erreur de mesure $(ErT_{Th_x})_{T_i}$ de ce thermocouple par rapport à un thermocouple de référence $Th_{réf}$ ayant effectué cette même mesure de température dans des conditions identiques. Cette erreur a pour formulation :

$$(ErT_{Th_x})_{T_i} = \left(T_{Th_x} - T_{Th_{réf}}\right)_{T_i} \qquad \text{(II.22)}$$

où $T_{Th_{réf}}$ et T_{Th_x} sont respectivement la mesure de température du thermocouple de référence $Th_{réf}$ et celle du thermocouple Th_x, toutes deux effectuées à la température T_i.

Au niveau du banc de caractérisation, chacun des dix thermocouples mesure une température différente liée à la position qu'il occupe dans les blocs d'aluminium. En fait, ces températures mesurées varient chacune dans une plage de température suivant les TIMs étudiées et ce pour une même température d'entrée du liquide de refroidissement et de régulation de la source chaude. L'erreur de mesure du thermocouple doit donc être calculée pour une plage de température correspondant à sa zone de travail. La correction $(T_{Th_x}cor)_{T_i}$ apportée au thermocouple Th_x, lors d'une mesure effectuée à la température T_i, est alors définie par la relation (II.23).

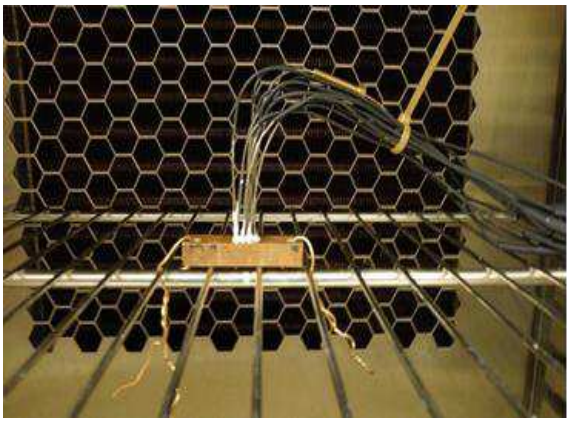
$$(T_{Th_x}cor)_{T_i} = (T_{Th_x})_{T_i} - (\overline{ErT_{Th_x}})_{[T_n,T_m]} \text{ avec : } T_n < T_i < T_m \qquad \text{(II.23)}$$

Dans cette expression, $(\overline{ErT_{Th_x}})_{[T_n,T_m]}$ représente la moyenne quadratique des erreurs de mesure du thermocouple effectuées, pour chacune d'entre elles, à une température appartenant à sa plage d'utilisation $[T_n,T_m]$.

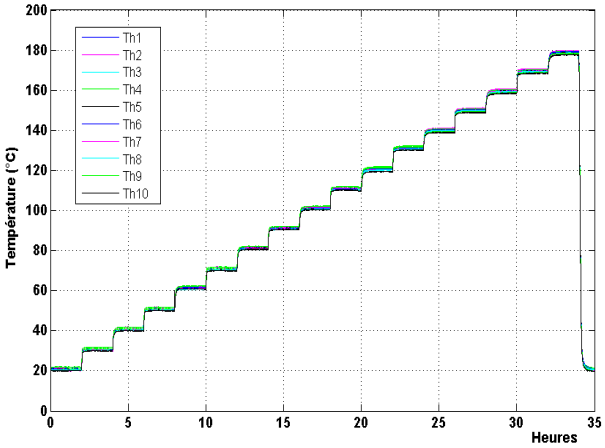
A noter que toute mesure de température est associée à un thermocouple donné, rattaché lui-même à sa propre chaîne d'acquisition, comprenant un convertisseur (Ardetem 4001 AR) ainsi qu'une voie d'enregistrement dédiée sur un enregistreur numérique (Graphtec WR1000). Le thermocouple de référence choisi est le thermocouple Th_1.

La détermination de l'erreur des thermocouples est réalisée par mesure de la température d'un bloc de cuivre, au moyen de ces derniers, pour une gamme de température variant de 20°C à 180°C (cf. Figure II.16.a). Les variations de température sont produites à l'aide d'une enceinte climatique (modèle Climats Excal 2223-HE) fournissant des paliers de

10°C d'une durée de deux heures chacun afin d'être assuré d'un régime permanent. Le volume du bloc de cuivre est minimalisé (10,2 cm^3) afin de réduire la masse de matière à chauffer et donc la durée des paliers. Concernant le positionnement des thermocouples, il est réalisé de façon concentrique (distance entre deux thermocouples d'environ 3 mm) de manière à avoir la mesure de température la plus homogène possible pour chacun d'eux. Le temps d'acquisition de leur température est de 10 ms sur l'enregistreur pour 20 ms sur le convertisseur, les variations de température étant présentées en figure II.16.b.



a) Montage des thermocouples dans un bloc de cuivre placé en enceinte climatique.



b) Profil des températures données par les thermocouples pour la gamme 20 à 180°C.

Figure II.16 : Montage et profil de température pour la détermination de l'erreur des thermocouples en enceinte climatique.

Pour chaque thermocouple, une valeur moyenne de la température est ensuite calculée sur une période d'une minute avant le passage au palier suivant. A titre d'exemple, le tableau II.4 indique les erreurs de mesure des thermocouples obtenues lors d'une campagne de contrôle en enceinte climatique, ces erreurs étant indiquées par rapport au thermocouple de référence et pour une plage de travail correspondant à celle du thermocouple contrôlé.

$(\overline{ErT_{Th_2}})$ *[90, 130]* [°C]	$(\overline{ErT_{Th_3}})$ *[90, 120]* [°C]	$(\overline{ErT_{Th_4}})$ *[80, 120]* [°C]	$(\overline{ErT_{Th_5}})$ *[70, 110]* [°C]	$(\overline{ErT_{Th_6}})$ *[60, 100]* [°C]	$(\overline{ErT_{Th_7}})$ *[50, 90]* [°C]	$(\overline{ErT_{Th_8}})$ *[50, 90]* [°C]	$(\overline{ErT_{Th_9}})$ *[40, 80]* [°C]	$(\overline{ErT_{Th_{10}}})$ *[30, 70]* [°C]
-1	-0,37	-0,21	-0,6	-0,27	-0,67	0,44	-0,99	0,3

Tableau II.4 : Erreurs des différents thermocouples par rapport au thermocouple de référence Th_1.

Afin de vérifier la validité des valeurs des erreurs déterminées précédemment avec l'enceinte climatique, un essai est réalisé sur le banc expérimental en suivant le protocole ci-dessous :

- Mesure des températures servant à la détermination du gradient ΔT à l'aide du thermocouple à contrôler que l'on déplace dans les différents orifices usinés dans les blocs d'aluminium ;

- Mesure de ces mêmes températures, effectuée cette fois-ci avec le thermocouple de référence que l'on déplace de façon similaire au thermocouple à contrôler ;
- Détermination de l'erreur du thermocouple à contrôler par rapport au thermocouple de référence en faisant la différence des deux mesures précédentes pour chacune des positions ;
- Détermination de l'erreur moyenne de ce thermocouple sur une plage de température.

Les mesures de température ne sont effectuées qu'au bout de cinq minutes après chaque déplacement du thermocouple d'une position à une autre afin d'être assuré d'un régime permanent, c'est-à-dire lorsque la température ne dépend plus que de la position du point où l'on effectue la mesure et non du temps. La valeur de la température relevée pour chaque position est une valeur moyennée sur une minute. Cette vérification est montrée, à titre d'exemple, pour l'erreur du thermocouple n°2 (ErT_{Th2}). Cette dernière est de -0,96°C sur une plage de température [90°C, 130°C], validant ainsi le résultat trouvé par l'intermédiaire de l'enceinte climatique qui était de -1°C.

Cette opération permettant l'élimination de l'erreur de mesure entre les différents thermocouples est réalisée régulièrement pour palier à leur dérive naturelle et lors du remplacement de tout thermocouple lorsque celui-ci est endommagé.

- La dérive des thermocouples dans le temps provient en autre de l'oxydation que subissent les métaux constituant le couple, de la migration des impuretés de ces métaux ainsi que de la diffusion d'impuretés provenant de la gaine métallique ou/et de l'isolant minéral [**SFT10**]. Cette dérive est fonction de la température et du nombre de cycles de mesures auquel le thermocouple est soumis. En effet, les cycles subis par les thermocouples proviennent des montées en température des bancs lors des campagnes de caractérisation.
- L'endommagement le plus couramment rencontré est d'ordre mécanique avec le cisaillement des conducteurs à l'intérieur de la chemise suite à une déformation de cette dernière après une manipulation excessive du thermocouple.

Nous rappelons que les thermocouples chemisés sont constitués par une gaine de protection flexible contenant un isolant minéral. Les fils de couple en matériau thermoélectrique sont insérés dans de l'oxyde de magnésium ou de l'oxyde d'aluminium fortement comprimé dans une gaine, appelée chemise, à paroi mince en acier réfractaire (généralement de l'Inconel 600). Les dimensions initiales de la gaine sont de 1 m pour quelques centimètres de diamètre avant étirement en fils de 15 à 0,5 mm. Ce procédé permet d'obtenir la même géométrie à l'intérieur de la gaine, avec un même rapport d'épaisseur de paroi, d'isolant, de diamètre de fils thermoélectriques, etc... que la pièce initiale.

c) Mesure de la discontinuité de température au niveau de la TIM

Après avoir évalué expérimentalement les erreurs de mesure entre les différents thermocouples, il est possible d'aborder la seconde étape du protocole de vieillissement (cf. Fig. II.13). Pour cela, le montage est instrumenté à l'aide des dix thermocouples et un flux de chaleur, induit par l'injection d'une puissance électrique. Il est transmis longitudinalement de la source chaude vers le refroidisseur afin de créer un gradient thermique au niveau de

l'interface. A titre d'illustration, la figure II.17 présente la distribution de température dans le montage avec l'interface thermique Keratherm S900 d'épaisseur 0,29 mm serrée à 2 N.m. Les autres paramètres expérimentaux sont un débit d'eau de 2,5 l/min, une température d'entrée d'eau pour le refroidisseur de 10°C et une température de consigne de 140°C nécessitant une puissance électrique de 383 W.

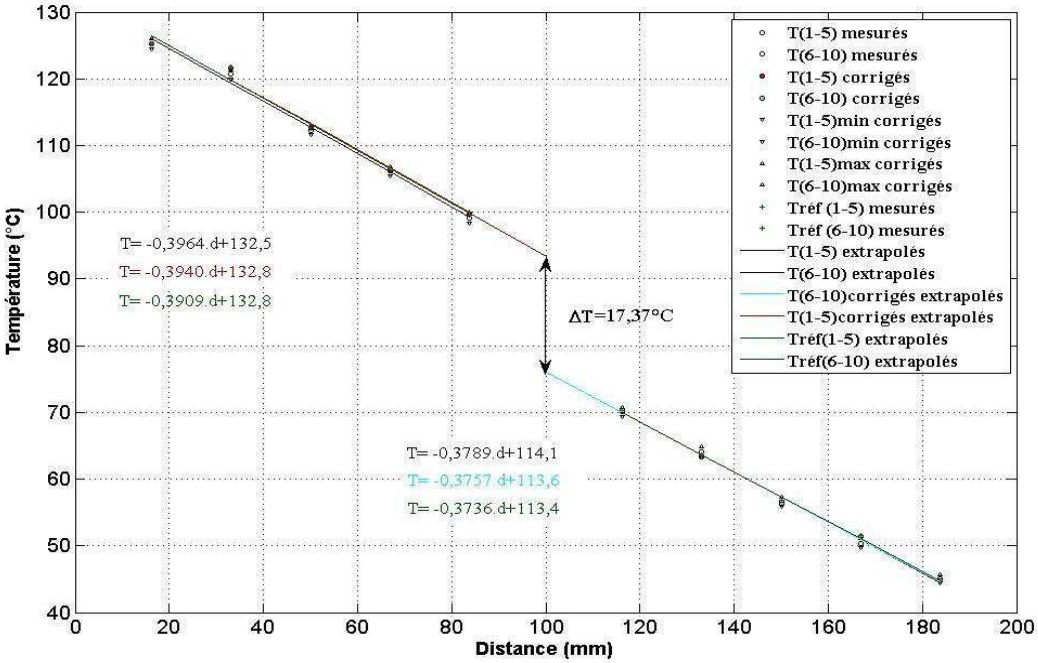


Figure II.17 : Distribution de température avec l'interface thermique Keratherm S900 d'épaisseur 0,290mm.

Plusieurs tracés par bloc d'aluminium sont présentés sur la figure ci-dessus. Le tracé noir correspond à l'extrapolation linéaire de la distribution de température mesurée avec les cinq thermocouples distincts sur chacun des blocs. Les tracés rouge et bleu représentent l'interpolation linéaire de la distribution de température corrigée respectivement pour le bloc d'aluminium supérieur et inférieur. L'interpolation linéaire de la distribution de température obtenue avec le thermocouple de référence correspond au tracé vert. On constate que les valeurs des températures corrigées sont très proches de celles obtenues avec le thermocouple de référence, comme en attestent les pentes des courbes d'interpolation. Une zone d'incertitude due aux erreurs de la chaîne de mesure (thermocouple de type T, convertisseur Ardetem, appareil d'enregistrement Graphtec) est représentée ici sous forme de triangle, pour chacune des températures mesurées. La détermination de l'incertitude sur les températures mesurées est détaillée en Annexe F. La discontinuité thermique ΔT au niveau de l'interface thermique est déterminée par extrapolation des courbes de distribution de températures corrigées. Pour cet exemple, la valeur du ΔT obtenu au niveau de l'interface est de 17,37°C. A partir de ce dernier, et connaissant la puissance électrique injectée, l'épaisseur et la section de l'interface, il est donc possible de déterminer la valeur de la conductivité thermique de l'interface avant vieillissement. Cette valeur de la conductivité thermique pourra être comparée à celle donnée par le fabriquant.

d) *Caractérisation d'un panel de matériaux d'interface thermique*

Dans le cadre du projet Thermelec, pour sélectionner les trois matériaux d'interface thermique dédiés au vieillissement, nous avons caractérisé un ensemble de TIMs compatibles avec une utilisation aéronautique. Les interfaces, dont les caractérisations sont réalisées en utilisant la méthode décrite précédemment, sont répertoriées ci-après :

- Feuille de graphite : Keratherm S900 ;
- Elastomères : Sil-Pad 1500ST, Q-Pad II, Q-Pad III, Compelma CO-GM050 (référencé T006) et CO-GhJ050 (référencé T014) ;
- Bande adhésive thermique : Bond-Ply 100 ;
- Matériau à changement de phase : Hi-Flow 300P.

Le tableau II.5 récapitule les résultats expérimentaux de caractérisation obtenus sur ce panel, pour deux températures de régulation sur la source chaude, à savoir 140°C et 200°C. Le protocole de caractérisation utilisé est le suivant :

- Mesure de l'épaisseur de l'interface thermique sous pression après serrage du montage avec un couple de 2 Nm à température ambiante ;
- Création d'un flux de chaleur régulé en température ;
- Mesure de la puissance électrique, thermique et de la distribution des températures du montage lorsque le régime stationnaire est atteint ;
- Mesure de l'épaisseur de l'interface thermique sous pression à température ambiante.

A noter que pour toutes ces expérimentations, deux mesures de pression au niveau du matériau d'interface sont réalisées avec le capteur Tekscan (cf. § II.2.3). L'une est effectuée après serrage du montage au couple de 2 N.m et l'autre après la caractérisation thermique. Ces mesures permettent de contrôler le niveau et la répartition de la pression sur le matériau d'interface thermique. De plus, elles servent à vérifier que la dilatation du banc de test, due aux variations de température des caractérisations thermiques, est bien absorbée par l'empilement des rondelles ressorts montées en opposition (cf. § II.2.2).

Au vu des conductivités thermiques obtenues, les interfaces Compelma semblent être des bons candidats dans la gamme de température -50°C/+150°C.

Type de matériau	***Elastomères***					***Feuille de graphite***	***Bande adhésive thermique***	***Matériau à changement de phase***
Dénomination	**SP1500ST**	**Q-Pad II**	**Q-Pad III**	**Compelma T006**	**Compelma T014**	**Keratherm S900**	**Bond-Ply 100**	**Hi-Flow 300P**
Fabriquant	Bergquist	Bergquist	Bergquist	Compelma	Compelma	Kerafol	Bergquist	Bergquist
Composition	Elastomère souple et naturellem-ent collant renforcé par des fibres de verre	Elastomère souple renforcé par des fibres de verre sur film en aluminium	Elastomère souple renforcé par des fibres de verre	Elastomère souple renforcé par des charges thermiquem-ent conductrices	Elastomère souple, raffermi d'un côté et renforcé par des charges très thermiquem-ent conductrices	Graphite naturel laminé et pressé sans liant	Adhésif acrylique thermiquem-ent conducteur	Matériau à changement de phase sur film en polyimide thermiquem-ent conducteur
Température d'utilisation min / max [°C]	-60 / +180	-60 / +180	-60 / +180	-60 / +200	-60 / +200	-40 / +400	-30 / +120	+150

Epaisseur datasheet [µm]	203	152	127	500	500	290	203	102 à 127
λ_{th} plan / épaisseur datasheet [W.m^{-1}.K^{-1}]	1,8	2,5	2	6	14	450 / 7,5	0,8	1,6
Méthode de test	ASTM D5470 (1)	ASTM D5470 (1)	ASTM D5470 (1)	ASTM D5470	ASTM D5470	–	ASTM D5470 (1)	ASTM D5470 (1)
Epaisseur à vide (2) [µm]	195	155	132	606	584	304	210	127
Epaisseur (3) [µm]	220	145	117	433	430	261	210	115
Pression (4) [bar]	–	26,7	22,3	22,2	9,8	10,5	10,2	11,7
Pression (5) [bar]	–	27,9	23,1	24,5	10,1	11,9	10,3	12,5
P_{elec} à 140°C/200°C [W] ± 28 W	375 / 578	384 / 587	361 / 552	371 / 573	396 / 604	345 / 587	303 / –	352 / 552
P_{th} à 140°C/200°C [W]	342 / 521	335 / 513	341 / 506	339 / 519	375 / 567	317 / 487	280 / –	325 / 510
Incertitude sur P_{th} à 140°C/200°C [W]	± 42,6 / ± 44,5	± 42,5 / ± 44,4	± 42,6 / ± 44,3	± 42,6 / ± 44,4	± 42,9 / ± 45,1	± 42,4 / ± 44,1	± 42,1 / –	± 42,4 / ± 44,3
Pertes latérales du bloc supérieur (6) à 140°C/200°C [W]	22,3 / 37,6	32,9 / 49,3	13,5 / 31	21,4 / 36,1	14 / 24,7	19 / 66,8	14,8 / –	17,9 / 27,9
Pertes latérales théoriques du bloc supérieur à 140°C/200°C [W]	13,7 / 20,4	13,7 / 20,4	13,7 / 20,3	13,7 / 20,4	13,6 / 20,3	13,1 / 19,7	13,4 / –	13,1 / 20,2
ΔT_{int} [°C]	10,99 / 12,97	3,5 / 6,13	8,49 / 11,56	5,73 / 7,34	3,46 / 5,59	11,67 / 15,39	27,92 / –	8,78 / 12,88
λ_{int} [W.m^{-1}.K^{-1}]	1,1 / 1,43	2,28 / 1,99	0,746 / 0,822	4,13 / 4,89	7,42 / 6,91	1,14 / 1,38	0,323 / –	0,683 / 0,731
Incertitude sur λ_{int} à 140°C/200°C [W.m^{-1}.K^{-1}]	0,273 / 0,285	1,55 / 0,781	0,227 / 0,181	1,76 / 1,6	5,11 / 2,98	0,277 / 0,242	0,0562 / –	0,204 / 0,147

Tableau II.5 : Caractérisation d'un panel d'interfaces thermiques suivant la méthode ASTM D5470.

(1) *Mesure de conductivité thermique englobant les résistances thermiques interfaciales.*

(2) *Moyenne de quatre mesures effectuées à l'aide d'un micromètre numérique (cf. § II.2.4).*

(3) *Epaisseur de l'interface thermique mesurée après caractérisation à température ambiante.*

(4) *Pression moyenne de l'interface thermique mesurée avec la feuille I-scan après serrage des tiges de fixation au couple de 2 N.m.*

(5) *Pression moyenne de l'interface thermique mesurée après caractérisation thermique.*

(6) *Par hypothèse, suite aux résultats de simulation numérique, les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur sont prises comme étant égales à deux tiers des pertes latérales de l'assemblage (cf. § IV.4.1.g).*

II.3.2 Détermination des résistances thermiques de contact pour les matériaux d'interface

Pour tous les travaux expérimentaux effectués jusqu'à présent, la détermination de la résistance thermique de l'interface étudiée correspond à une résistance thermique totale englobant la résistance thermique propre à l'interface et les résistances thermiques de contact

entre cette dernière et les faces des blocs d'aluminium en contact (cf. Eq. II.3 et Fig. II.3). Etant donné que les blocs d'aluminium supérieur et inférieur proviennent du même barreau de matière et que leur usinage, comprenant la planéité (défaut d'ordre 1, cf. Fig. I.17) et la rugosité (défaut d'ordre 3 et 4, cf. Fig. I.17), a été réalisé avec le même outillage, on peut supposer que les résistances de contact $R_{th\text{-}c1}$ et $R_{th\text{-}c2}$ sont identiques et égales à $R_{th\text{-}c}$. Ceci simplifie la formulation de la résistance thermique globale, qui peut alors s'écrire de la façon suivante :

$$R_{th-TIM} = R_{th-vol(TIM)} + 2.R_{th-c} \qquad \text{(II.24)}$$

Une méthode expérimentale classique pour la détermination des résistances de contact consiste à mesurer les résistances thermiques globales d'un même type d'interface avec des épaisseurs différentes. La représentation graphique de la résistance thermique globale en fonction de l'épaisseur de la TIM donne une estimation de la somme des résistances de contact (supérieure et inférieure) en extrapolant la droite de la distribution des résistances thermiques globales obtenues sur l'axe à épaisseur nulle. Connaissant les résistances de contact, il est alors possible d'évaluer la résistance thermique propre à l'interface.

Cette méthode a été appliquée dans le cas de la feuille de graphite Keratherm S900 puisque celle-ci est disponible en plusieurs épaisseurs. Au total, cinq échantillons de ce produit sont caractérisés, les différentes épaisseurs données par le fabricant étant mentionnées dans le tableau ci-après.

Epaisseur 1 [mm]	Epaisseur 2 [mm]	Epaisseur 3 [mm]	Epaisseur 4 [mm]	Epaisseur 5 [mm]
0,290	0,550	0,830	1,080	1,550

Tableau II.6 : Epaisseur des différentes feuilles de graphite Keratherm S900.

La caractérisation thermique de ces différentes interfaces est réalisée avec le montage test (référencé banc n°4) pour lequel les conditions expérimentales sont reproduites à l'identique à chaque manipulation. Les paramètres expérimentaux sont un serrage de l'interface à 2 N.m, un débit d'eau de 2,5 l/min, une température d'entrée d'eau pour le refroidisseur de 10°C (système d'eau réfrigéré du bâtiment), une température de consigne de 140°C pour l'injection de puissance et une température ambiante de 19°C (climatisation de la salle de travail). A noter que les répartitions de pression pour toutes les interfaces sont homogènes et similaires. L'incertitude sur la puissance électrique moyenne dissipée par la source de chaleur s'élève à ± 28 W et celle sur les pertes latérales du bloc aluminium autour de ± 33,5 W. L'incertitude sur la différence de température au niveau de l'interface thermique est identique d'une expérimentation à une autre et vaut ± 1,94°C. Les incertitudes sur la mesure de l'épaisseur de l'interface sous pression et de sa section ne sont pas prises en compte. Entre chaque manipulation, la surface des blocs d'aluminium est minutieusement nettoyée avec de l'acétone. Le tableau II.7 récapitule les résultats expérimentaux obtenus.

La figure II.18 représente la distribution de la résistance thermique globale de l'interface en fonction de son épaisseur. L'extrapolation de cette distribution à épaisseur nulle permet d'en

déduire la résistance thermique de contact globale au niveau de l'interface qui est de l'ordre de $69{,}7.10^{-3}$ °C.W^{-1}, donnant comme valeur de résistance thermique de contact unitaire $34{,}9.10^{-3}$ °C.W^{-1}. Il est alors possible de quantifier la résistance thermique propre à l'interface pour chaque épaisseur. Dans le cas de l'interface Keratherm S900, on peut en conclure que les résistances de contact prennent une part très importante dans la résistance thermique globale de la TIM.

	S900 Ep.1	**S900 Ep.2**	**S900 Ep.3**	**S900 Ep.4**	**S900 Ep.5**
Epaisseur [mm] (1)	0,271	0,535	0,77	1,012	1,532
P_{elec} *[W] ±28W*	392	379	387	403	410
P_{th} *[W]*	193	185	191	195	241
P_f *[W]* (2)	133	129	131	139	113
ΔT_{int} *[°C]*	18,2	18,35	18,72	20,05	22,88
R_{th-TIM} *[10^{-3}.°C.W^{-1}]*	70,2	73,5	73	75,9	77
δR_{th-TIM} *[10^{-3}.°C.W^{-1}]*	14	15	14,6	14,5	13,1
$R_{th-vol(TIM)}$ *[10^{-3}.°C.W^{-1}]*	0,48	3,76	3,33	6,19	7,27

Tableau II.7 : Résultats expérimentaux pour la caractérisation de l'interface Keratherm S900 en différentes épaisseurs.

(1) *Epaisseur de l'interface thermique mesurée après caractérisation à température ambiante.*

(2) *Par hypothèse, suite aux résultats de simulation numérique, les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur sont prises comme étant égales à deux tiers des pertes latérales de l'assemblage (cf. § IV.4.1.g).*

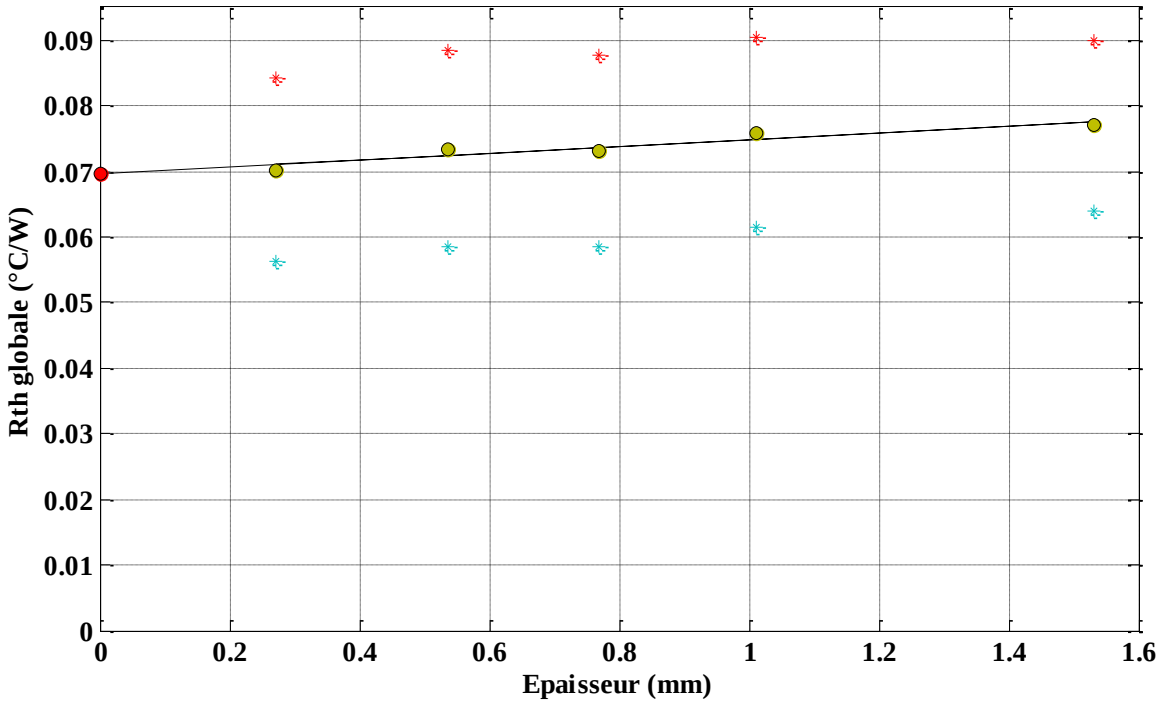
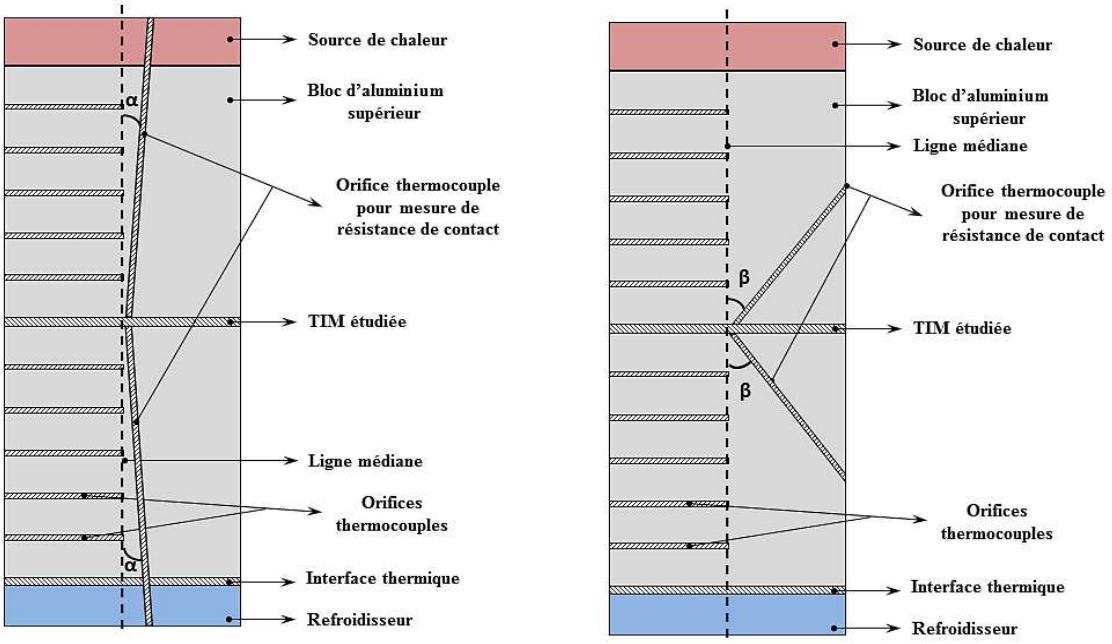


Figure II.18 : Distribution de la résistance thermique globale de l'interface Keratherm S900 en fonction de son épaisseur.

Comme nous l'avions annoncé au § II.2.1, l'autre voie théoriquement envisageable pour la détermination des résistances de contact est la mesure directe de la température de part et d'autre de l'interface au niveau de la ligne médiane des blocs d'aluminium. A priori, cette solution permet de ne pas prendre en compte les résistances de contact entre les blocs d'aluminium et la TIM lors de la mesure du ΔT_{int} au niveau de cette dernière. La principale difficulté est la réalisation des trous pour le positionnement des capteurs de température aux endroits désirés. Pour un encombrement minimal, les capteurs retenus sont toujours des sondes thermocouples de faible diamètre (1 mm).

La première solution envisagée est d'effectuer un perçage débouchant sur la face de chaque bloc d'aluminium côté TIM, au plus près de sa ligne médiane, de telle sorte que le trou ait un angle d'inclinaison α minimal avec celle-ci, comme l'illustre la figure II.19.a. Avec un tel usinage, l'extrémité du thermocouple, correspondant à la zone de mesure, établirait un contact pratiquement plan avec l'interface thermique. Cela permettrait ainsi d'avoir une mesure correcte de température à la surface du matériau. Mais cette solution pose un certain nombre de problèmes techniques. Tout d'abord, elle nécessite la réalisation d'un perçage de faible diamètre (1,1 mm) sur toute la hauteur du bloc d'aluminium, c'est-à-dire sur une distance d'au moins 100 mm. Cette opération présente deux difficultés. La première est liée au fait qu'il est difficile de se procurer des forets ayant une longueur de coupe supérieure à 100 mm, à moins de se les faire fabriquer. La seconde est liée au risque de déviation de l'excavation par rapport à l'angle de coupe prévu lors de l'usinage, ce risque augmentant avec la longueur du foret. De plus, le positionnement du perçage serait conditionné par l'emplacement des cartouches chauffantes dans les deux blocs de cuivre. Vient ensuite le problème de déformation de la gaine du thermocouple au niveau des correspondances de perçage entre les différents éléments du montage lorsque celui-ci subit des variations de température. En effet, si la gaine du thermocouple n'est plus rectiligne ou si elle se trouve pincée au passage de deux éléments, le contact entre l'extrémité de la sonde où est réalisée la mesure et le matériau d'interface thermique pourrait ne plus être assuré. Ce risque est d'autant plus élevé sur la partie supérieure du banc que le nombre d'éléments percés y est important (plateau de maintien supérieur, plaques isolantes, sources de chaleur principale et compensatrice, bloc d'aluminium). Un autre point auquel il faut prêter attention est la non dégradation de la jonction du thermocouple par la source de chaleur. On rappelle que la jonction d'un thermocouple correspond à la localisation des soudures reliant les conducteurs contenus dans la chemise à ceux du câble d'extension. Ces soudures sont généralement noyées dans une résine leur assurant une protection thermique en plus d'une protection contre les courts circuits et l'oxydation. On veillera donc à s'assurer que le flux de chaleur, issu de la source chaude et véhiculé par la chemise, n'affecte pas ces soudures. Ceci peut être réalisé, soit en ayant une distance suffisante entre la jonction et la source chaude grâce à une longueur de chemise plus importante, soit en ayant au niveau de la jonction une résine haute température et un câble d'extension en Téflon afin de supporter des températures élevées.

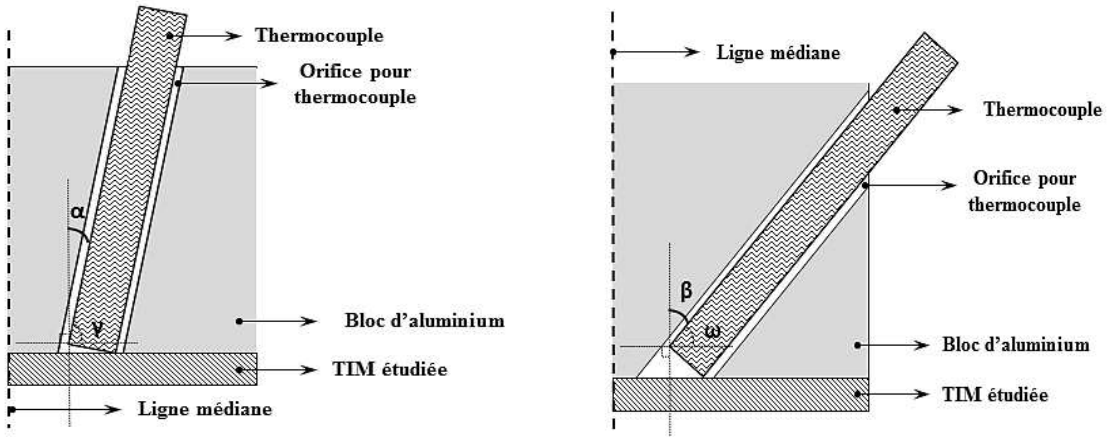


a) Coupe schématique pour un perçage optimisé des éléments du banc.

b) Coupe schématique pour le perçage retenu des blocs d'aluminium.

Figure II.19 : Schémas pour l'insertion d'un thermocouple en vue d'une mesure directe de la température du matériau d'interface thermique.

L'usinage des pièces étant accompli au sein du laboratoire pour des raisons pratiques de réalisation, le perçage des blocs d'aluminium retenu est finalement celui représenté en figure II.19.b. Cette seconde solution nous affranchit d'un long forage à travers les blocs d'aluminium, ce dernier ne mesurant plus que 60 mm au lieu des 100 mm prévus par la solution précédente. En contrepartie, cette configuration entraîne un angle d'inclinaison plus important entre le matériau d'interface thermique et la zone de mesure du thermocouple, comme nous pouvons le constater sur la figure II.20.



a) Cas du perçage optimisé.

b) Cas du perçage retenu.

Figure II.20 : Angle d'inclinaison entre le matériau d'interface thermique et la zone de mesure du thermocouple.

L'angle d'inclinaison est de 36° pour l'usinage réalisé (cf. angle β Fig. II.20.b). La figure II.21 montre l'usinage du bloc inférieur. On notera que le trou débouchant sur la face en contact avec la TIM a été très légèrement chanfreiné (cercle n°1) pour éviter tout contact entre la paroi de l'orifice et les deux conducteurs du thermocouple assurant la mesure. Quant à l'alcôve présente sur l'autre face (cercle n°2), elle a été réalisée pour faciliter la pénétration du foret dans le bloc d'aluminium en offrant une petite surface perpendiculaire à l'outil de coupe.

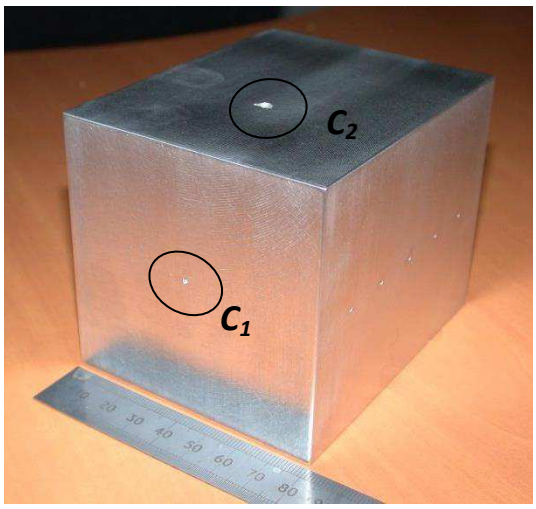
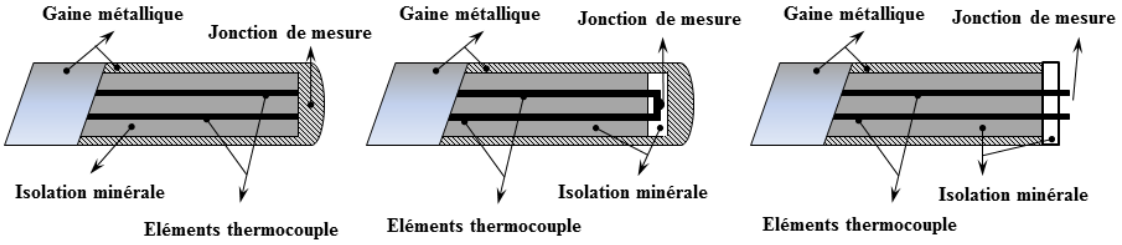


Figure II.21 : Usinage du bloc d'aluminium inférieur.

Les premières expérimentations ont été effectuées sur une interface thermique Keratherm S900 d'épaisseur 0,29 mm avec des sondes thermocouples de type T (classe 1 et diamètre 1 mm). Les autres paramètres expérimentaux sont un serrage à 2 N.m, un débit d'eau de 2,5 l/min, une température d'entrée d'eau pour le refroidisseur de 10°C et une température de consigne de 140°C au niveau de la source chaude. Les résultats obtenus au cours de ces essais n'ont pas été concluants puisque les valeurs des températures mesurées directement sur l'interface se situaient dans le meilleur des cas au niveau de celles obtenues par extrapolation des courbes de distribution de températures corrigées, sinon au-dessus. Une des explications peut être donnée par le mauvais positionnement de l'extrémité de l'une des sondes, ou des deux à la fois, avec le matériau d'interface thermique. Celui-ci peut provenir d'un mauvais enfoncement du thermocouple dans l'orifice ou bien être occasionné par l'angle d'inclinaison du trou qui, suivant sa valeur, peut isoler une partie plus ou moins importante de l'extrémité de la sonde (cf. Fig. II.20.b). Dans les deux cas, il y a présence d'une poche d'air entre le capteur et la TIM, ce qui fausse ainsi la mesure. A priori, on pourrait penser que l'application d'une simple pression sur la chemise du thermocouple pourrait l'éliminer. Mais cette opération, même réalisée avec une pression de faible amplitude, entraîne une détérioration de la surface du matériau d'interface lorsque l'extrémité du thermocouple vient la toucher. Une partie du bout de la sonde pénètre alors dans l'épaisseur du matériau. L'erreur de mesure pourrait aussi provenir de la modification des transferts de chaleur autour de la jonction du thermocouple qui peut par conséquent changer la répartition de température et donc la valeur mesurée.

Afin d'avoir une maîtrise sur la localisation de la mesure dans l'orifice où est introduit le thermocouple, il est préférable de travailler avec un thermocouple "ouvert", encore appelé à jonction exposée (cf. Fig. II.22.c), c'est-à-dire sans jonction physique déjà réalisée entre les deux conducteurs du thermocouple. Dans cette configuration, la mesure de température ne sera obtenue que lorsque l'extrémité du capteur rentrera en contact avec la matière située au fond du trou borgne. Bien entendu, ceci ne pourra se faire que dans la mesure où la matière mettant en contact les deux conducteurs entre eux est électriquement conductrice. Cette solution est réalisable sur l'interface en graphite puisque ce matériau est un relativement bon conducteur électrique.



a) Thermocouple à jonction à la masse b) Thermocouple à jonction isolée c) Thermocouple à jonction exposée ouverte

Figure II.22 : Modèles d'extrémités de thermocouple.

Pour que les deux conducteurs situés à l'extrémité du thermocouple n'entrent pas en contact avec la gaine métallique du capteur et de fournir ainsi une mesure erronée, une perle en céramique est fixée à son extrémité par collage (cf. Fig. II.23). Dans notre cas, si le thermocouple est enfoncé jusqu'à la surface de l'interface, l'erreur de mesure ne pourra être occasionnée que par l'angle d'inclinaison de la sonde. Dans cette optique, nous avons tenté de couper, par rapport à l'extrémité de la perle, chacun des deux conducteurs à une distance permettant de palier à l'inclinaison du thermocouple, comme l'illustre le schéma de principe en figure II.24.

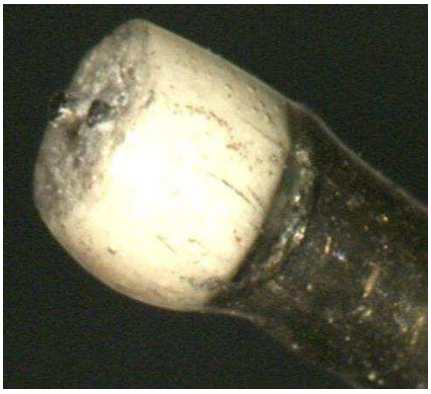


Figure II.23 : Perle en céramique située à l'extrémité d'un thermocouple de type K "ouvert" [Source ThermoEst].

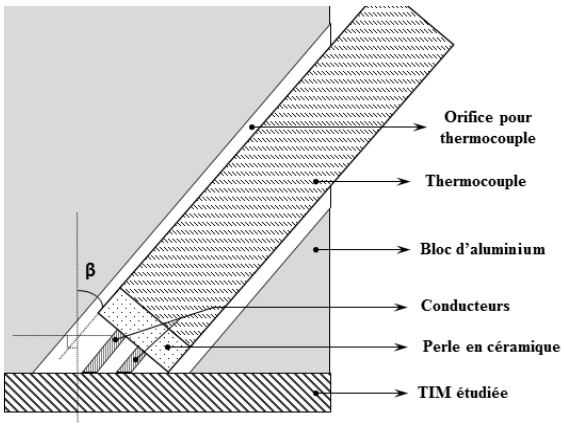


Figure II.24 : Schéma de principe pour la découpe des conducteurs à l'extrémité d'un thermocouple "ouvert".

Le tableau II.8 récapitule les résultats obtenus lors d'une manipulation expérimentale, cette dernière ayant été répétée plusieurs fois afin d'en vérifier la reproductibilité. La figure II.25 présente les points de mesure en température corrigés ainsi que l'interpolation linéaire des distributions de températures corrigées.

Keratherm S900 Ep. 0,290mm								
Epaisseur (1) [mm]	P_{elec} [W] ±28W	P_{th} / P_f (2) [W]	ΔT_{int} [°C]	$R_{th_{globale}}$ / $\delta R_{th_{globale}}$ [10^{-3}.°C.W^{-1}]	$\Delta T_{int_{surface}}$ (3) [°C]	R_{th-c1} [10^{-3}.°C.W^{-1}]	R_{th-c2} [10^{-3}.°C.W^{-1}]	$R_{th-vol(TIM)}$ (4) [10^{-3}.°C.W^{-1}]
0,273	382	180 / 135	17,52	70,8 / 14,7	4,57	21,74	30,69	18,5

Tableau II.8 : Résultats expérimentaux pour la détermination de la résistance thermique propre de l'interface Keratherm S900 d'épaisseur 0,290 mm.

(1) *Epaisseur de l'interface thermique mesurée après caractérisation à température ambiante.*
(2) *Par hypothèse, suite à des calculs issus d'une simulation numérique, les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur sont prises comme étant égales à deux tiers des pertes latérales de l'assemblage (cf. § IV.4.1.g).*
(3) *Discontinuité de température mesurée entre les surfaces de l'interface par les thermocouples.*
(4) *Résistance thermique propre de l'interface déterminée par la mesure de la discontinuité thermique ΔT à la surface de l'interface.*

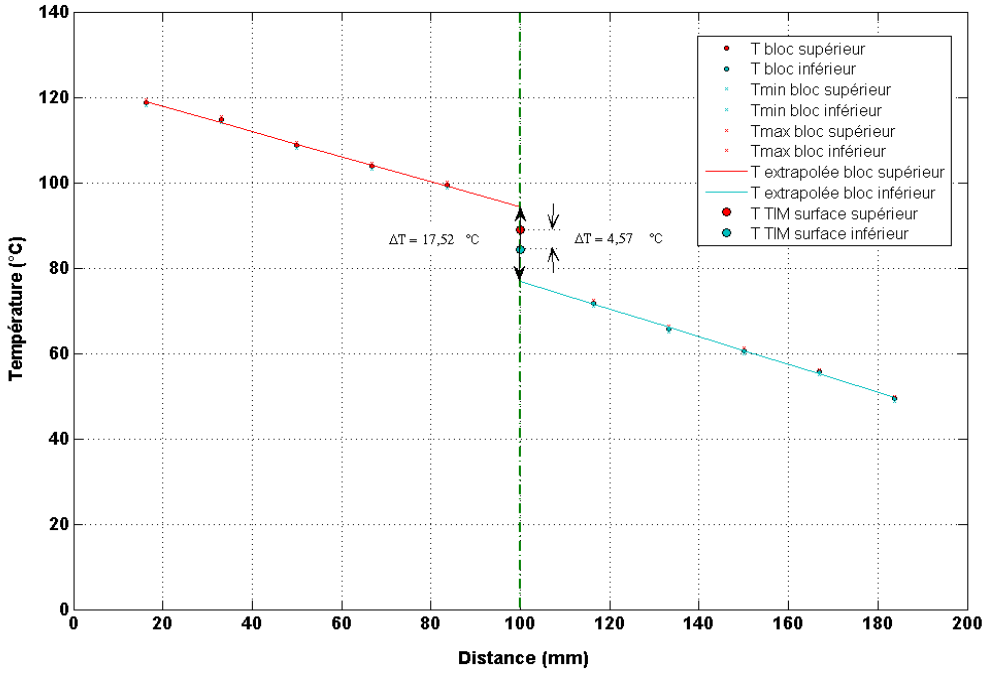


Figure II.25 : Distribution de température avec l'interface thermique Keratherm S900 d'épaisseur 0,290mm.

Ces résultats expérimentaux montrent une dissymétrie au niveau des résistances thermiques de contact qui peut être due, soit à des erreurs de mesure, soit à des états de surface différents de part et d'autre de l'interface thermique. Il est à noter que les valeurs des résistances thermiques de contact trouvées sont du même ordre de grandeur que celle obtenue par la

méthode d'extrapolation. Enfin, cette expérience met en évidence l'importance des résistances thermiques de contact du matériau d'interface vis-à-vis de sa résistance thermique propre.

II.4 Résultats expérimentaux sur le vieillissement thermique

Les caractérisations thermiques ont été effectuées régulièrement au cours de ce vieillissement au même niveau de pression, c'est-à-dire aux alentours de 20 bars. Afin de détecter tout changement de la résistance thermique et de la conductivité thermique des interfaces, des caractérisations thermiques ont été effectuées au cours des cent premiers cycles de vieillissement de façon très rapprochée, puis moins fréquemment par la suite.

La figure II.26 donne les épaisseurs mesurées tout au long du vieillissement pour chacune des interfaces testées et montre que celles-ci demeurent relativement stables.

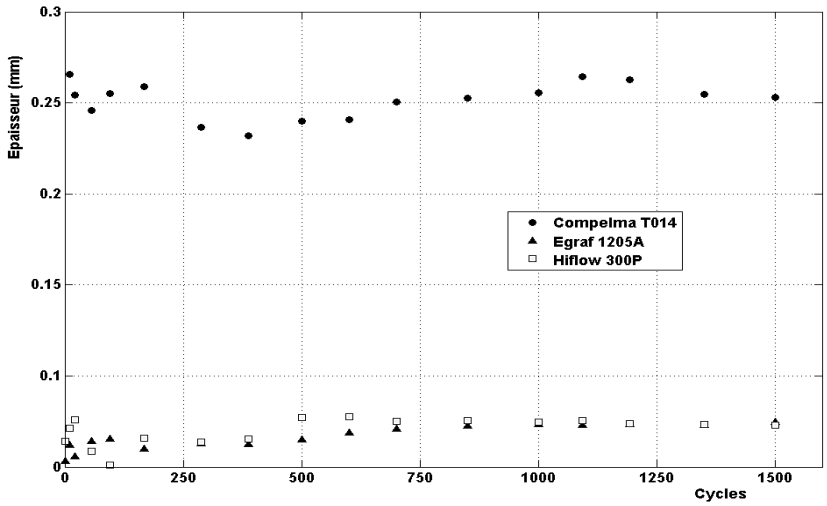


Figure II.26 : Epaisseur des interfaces testées en fonction du nombre de cycles.

Durant les cinquante premiers cycles, un fluage des interfaces thermiques Compelma (cf. Fig. II.27.a) et Hiflow a pu être observé (cf. Fig. II.27.b). Le fluage le plus important s'est produit à la fin des dix premiers cycles.

a) Interface Compelma. *b) Interface Hiflow.*

Figure II.27 : Fluage des interfaces après 10 cycles de vieillissement.

Les résultats des mesures de suivi pour l'évolution des caractéristiques thermiques des interfaces sont présentés ci-dessous avec leurs barres d'incertitude. L'interface Compelma (film élastomère) ne présente pas de changements significatifs aussi bien pour sa résistance thermique que pour sa conductivité thermique (cf. Fig. II.28). Les petites variations que l'on peut observer sont comprises dans les barres d'incertitude. Nous pouvons donc supposer qu'aucun processus de vieillissement n'a touché cette interface après les 1500 cycles.

Concernant l'interface Egraph (feuille de graphite), on peut noter qu'aucun effet de vieillissement n'a eu lieu (cf. Fig. II.29). Bien au contraire, il semble que cette interface ait légèrement amélioré ses performances thermiques, même si les barres d'erreur sont importantes.

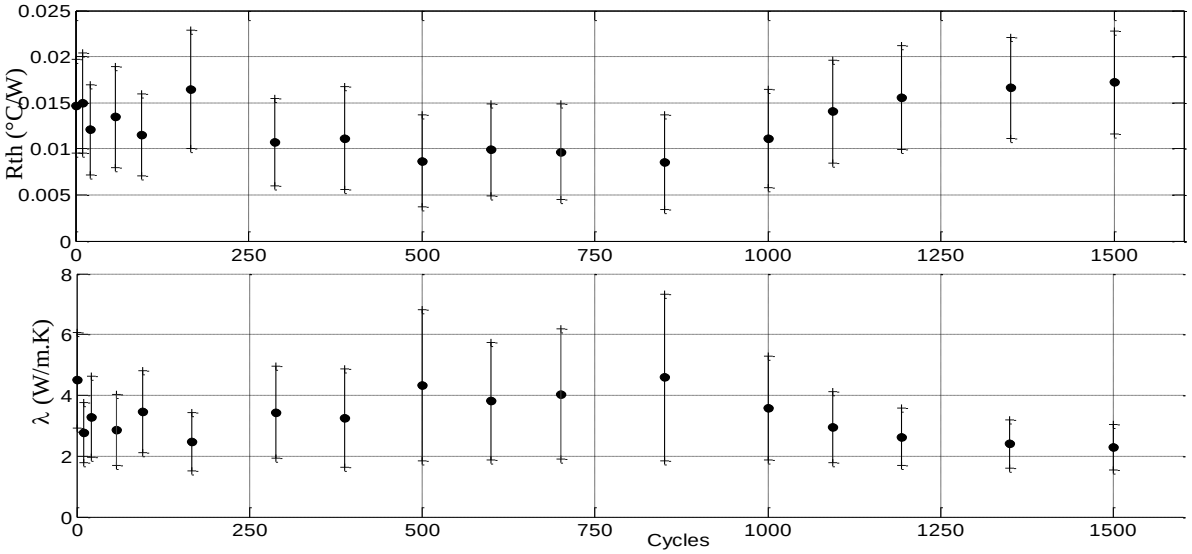


Figure II.28 : Evolution de la résistance et de la conductivité thermiques pour l'interface Compelma T014 en fonction du nombre de cycles.

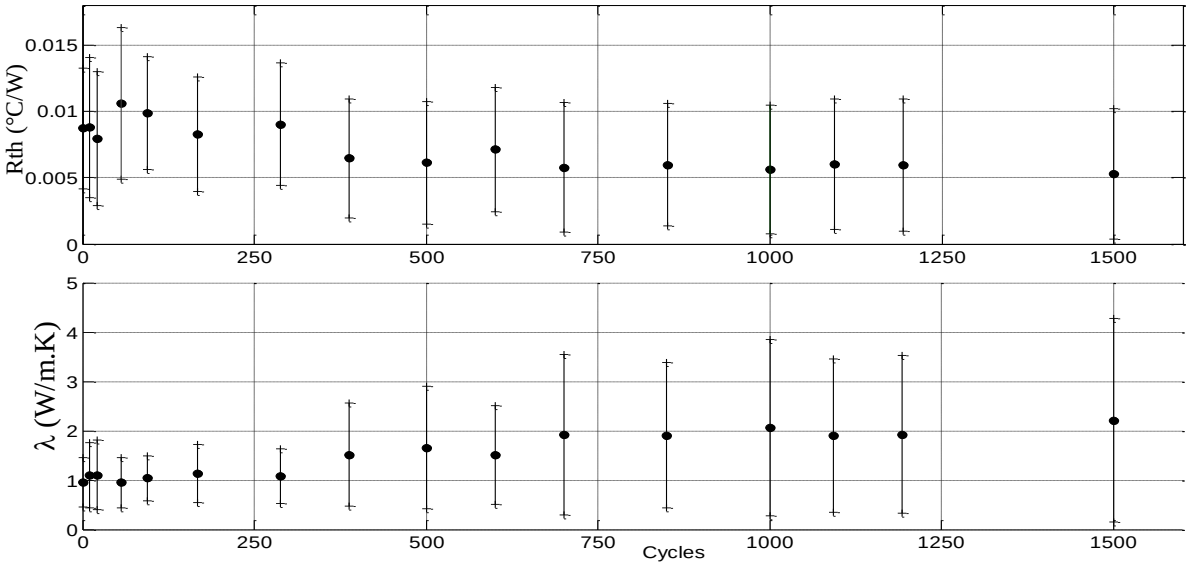


Figure II.29 : Evolution de la résistance et de la conductivité thermiques pour l'interface Egraf 1205A en fonction du nombre de cycles.

Enfin, concernant l'interface HiFlow (matériau à changement de phase), nous pouvons observer que la résistance thermique globale (interface et contacts) a augmenté d'environ 50% (cf. Fig. II.30). Ce comportement est probablement dû à une détérioration de la structure du matériau liée à son vieillissement ou à un niveau élevé de pression due à la dilatation différentielle au cours du cyclage thermique. Il convient de remarquer qu'il n'y a pas de variation significative de la valeur de la résistance thermique jusqu'au sept centième cycle.

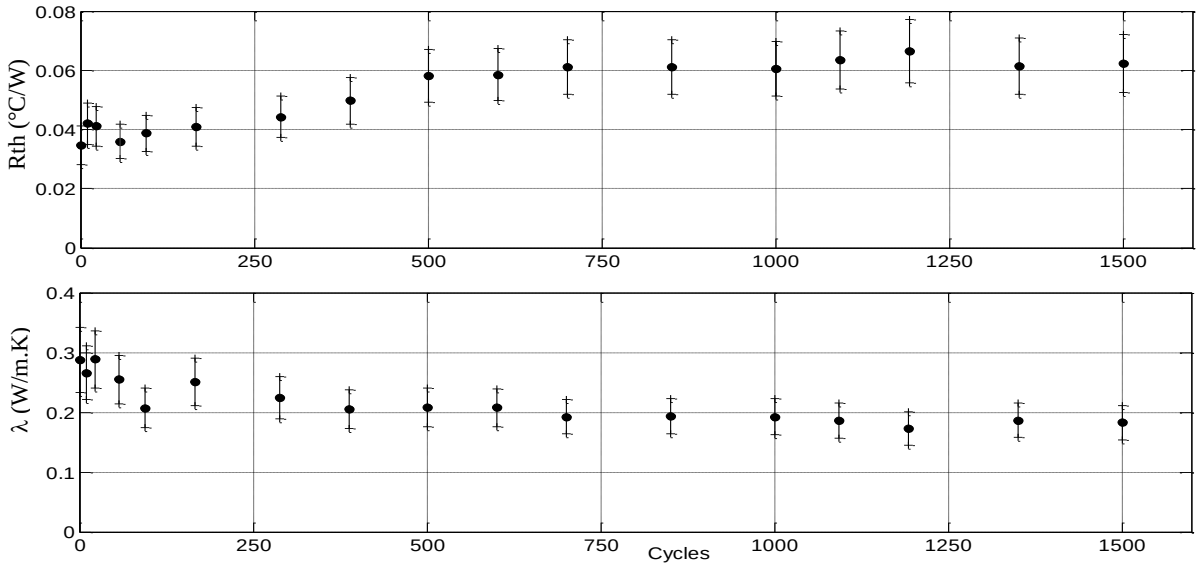


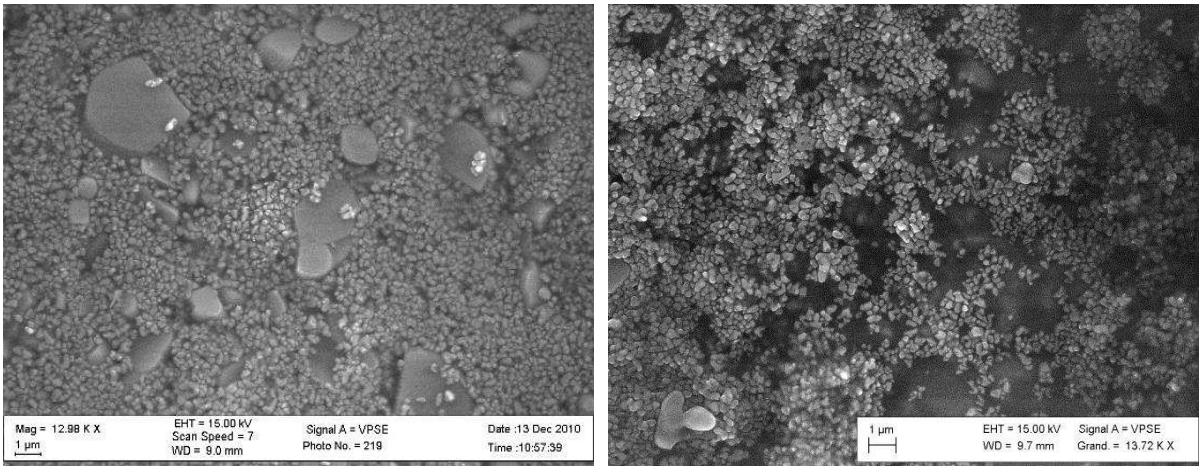
Figure II.30 : Evolution de la résistance et de la conductivité thermiques pour l'interface Hiflow 300P en fonction du nombre de cycles.

Afin de comprendre les changements qui sont susceptibles de survenir sur les interfaces thermiques au cours de leur vieillissement, il est nécessaire d'acquérir toutes les informations pertinentes sur leurs composants et leur structure à l'état initial afin d'être en mesure de les comparer avec celles à l'état final. En effet, il est probable que pendant le vieillissement apparaisse un processus chimique et/ou physique. Par conséquent, nous utilisons les techniques d'analyse les mieux adaptées pour déterminer la composition chimique et la topographie des interfaces testées, à savoir la microscopie électronique à balayage et l'analyse dispersive en énergie. Ces deux méthodes sont employées à la fin du vieillissement. Ces analyses peuvent nous permettre de comprendre les processus physico-chimiques qui se produisent au cours du vieillissement et qui conduisent à une dégradation des structures et des caractéristiques des matériaux.

La microscopie électronique à balayage (MEB ou en anglais SEM pour Scanning Electron Microscopy) est une technique d'observation de la topographie des surfaces pour des échantillons massifs [**BRI09**].

Les images suivantes correspondent aux images MEB réalisées sur les interfaces thermiques testées avant leur montage sur le dispositif expérimental et après les essais de cyclage. La structure de la matière pour l'interface Compelma est donnée en figure II.31, structure pour laquelle les analyses EDX ont révélé la présence d'aluminium, d'oxygène et de silicium. La

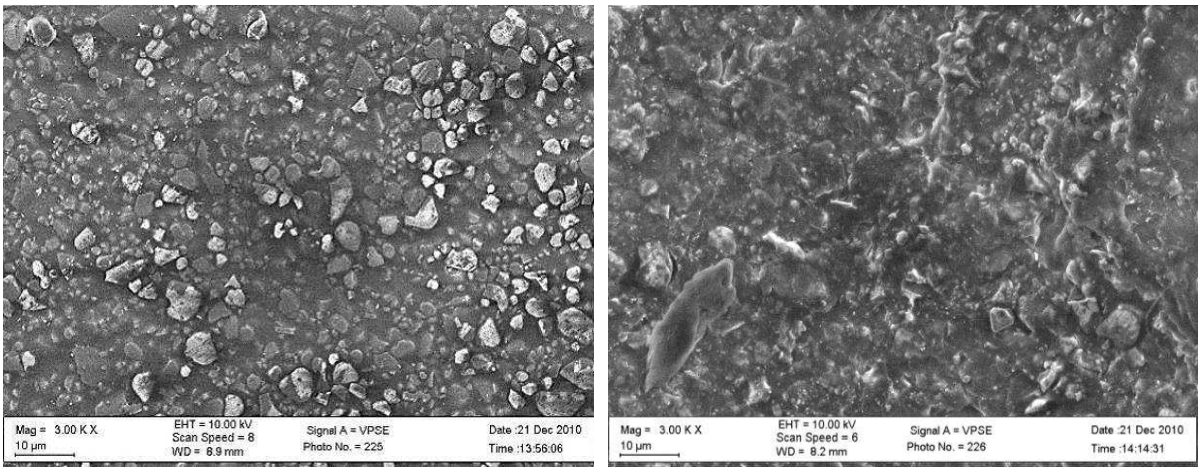
figure II.31.b met en évidence une différence structurelle de la surface de l'interface avec une perte partielle des éléments de grande taille visibles avant vieillissement.



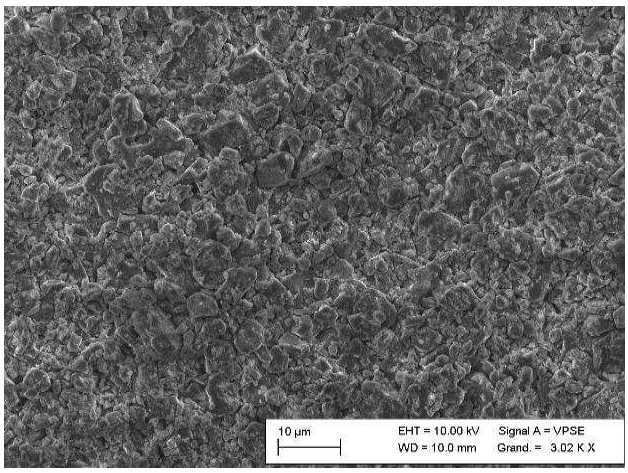
a) Avant l'étape 1 du protocole. *b) Après les tests de vieillissement.*

Figure II.31 : Images MEB pour l'interface Compelma T014.

Sur la figure II.32, nous pouvons voir les images MEB du matériau à changement de phase avant (cf. Fig. II.32.a) et après (cf. Fig. II.32.b) le changement de phase, ainsi qu'après vieillissement (cf. Fig. II.32.c). Pour cette interface thermique, les analyses EDX ont détecté principalement de l'aluminium, du carbone, de l'oxygène et quelques traces de silicium. Par ailleurs, on note une différence structurelle de la surface de l'interface avec la disparition de la matière liant les grains ensemble après vieillissement.



a) Avant changement de phase. *b) Après changement de phase.*



c) Après les tests de vieillissement.

Figure II.32 : Images MEB pour l'interface Hiflow 300P.

II.5 Conclusion du chapitre II

Dans ce chapitre, nous avons présenté la démarche de vieillissement et de caractérisation de la résistance thermique des TIMs testées. Nous avons ainsi soumis trois types de matériaux à 1500 cycles de températures entre -50°C et 150°C. Il s'agit d'une interface à changement de phase (Hiflow 300P), d'une interface en feuille de graphite (Egraf 1205A) et une à base de polymère (Compelma T014). Les moyens de tests et de caractérisation ont également été présentés. Les difficultés essentielles ont résidé dans la méconnaissance des résistances de contact et de leur part sur leur comportement global lors du cyclage thermique. Des efforts ont cependant été menés afin de les déterminer lorsque cela a été possible, comme dans le cas de la feuille de graphite, où il apparait que la part prise par les résistances thermiques de contact est nettement plus importante que celle de la résistance thermique propre de l'interface.

Apports, innovations et verrous levés

Deux apports innovants ont été intégrés dans le cadre de cette réalisation. Le premier concerne la conception et la réalisation d'un banc de test spécifique tout à fait original qui permet à la fois de soumettre des matériaux d'interface thermique à un profil de mission en température typique de l'avionique (-50°C/150°C) mais aussi d'en effectuer la caractérisation thermique suivant la norme ASTM D5470 et ceci toujours dans les mêmes conditions de pression. Le deuxième apport est lié aux travaux de vieillissement des interfaces qui sont très peu relatés dans la bibliographie et ce pour des raisons qui tiennent essentiellement à la difficulté de réalisation du moyen de test. Ainsi, à notre connaissance, ces travaux figurent probablement parmi les premiers dans leur genre ou tout du moins parmi les premiers publiés dans la littérature scientifique.

Quelques points peuvent être améliorés sur le banc expérimental, sans changement fondamental sur le fond, mais pouvant apporter notamment une plus grande précision sur les mesures et réduire ainsi les incertitudes sur la résistance et la conductivité thermiques. Sont concernées la chaîne de mesure sur le courant de puissance électrique, les chaînes de mesure sur la température du liquide de refroidissement en entrée et sortie de refroidisseur permettant l'obtention de la puissance thermique de l'ensemble du montage, et enfin la protection thermique du dispositif. Pour les mesures de résistance thermique de contact, seules des modifications concernant la prise de température à la surface de la TIM permettraient d'une part d'améliorer les résultats, et d'autre part de pouvoir faire des mesures avec des thermocouples à jonction fermée et par conséquent sur l'ensemble des matériaux d'interface thermique.

A l'avenir, afin de mieux comprendre les processus physico-chimiques qui se produisent au cours du vieillissement et qui conduisent à une dégradation des structures et des caractéristiques des interfaces thermiques, les travaux de recherche menés sur les analyses des matériaux devront être renforcés et approfondis, notamment par la création de collaborations avec des partenaires travaillant sur les matériaux thermiques.

En complément aux analyses expérimentales effectuées dans ce chapitre, des investigations sur des dispositifs adaptés ont été menées pour voir éventuellement si une approche par une méthode transitoire permettrait d'avoir des données complémentaires à celles obtenues dans ce chapitre. C'est l'objet du chapitre suivant.

Chapitre III

Cyclage thermique passif de matériaux d'interfaces thermiques et suivi de caractéristiques à l'aide d'une méthode transitoire

III.1 Introduction

Les travaux exposés dans ce chapitre sont une voie d'investigation alternative du suivi de l'évolution du vieillissement de matériaux d'interfaces thermiques, astreints aux mêmes conditions expérimentales de cyclage thermique passif que celles présentées dans le second chapitre. Nous avons mis en œuvre des moyens mécaniques pour que le niveau de pression choisi reste constant durant toute l'expérimentation. Les différences résident dans les paramètres thermiques utilisés pour suivre l'éventuelle dégradation des TIMs, mais surtout dans la méthode de caractérisation thermique développée pour les obtenir. En effet, nous avons choisi de mettre en œuvre une méthode de mesure transitoire, c'est-à-dire donnant la réponse temporelle d'un élément à un échelon de puissance (l'impédance thermique). Le but étant de voir un apport éventuel d'une méthode en régime transitoire sur le suivi du vieillissement des interfaces thermiques.

La première partie de ce chapitre sera consacrée à la présentation de la démarche, des moyens de test et des méthodes utilisées pour mener à bien cette étude sur le vieillissement d'interfaces thermiques effectuée par caractérisation transitoire. Nous y détaillerons notamment le maintien sous pression constante des matériaux d'interfaces thermiques sur les véhicules tests afin de pouvoir les déplacer de la zone de vieillissement par cyclage thermique passif à la zone de caractérisation. L'obtention d'un flux de chaleur par l'intermédiaire d'un composant IGBT y sera aussi abordée, tout comme les mesures de température développées pour déterminer l'impédance thermique. Nous y annoncerons également le protocole d'essai utilisé. Enfin, nous présenterons le traitement numérique que nous avons mis en œuvre, à partir des impédances thermiques mesurées, et qui permet d'analyser la structure matérielle impliquée dans cette caractéristique. Ce traitement doit permettre de mieux mettre en exergue les paramètres RC qui caractérisent la TIM et donc leur évolution éventuelle avec le vieillissement.

Dans une seconde partie, nous présenterons les résultats expérimentaux de caractérisation transitoire, conduits sur un ensemble de quatre matériaux d'interfaces thermiques. Parmi ces interfaces, trois d'entre elles ont été reprises de l'étude précédente (cf. § II.2.4) afin de pouvoir éventuellement comparer les résultats issus de ces deux méthodes, statique et transitoire. Nous aborderons les problèmes rencontrés sur la mesure de la température de jonction du semi-conducteur servant à l'obtention du flux de chaleur.

III.2 Démarche, moyens de test et méthodes utilisées

III.2.1 Démarche et méthodes utilisées

La méthode que nous nous proposons de développer dans ce chapitre est une méthode de caractérisation transitoire à travers laquelle nous cherchons à détecter une dégradation des propriétés thermiques des matériaux d'interface étudiés pour pouvoir en suivre une éventuelle évolution lors de leur vieillissement par cyclage passif. Comme nous l'avons déjà évoqué dans le premier chapitre (cf. § I.4.3), la méthode de caractérisation transitoire repose sur l'analyse de la réponse thermique, à un échelon de puissance, du dispositif étudié. Il est donc nécessaire avant de se pencher sur son analyse de se préoccuper de son obtention.

Le dispositif étudié, que nous appellerons par la suite véhicule test, est constitué du matériau d'interface thermique à tester et d'un module de puissance (un IGBT dans notre cas) servant à créer l'échelon de puissance, l'ensemble étant déposé sur un refroidisseur pour l'évacuation du flux de chaleur comme le montre la figure III.1. Ce choix d'assemblage, qui conditionne la méthode expérimentale pour la réalisation de la caractérisation transitoire, est fait dans le seul but de positionner le matériau d'interface thermique dans des conditions de pression proches de celles rencontrées lors de leur utilisation. La réalisation du véhicule test est détaillée au paragraphe III.2.2.a.

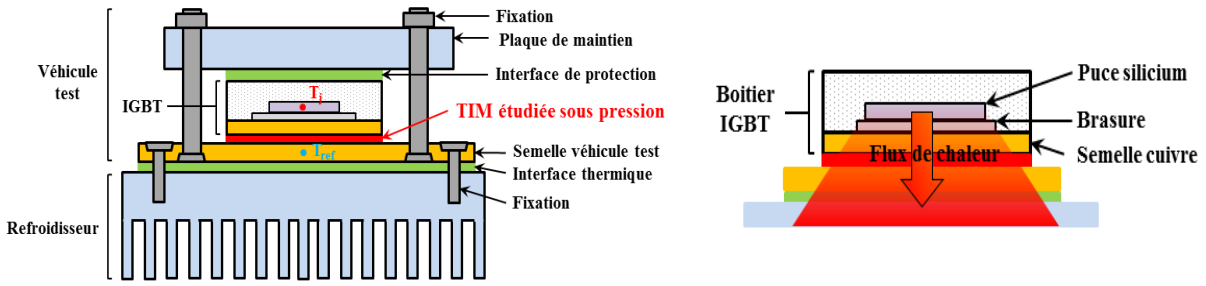


Figure III.1 : Schéma de principe du véhicule test assemblé sur son dissipateur.

La réponse thermique temporelle est liée à l'impédance thermique, notée $Z_{th}(t)$, et s'exprime suivant la relation :

$$Z_{th}(t) = \frac{T_j(t) - T_{amb}}{P} \qquad \text{(III.1)}$$

Dans cette expression, T_j, T_{amb} et P sont respectivement la température de jonction du composant de puissance, la température ambiante considérée constante et la puissance injectée durant l'échelon, le dernier paramètre étant constant durant la phase d'injection.

Dans ce qui suit, pour avoir une réponse essentiellement due au voisinage de la TIM, nous avons préféré travailler avec une "pseudo-impédance" thermique entre la jonction (T_j) et une température T_{ref} située juste sous la TIM, dans la semelle. Cette "pseudo-impédance" est

considérée alors comme la différence des impédances thermiques de la jonction et de la semelle :

$$\Delta Z_{th}(t) = \frac{\mathrm{T_j}(t) - \mathrm{T}_{ref}(t)}{P} = \frac{\mathrm{T_j}(t) - \mathrm{T}_{amb}}{P} - \frac{\mathrm{T_{ref}}(t) - \mathrm{T}_{amb}}{P} \qquad \text{(III.2)}$$

Les résultats comparatifs présentés plus bas le seront en considérant cette grandeur pour mieux visualiser les écarts.

Lors de la dissipation de la puissance dans la puce semi-conductrice du composant, l'évolution de la température de jonction (température moyenne) de la puce va dépendre des caractéristiques thermiques de chacune des strates du dispositif constitué par le véhicule test et le refroidisseur (cf. Fig. III.1 à droite). L'analyse de l'impédance thermique de ce dispositif à une injection de puissance, entre l'état initial thermiquement stable et celui où le régime stationnaire est atteint, va donc nous fournir des informations sur le réseau thermique RC des couches formant le dispositif.

Il existe plusieurs façons de mesurer l'impédance thermique, soit au refroidissement, soit à l'échauffement, seules les contraintes sur les méthodes de mesure et la génération de l'échelon de puissance diffèrent. Nous allons rappeler brièvement leurs principes, sachant que pour les deux méthodes, la température de jonction du composant ne peut être mesurée qu'après suppression du courant de puissance dans le composant si l'on utilise la chute de tension collecteur-émetteur à l'état passant comme paramètre thermosensible.

- *Procédé par échauffement*

Dans le procédé par échauffement, un créneau de puissance est établi au niveau du véhicule test durant une durée t_p au bout de laquelle est mesurée la température de jonction. Nous obtenons alors une impédance thermique $Z_{th}(t_p)$. Une fois le dispositif expérimental retourné à un état thermiquement stable, l'opération est alors répétée, mais cette fois-ci avec une durée d'injection légèrement plus grande $t_{(p+i)}$, ce qui donne alors une nouvelle réponse temporelle, notée $Z_{th}(t_{(p+i)})$. Les mesures sont ainsi réitérées jusqu'à ce qu'on atteigne, sans la dépasser, la température de jonction maximale supportée par le semi-conducteur (cf. Fig. III.2.a).

L'avantage réside dans le fait qu'il est possible de générer, avec le pulse, une puissance plus importante qu'en mode continu, la durée d'injection permettant de ne pas dépasser la température de jonction maximale du composant et donc de le détériorer. Le niveau élevé de puissance permet d'obtenir une amplitude de température significative entre la jonction du composant et le refroidisseur (voir respectivement le point de mesure T_j et T_{ref} sur la figure III.1). A noter que la semelle en cuivre, située sous la partie basse du véhicule test, est assimilée au système de refroidissement lorsque les deux dispositifs (véhicule test et refroidisseur) sont montés ensemble.

Un des inconvénients de cette méthode résulte de la durée totale de l'expérimentation qui est impactée par le nombre souhaité d'injections et par le temps de refroidissement qu'il est nécessaire d'avoir pour un retour à l'équilibre thermique du montage. En effet, étant donné

qu'à chaque durée d'injection correspond une mesure unique, la finesse de son tracé dans le temps dépendra donc du nombre de points effectués, jouant ainsi sur la durée totale de l'expérimentation. Le temps de refroidissement est, quant à lui, uniquement lié aux différentes constantes de temps thermiques que rencontre le flux de chaleur dans la structure matérielle du montage pour se dissiper. Un autre inconvénient provient de la difficulté à réaliser des créneaux de puissance parfaitement "carrés", c'est-à-dire avec des temps de montée et de descente très courts ainsi qu'avec un niveau de puissance quasi stable durant la période d'injection. Malheureusement, lors de l'augmentation de la température de jonction pendant le passage du courant de puissance, la tension collecteur-émetteur aux bornes du semi-conducteur n'est pas constante et évolue légèrement, ce qui conduit plutôt à réaliser au niveau du circuit électronique de puissance une régulation de puissance et non de courant, opération plus complexe.

- *Procédé par refroidissement*

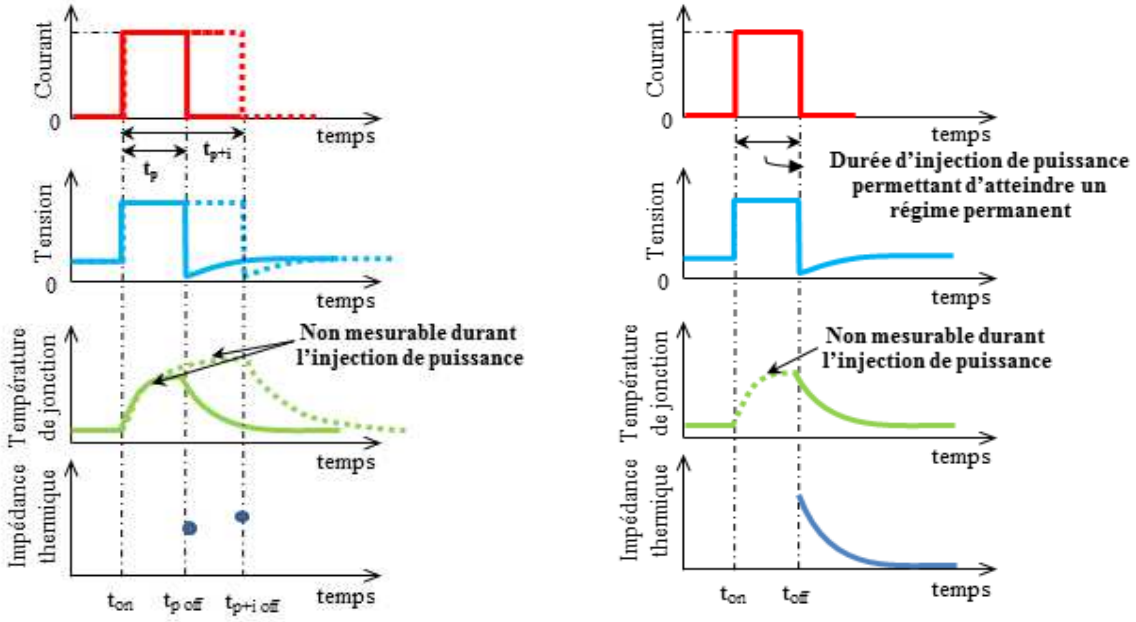
Dans le procédé par refroidissement, un créneau de puissance est établi au niveau du véhicule test durant une durée suffisamment longue pour permettre d'atteindre un équilibre thermique au niveau du dispositif. La puissance est alors coupée et la température de jonction est mesurée durant toute la période de refroidissement jusqu'à ce que le dispositif thermique atteigne l'équilibre thermique qu'il avait avant l'injection de puissance (cf. Fig. III.2.b).

Comparativement à l'autre méthode, celle-ci possède un avantage qui est le gain de temps. En effet, le procédé par refroidissement ne nécessite qu'une seule injection de puissance pour établir la réponse thermique temporelle qui, malgré une durée importante pour atteindre l'équilibre thermique, reste largement inférieure aux cumuls des différents temps d'injection que nécessite le procédé par échauffement pour avoir plusieurs points de l'impédance thermique. Vu le nombre d'échantillons, supérieur à une vingtaine, que nous souhaitons mettre en œuvre pour cette étude, le choix de ce procédé parait être plus judicieux. Le désavantage réside dans le fait que le régime permanent à atteindre au départ impose une limitation de la puissance dissipée et donc un signal à acquérir moins résolu.

Bien que dans cette expérimentation, la réalisation de l'injection de puissance nécessite aussi un échelon de puissance soigné, la plus grande attention sera portée surtout sur sa coupure en limitant au maximum, d'une part le temps de descente, et d'autre part les effets de sur-courant. La limitation du temps de descente permet d'obtenir une coupure bien nette du signal, alors que celle sur le sur-courant permet de ne pas fausser la mesure de température de jonction à la coupure. De plus, il faudra veiller à ce que la puissance injectée dans le module ne soit pas excessive de manière à ne pas entrer dans une zone d'emballement thermique du composant et/ou dépasser sa température de jonction maximale admissible. Par contre, cette puissance devra être suffisante pour une meilleure sensibilité sur l'impédance thermique.

A titre d'exemple, en supposant que la température de jonction du semi-conducteur à ne pas dépasser soit de 125°C et que sa résistance thermique jonction-semelle soit de 0,5 $K.W^{-1}$ (informations données par les "datasheets" des constructeurs), la puissance maximale admissible par ce dernier ne pourra excéder 250 W. En supposant maintenant que l'interface

thermique testée possède une résistance thermique initiale à travers l'épaisseur de 0,08 $K.W^{-1}$, cas par exemple de l'interface en graphite Keratherm S900 d'épaisseur 0,3 mm, une variation de 5% de cette valeur due à sa dégradation suite à un vieillissement thermique entrainerait une variation de température de 1°C pour une puissance injectée de 250 W et de seulement 0,5°C pour une puissance réduite de moitié. Ceci nous montre donc l'attention que l'on doit apporter aux réglages des paramètres ainsi qu'aux mesures.



a) Procédé par échauffement. *b) Procédé par refroidissement.*

Figure III.2 : Principe d'obtention de l'impédance thermique du dispositif testé.

III.2.2 Description des moyens de test mis en œuvre

Dans le cadre de ces travaux, nous avons été amenés à développer un banc expérimental spécifique. Ce dernier permet d'un côté, le vieillissement des matériaux d'interfaces thermiques dans une chambre environnementale par des cycles thermiques entre -50°C et 150°C, de l'autre la mesure des paramètres thermiques et électriques servant à l'établissement de l'impédance thermique obtenue par le procédé du refroidissement (cf. Fig. III.3). Le post-traitement des mesures étant indépendant du banc, celui-ci est déporté.

Les principaux éléments le constituant sont :

- A : Enregistreur numérique pour les paramètres thermiques et électriques mesurés.
- B : Aiguillage de puissance.
- C : Alimentation pour la caractérisation du paramètre thermosensible.
- D : Commande électronique de l'aiguillage de puissance.
- E : Véhicule test monté avec une isolation thermique.
- F : Système de refroidissement constitué d'un dissipateur assemblé avec un ventilateur.
- G : Alimentation pour la génération de l'échelon de puissance.

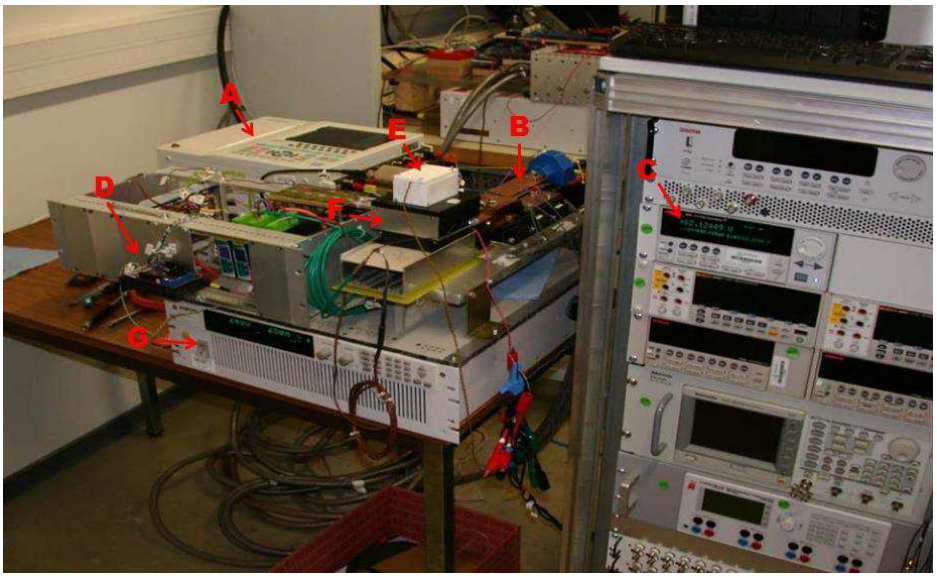


Figure III.3 : Banc expérimental de caractérisation transitoire instrumenté.

Comme évoqué précédemment, les TIMs devant être impérativement caractérisées pour des conditions invariantes de pression, nous avons dû concevoir un montage spécifique, véhicules tests, répondant aux trois critères suivants :

- Permettre l'application d'une pression représentative de celle habituellement obtenue pour les interfaces thermiques placées entre les modules électroniques de puissance et les dissipateurs de chaleur ;
- Maintenir cette pression constante quelles que soient les variations de température subies par les échantillons d'interfaces thermiques ;
- Pouvoir déplacer les interfaces du banc de caractérisation transitoire à l'enceinte climatique et vice versa sans modifier les conditions de pression choisies initialement.

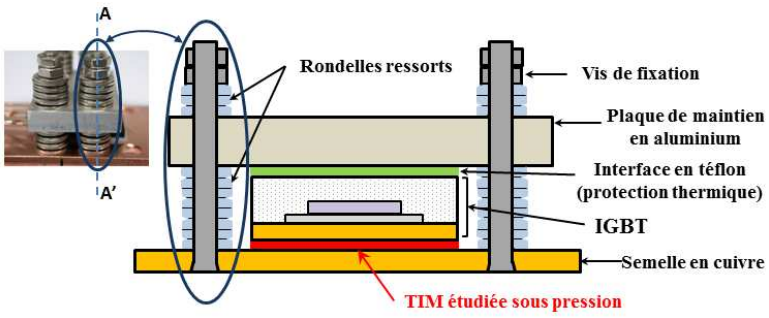
a) Réalisation d'un véhicule test pour le maintien sous pression de l'interface

Etant donné que nous souhaitons mettre en vieillissement non pas trois mais quatre types différents d'interfaces thermiques (en comparaison à l'étude menée sur la caractérisation statique), mais surtout avec au minimum cinq échantillons pour chacun d'entre eux, un critère supplémentaire sur la taille des échantillons a été rajouté à ceux décrits précédemment afin de réduire l'encombrement et le cout des véhicules tests. Leur surface a été définie par rapport au module de puissance retenu pour réaliser l'échelon de puissance, à savoir le module IGBT Infineon type SGW30N60HS en boitier TO-247AC [**INF02**]. Ses principales caractéristiques sont les suivantes : Ic = 30A, V_{CE} = 600V, Tj = 150°C, $R_{th\text{-}jc}$ = 0,5 $K.W^{-1}$ et 20 mm x 16 mm pour les dimensions de la surface de la semelle.

Comme le montre la figure III.4, le véhicule test comporte une plaque de cuivre de section 62 mm par 34 mm (faces rectifiées à ±10 µm), d'épaisseur 3 mm et percée de huit trous. Les quatre trous situés aux extrémités servent à la fixation du véhicule test sur le dissipateur lors des caractérisations transitoires (cf. Fig. III.1). Les quatre autres sont dédiés au maintien du module de puissance sur la plaque de cuivre, l'interface thermique étudiée étant positionnée entre les deux. L'IGBT et la TIM sont alors pris "en sandwich" entre une plaque de serrage en

aluminium et la plaque de cuivre, l'ensemble des éléments étant maintenu mécaniquement sous pression par serrage. Les plaques de cuivre de tous les véhicules tests ont été réalisées avec le même matériau, à savoir du cuivre de type CW004A [**AFN11**] déjà utilisé dans la conception des sources de chaleur du banc de caractérisation statique. Pour ses principales caractéristiques physiques, on se reportera au tableau II.2 (cf. § II.2.2.b).

a) Véhicule test n°22 monté avec une interface à changement de phase.



b) Schéma détaillé de l'architecture d'un véhicule test.

Figure III.4 : Véhicule test pour le banc de caractérisation transitoire.

Pour le système de fixation et le maintien sous pression, nous nous sommes référés à la documentation [**INF08**] pour les composants Infineon en boitier TO-247. La fixation de l'IGBT peut se faire de deux manières, soit par vissage, soit par l'utilisation d'un clamp. La solution par vissage préconise l'usage d'une vis de diamètre 3 ou 4, montée avec un couple de serrage de l'ordre de 0,5 N.m. La plaque de cuivre doit être alors filetée dans son épaisseur pour permettre la fixation. L'autre proposition utilise un clamp dont le modèle diffère suivant l'épaisseur de la plaque sur laquelle le composant doit être installé (épaisseur inférieure ou non à 5 mm). Pour les deux modèles, la force fournie est toujours comprise entre 15 et 50 N. Cette solution nécessite la réalisation, relativement délicate, sur la plaque en cuivre d'un système d'accroche destiné au clamp.

Quel que soit le système de serrage, vis ou clamp, la fixation est unique et son positionnement est localisé sur la partie haute du boitier en prenant comme référence les connections électriques (cf. Fig. III.5 à droite). La fixation se trouve déportée par rapport à l'implantation de la puce semi-conductrice. Par conséquent, si la conception des systèmes de fixation et/ou la fixation en elle-même sont mal réalisées, il peut y avoir un mauvais contact de la semelle du boitier correspondant à l'implantation de la puce avec la plaque de cuivre, ce qui entraine ainsi un mauvais passage du flux de chaleur (cf. Fig. III.5).

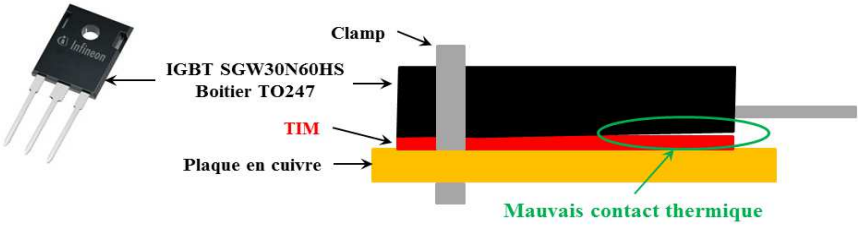


Figure III.5 : Défaut de contact possible entre la semelle d'un boitier TO247 et son dissipateur dans le cas d'une fixation par clamp [INF08].

Pour pallier à cet éventuel défaut de contact et ne connaissant pas le comportement de ces systèmes de fixation aux fluctuations de température que nous voulons imposer au montage, nous avons repris pour le maintien sous pression du composant le même principe que celui développé pour le banc de caractérisation statique. Il s'agit d'un système de fixation maintenant sous pression constante les différents éléments du véhicule test quelles que soient les variations de température subies. Ce système absorbe uniquement de façon élastique les déformations thermiques dues aux dilatations des matériaux, y compris ceux de l'IGBT, consécutives aux variations de température. Pour cela, comme le montre la figure III.4, des vis spécifiquement traitées sont associées à des assemblages de rondelles ressorts calibrés, le serrage se faisant par un couple de 0,5 N.m sur chacune d'entre elles. Les assemblages correspondent à un empilement en opposition de sept rondelles ressorts en acier allié chrome-nickel. Trois d'entre eux sont positionnés entre la plaque de cuivre et celle en aluminium, les quatre autres sur le dessus de la plaque d'aluminium. Ces assemblages ont un comportement élastique pendant le cyclage thermique. Les vis, en acier faiblement allié chrome-molybdène, possèdent une plus grande rigidité que les empilements de rondelles ainsi qu'une limite d'élasticité très élevée. Ces dernières peuvent subir des fluctuations de température allant de -50°C à 150°C sans altération de leurs propriétés mécaniques. De cette manière, toutes les déformations thermiques dues aux variations de température au cours des cycles thermiques sont totalement absorbées de façon élastique par l'ensemble des rondelles faisant office de ressort.

Afin que la quasi-intégralité de la puissance dissipée par le composant puisse passer au travers de la TIM, une interface en téflon a été insérée entre la surface supérieure du boitier et la face inférieure de la plaque d'aluminium pour créer une isolation thermique. De plus, de par la souplesse du matériau, cette interface va jouer un rôle de protection mécanique lors du serrage. Les matériaux utilisés dans le véhicule test étant identiques à ceux utilisés pour le banc de caractérisation statique, on se réfèrera pour les principales caractéristiques physiques de l'aluminium au tableau II.1 (cf. § II.2.2.a) et pour celles du téflon aux données contenues dans le § II.2.2.b.

b) Obtention du flux de chaleur

L'objectif est d'obtenir, lors des caractérisations thermiques, une puissance dissipée constante du composant jusqu'à l'équilibre thermique de l'ensemble véhicule test-refroidisseur ainsi qu'une coupure franche de cette puissance dissipée pour avoir une mesure correcte de la température de jonction du module. C'est ce deuxième point qui va conditionner le principe de fonctionnement du banc de caractérisation. En effet, comme nous le verrons dans le § III.2.2.d, la mesure de la température de jonction est une mesure indirecte obtenue à partir d'un paramètre électrique thermosensible propre à l'IGBT, la tension collecteur-émetteur à l'état passant bas niveau (tension de caractérisation V_{cet}) sous faible courant collecteur (courant de caractérisation I_{ct}). Cette tension est en effet mesurée sous un courant continu de très faible niveau pour ne pas induire un échauffement par pertes Joules dans le composant et donc entraîner des erreurs de mesure. Il apparait alors qu'à la

suppression du courant de puissance, l'IGBT doit être toujours à l'état passant et traversé par I_{ct} pour avoir une mesure de V_{cet} et donc de la température de jonction.

Cela nous amène à réaliser un circuit électrique, appelé aiguillage de puissance, dédié à la gestion du courant de puissance afin de laisser en conduction le module IGBT du véhicule test pour qu'il puisse être parcouru en permanence par I_{ct}. Lors de la réalisation de ce circuit électrique, on veillera à ce que les temps de montée et de descente du courant soient les plus courts possibles (de l'ordre de la microseconde), que la valeur du courant soit stable durant l'injection, c'est-à-dire sans emballement thermique du système (tolérance d'une variation de l'ordre de 1% du courant nominal), et que les phénomènes transitoires à l'installation mais surtout à la coupure du courant de puissance soient réduits au minimum. Ces critères sont choisis dans le seul but de générer un créneau de puissance proche du "carré" et de pouvoir disposer immédiatement d'une mesure de température de jonction à la coupure de ce signal. Le schéma électrique du banc de caractérisation transitoire est présenté en figure III.6.

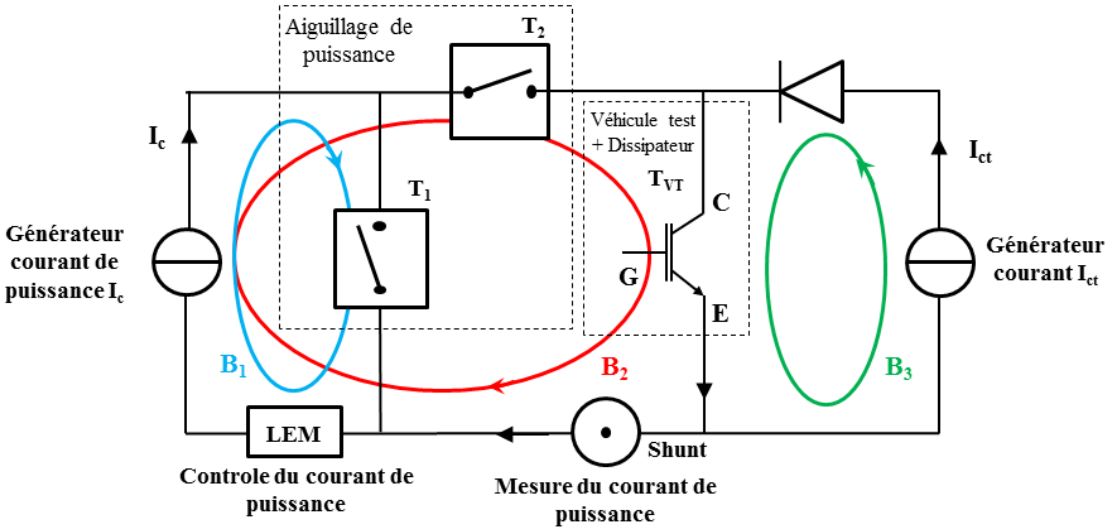


Figure III.6 : Schéma électrique du banc de caractérisation transitoire.

Le principe de fonctionnement du banc de caractérisation est le suivant :

- A sa mise sous tension, les deux interrupteurs T_1 et T_2 sont initialement à l'état bloqué. L'interrupteur T_{VT} (IGBT du véhicule test) est mis à l'état passant et se trouve alors traversé par le courant de caractérisation délivré par la source de courant I_{ct} (boucle B_3). A ce stade, l'alimentation de puissance est seulement sous tension et ne délivre aucun courant.
- L'interrupteur T_1 est ensuite mis à l'état passant, fermant la boucle B_1 qui peut alors véhiculer le courant de puissance I_c à l'ouverture de l'alimentation.
- L'interrupteur T_2 est commandé en conduction alors que T_1 est bloqué, laissant passer le courant I_c dans la boucle B_2. A ce moment, l'interrupteur T_{VT} se trouve parcouru à la fois par le courant de puissance I_c et de caractérisation I_{ct}. Il est à noter qu'un temps de chevauchement est introduit durant l'ouverture de T_1 et la fermeture de T_2 afin que les deux

interrupteurs ne soient pas bloqués au même instant, ce qui évite ainsi l'apparition d'éventuelles surtensions lors du passage de la boucle B_1 à B_2.

- Lorsque l'équilibre thermique est atteint, l'injection de puissance dans le véhicule test est stoppée en mettant à l'état bloqué T_2 et à l'état passant T_1. De la même façon, un chevauchement a été introduit lors de la transition d'un état à l'autre des deux interrupteurs. A cet instant, l'interrupteur T_{VT} est toujours passant et seulement traversé par le courant I_{ct}, ce qui permet d'avoir la mesure de sa tension de caractérisation et donc de sa température de jonction durant la phase de refroidissement.

Les interrupteurs T_1 et T_2 utilisés sont des transistors de puissance HDMOS (High Density Metal Oxide Semiconductor) 300V/290A du fabriquant IXYS [**IXY00**]. A noter que les commandes des interrupteurs doivent être toutes isolées les unes des autres et nécessiter autant de sources de tension que d'interrupteurs utilisés. Le courant de puissance I_c est généré par une alimentation Xantrex XDC 20300 (20V/300A) [**XAN06**], celui de caractérisation I_{ct} par une alimentation de précision Keithley SourceMeter 2635 [**KEY11**]. La mesure du courant de puissance traversant l'interrupteur T_{VT} est réalisée avec un shunt de précision (LEM 100 résistance de 1 mΩ) situé dans la boucle B_2, la mesure (pour contrôle) de ce même courant dans la boucle B_1, avec un LEM de courant LA205T [**LEM09**]. La gestion du séquençage des signaux de commande des interrupteurs T_1 et T_2 est assurée par la programmation d'un microcontrôleur [**chipKIT**].

Le refroidissement du véhicule test lors de la caractérisation transitoire est assuré par un dissipateur à ailettes (section 100 x 100 mm) associé à un ventilateur (92 mm). Cet ensemble, fourni par la société Thermo Electric Devices, possède une résistance thermique de 0,16°C.W^{-1} [**TDE**], c'est-à-dire environ trois fois plus faible que la résistance thermique jonction case de l'IGBT utilisé sur le véhicule test.

La figure III.7 montre, en fonction du temps, l'évolution de la tension V_{ce} et du courant I_c de l'IGBT équipant le véhicule test à la coupure de l'injection de puissance. Un zoom de cet enregistrement au pas d'échantillonnage de l'acquisition des paramètres (2 µs) est proposé à droite de cette figure.

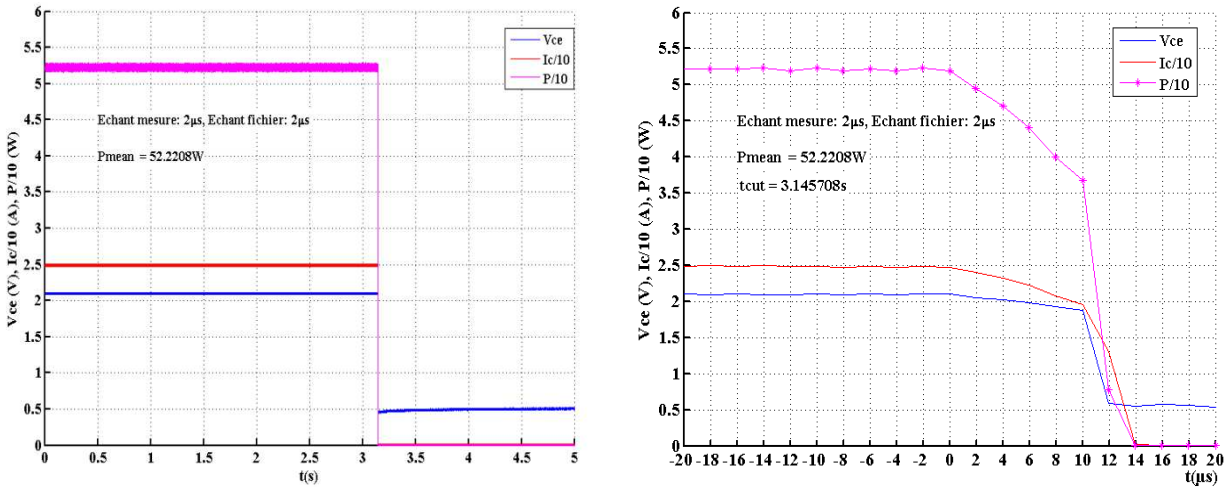


Figure III.7 : Coupure du courant I_c sur le véhicule test n°1 équipé d'une TIM Compelma.

La puissance électrique moyenne dissipée par l'IGBT est déterminée à l'aide d'une méthode voltampère-métrique à partir de l'acquisition des signaux de courant et tension faite sur un enregistreur WR1000 de marque Graphtec. Elle est estimée sur une période de 3 s avant la coupure du courant (t = 0 s sur la figure de droite ci-dessus). Le relevé a été effectué sur le véhicule test n°1 équipé de l'interface Compelma lors de la caractérisation préliminaire. Des essais préliminaires ont permis de déterminer le niveau d'amplitude du courant de puissance pour lequel la température de jonction du composant se stabilise dans le temps, celui-ci étant de 25 A. Ceci nous amène à avoir une puissance dissipée dans les véhicules tests de l'ordre de 52 W. On constate d'après le relevé que le temps de descente du courant est de l'ordre de 14 µs, valeur relativement constante d'un essai à un autre. Il est à noter que pour éviter toute dissipation thermique vers l'extérieur, le véhicule test est confiné dans une boite en téflon positionnée sur le dessus du refroidisseur. Cette descente non instantanée peut néanmoins être problématique pour la mesure de la Zth comme nous le verrons plus loin.

c) Mesure de la température sous l'interface thermique

En se référant à l'équation (III.2) déterminant la "pseudo impédance" thermique, nous voyons qu'il est nécessaire de mesurer la température T_{ref} située dans la zone de refroidissement du véhicule test, sous l'interface thermique étudiée, comme illustré sur la figure III.1. Cette mesure de température ne peut être effectuée que de façon intrusive dans le banc expérimental en employant un capteur de température de faible encombrement. La solution préconisée est l'utilisation d'une sonde thermocouple possédant une chemise de très petit diamètre, ce qui favorisera en même temps son temps de réponse pour mesurer le refroidissement du véhicule test à la coupure de la puissance.

- *Réalisation technique de la mesure de température sous l'interface*

Le perçage de l'orifice, qui permet l'incorporation de cette sonde, doit traverser le refroidisseur ainsi que l'interface thermique située entre ce dernier et la semelle du véhicule test. De plus, il doit être positionné à l'aplomb du centre de la puce semi-conductrice comme l'indique la figure III.8.

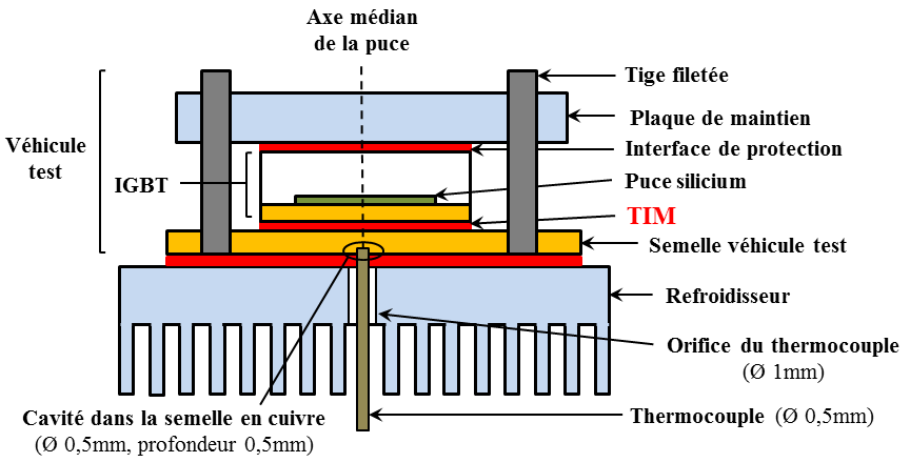


Figure III.8 : Coupe du banc expérimental montrant le positionnement de la sonde thermocouple T_{ref}.

En effet, pour que la mesure de température ait une quelconque pertinence scientifique, le positionnement de ce capteur doit suivre la normalisation internationale décrite à son sujet, entrée en vigueur en 2001 et réactualisée en 2007 [**IEC07**]. Cette norme spécifie la terminologie, les valeurs limites et caractéristiques essentielles, la vérification des valeurs limites ainsi que les méthodes de mesure pour les transistors bipolaires à grille isolée. Elle stipule que la mesure de température de la semelle du module de puissance doit se faire à la verticale d'une puce silicium afin de pouvoir en déterminer la résistance thermique jonction-semelle. Dans notre cas, le véhicule test, équipé de son IGBT, est à assimiler au module de puissance spécifié dans la norme.

Pour chaque véhicule test, le positionnement du thermocouple doit être localisé au même endroit lors de la caractérisation thermique puisque la mesure de température qui en découle sert à estimer et à suivre les variations des paramètres thermiques de l'interface pendant son vieillissement. De plus, afin de pouvoir comparer les échantillons équipés des mêmes matériaux d'interface et de ne pas modifier les conditions expérimentales, ce positionnement doit être identique pour tous les véhicules tests.

Il paraît alors prudent de figer cette position. Ceci est effectué par perçage dans la semelle du véhicule test d'un trou non débouchant de très faible profondeur à l'endroit désiré pour y faire pénétrer l'extrémité de la sonde. Cette solution nous amène à avoir sur toutes les semelles en cuivre des véhicules tests une cavité de diamètre identique à celui du thermocouple, soit 0,5 mm, et de profondeur 0,5 mm. Il est à noter que l'orifice traversant le dissipateur possède un diamètre de 1 mm (cf. Fig. III.8). Le jeu créé par la différence de circonférence entre la chemise du thermocouple et les trous dédiés à son incorporation permet d'une part, de faciliter l'insertion du capteur à travers le refroidisseur jusqu'à la cavité située dans la semelle du véhicule test et d'autre part, de disposer d'une marge de manœuvre lors du serrage du véhicule test sur le radiateur. A noter que pour maintenir une pression permanente et identique sur la sonde, le thermocouple est assemblé dans un système "positionneur de thermocouple" (cf. § II.2.2.d). Celui-ci est vissé dans un taraudage créé entre les deux ailettes situées de part et d'autre de l'orifice. Une autre solution pourrait être envisagée pour le positionnement du véhicule test sur le refroidisseur. Celle-ci consisterait à créer un emboitement par fraisage sur la semelle du dissipateur, d'une surface identique à celle de la semelle des véhicules tests, et ce sur quelques dizaines de micromètres de profondeur. Mais cette solution nécessiterait d'avoir une très bonne précision sur les dimensions des semelles et rendrait difficile la réalisation d'un bon état de surface.

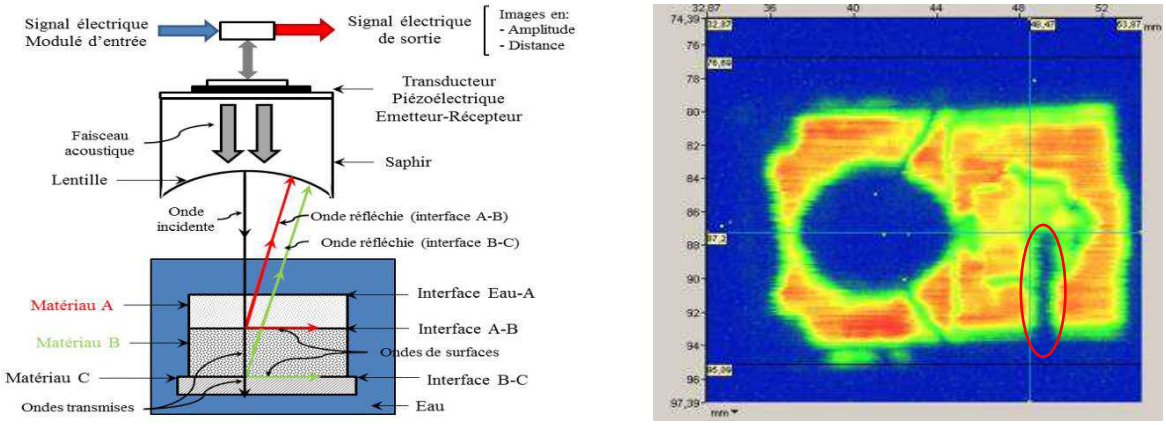
Dans le cadre de cette expérimentation, afin de mesurer le plus précisément possible les données thermiques et en tenant compte de la plage de température à laquelle peuvent être soumises les différentes TIMs (entre 10 et 100°C), le capteur de température retenu est un thermocouple de type T, de diamètre 0,5 mm et de classe 1 dont les principales caractéristiques sont données dans le tableau E.1 (cf. Annexe E). Comme annoncé précédemment, l'un des critères pour le choix du capteur est son temps de réponse. Pour un thermocouple, celui-ci est fonction du rapport $k/c.\rho$ où k, c et ρ représentent respectivement la transmissivité thermique, la chaleur massique et la masse du capteur. Ce rapport traduit la

vitesse à laquelle une variation de température se propage dans un milieu. Un thermocouple aura donc un temps de réponse court si le capteur est de faible masse, fabriqué avec un matériau de faible chaleur massique et de transmissivité thermique élevée. Par conséquent, notre choix doit se tourner vers un thermocouple de très petit diamètre et muni d'une jonction exposée (ouverte ou fermée) pour réduire au maximum la résistance thermique localisée à son extrémité (cf. Fig. II.22.c). Comme le composant semi-conducteur n'est pas isolé au niveau de la semelle et que les interfaces thermiques étudiées ne sont pas électriquement isolantes, le thermocouple choisi sera à jonction isolée (cf. Fig. II.22.b). Le temps de réponse est évalué en plongeant le capteur, initialement à la température ambiante (≈ 19°C), dans de l'eau brassée à température stabilisée (bain-marie à 90°C). Il est défini par le temps que le capteur met pour atteindre 63,2% du changement total de température, celui-ci étant de 0,035 s dans notre cas. Il est à noter que le thermocouple est rattaché à sa propre chaîne d'acquisition comprenant un convertisseur (Ardetem 4001AR) ainsi qu'une voie d'enregistrement dédiée sur un enregistreur numérique (Graphtec WR1000) pour la récupération du signal analogique du thermocouple.

- *Vérification du positionnement du thermocouple*

Pour déterminer le bon positionnement du capteur sur la semelle du véhicule test, il est nécessaire de connaître avant tout l'emplacement exact de la puce silicium dans le composant de puissance. Une analyse tomographique par imageries acoustiques du composant nous permet d'obtenir, en préservant son intégrité, les données dimensionnelles internes utiles à la réalisation de ce positionnement. Le principe, schématisé en figure III.9.a, repose sur l'analyse d'ondes acoustiques successivement réfléchies au fur et à mesure des interfaces matérielles qu'elles rencontrent. Le faisceau d'ultrasons est généré par excitation d'un cristal piézoélectrique très mince, placé entre deux électrodes métalliques, via un signal électrique modulé fourni par un générateur. Le faisceau est focalisé sur l'échantillon immergé par l'intermédiaire d'une lentille convergente à face de sortie sphérique concave. Le liquide d'immersion est l'eau car il permet d'assurer une bonne transmission des ondes. Compte tenu de la vitesse du son dans les milieux solides ou liquides, à une fréquence de l'ordre du gigahertz, la longueur d'onde des ultrasons est de l'ordre du micromètre. A l'interface entre deux milieux acoustiques, l'onde incidente se décompose en une onde réfléchie, une onde transmise dans le reste de la structure et une onde de surface suivant l'interface. La sonde, qui est un émetteur/récepteur, analyse l'onde réfléchie dont l'amplitude est fonction de l'amplitude de l'onde incidente et des impédances acoustiques des matériaux qui forment l'interface. Elle restitue les ondes acoustiques réfléchies en un signal électromagnétique, donnant l'atténuation de l'onde à la traversée de l'interface (image en amplitude) et la distance entre l'interface et le transducteur piezo (image en distance). Le choix de la sonde est conditionné par les épaisseurs des couches à analyser et leur nature ainsi que par la résolution spatiale souhaitée. Pour information, avec une fréquence d'onde émise de 30 MHz, respectivement 200 MHz, la longueur d'onde dans de l'eau à 20°C est de 50 µm, respectivement 3 µm.

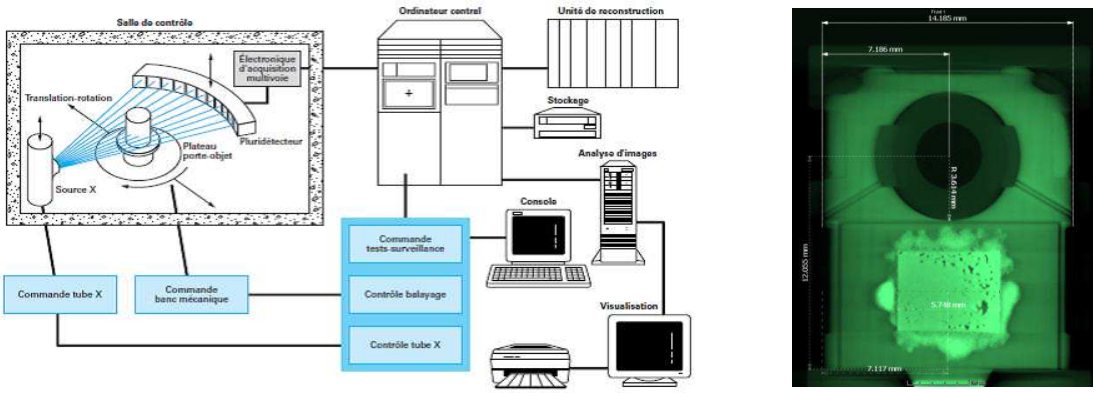
La figure III.9.b présente une image en amplitude du module de puissance SGW30N60HS référencé n°23, réalisée avec le microscope acoustique Metalscan du laboratoire en mode C-Scan avec une sonde Ø 12,7 mm, 15 MHz et de focale 80 mm. Cette analyse, réalisée suivant une référence temporelle correspondant à l'une des interfaces de l'assemblage, ici l'interface eau-semelle du composant, permet de distinguer l'emplacement de la puce à l'intérieur du boitier. A noter que la rainure bleue (cerclée en rouge sur la figure III.9.b) correspond à une cavité de Ø 1 mm, percée dans la semelle en cuivre jusqu'à l'aplomb du centre de la puce. L'usinage de cet orifice a été conçu dans le but d'y introduire un thermocouple afin de réguler la température lors de la caractérisation du paramètre thermosensible (V_{ce}) de l'IGBT et d'en déduire la température de jonction (cf. § III.2.2.d). A cause de la faible épaisseur de la semelle du composant par rapport au diamètre du trou à usiner, l'IGBT n°23 sera l'unique composant percé de cette façon.



a) Schéma de principe. *b) Image en mode C-scan de l'IGBT n°23.*

Figure III.9 : Analyse par microscopie acoustique.

L'image obtenue ne donnant pas avec précision la cartographie de la puce, malgré les différents réglages, nous avons eu recours à une analyse tomographique par absorption de rayons X. Le principe repose sur une analyse multidirectionnelle de l'interaction d'un faisceau de rayons X avec la matière, par enregistrement avec un détecteur du rayonnement transmis après la traversée de l'échantillon étudié (cf. Fig. III.10.a).



*a) Principe d'un tomographe à rayon X [**THI02**].* *b) Image par rayons X de l'IGBT n°17 (mode 2D).*

Figure III.10 : Analyse tomographique par absorption de rayons X.

Celui-ci, monté sur un plateau circulaire horizontal, tourne dans le champ autour d'un axe vertical avec un pas qui dépend de l'appareil et de la finesse de résolution souhaitée. Les données collectées à chaque position sont utilisées pour créer une image numérique en trois dimensions de l'objet dont les niveaux de gris ou de couleurs traduisent point par point le coefficient d'atténuation local du faisceau incident. La figure III.10.b présente une image du module de puissance SGW30N60HS référencé n°17, réalisée par tomographie en mode 2D.

On fera par la suite l'hypothèse que la puce silicium de chacun des composants de puissance utilisés pour équiper les 22 véhicules tests possède la même géométrie d'implantation dans le boitier.

d) Mesure de la température de jonction d'un semi-conducteur

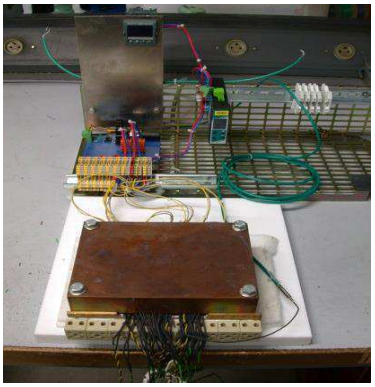
L'équation (III.2) nous conduit à mesurer la température de jonction T_j du module de puissance à l'origine du flux de chaleur. Celle-ci est définie comme étant une température moyenne du composant au niveau des puces semi-conductrices. Les semi-conducteurs retenus pour nos essais sont sous forme de boitier TO-247 [**INF02**, **INF08**], ce qui implique que les éléments constituant le circuit électrique soient noyés dans une résine époxy, formant ainsi un boitier qu'il est impossible d'ouvrir sans les endommager.

Les méthodes directes de mesure de température, avec ou sans contact, sont toutes intrusives et altèrent les conditions de fonctionnement du composant par son ouverture, même de façon partielle. Par conséquent, ceci nous amène à chercher des solutions du côté de méthodes dites indirectes, utilisant les paramètres thermosensibles (PTS) des composants semi-conducteurs. En effet, certains de leurs paramètres électriques varient en fonction de la température de fonctionnement. C'est le cas, pour les IGBTs, de la chute de tension collecteur-émetteur à l'état passant, de la tension de seuil de commande ou encore de la mesure du courant de fuite. Il est alors possible de définir, pour ces composants semi-conducteurs, des paramètres électriques thermosensibles que l'on peut utiliser pour mesurer une température moyenne lors de leur fonctionnement.

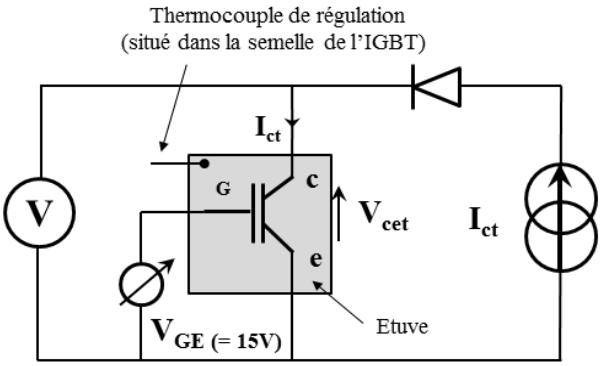
Le paramètre thermosensible employé pour la détermination de la température de puce du module est sa chute de tension collecteur-émetteur à l'état passant bas niveau, notée V_{cet}. Cette tension est mesurée aux bornes du composant IGBT lorsqu'il est en conduction et traversé par un courant de caractérisation I_{ct} de quelques dizaines de milliampères. Ce courant est nécessairement faible pour ne pas induire un échauffement par pertes Joules dans le composant et donc entraîner des erreurs de mesure. L'utilisation de cette méthode nécessite une phase d'étalonnage permettant de déterminer la caractéristique du "thermomètre" ainsi recherché. Le module semi-conducteur est alors placé dans une étuve pour y être maintenu à température constante durant les mesures (cf. Fig. III.11.a). L'étuve est constituée d'une cavité dédiée à l'intérieur d'une "boite en cuivre" équipée de cartouches chauffantes. Les épaisseurs des parois supérieure et inférieure de la boite sont suffisamment importantes pour y être équipées chacune de quatre cartouches hautes charges type H6550J250B (cf. § II.2.2.b) et y obtenir une température relativement homogène sur les surfaces internes. L'obtention des paliers de température est automatisée par pré-programmation d'un microcontrôleur

[**chipKIT**]. Pour une meilleure précision, la température est régulée par rapport à une mesure située dans la semelle d'un IGBT de référence (IGBT n°23), à l'aplomb du centre de la puce silicium. Cette mesure est effectuée à l'aide d'un thermocouple de type K, classe 1 (cf. Tab. E.1).

Le schéma de principe de la mesure du paramètre thermosensible V_{cet} est donné en figure III.11.b. Le composant est mis à l'état passant grâce à une tension de commande V_{ge} de 15 V ±10 mV délivrée par un générateur de tension stabilisée [**HAM11**]. La mesure de la tension V_{cet} est effectuée à l'équilibre thermique du dispositif composant-étuve pour différents paliers de température balayant la plage de fonctionnement de l'IGBT (entre 20°C et 125°C). Cette mesure est effectuée à l'aide d'un multimètre de précision (±10 µV sur le calibre 2 V), intégré à la source de courant variable (modèle Keithley SourceMeter 2635) [**KEY11**]. Afin d'apprécier la sensibilité du paramètre thermosensible au courant I_{ct}, la caractérisation de l'IGBT de référence a été effectuée à plusieurs niveaux d'intensité (50 µA, 100 µA, 500 µA, 1 mA, 10 mA et 50 mA).



a) Banc de caractérisation.



b) Schéma de principe de la mesure.

Figure III.11 : Caractérisation du paramètre thermosensible V_{cet} pour les IGBTs SGW30N60HS.

La courbe résultant de cette caractérisation $V_{cet} = f(T_j)$, est présentée en figure III.12.a pour l'IGBT de référence pour les différents niveaux du courant collecteur I_{ct} et en figure III.12.b pour 8 des 22 composants équipant les véhicules tests.

Nous choisirons par la suite le courant Ict de 50 mA pour la détermination de la température de T_j. Comme nous le montrent les courbes obtenues en figure III.12.b, cette caractéristique est linéaire pour les 8 IGBTs représentés. Les coefficients retranscrivant l'information de température de la puce T_j grâce à la tension V_{cet} mesurée sont donc déterminés grâce à une extrapolation linéaire des points mesurés (cf. Eq. III.3).

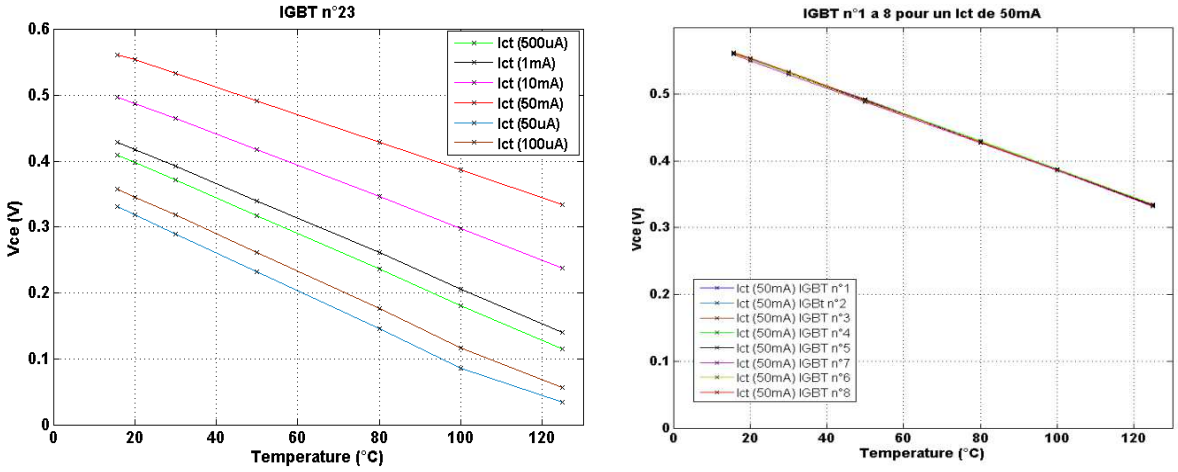
$$V_{cet} = V_o + \mathrm{k_v}.\mathrm{T_j} \qquad \text{(III.3)}$$

Comme le montre la figure III.12.a, suivant la valeur du courant de caractérisation, la droite s'incurve plus ou moins fortement, ce qui amène à avoir une équation polynomiale de la caractéristique d'ordre plus élevé.

Par la suite, l'utilisation de cette caractéristique nous permet, en mesurant la tension V_{cet} sous le courant de calibration I_{ct} choisi, d'obtenir la température de jonction du composant :

$$T_j = (V_{cet} - V_o)/k_v \qquad \text{(III.4)}$$

Il est à noter que ces caractérisations doivent être réitérées sur les modules IGBTs à la fin du vieillissement thermique pour contrôler si celui-ci n'a pas impacté la caractéristique V_{cet} F(Tj).



a) $V_{ce}=f(T_j)$ pour l'IGBT de référence pour différentes valeurs de I_{ct}.

b) $V_{ce}=f(T_j)$ pour les IGBTs n°1 à 8 pour un courant I_{ct} de 50mA.

Figure III.12 : Courbe de caractérisation du paramètre thermosensible V_{cet} en fonction de la température T_j.

Comme nous l'avons déjà indiqué, le principal avantage de cette méthode est de garder l'homogénéité structurelle du composant puisqu'elle est non-intrusive. Par contre, celle-ci possède un certain nombre d'inconvénients. Le premier vient du fait qu'elle ne peut être réalisée qu'à faible courant I_{ct}. Il n'est donc pas possible d'appliquer cette méthode durant la phase où le courant de charge I_c circule dans le composant. Cela entraîne une erreur d'appréciation sur la mesure de température du module puisque celui-ci, dès lors qu'il est privé de son courant de charge, est en phase de refroidissement. Pour réduire au maximum cette erreur, il est nécessaire de faire cette mesure de température au plus près de la coupure du courant de charge. Pour cela, on veillera à posséder sur le banc transitoire une coupure rapide et franche du courant de charge, et la présence en permanence du courant de caractérisation I_{ct}. En effet, celui-ci étant faible devant le courant de puissance (0,2% de I_c), il peut être considéré comme négligeable durant la phase d'échauffement et sa présence avant coupure nous fait gagner son temps d'établissement et de stabilisation.

III.2.3 Protocole de vieillissement

Vingt-deux véhicules tests ont été réalisés afin de tester trois catégories d'interfaces thermiques dont l'une d'elles est représentée par deux matériaux d'interface thermique différents. Trois interfaces thermiques sont reprises de l'étude sur le vieillissement par

caractérisation statique, auxquelles a été rajoutée une feuille de graphite Keratherm S900 de la marque Kerafol. La valeur de leur conductivité thermique, leurs constituants ainsi que la répartition du nombre des véhicules tests pour chaque TIM sont donnés dans le tableau III.1.

TIM	**Compelma T014 [CO-GhJ050]**	**Egraf 1205A [HT-1205A]**	**Hi-Flow 300P [HF300P-0.127]**	**Keratherm S900 [PCE S900]**
Type de matériau	Film élastomère	Feuille de graphite	Matériau à changement de phase	Feuille de graphite
Composé	Polymère	Graphite	Polyimide	Graphite
Nombre d'échantillon	5	5	7	5
Conduct. Ther. Dans l'épaisseur [$W.m^{-1}.K^{-1}$] (1) *Méthode de test utilisée*	14 *ASTM D5470*	10 *Méthode d'Angstrom à T ambiant [**WAG99**]*	1,6 *ASTM D5470*	7,5 *(2)*
Conduct. Ther. dans le plan [$W.m^{-1}.K^{-1}$] *Méthode de test utilisée*		150 *ASTM D5470 modifiée (1,1 bar) (2)*		450 *ASTM D5470*

Tableau III.1 : Données constructeur sur les interfaces étudiées.

(1) *Pas de valeur de pression à laquelle a été effectuée la mesure. Certains fabricants, comme GrafTech, fournissent des graphes donnant l'impédance thermique en fonction de la pression.*

(2) *Le fabriquant ne donne pas d'informations sur la méthode employée.*

La figure III.13 décrit le protocole de vieillissement utilisé pour les expérimentations. Un contrôle de l'épaisseur à vide des interfaces est effectué avant insertion dans le véhicule test, à l'aide d'un micromètre numérique (modèle MITUTOYO MDC-25MJ, gamme de mesure entre 0 mm et 25 mm, résolution de 1 µm avec une précision de ±1 µm). Afin de s'assurer du blocage de l'écrou sur chacune des vis du système de fixation au couple de 0,7 N.m, un contre écrou ayant reçu du frein filet haute résistance (Loctite 271, plage de température de service -55°C à 150°C) y est serré (cf. Fig. III.4.b). Ces deux opérations ne sont effectuées qu'à l'assemblage des véhicules tests.

Lorsque le serrage est réalisé pour chacun d'eux, des caractérisations transitoires préliminaires sont effectuées avant le lancement du cyclage thermique afin de déterminer les valeurs initiales de résistance et de capacité thermique. Entre chaque mesure effectuée sur le banc de caractérisation où sont passés les véhicules tests, la surface du dissipateur est nettoyée à l'alcool à 90°C et celle de la semelle en cuivre du véhicule test désoxydée par ponçage au papier abrasif grain 1200. Une fine couche de graisse G641 est étalée sur la semelle du véhicule test avant son serrage sur le refroidisseur au couple de 2 N.m pour assurer un bon contact thermique. Le câblage électrique du composant et son instrumentation sont ensuite réalisés. Après ces caractérisations transitoires préliminaires, les véhicules tests sont disposés dans la chambre d'une enceinte climatique (CLIMATS SAPRATIN Excal 2221-HE) afin d'y subir des cycles thermiques entre -50°C et 150°C (cf. Fig. III.14). On rappelle que cette enceinte offre une régulation de température à ±0,2°C avec une homogénéité thermique dans le volume complet de l'enceinte inférieure à 0,5°C.

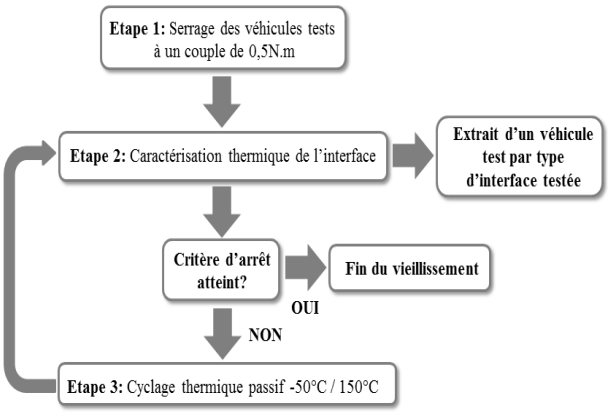


Figure III.13 : Protocole de vieillissement.

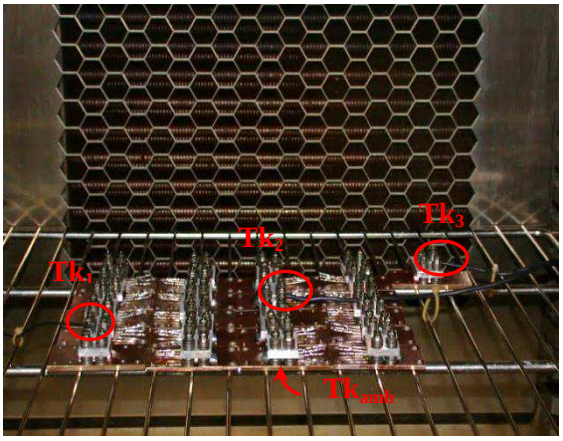


Figure III.14 : Positionnement des véhicules tests dans l'enceinte climatique.

Après un certain nombre de cycles, de nouvelles caractérisations transitoires sont effectuées sur tous les véhicules tests. Une fois les mesures réalisées, un véhicule test de chaque catégorie d'interface thermique est retiré de l'expérimentation, les autres étant de nouveau introduits dans l'enceinte climatique pour y subir des cycles thermiques.

Le profil du cycle de température mesuré dans l'enceinte climatique est donné en figure III.15 pour trois véhicules tests. Ces derniers sont dédiés uniquement au relevé du profil de température en enceinte climatique et ont été conçus spécifiquement pour cette fonction. Ces relevés sont effectués à l'aide d'une mesure par thermocouple de type K dont la sonde est insérée au plus près du centre du véhicule test. Avec l'inertie thermique des dispositifs et les vitesses de montée et de descente en température de l'enceinte, la durée du profil de température obtenu entre -50°C et 150°C, sans maintien prononcé des paliers, est de 90 min, soit 16 cycles/jour. Les relevés nous montrent que les cycles subis par les véhicules tests situés sur cette diagonale sont relativement identiques.

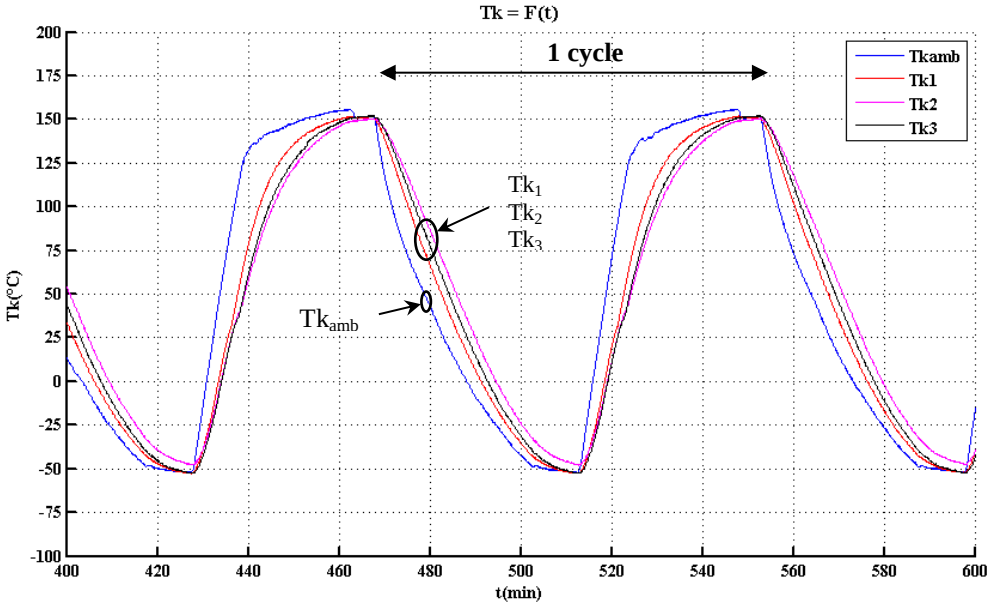


Figure III.15 : Profil de température sur un cycle.

III.2.4 Analyse thermique transitoire

L'analyse transitoire repose sur celle de l'impédance thermique obtenue sur les dispositifs testés. La démarche consiste à voir s'il est possible de détecter une modification dans la réponse thermique à un échelon de puissance, due uniquement à une dégradation des propriétés thermiques des interfaces étudiées. Pour cela, une des conditions essentielles est de réaliser des mesures successives d'impédances thermiques, durant le vieillissement, de manière assez fine et répétitive, afin que les écarts puissent n'être dus qu'au vieillissement des TIMs.

La démarche, brièvement résumée ci-dessous, est celle classiquement explicitée dans la littérature [**REN03**, **REN04**, **SZE02b**, **SZE98**]. Il s'agit dans un premier temps d'identifier, à partir de la courbe d'impédance thermique d'une structure donnée, la distribution spectrale des constantes de temps. Pour cela, nous nous basons sur les développements proposés par Székely [**SZE97**, **SZE98**, **SZE98b**] sur l'identification d'une structure matérielle à un réseau RC distribués, qui reposent bien entendu sur la théorie des systèmes linéaires distribués. Dans cette démarche, pour une structure supposée être constituée de *n* constantes de temps, la réponse thermique à un échelon de puissance peut être considérée comme la somme de *n* termes du premier ordre du type :

$$Z_{th}(t) = \sum_{i=1}^{n} R_i\left(1 - e^{-t/\tau_i}\right) \qquad \text{(III.5)}$$

Ainsi, il est possible de caractériser un système thermique par la distribution des constantes de temps τ_i qui apparaissent dans la réponse et par leur amplitude correspondante R_i.

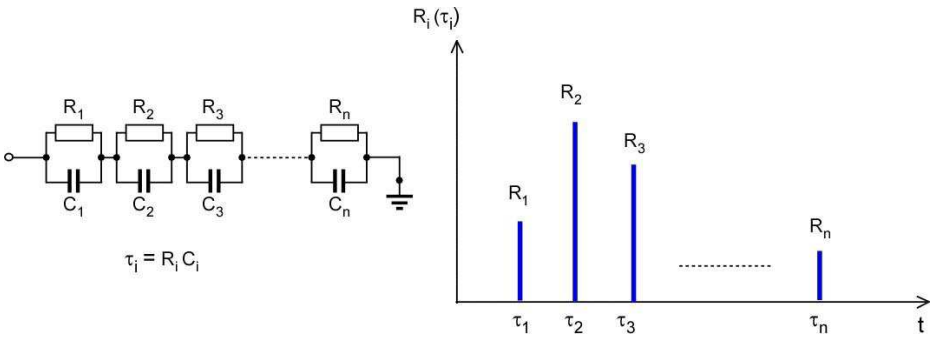


Figure III.16 : Spectre de distribution des constantes de temps thermiques d'un système sur la base de la relation (III.5).

L'hypothèse fondamentale est donc de supposer que les systèmes thermiques sont linéaires, même si des évolutions ont été proposées pour tenir compte de certaines non-linéarités [**REN04**, **SZE02**]. Le réseau obtenu est un réseau distribué de cellules RC de type Foster (cf. Fig. III.16 ci-dessus). Cela est obtenu à l'aide d'une procédure d'identification qui provient de méthodes de déconvolution [**SZE98b**]. Nous avons mis en œuvre, pour notre part, une méthode Bayésienne [**KEN78**] qui est décrite ci-après.

a) Identification du spectre des constantes de temps

Avant d'aborder la déconvolution elle-même, il est important de prendre conscience que l'une des constations usuellement faites sur les caractéristiques d'impédances thermiques est que l'échelle des temps est très large et peut s'étaler sur plusieurs décades. La descente en température est très rapide (quelques microsecondes) à l'instant de la coupure de la puissance, puis se ralentit avec le temps, le régime stationnaire pouvant être atteint après plusieurs minutes voire quelques heures. Cela est dû aux différentes constantes de temps thermiques que le flux de chaleur rencontre sur son passage dans la structure matérielle du dispositif. Cela explique le choix usuellement fait d'une échelle logarithmique sur l'axe des temps pour représenter les impédances thermiques. Il est nécessaire de procéder au changement de variable suivant :

$$z = \ln t$$

En utilisant ce changement de variable et en notant $\xi_i = \ln \tau_i$, on peut réécrire la relation (III.5) :

$$Z_{th}(z) = \sum_{i=1}^{n} R(\xi_i) \cdot \left[1 - exp\left(-exp(z - \xi_i)\right)\right] \qquad \text{(III.6)}$$

Différentes méthodes de déconvolution peuvent être utilisées pour extraire le spectre $R(\xi_i)$ [**SZE98b**]. Elles peuvent être classées en deux grandes familles, directes et itératives. Parmi les premières, on rencontre celle basée sur la transformation de Fourier ou encore le filtrage de Wienner. Cependant ces méthodes sont assez délicates à mettre en œuvre car elles nécessitent un filtrage adapté des données pour réduire les effets du bruit de mesure. Cette raison combinée aux difficultés de mesures présentées plus loin, a rendu ces méthodes difficilement utilisables dans notre cas. Concernant la seconde famille de méthodes, celles-ci sont basées sur des algorithmes itératifs tels que celui de Van Citerrt [**BIR76**] ou du théorème de Bayes [**IDI01**]. Ces méthodes itératives sont moins sensibles au bruit mais plus couteuse en temps de calcul.

Parmi ces deux dernières méthodes, la procédure décrite dans [**KEN78**] a montré sa bonne adaptation pour l'identification de réseaux, c'est ce qui nous a décidés à la choisir. Nous avons donc préféré mettre en œuvre une méthode basée sur le théorème de Bayes, qui sous la condition d'être appliquée à des fonctions positives, permet d'aboutir aux résultats attendus [**SZE98b**]. Comme déjà évoqué, nous verrons que le point négatif est le nombre important d'itérations nécessaires, consommatrices de temps de calculs.

Pour cela il est nécessaire d'écrire (III.6) sous forme discrète en temps de manière logarithmique en *m* points :

$$Z_{th}(z_j) = \sum_{i=1}^{n} R(\xi_i) \cdot \left[1 - exp\left(-exp(z_j - \xi_i)\right)\right] \qquad pour\ j = 1 \text{ à } m \qquad \text{(III.7)}$$

Cette dernière relation n'est autre qu'une relation matricielle qui lie le spectre mesuré Z au spectre recherché R à travers la matrice de réponse W :

$$Z = W \cdot R \tag{III.8}$$

$$\begin{bmatrix} Z_{th}(z_1) \\ \vdots \\ Z_{th}(z_j) \\ \vdots \\ Z_{th}(z_m) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W_{11} & \cdots & W_{1i} & \cdots & W_{1n} \\ \vdots & \ddots & \vdots & & \vdots \\ W_{j1} & \cdots & W_{ji} & \cdots & W_{jn} \\ \vdots & & \vdots & \ddots & \vdots \\ W_{m1} & \cdots & W_{mi} & \cdots & W_{mn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} R(\xi_1) \\ \vdots \\ R(\xi_i) \\ \vdots \\ R(\xi_n) \end{bmatrix} \tag{III.9}$$

où les éléments de la matrice s'écrivent : $W_{ji} = 1 - exp\left(-exp\left(z_j - \xi_i\right)\right)$.

Pour les détails sur la déconvolution Bayesienne, le lecteur peut se référer aux articles [**IDI01**, **KEN78**, **RIC72**]. Dans le cas qui nous concerne, l'algorithme itératif qui permet de résoudre la relation matricielle est basé sur le théorème de Bayes qui énonce les probabilités conditionnelles. Etant donné deux évènements A et B, ce théorème permet de déterminer la probabilité de A sachant B (noté $P(A|B)$), si l'on connaît les probabilités de A (P(A)), de B (P(B)) et de B sachant A ($P(B|A)$) :

$$P(A|B) = \frac{P(B|A).P(A)}{P(B)}$$

La résolution de (III.9) par un processus utilisant le théorème de Bayes est détaillé dans l'article [**KEN78**] :

$$P(R_i|Z_k) = \frac{P(Z_k|R_i).P(R_i)}{\sum_j P\left(Z_k\middle|R_j\right).P(R_j)} \tag{III.10}$$

La dépendance de Z sur R à travers la matrice W amène à écrire :

$$P(R_i) = \sum_k P(R_i|Z_k).P(Z_k) \tag{III.11}$$

En substituant (III.10) dans (III.11), on obtient :

$$P(R_i) = \sum_k \frac{P(Z_k|R_i).P(R_i)\,.P(Z_k)}{\sum_j P\left(Z_k\middle|R_j\right).P(R_j)} \tag{III.12}$$

où le terme recherché $P(R_i)$ apparait dans les deux membres de (III.12).

Ce terme étant inconnu, une procédure itérative en prenant une estimation initiale de la solution peut être mise en œuvre pour l'obtenir. A la n^{ième} itération, on peut calculer la valeur $P^{(n+1)}(R_i)$ en fonction de celle obtenue à la (n-1)^{ième} $P^{(n)}(R_i)$:

$$P^{(n+1)}(R_i) = \sum_k \frac{P(Z_k|R_i).P^{(n)}(R_i).P(Z_k)}{\sum_j P\left(Z_k\middle|R_j\right).P^{(n)}(R_j)} \tag{III.13}$$

En écrivant $P(R_i) = \frac{R_i}{\sum_j R_j}$, $P(Z_i) = \frac{Z_i}{\sum_j Z_j}$, $P(Z_k|R_i) = \frac{W_{ki}}{\sum_k W_{ik}}$ et en suivant les développements détaillés dans [**KEN78**], nous obtenons la relation itérative recherchée :

$$R_i^{(n+1)} = \frac{1}{\sum_j W_{ji}} \sum_j \frac{W_{ji}\, R_i^{(n)}\, Z_j}{\sum_k W_{jk}\, R_k^{(n)}} \qquad \text{(III.14)}$$

En prenant une valeur initiale pour $R_i^{(0)}$, cette formule itérative permet d'approcher la solution après un nombre très important d'itérations. Typiquement, le nombre d'itérations nécessaire est de l'ordre de 50.000 avant que la solution ne se stabilise.

b) Illustration n°1 : Identification à partir d'un réseau de Cauer

Ce premier exemple a pour objectif de montrer le résultat obtenu à l'aide de la procédure d'identification à partir d'une impédance thermique issue d'un réseau simple de trois cellules de Cauer donné en figure III.17. La réponse de ce système à un échelon de puissance unitaire (1 W), est donnée par la courbe de la figure III.18.

	R_i (K/W)	C_i (J/K)
1	2×10^{-2}	3×10^{-2}
2	0.12	0.2
3	0.25	1.2

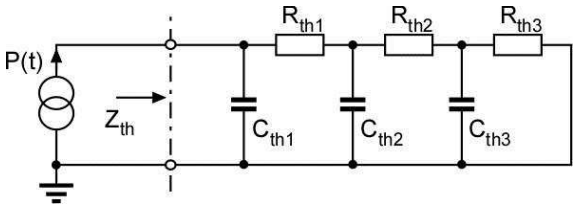


Figure III.17 : Réseau de Cauer utilisé.

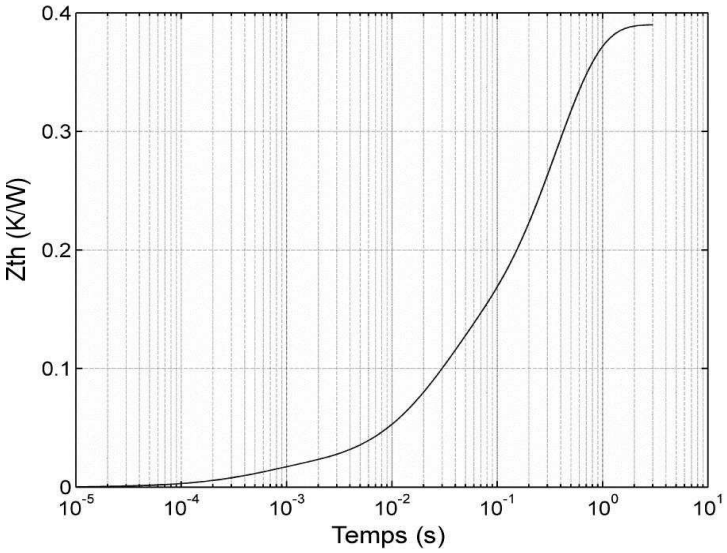


Figure III.18 : Impédance thermique du réseau de Cauer (cf. Fig. III.17).

Le traitement itératif de (III.14), appliqué à l'impédance thermique ci-dessus, nécessite, d'une part de discrétiser en m pas de temps logarithmiquement espacés la courbe Zth, et d'autre part de distribuer le système en n cellules RC (Foster). Les valeurs choisies sont m = 100 et

n = 100. Afin d'initier le processus itératif de (III.14), les valeurs initiales de chaque cellules ont été fixées à $R_i^{(0)} = 10^{-2}\ K.W^{-1}$, pour *i = 1 à n*.

A titre d'illustration, la figure III.19 donne le résultat du spectre des constantes de temps pour 120.000 itérations (réalisées en 5 minutes à l'aide d'une procédure en Fortran). On peut y observer que des valeurs non nulles apparaissent sous forme de gaussiennes pour trois constantes de temps. Les constantes de temps centrales figurent sur le graphe ($0{,}54\ ms, 22\ ms\ et\ 350\ ms$). La déconvolution ainsi réalisée nous permet d'obtenir la distribution en n = 100 cellules du réseau de Foster du système initial dont la plupart des amplitudes sont nulles comme attendu.

La somme des amplitudes non nulles sous chaque Gaussienne correspond bien entendu à la valeur de la résistance thermique du réseau de Foster, la capacité thermique correspondante étant obtenue à l'aide de la constante de temps liée. Une transformation du réseau de Cauer de la figure III.17 en un réseau de Foster à l'aide de méthodes directes [**GER09**] donnerait les mêmes résultats.

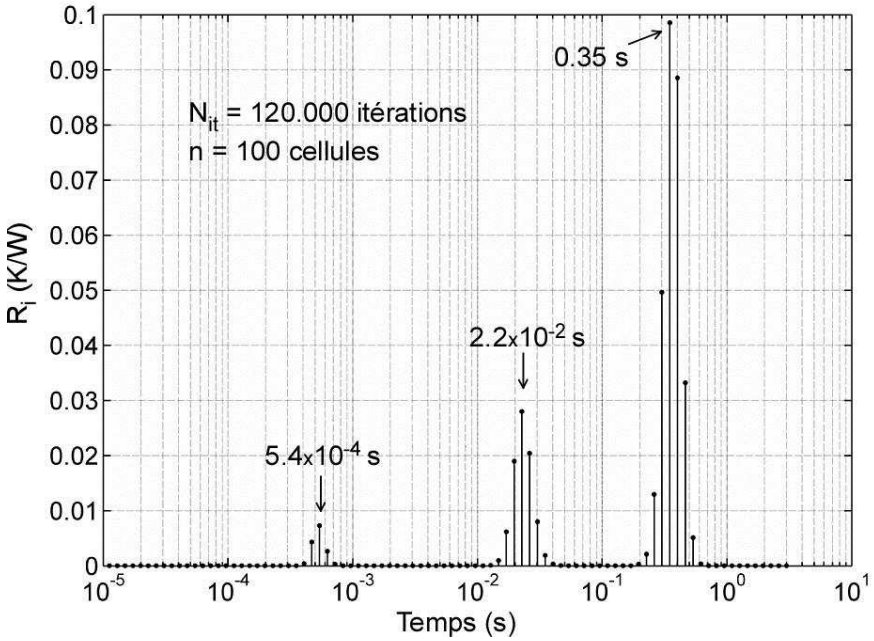


Figure III.19 : Distribution spectrale des constantes de temps du réseau de Cauer (cf. Fig. III.17).

Bien sûr, le résultat de la distribution obtenue dépend du nombre d'itérations réalisées. Ce nombre doit être de plusieurs dizaines de milliers. Plus le nombre d'itérations est élevé, plus les pics sont prononcés et fins. A titre d'illustration, la figure III.20 montre l'effet du nombre d'itérations sur la courbe enveloppe des spectres obtenus.

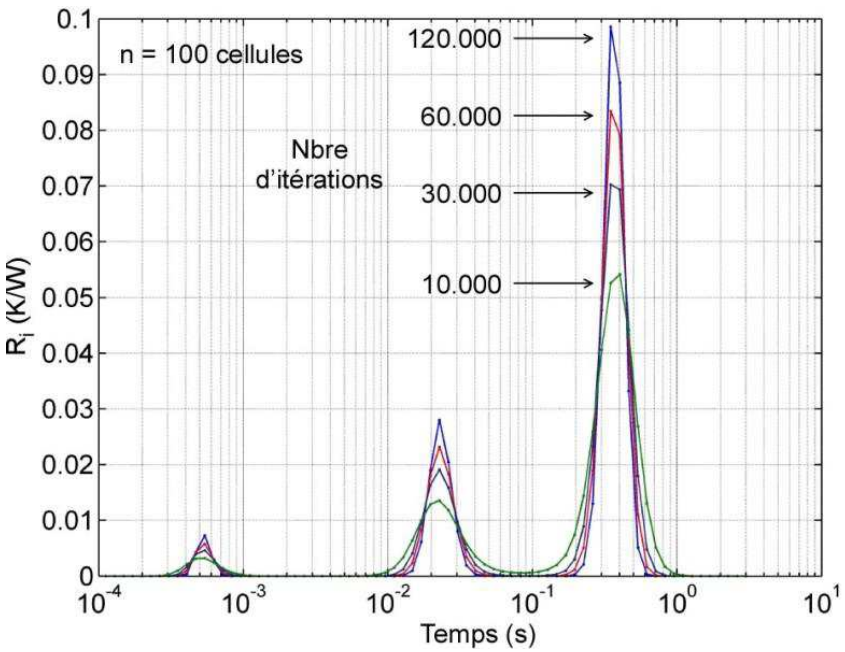
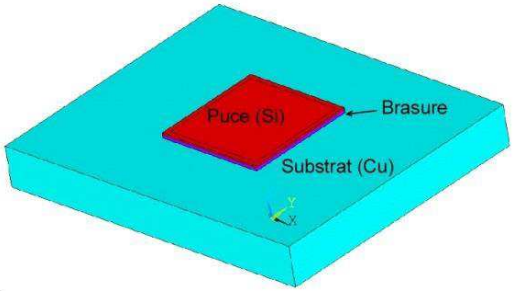


Figure III.20 : Effet du nombre d'itérations sur l'enveloppe du spectre des constantes de temps.

c) Illustration n°2 : Identification à partir d'une réponse obtenue par un modèle éléments finis d'un assemblage simple

Ce deuxième exemple a pour objectif de montrer la réponse obtenue à l'identification à partir d'un modèle d'assemblage par éléments finis. La structure modèle, constituée d'une source de chaleur (puce de silicium) brasée sur un substrat de cuivre, est présentée en figure III.21.



Matériau	Dimension (x,y,z) (mm x mm x mm)	Cond. therm. ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	Chaleur spécif. ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	Densité
Puce (Si)	6.0 x 6.0 x 0.1	150	710	2330
Brasure	6.0 x 6.0 x 0.2	20	138	11000
Substrat (Cu)	20 x 16 x 2.4	400	390	8900

Figure III.21 : Modèle Thermique.

La réponse dynamique en température de la puce à un échelon de puissance de 1 W est présentée dans la figure III.23, à droite. On peut observer à gauche (cf. Fig. III.22) le champ de température obtenu à l'état stationnaire.

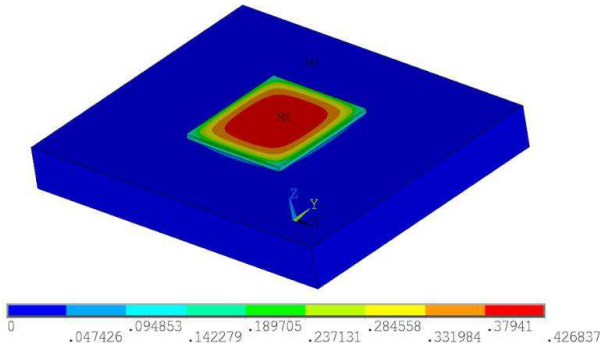


Figure III.22 : Champ de température à l'état stationnaire.

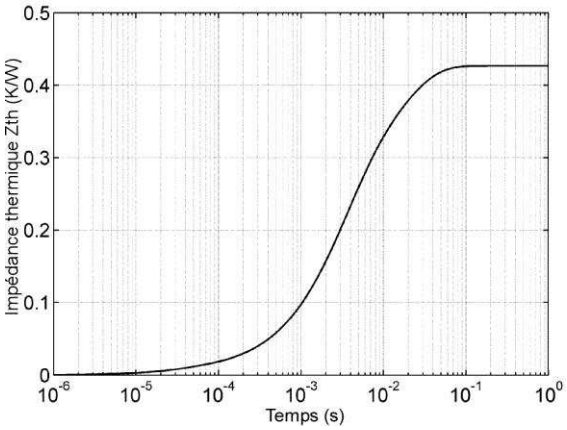


Figure III.23 : Impédance thermique de l'assemblage.

La figure III.24 montre le spectre des valeurs de $R_i(\tau_i)$ obtenu à partir de l'impédance thermique visible sur la figure III.23 ci-dessus et de la relation (III.14), après 120.000 itérations et pour n = 100 cellules. La déconvolution Bayésienne fournit ainsi la distribution spectrale des constantes de temps et par conséquent les couples RC des paramètres du réseau de Foster ($R_i^F, C_i^F = \tau_i^F / R_i^F$).

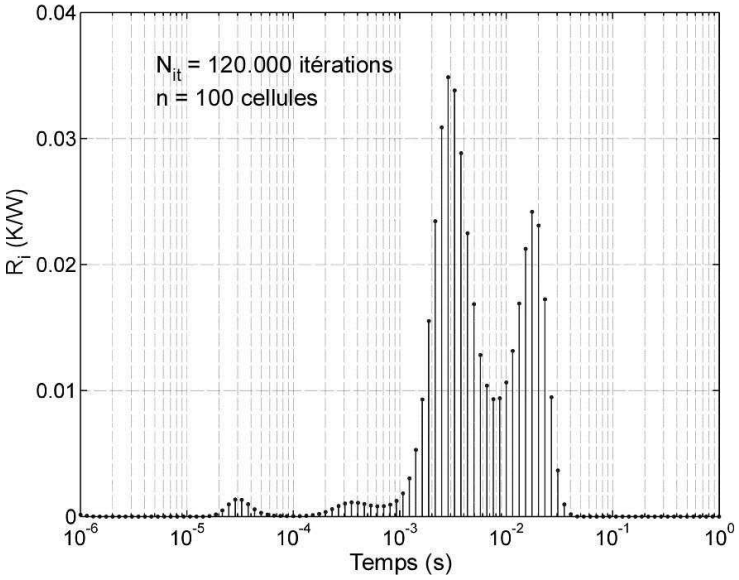


Figure III.24 : Distribution spectrale $R_i(\tau_i)$.

Le réseau de Foster ainsi obtenu est ensuite transformé en un réseau de Cauer à l'aide de méthodes récursives [**GER09**].

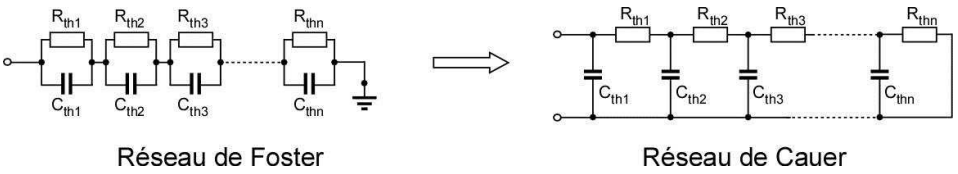


Figure III.25 : Transformation du réseau de Foster en celui de Cauer.

Cette transformation permet par la suite d'analyser le comportement thermique transitoire des assemblages à l'aide de deux fonctions de structures, la fonction cumulative et la fonction différentielle [**REN03**].

La première donne la capacité thermique cumulée C_Σ en fonction des résistances thermiques cumulées R_Σ de la structure depuis la source de chaleur vers l'ambiante. Dans cette représentation, les plateaux représentent les matériaux et leur largeur donnent leur part de résistance thermique. La source est à l'origine et l'asymptote verticale (à droite) est obtenue à l'interface avec l'ambiante.

La seconde est définie comme la dérivée de la fonction précédente par rapport au cumul de résistance thermique : $K(R_\Sigma) = dC_\Sigma/dR_\Sigma$. Les développements présentés dans [**REN03**] montrent que cette fonction peut s'écrire :

$$K(R_\Sigma) = c.\lambda.S^2 \qquad \text{(III.15)}$$

où c et λ sont respectivement les propriétés des matériaux traversés par le flux de chaleur (chaleur spécifique et conductivité thermique), et S la surface de passage du flux.

Cette dernière fonction permet d'avoir une idée par exemple des surfaces de passage des flux de chaleur, à condition de connaitre les propriétés thermiques des matériaux.

La figure III.26 ci-dessous présente la fonction cumulative dérivée de la distribution spectrale de la figure III.24 après obtention du réseau de Cauer. Les sauts verticaux plus ou moins "francs" représentent les capacités thermiques alors que les "quasi-plats" sont des résistances thermiques. Un épanouissement du flux de chaleur emmène des variations moins franches, comme c'est le cas pour le substrat de cuivre.

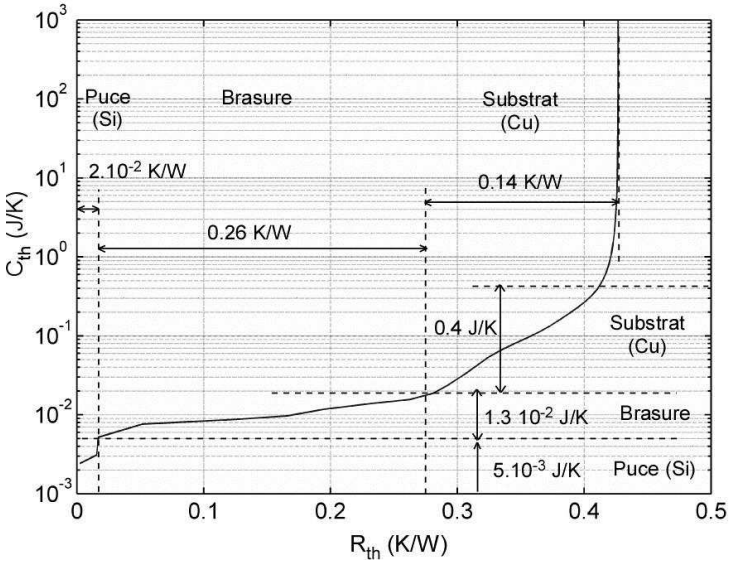


Figure III.26 : Fonction de structure "cumulative" de la distribution spectrale $R_i(\tau_i)$ (cf. Fig. III.24).

L'analyse de cette fonction fournit les éléments de résistance (Rth) et de capacité thermiques (Cth) qui sont donnés dans le tableau III.2. Ces éléments sont à comparer aux valeurs estimées à l'aide des relations qui donnent ces paramètres en fonction de données géométriques

(e : l'épaisseur et S : la surface) et des propriétés des matériaux (ρ : la densité, λ : la conductivité thermique et c : la chaleur spécifique).

$$R_{th} = \frac{e}{\lambda . S} \qquad C_{th} = \rho . c . e . S \qquad \text{(III.16) et (III.17)}$$

Pour l'application numérique de ces relations dans le tableau ci-dessous, nous avons considéré un épanouissement du flux de chaleur avec un angle de 45°C pour le substrat de cuivre. Nous pouvons constater que les valeurs obtenues sont très comparables.

	Valeurs issues de la fonction de structure cumulée (Fig. III.26)		Valeurs calculées à l'aide des relations (III.16) et (III.17)	
	Rth (K/W)	Cth (J/K)	Rth (K/W)	Cth (J/K)
Puce (Si)	2×10^{-2}	5×10^{-3}	1.9×10^{-2}	6×10^{-3}
Brasure	0.26	1.3×10^{-2}	0.28	1.1×10^{-2}
Substrat (Cu)	0.14	0.4	0.12	0.43

Tableau III.2 : Comparaison des valeurs Rth et Cth issues de la fonction de structure cumulée et des relations (III.16) et (III.17).

La fonction de structure différentielle, observable dans la figure III.27, permet de situer sur les pics les changements, soit de géométrie, soit de matériaux.

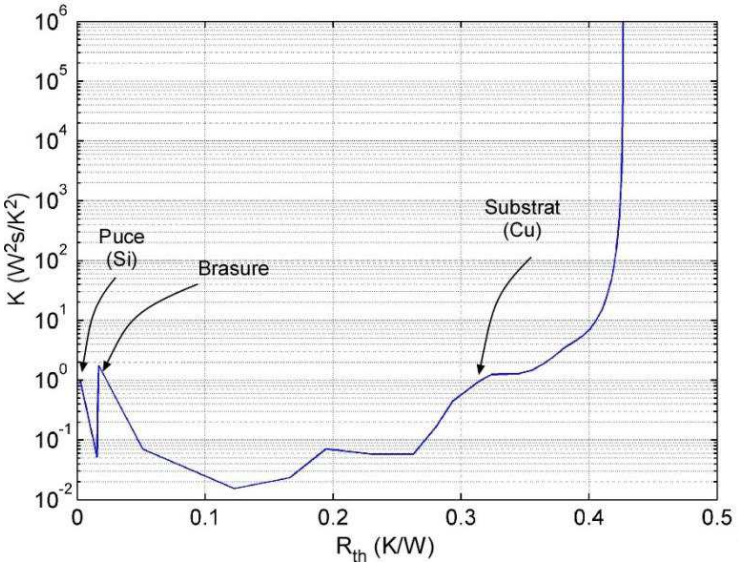


Figure III.27 : Fonction de structure "différentielle" de la distribution spectrale $R_i(\tau_i)$ (cf. Fig. III.24).

Ces procédures d'analyse sont utilisées pour l'analyse transitoire des résultats expérimentaux obtenus sur les structures présentées dans le paragraphe ci-après.

Il faut noter cependant que la méthode de déconvolution bayesienne ci-dessus sera appliquée à la "pseudo-impédance" définie plus haut dans le paragraphe III.2.1. Comme cette grandeur n'est autre qu'une différence entre deux impédances thermiques, les résultats obtenus par cette méthode ne sont autres que le réseau RC de Cauer entre la puce (T_j) et la semelle (T_{ref}).

III.3 Résultats expérimentaux obtenus suite à une caractérisation par méthode transitoire

Dans ce paragraphe, nous allons présenter les mesures des paramètres électriques et thermiques permettant d'obtenir la "pseudo-impédance" thermique d'un véhicule test (cf. Eq. III.2). Il s'agit du paramètre thermosensible V_{cet} pour la température de jonction T_j et la mesure directe de la température au niveau du refroidisseur T_{ref}. La détermination de la puissance a été présentée au § III.2.2.b.

L'acquisition du signal V_{cet} est réalisée avec un échantillonnage de 2 µs. Il est à noter que la tension aux bornes de l'IGBT présente des variations d'amplitude importantes entre la phase où le composant est traversé par le courant de puissance I_c (25 A) et celle où celui-ci est parcouru par le courant de caractérisation I_{ct} (50 mA), passant respectivement d'environ de 2,2 V à 0,5 V. Pour une mesure précise de cette tension durant la phase de refroidissement, il est nécessaire d'utiliser 2 voies de mesures séparées, chacune ayant le calibre adéquat (respectivement 5V et 1V).

Comme le montre la figure III.28, la mesure du paramètre thermosensible donne un signal très bruité qu'il n'a pas été possible d'atténuer de manière analogique. La tension V_{cet} a donc été filtrée a postériori avec le traitement des données, en utilisant un filtre numérique. Il est à noter que la courbe obtenue par filtrage (cf. courbe noire Fig. III.28) est une courbe moyenne de la mesure, sa forme générale étant très fortement dépendante des tous premiers points du signal d'acquisition. Or, dans les cas où le signal V_{cet} est très perturbé à la coupure du courant de puissance, l'allure de la courbe filtrée s'en trouve affectée sur la première milliseconde. Par conséquent, ceci nous a amené à ne pas prendre en compte quelques points de mesure pour certaines acquisitions, ce qui décale ainsi dans le temps la mesure de la température de jonction du composant par rapport à l'arrêt de l'injection de puissance. Dans l'exemple présenté, l'origine temporelle du signal V_{cet} se situe à 16 µs après la coupure du courant I_c. Les mesures présentées ci-après ont été réalisées sur le véhicule test n°1 (TIM Compelma T014) à 0 cycle.

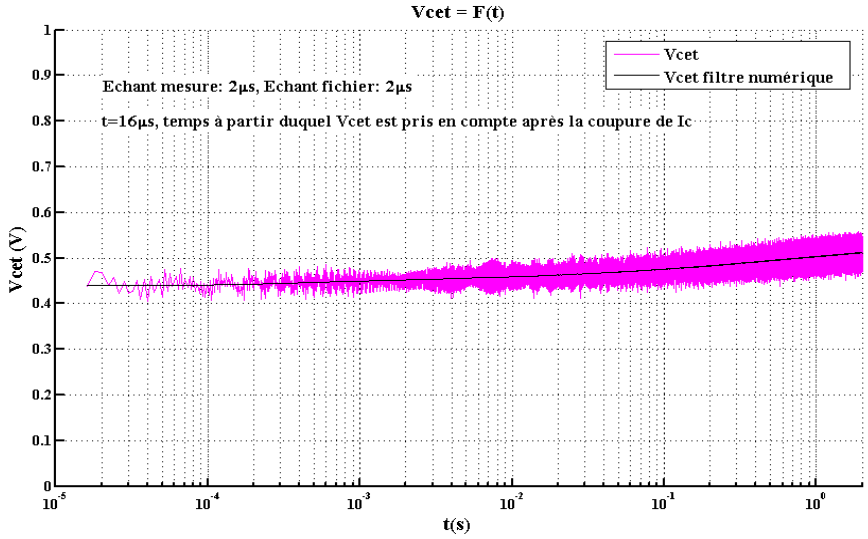


Figure III.28 : Tension V_{cet} à la coupure du courant de puissance.

Les courbes de la figure III.29 représentent les variations de température du véhicule test, au niveau du silicium avec la température de jonction calculée à partir des données filtrées du paramètre thermosensible et de l'équation (III.3) (courbe rouge) ainsi qu'au niveau du dissipateur avec la mesure de la température Tk_{ref} (courbe bleue).

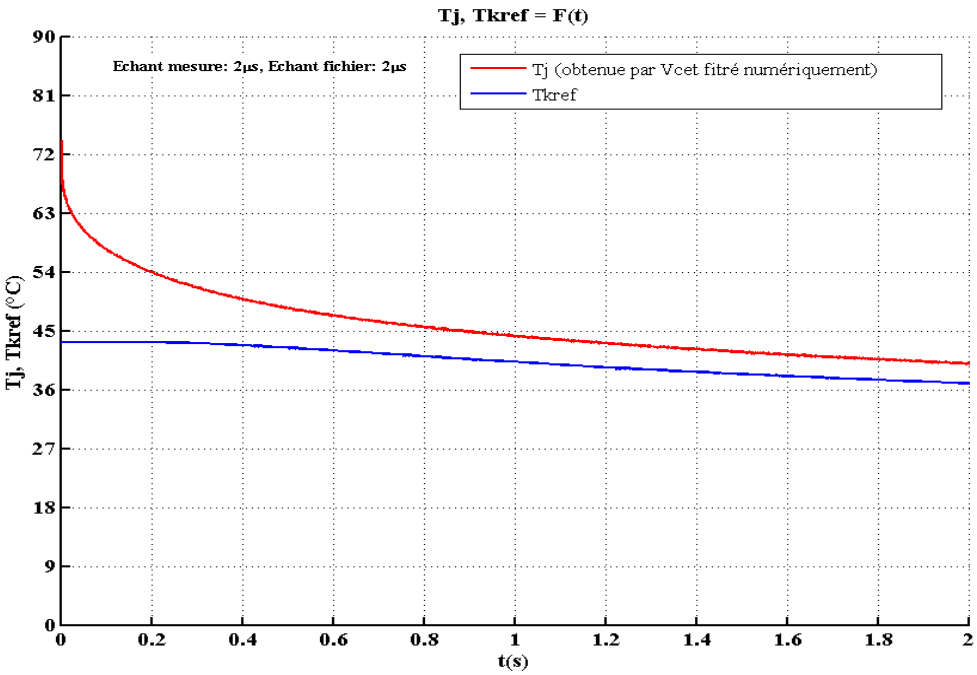


Figure III.29 : Variations de température de T_j et Tk_{ref} au niveau du véhicule test.

Nous observons une décroissance très franche de la température de jonction de l'IGBT dans les premiers instants, située après la coupure du courant de puissance, celle-ci passant de 74°C à 57,5°C en 100 ms alors que, pendant ce temps, la température présente au niveau du refroidisseur reste stable à 43,3°C.

Les résultats des mesures de suivi des caractéristiques thermiques de trois des quatre interfaces durant le cyclage sont présentés ci-dessous. Afin de pouvoir montrer une éventuelle évolution des paramètres thermiques, les courbes tracées sont issues du même véhicule test pour chacune des familles de TIMs testées, à savoir le véhicule test n°4 pour la TIM Compelma T014, n°6 pour la TIM Egraf 1205A et enfin n°20 pour la TIM Keratherm S900. Après les caractérisations préliminaires (à 0 cycle), les dispositifs ont été sortis à 24, 100, 412 et 802 cycles. Nous avons choisi de ne pas montrer les résultats obtenus sur l'interface thermique Hiflow 300P car ils n'étaient pas exploitables.

Les figures III.30 à III.32 montrent l'évolution entre 0 et 802 cycles de la "pseudo-impédance" thermique des véhicules tests n°4, n°6 et n°20 équipés respectivement d'une interface thermique Compelma T014, Egraf 1205A et Keratherm S900. L'évolution de l'impédance thermique issue de la relation (III.1) des précédents véhicules tests aux mêmes cycles est montrée à titre d'information sur les figures III.33 à III.35, sachant que les courbes de "pseudo-impédance" thermique sont plus focalisées sur la zone "puce-TIM-semelle".

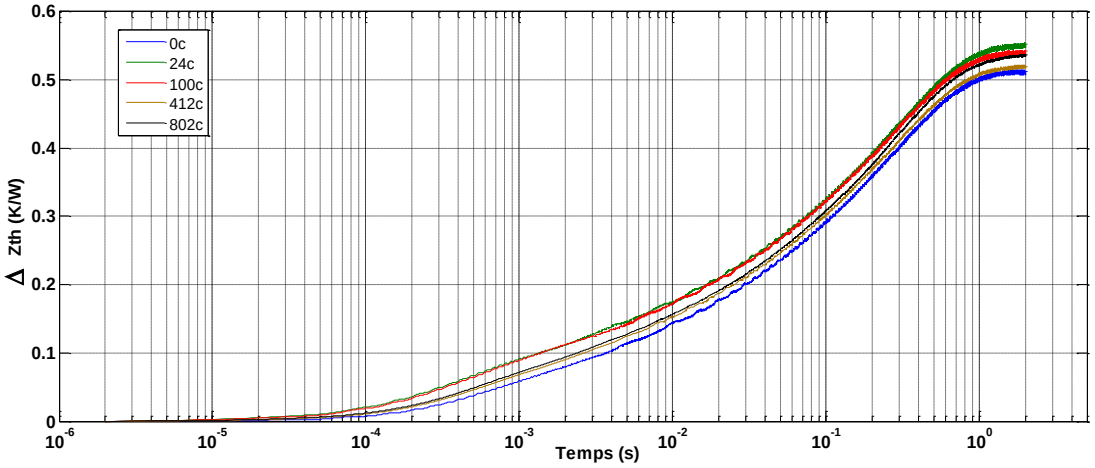


Figure III.30 : Evolution de la "pseudo-impédance" thermique du véhicule test n°4 équipé d'une TIM Compelma T014 entre 0 cycle et 802 cycles.

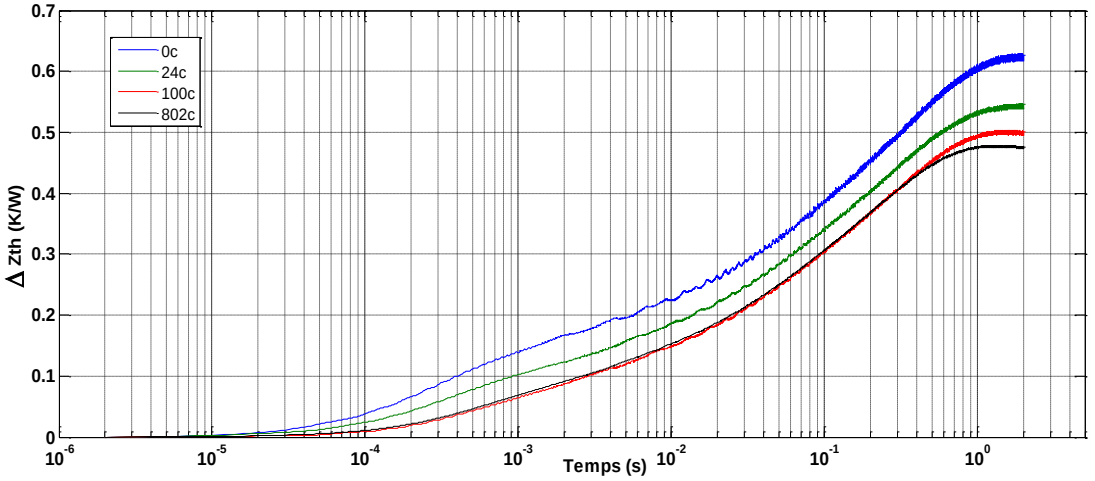


Figure III.31 : Evolution de la "pseudo-impédance" thermique du véhicule test n°6 équipé d'une TIM Egraf 1205A entre 0 cycle et 802 cycles.

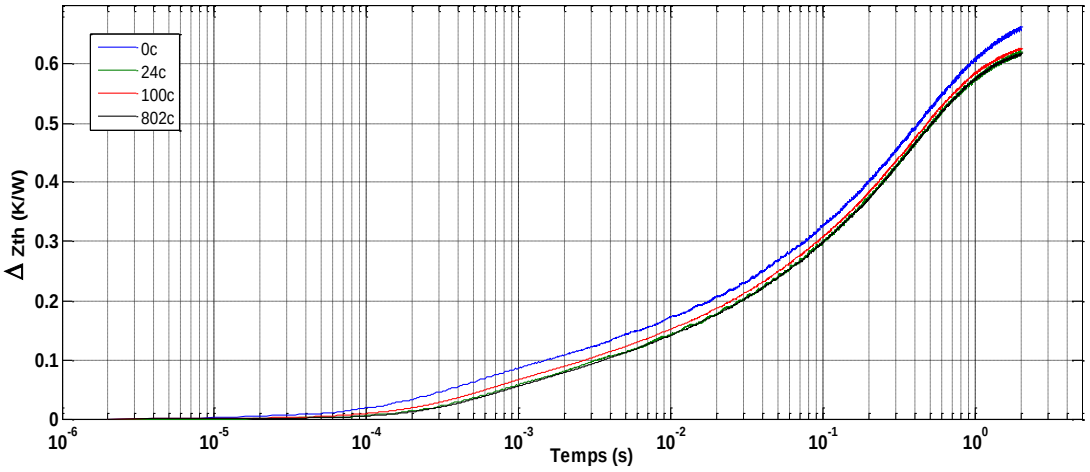


Figure III.32 : Evolution de la "pseudo-impédance" thermique du véhicule test n°20 équipé d'une TIM Keratherm S900 entre 0 cycle et 802 cycles.

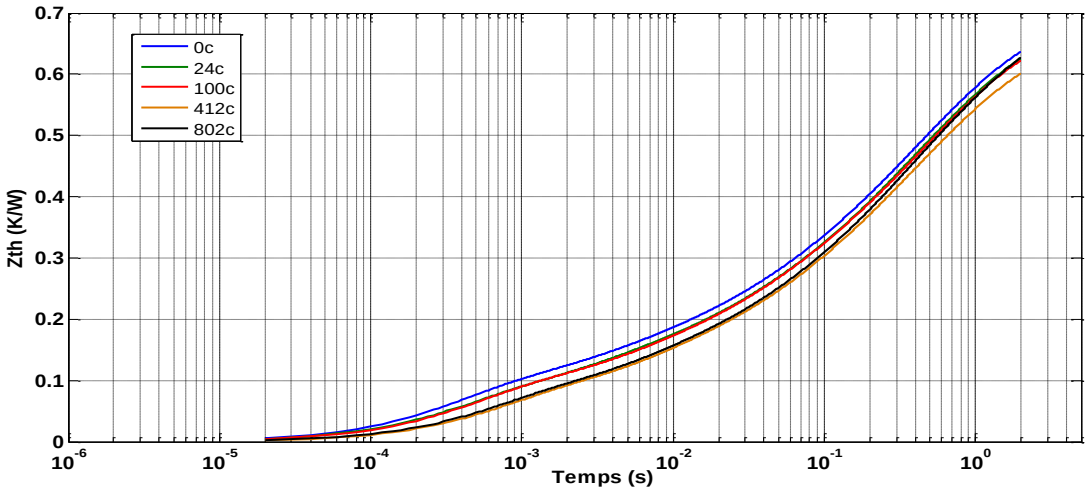


Figure III.33 : Evolution de l'impédance thermique du véhicule test n°4 équipé d'une TIM Compelma T014 entre 0 cycle et 802 cycles.

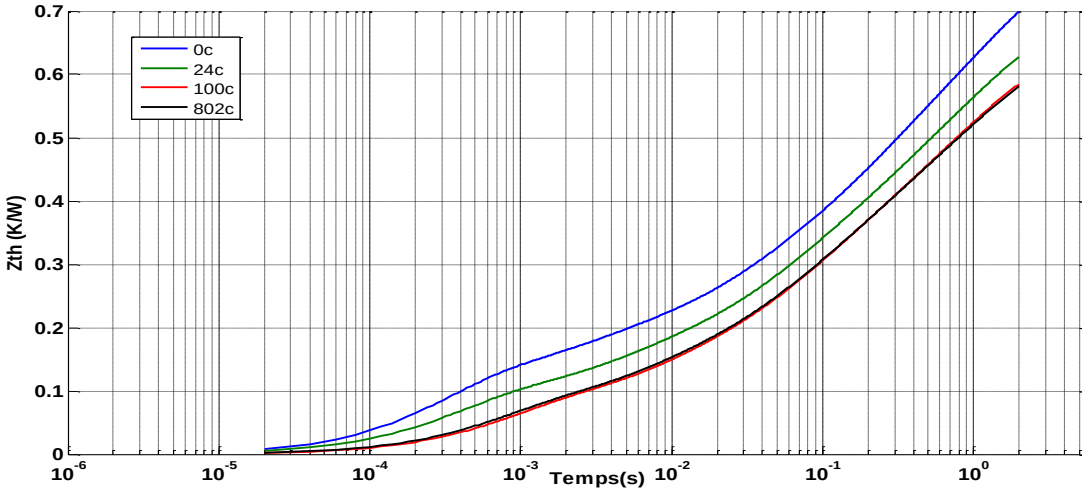


Figure III.34 : Evolution de l'impédance thermique du véhicule test n°6 équipé d'une TIM Egraf 1205A entre 0 cycle et 802 cycles.

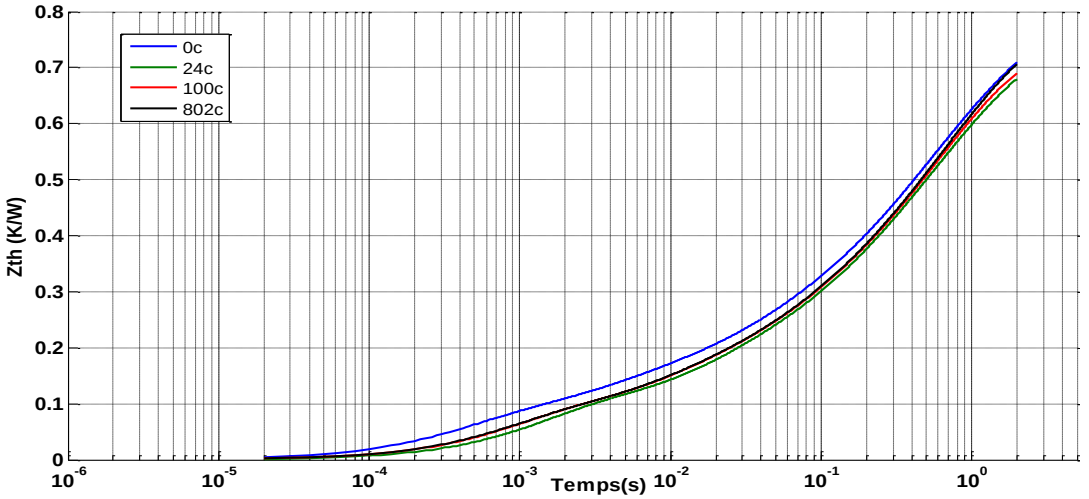


Figure III.35 : Evolution de l'impédance thermique du véhicule test n°20 équipé d'une TIM Keratherm S900 entre 0 cycle et 802 cycles.

Pour la figure III.30, nous pouvons observer que les courbes de pseudo Z_{th} obtenues durant le vieillissement sont toutes situées au-dessus de celle initialement acquise à 0 cycle avec un léger écart, leur évolution au cours du cyclage semblant être aléatoire. Nous observons un comportement inverse dans les figures III.31 et III.32 : les courbes de pseudo Z_{th} obtenues durant le vieillissement sont situées au-dessous de celle initialement acquise à 0 cycle et toujours dans le sens d'une amélioration des performances. Pour l'interface Egraf, cette amélioration apparait de manière progressive alors qu'elle semble réalisée d'un seul coup pour l'interface Keratherm.

Quoiqu'il en soit, au vu des résultats, il parait difficile d'avancer des conclusions. En effet, pour suivre et comparer les résultats, il est nécessaire d'avoir des mesures reproductibles à chaque étape de caractérisation entre les vieillissements qu'il n'a pas été possible d'atteindre ici. Parmi les causes de cette difficulté de reproductibilité nous pouvons en particulier citer le changement possible de la pression sur les TIMs puisque celles-ci ne sont pas contrôlées ou/et des problèmes récurrents sur les mesures du V_{cet}.

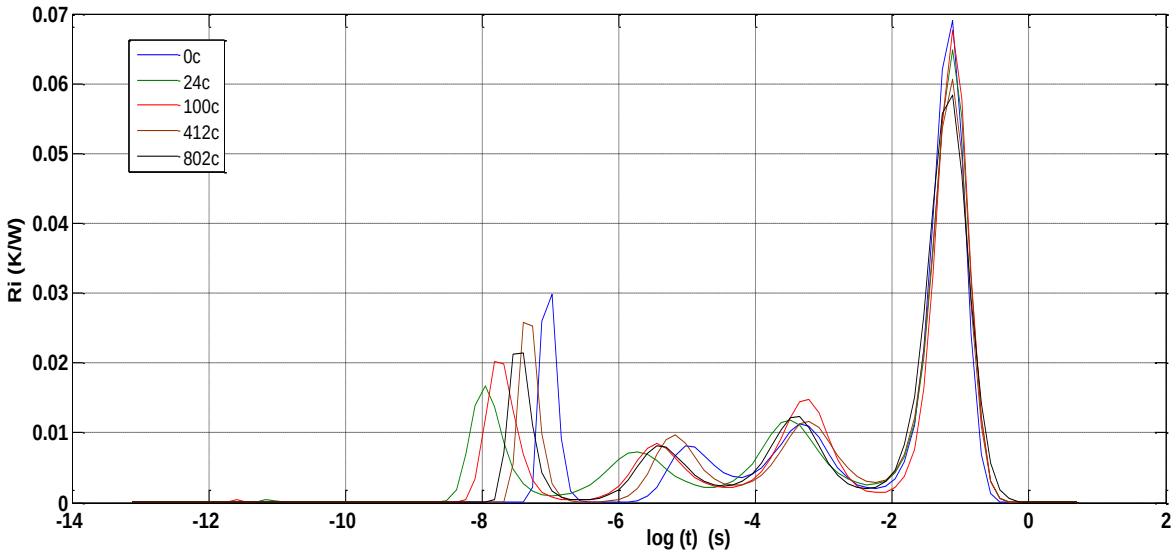


Figure III.36 : Evolution de l'enveloppe spectrale des constantes de temps du véhicule test n°4 équipé d'une TIM Compelma T014 entre 0 cycle et 802 cycles.

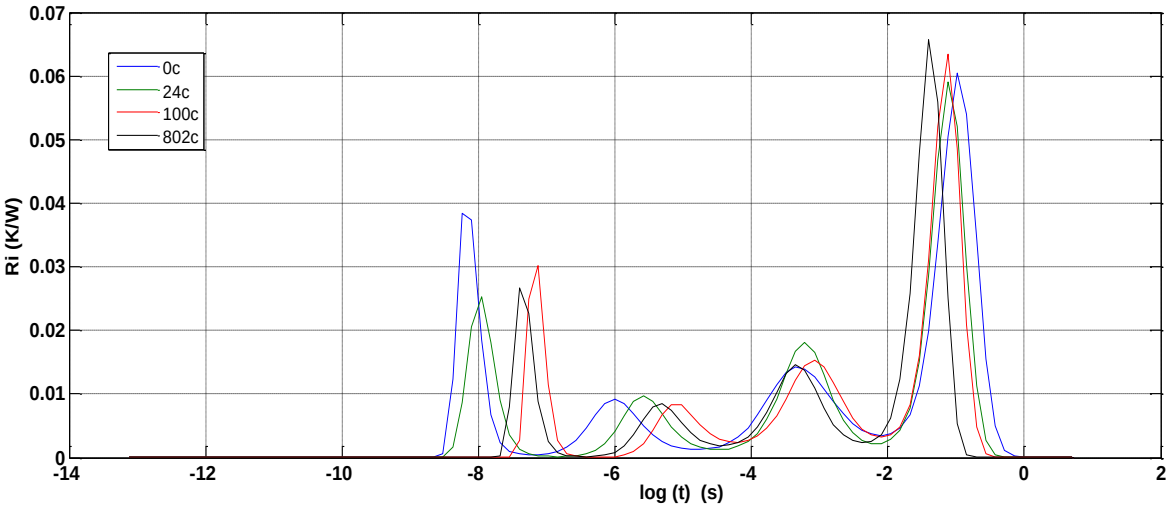


Figure III.37 : Evolution de l'enveloppe spectrale des constantes de temps du véhicule test n°6 équipé d'une TIM Egraf 1205A entre 0 cycle et 802 cycles.

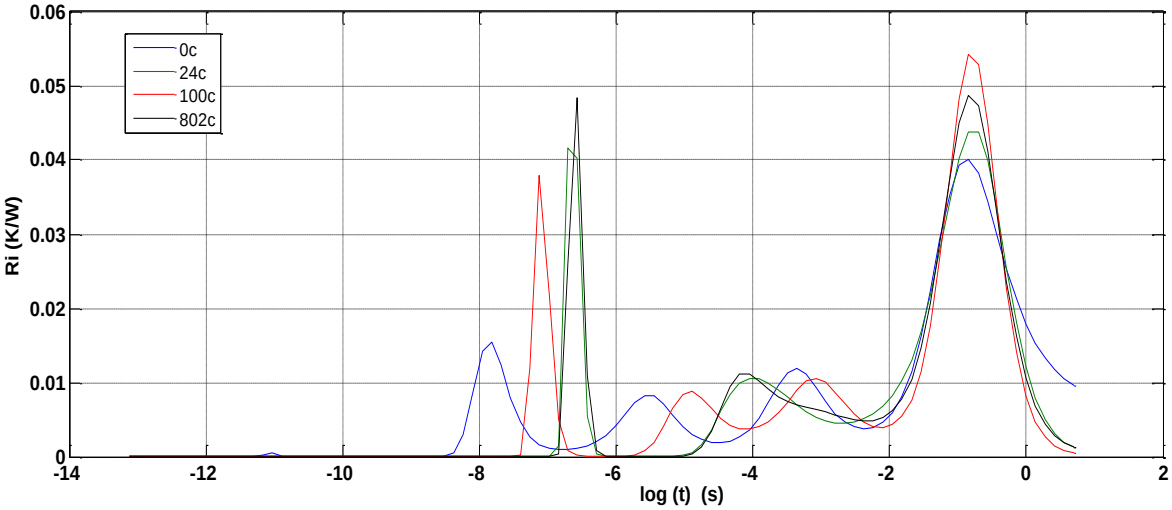


Figure III.38 : Evolution de l'impédance thermique du véhicule test n°20 équipé d'une TIM Keratherm entre 0 cycle et 802 cycles.

Les figures III.36 à III.38 montrent l'évolution entre 0 et 802 cycles de la courbe enveloppe du spectre des constantes de temps obtenue sur ces mêmes véhicules tests n°4, n°6 et n°20 à partir de l'impédance thermique et du traitement numérique développé au § III.2.4.

Chacune de ces figures fait apparaitre 4 pics pour chacune des courbes, chaque pic correspondant à une interface du véhicule test. Le premier pic, situé à gauche sur les figures, semble se situer à des constantes de temps correspondant au niveau de la brasure de la puce silicium (environ 1 ms), le second au niveau de la semelle en cuivre de l'IGBT (environ 7 ms), le troisième au niveau de la TIM testée (environ 50 ms), le dernier se localisant sur le diffuseur en cuivre (environ 400 ms). Il est à noter que pour les 3 interfaces thermiques, ce dernier pic semble ne pas montrer d'évolution dans sa localisation lors des différentes caractérisations thermiques. Il n'est malheureusement pas possible ici d'aller plus avant dans

l'interprétation des résultats obtenus car ceux-ci sont exclusivement dépendants de la qualité des courbes de Zth obtenues. Comme évoqué plus haut, malgré les efforts fournis sur l'obtention de ces mesures, les difficultés à la fois sur la qualité de la mesure elle-même et ensuite sur leur reproductibilité le long du vieillissement ne permettent pas d'aller plus loin dans l'exploitation de la méthode.

III.4 Conclusion du chapitre III

Dans ce chapitre, nous avons présenté une voie d'investigation alternative au suivi de l'évolution du vieillissement de matériaux d'interfaces thermiques astreints aux mêmes conditions expérimentales de cyclage thermique passif que celles présentées dans le second chapitre. Pour cela, nous avons mis en œuvre une méthode d'analyse de mesure transitoire qui repose sur celle de l'impédance thermique obtenue sur les dispositifs testés. La démarche consiste à détecter une éventuelle modification dans la réponse thermique à un échelon de puissance, due uniquement à une dégradation des propriétés thermiques des interfaces étudiées. Cette détection se fait durant le vieillissement par des mesures successives d'impédances thermiques réalisées de façon assez fine et répétitive pour que les écarts ne puissent être attribués au vieillissement des TIMs.

Nous avons ainsi soumis quatre matériaux d'interfaces thermiques représentant trois familles à plus de 800 cycles de températures entre -50°C et 150°C et ceci toujours dans les mêmes conditions de pression. Il s'agit des trois interfaces étudiées lors du suivi du vieillissement par caractérisation statique - interface à changement de phase (Hiflow 300P), interface en feuille de graphite (Egraf 1205A) et à base de polymère (Compelma T014) - auxquelles on a rajouté une interface en graphite (Keratherm S900). Les moyens de test et de caractérisation ont également été présentés, tout comme le protocole d'essai utilisé. Nous avons aussi présenté le traitement numérique mis en œuvre qui, à partir des "pseudo-impédances" thermiques mesurées, permet d'analyser la structure matérielle impliquée dans cette caractéristique, c'est-à-dire les paramètres RC qui caractérisent la TIM.

Malgré les efforts déployés, les résultats obtenus n'ont malheureusement pas été concluants car nous n'avons pas pu obtenir les niveaux de qualité et de reproductibilité exigés par la démarche sur la mesure des "pseudo-impédances" thermiques tout au long des vieillissements. Les principales difficultés sont dues notamment à la mesure de la température de jonction du composant servant à créer l'échelon de puissance. Cette température, obtenue par la mesure d'un paramètre thermosensible, est restée fortement bruitée malgré les soins apportés aux mesures. L'amélioration de cette mesure sur le banc expérimental peut être apportée par un meilleur dimensionnement de la partie puissance par rapport au composant choisi sur le véhicule test, par un choix plus judicieux des interrupteurs constituant l'aiguillage de puissance, par la minimisation de l'inductance pour améliorer la vitesse de variation du courant à la fermeture, par un appareil d'acquisition des mesures plus rapide. Un autre point qu'il n'a pas été possible de contrôler, mais dont le rôle est important, est le niveau de pression sur les TIMs pendant les étapes de caractérisation tout au long du vieillissement.

Chapitre IV

Etude thermique des bancs statique et transitoire par simulation numérique

IV.1 Introduction

Pour chacun des deux types de bancs expérimentaux, statiques et transitoires, nous présentons ici une étude thermique par simulation numérique afin d'évaluer l'ordre de grandeur de valeurs prises comme hypothèses expérimentales pour la détermination des paramètres thermiques des TIMs servant à suivre l'évolution de leur vieillissement. La simulation du comportement thermique du banc statique va nous permettre d'évaluer ses performances en termes de rendement thermique et donc de quantifier les pertes thermiques au niveau du bloc d'aluminium supérieur. Parmi les logiciels spécialisés dans la modélisation numérique de phénomènes physiques, conçus par ailleurs pour des couplages multi-physiques et pluridisciplinaires, nous avons eu recours à des logiciels basés sur la méthode de résolution par éléments finis, Comsol Multiphysics® et Ansys®. Ces derniers sont capables de modéliser, en 2D ou en 3D, un ou plusieurs phénomènes physiques tels que le transfert de chaleur, la mécanique des structures, l'électromagnétisme, … mais aussi les couplages physiques (électrothermique, thermo-fluidique, …). Ces outils sont utilisés de manière indifférenciée pour les problèmes de transfert de chaleur.

Dans la suite, il est présenté un modèle du banc statique afin de pouvoir évaluer numériquement quelques grandeurs, avec en tout premier lieu les pertes par convections latérales qui sont mesurées avec insuffisamment de précision. Nous souhaitions également vérifier le degré de véracité des hypothèses d'homogénéité des distributions surfaciques du flux de chaleur et de la température au niveau de la TIM.

Concernant la simulation des expériences en "transitoire", il ne s'agira pas tant de comparer les grandeurs que d'étudier numériquement la sensibilité de certaines propriétés thermophysiques (conductivité thermique et chaleur spécifique) des TIMs sur les réponses transitoires obtenues. L'objectif recherché est purement qualitatif. Il s'agit surtout de vérifier par simulation que ces propriétés ont d'une part un effet détectable par analyse transitoire et d'autre part que la sensibilité de la méthode est suffisante pour détecter de faibles variations de propriétés dues au vieillissement.

IV.2 Rappels élémentaires de thermique

IV.2.1 Les différents types de transfert d'énergies thermiques

Nous rappelons qu'il existe trois modes principaux de transfert thermique, la conduction, la convection et le rayonnement.

a) La conduction thermique

C'est un mode de transfert apparaissant dans un milieu matériel (solide, gazeux ou liquide) en présence d'un gradient de température. Elle peut être interprétée comme une transmission de proche en proche de l'agitation thermique. Dans les solides, elle est due aux électrons libres et aux vibrations du réseau (phonons). Ce mode de transfert est décrit par la loi de Fourier (1822) qui stipule que la densité de flux de chaleur est proportionnelle au gradient de température :

$$\overrightarrow{J_{th}} = -\lambda \vec{\nabla} T \qquad \text{(IV.1)}$$

dans laquelle $\overrightarrow{J_{th}}$ est la densité de flux exprimée en W.m^{-2} et λ, la conductivité thermique en W.m^{-1}.K^{-1}. Le signe négatif provient du second principe de la thermodynamique et indique la direction de propagation de la chaleur dans le sens décroissant des températures. Le flux de chaleur Φ_{cd} (en W) qui passe à travers une surface quelconque S est alors donné par :

$$\Phi_{cd} = \int_S \overrightarrow{j_{th}} \cdot \overrightarrow{dS} \qquad \text{(IV.2)}$$

b) La convection thermique

La convection thermique est le mode de transfert de chaleur entre la surface d'un milieu matériel et un fluide (liquide ou gazeux) en mouvement ou pas. Il implique, par nature, un déplacement de matière dans le milieu convectif. Au voisinage immédiat de la paroi, le transfert peut être assimilé à de la conduction puisque la vitesse du fluide y est très faible, voire nulle sur la paroi elle-même. Par contre, lorsqu'on s'en éloigne, la vitesse du fluide croît et les effets convectifs deviennent de plus en plus importants jusqu'à devenir dominants. A noter que l'on fait une distinction entre la convection naturelle, qui se produit spontanément dans un fluide à partir du moment où il existe un gradient de température, et la convection forcée, qui apparait lorsque le mouvement du fluide est imposé par une action extérieure, comme lors de l'utilisation d'un ventilateur ou d'une pompe.

Le flux de chaleur Φ_{cv} (en W) échangé par convection à travers une surface quelconque est régi par la loi de Newton :

$$\Phi_{cv} = h.S.(T_s - T_a) \qquad \text{(IV.3)}$$

où h, S, T_s et T_a sont respectivement le coefficient de transfert convectif, la surface d'échange, la température de la surface d'échange et la température du milieu environnant. Le coefficient de convection dépend de multiples facteurs dont la nature et les propriétés du fluide (viscosité,

coefficient de dilatation thermique, densité) ainsi que de la nature de l'écoulement (laminaire ou turbulent).

c) Le rayonnement thermique

Les corps matériels peuvent recevoir ou émettre de la chaleur par rayonnement sous forme d'ondes électromagnétiques, principalement dans le domaine de l'infrarouge. Tous les corps émettent une telle radiation, de manière continue, dont l'origine est l'agitation moléculaire ou atomique associée à leur énergie interne. Il peut ainsi y avoir transmission d'énergie thermique entre deux corps à des températures différentes par radiation. L'émission d'une onde électromagnétique s'accompagne d'une baisse de l'énergie interne du système, alors que l'absorption provoque une augmentation de cette dernière. A noter que la transmission de cette énergie se fait par propagation des ondes avec éventuellement une absorption par le milieu traversé. Contrairement à la conduction et à la convection, ce mode de transfert d'énergie ne nécessite pas de milieu matériel.

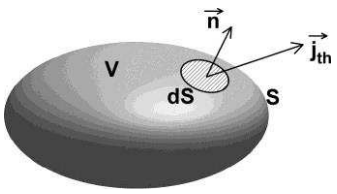
Le flux thermique Φ_r, émis par un corps à une température T qui se refroidit par rayonnement dans un milieu environnant à une température To (T > To), est donné par la loi de Stefan-Boltzmann :

$$\Phi_r = \sigma.\epsilon.S.(T^4 - {T_0}^4) \qquad \text{(IV.4)}$$

Dans cette expression, σ et ϵ sont respectivement la constante de Stephan-Boltzmann ($5{,}67.10^{-8}$W.m^{-2}.K^{-4}) et le facteur d'émission de la surface de l'élément opaque de surface *S*. Les températures du corps et du milieu sont supposées homogènes. L'émissivité de la surface est un nombre sans dimension dont la valeur est comprise entre 0 et 1, caractérisant la capacité de la surface à émettre du rayonnement thermique.

IV.2.2 Equation de la chaleur dans les solides opaques

Les modélisations mises en œuvre plus loin, utilisent les deux premiers types de transfert. La conduction prend place dans le domaine volumique étudié alors que la convection se situe plutôt sur les surfaces frontières du domaine considéré constituant ainsi les conditions aux limites. De cette manière, l'équation de la chaleur est celle qui devra être résolue dans le domaine, complétée par les conditions aux limites. Cette équation aux dérivées partielles est obtenue grâce au principe de conservation de l'énergie que l'on peut écrire dans un volume V, délimité par une surface fermée S :



$$\Phi_e + \Phi_g = \Phi_s + \Phi_{st} \qquad \text{(IV.5)}$$

Dans cette expression, Φ_e, Φ_g, Φ_s et Φ_{st} sont respectivement le flux de chaleur entrant, le flux de chaleur généré, le flux de chaleur sortant et le flux de chaleur stocké dans le domaine considéré.

Le bilan des flux entrant et sortant $\Phi_e - \Phi_s$ à travers la surface fermée S est donné par :

$$\Phi_e - \Phi_s = -\oint_S \overrightarrow{j_{th}}.\vec{n}\,.\,dS = -\int_V \vec{\nabla}\cdot\overrightarrow{j_{th}}\,dv \qquad \text{(IV.6)}$$

où $\vec{n}$ est la normale à la surface visible dans la figure ci-dessus. Le signe négatif dans cette expression indique que le bilan est positif si le flux global est entrant dans le volume et négatif s'il est sortant. La dernière égalité est obtenue par l'application du théorème de Green-Ostrogradski.

Le stockage d'énergie dans le volume considéré correspond à une augmentation de son énergie interne au cours du temps. Le flux thermique de stockage, à pression constante, est donné par :

$$\Phi_{st} = \int_V \rho\, c_p\, \frac{\partial T}{\partial t}\, dv \qquad \text{(IV.7)}$$

où ρ, c_p, T et t sont respectivement la masse volumique du corps, son volume, sa chaleur massique, le champ de température et le temps.

Dans le cas où des sources de chaleur (soit d'origine électrique, mécanique, chimique, …) sont présentes dans le volume V, il est nécessaire de prendre en compte la génération d'énergie correspondante conformément à la relation (IV.5). Le flux thermique correspondant à la génération d'énergie par l'élément s'écrit en fonction de la densité volumique d'énergie générée g :

$$\Phi_g = \int_V g\, dv \qquad \text{(IV.8)}$$

La conservation de l'énergie thermique (IV.5) s'écrit alors :

$$\int_V \left[-\vec{\nabla}\cdot\overrightarrow{j_{th}} + g - \rho\, c_p\, \frac{\partial T}{\partial t} \right] dv = 0 \qquad \text{(IV.9)}$$

Si l'on dérive cette dernière relation pour un volume élémentaire dv et en utilisant la loi de Fourier (IV.1), on obtient l'équation dite de la chaleur :

$$\vec{\nabla}\cdot\left[\,\lambda\,\vec{\nabla}T\,\right] + g = \rho\, c_p\, \frac{\partial T}{\partial t} \qquad \text{(IV.10)}$$

Résoudre un problème de thermique consiste alors à chercher la solution mathématique de cette équation aux dérivées partielles, du second ordre en espace et du premier ordre en temps. Celle-ci admettant en principe une infinité de solutions, sa résolution nécessite la connaissance des conditions initiales donnant la répartition des températures en tout point du milieu à un instant initial t_0 ainsi que des conditions aux limites du domaine considéré.

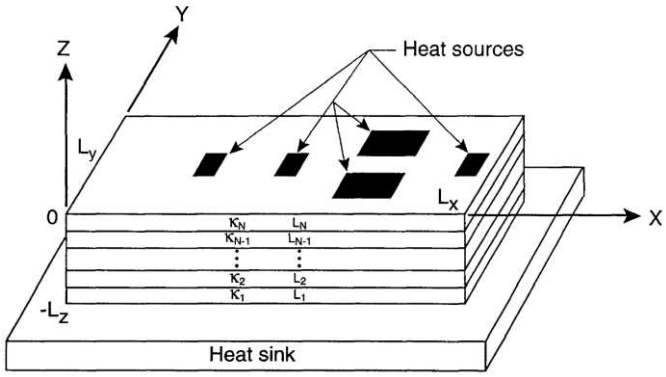
IV.3 Les différents types de modélisation thermique

Les différentes techniques de calcul permettant de résoudre l'équation de la chaleur peuvent se distinguer en deux grandes familles de modèles thermiques, les modèles analytiques et les modèles numériques. Les premiers offrent une formulation analytique, souvent complexe, des champs de températures et de flux, les seconds doivent résoudre un jeu d'équations intégro-différentielles ou algébro-différentielles pour obtenir les champs de températures et de flux. Leur principe est brièvement énoncé dans la suite de ce paragraphe, tout comme leurs avantages et inconvénients.

IV.3.1 Les modèles analytiques

Un modèle thermique analytique est une représentation d'un système dans laquelle l'équation de la chaleur est résolue en prenant en compte la géométrie et les conditions aux limites, et éventuellement initiales s'il y a dépendance au temps. Ainsi, dans un tel modèle, les champs de températures et de flux sont donnés par des formulations mathématiques directes, souvent complexes, dont le calcul nécessite malgré tout un calcul numérique.

A titre d'illustration, nous présentons le modèle basé sur les transformations intégrales en cosinus proposé par J. Albers [**ALB94**] afin de résoudre l'équation de la chaleur dans des structures multicouches.



$$T_N(x,y,0) = P_0 \sum_{n=0}^{\infty}\sum_{m=0}^{\infty} \frac{4U(n,m)\tau_N(n,m,0)\cos(n\pi x/L_x)\cos(m\pi y/L_y)}{(\delta_{n0}+1)(\delta_{m0}+1)L_x L_y \kappa_n \gamma}$$

$$U(n,m) = \int_0^{L_x}\int_0^{L_y} U(x,y)\cos(n\pi x/L_x)\cos(m\pi y/L_y)dxdy$$

$$\tau_i(n,m,z) = \tau_i(\gamma z) = \alpha_i \cosh(\gamma z) + \beta_i \sinh(\gamma z), (i = 1, ..., N)$$

Figure IV.1 : Modèle thermique analytique proposé par [ALB94].

Les méthodes analytiques utilisent des séries de transformations et de fonctions mathématiques pour résoudre analytiquement l'équation de la chaleur. Parmi elles, nous pouvons citer la méthode de séparation des variables [**CAR59**, **GER01**, **OSI93**], la méthode

des transformées intégrales (transformée de Laplace [**OSI93**], Fourier [**SWA09]**, Hankel [**SNE95**], …), les fonctions de Green [**CAR59**, **OSI93**], … . Le traitement du problème avec les fonctions de Green se ramène généralement à la résolution de l'équation homogène par la méthode de séparation des variables, la solution générale étant ensuite exprimée sous forme d'une somme de combinaisons entre la solution homogène, les termes sources, les conditions aux limites et les conditions initiales.

Ces modèles demeurent limités dès lors que les géométries deviennent complexes et que les comportements mis en jeu ne sont plus linéaires. C'est par exemple le cas lorsque la conductivité thermique est fonction de la température. A ces inconvénients, vient s'ajouter celui de l'utilisation de fortes hypothèses lors du développement du modèle afin d'en faciliter la mise en œuvre. En revanche, les principaux avantages sont la rapidité de calculs et bien entendu l'exactitude des résultats, eu égard à la simplification du modèle, en particulier sur la géométrie.

IV.3.2 Les modèles numériques

Les méthodes numériques consistent à ramener la résolution du système d'équations aux dérivées partielles (EDP), défini dans un domaine d'étude en tenant compte des conditions aux limites, à celle d'un système d'équations algébriques dont la solution conduit à la distribution des champs au sein de ce domaine [**CHA04**, **DHA05**]. Les solutions fournies sont alors des solutions approchées. L'avènement de l'informatique à partir de 1950 a donné une nouvelle dimension à cette approche en permettant de traiter des problèmes de plus en plus complexes grâce à l'accroissement rapide de la puissance de calcul disponible. Celui-ci est donc borné par la puissance du calculateur utilisé. La précision des résultats n'est limitée que par la précision interne de stockage de l'ordinateur et par le temps de résolution que l'on souhaite y consacrer, temps dépendant également de la puissance du calculateur. Les seules limitations de la méthode sont dues à sa grande complexité de mise en œuvre, celle-ci étant d'autant plus importante que les phénomènes, les géométries et/ou les comportements des matériaux sont complexes.

Parmi les méthodes numériques les plus fréquemment utilisées pour la modélisation de phénomènes thermiques, nous pouvons citer la méthode des différences finies ou celle des éléments finis. Ces méthodes reposent sur une discrétisation spatiale de la structure en mailles dont les sommets sont conventionnellement appelés les nœuds (mailles équivalentes à des segments pour un espace à une dimension, rectangulaires et triangulaires pour un espace à deux dimensions, tétraédriques et hexaédriques pour un espace à trois dimensions) [**CHA04**, **DHA05**]. Il existe également d'autres méthodes numériques comme les éléments de frontière (ou intégrales de surfaces) et les modèles compacts.

a) Méthodes compactes et nodales

Un modèle compact définit des relations mathématiques entre les flux de chaleur et les températures qui ne dépendent que de la constitution du modèle et pas de son environnement (les conditions aux limites) [**BOS02**]. Tel que défini par le JEDEC [**JED95**],

les relations ne font intervenir que des résistances en nombre fini (inférieur à la dizaine). Les quantités utilisées sont des valeurs moyennes (ou globales) et non distribuées, c'est dans ce sens qu'elles sont dites compactes. Les résistances sont obtenues à l'aide de modèles plus complexes ou par des mesures. Ces modèles, surtout utilisés pour des circuits intégrés (ICs), permettent des représentations simplifiées mais parfois précises du comportement thermique des composants [**ROS97**].

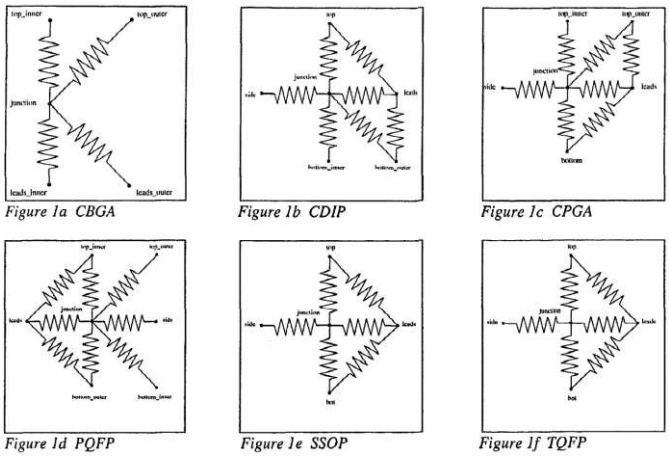


Figure IV.2 : Les différentes configurations de réseaux DELPHI adaptés aux boitiers correspondants [VIN97].

Bien que tous les modèles compacts ou numériques définissent des nœuds, la méthode nodale proprement dite met en œuvre la théorie des réseaux RC distribués [**MAS01, SZE02**] et l'analogie entre le domaine thermique et l'électrique [**TOU92**]. Le milieu matériel est discrétisé en domaines volumiques élémentaires, supposés isothermes, pour lesquels on définit une capacité thermique et des résistances thermiques suivant les directions de propagation de la chaleur. Le réseau, ainsi formé, peut alors être détaillé par un jeu d'équations algébro-différentielles qui décrit les échanges d'énergie. La principale difficulté de ce type de modèle résulte de la notion de résistance qui est directement liée à la connaissance des lignes de flux et des isothermes [**TOU92**]. Leur avantage tient dans le fait que ces modèles peuvent aisément être résolus à l'aide de solveurs de type circuit.

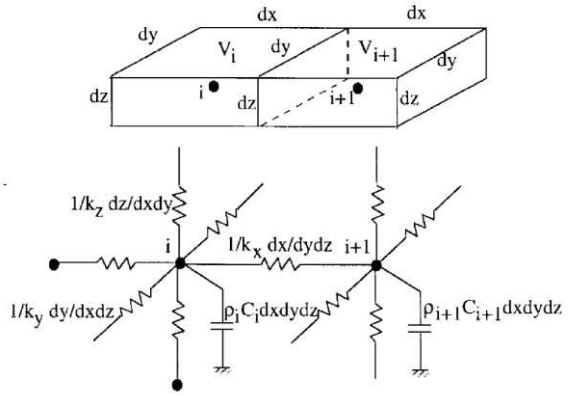


Figure IV.3 : Discrétisation de milieu et réseau RC 3D [TOU92].

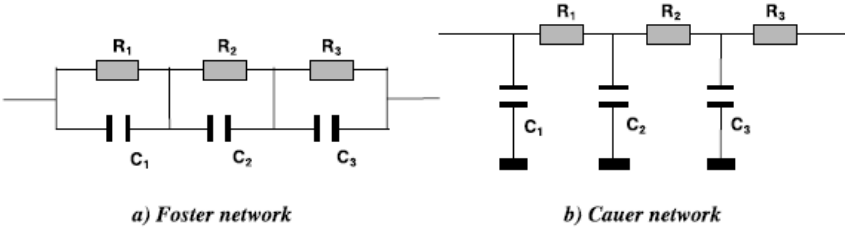


Figure IV.4 : Les deux types de réseau RC-1D [MAS01].

Malgré la simplification imposée par la méthode, les modèles nodaux sont très souvent utilisés notamment dans le cas unidimensionnel pour décrire les comportements thermique des assemblages de puissance. Des améliorations ont également été apportées pour prendre en compte certains effets, comme les non-linéarités [**GOR10**], ou des extensions pour palier à certaines insuffisances en utilisant la théorie des quadripôles [**KOM09**].

b) Méthode des éléments de frontières (Boundary Element Method)

Cette méthode met en œuvre la représentation de l'équation de la chaleur par une équation intégrale de frontière. Celle-ci dérive de l'application de la troisième identité de Green qui transforme une intégrale de volume en une intégrale de surface délimitant ce volume. La méthode des équations intégrales avec la mise en œuvre d'éléments de frontière permet de résoudre le problème de conduction de la chaleur, en statique et en transitoire, dans des structures complexes 3D multi-matériaux. Seules les surfaces délimitant les volumes de chaque matériau sont maillées, il n'est donc pas nécessaire de mailler en volume et d'introduire des inconnues à l'intérieur du volume. Cette méthode permet de ne prendre en compte que des grandeurs sur les surfaces délimitant les matériaux, y compris les interfaces entre matériaux. Cette méthode est bien décrite dans les ouvrages de Brebbia [**BRE84**] ou de Bonnet [**BON99**].

Sans entrer dans les détails, l'équation de la chaleur est réécrite sous forme intégrale sur l'espace et le temps à l'aide des fonctions de Green [**KHA04**]. La forme régularisée de cette intégrale, pour une source ponctuelle P située sur la surface S délimitant le domaine **Ω** à l'instant t_F, est donnée par :

$$\int_S q_s^* \, T(P,t_F)\, dS + \int_{t_0}^{t_F}\int_S \left(qT^* - q^*T\right) dS\, dt \; + \int_\Omega \frac{\lambda}{k} T_o \, T^* dv = 0 \qquad \text{(IV.11)}$$

la fonction de Green étant de la forme :

$$T^* = \frac{1}{\left(4\pi k\tau\right)^{3/2}} e^{-r^2/4k\tau} \quad \text{(IV.12)} \qquad \text{et le flux associé par :} \quad q^* = -\lambda \frac{\partial T^*}{\partial n} \quad \text{(IV.13)}$$

La résolution numérique nécessite que cette équation intégrale soit discrétisée à la fois en temps et en espace et résolue ensuite par une méthode de collocation. Chaque matériau est considéré comme une région de l'espace avec des propriétés physiques homogènes.

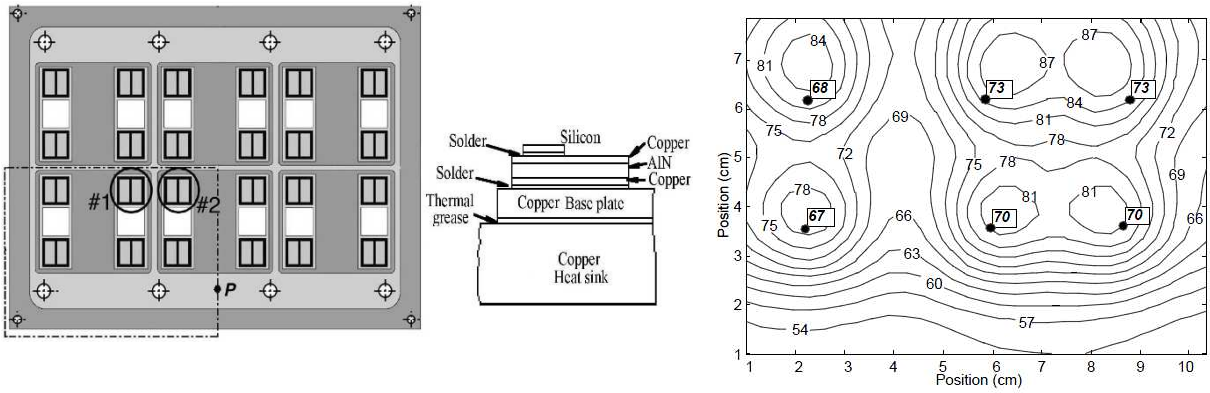


Figure IV.5 : Champs de températures obtenus par la méthode BEM sur un module IGBT de forte puissance [KHA04].

c) Méthode aux différences finies (Finite Differential Method)

Pour cette méthode, il s'agit d'obtenir, en se basant sur la technique du développement en séries de Taylor, des solutions approchées de la valeur d'une fonction en un point donné si la valeur de cette fonction et de ces dérivées sont connues en un point voisin en espace ou en temps. Dans une première phase, on définit un domaine numérique constitué par un ensemble de points discrets, appelé grille de calcul. C'est l'étape de discrétisation. Les valeurs instantanées et locales des variables dépendantes du problème sont définies sur l'ensemble des nœuds de cette grille de calcul. On notera au passage que l'erreur commise par cette méthode correspond à la différence entre la distribution continue complète et les points constituant la grille numérique. La seconde phase consiste à approximer ou à remplacer toutes les dérivées partielles par des différences finies. L'équation aux dérivées partielles est alors transformée en équation algébrique, qui est ensuite appliquée sur l'ensemble des nœuds de la grille. On obtient ainsi un système avec autant d'équations que d'inconnues. Ce système, une fois résolu par une méthode appropriée, donne une distribution discrète de la solution sur l'ensemble des points du domaine de calcul. Cette méthode a l'avantage de prendre en considération les problèmes de non-linéarité. En contrepartie, elle devient difficile à utiliser pour des géométries complexes. De plus, elle génère des systèmes algébriques de grandes tailles et des temps de résolution relativement élevés.

d) Méthode par éléments finis (Finite Elements Method)

Pour la méthode des éléments finis, encore appelée méthode de Galerkin ou approximation variationnelle, il s'agit de rechercher une solution approchée d'une fonction inconnue sur un domaine continu par une somme finie de fonctions connues sur un ensemble de sous domaines compatibles entre eux et représentant au mieux le milieu d'origine. La FEM résolvant de manière discrète les EDP, la discrétisation du problème est réalisée par découpage des différents éléments du système ou domaines en fragments appelés éléments finis. Cette étape de pavage correspond au maillage. La FEM recherche ensuite une solution S_i sur les sommets des mailles. Pour obtenir une solution locale S_{li} en tout point du système étudié, les solutions calculées sont interpolées entre deux nœuds par des fonctions

d’interpolation comme les polynômes de Lagrange du deuxième ordre. La solution finale approchée S est donc la réunion des solutions locales interpolées S_{li}. Les équations aux dérivées partielles contiennent des termes de divergence. Les intégrales de volume d'un terme de divergence sont transformées en intégrales de surface en utilisant le théorème de flux-divergence. Ces termes de flux sont ensuite évalués aux interfaces entre les éléments finis. Comme le flux entrant dans un volume donné est égal au flux sortant du volume adjacent, ces méthodes sont conservatives. Un autre avantage de la FEM est qu'elle est facilement utilisable avec des maillages non-structurés. En effet, la formulation de la méthode des éléments finis ne tient aucun compte de la complexité du maillage. C’est l’un des atouts majeurs de cette méthode, constituant ainsi un avantage sur la FDM [**CHA04**, **DHA05**].

IV.4 Modélisation thermique des bancs statiques et transitoires

Comme indiqué en introduction de ce chapitre, la modélisation thermique des deux types de bancs expérimentaux, statiques et transitoires, a été élaborée. Pour chacun des cas étudiés, avant de présenter les résultats obtenus, nous présentons la modélisation des problèmes (géométrie et matériaux, conditions initiales et aux limites, charges appliquées). Nous évoquerons également les conséquences qu’engendre le choix de la méthode d’assemblage des éléments du modèle sur l’étape du maillage.

IV.4.1 Cas du banc statique

a) Objectifs recherchés

Le modèle du banc statique a été réalisé afin de pouvoir évaluer numériquement quelques grandeurs, avec en tout premier lieu les pertes par convections latérales qui sont mesurées avec insuffisamment de précision. Nous souhaitions également vérifier le degré de véracité des hypothèses d'homogénéité des distributions surfaciques du flux de chaleur et de la température au niveau de la TIM.

b) Géométrie du modèle

Concernant le banc statique, la géométrie reprend en partie celle qui a été définie pour sa réalisation (cf. § II.2.2.a). Les systèmes mécaniques de maintien des différents éléments constituant le banc ont été supprimés puisque l’on supposera que ces derniers n’engendrent qu’une faible erreur sur l’étude thermique du système global. A noter que les éléments assurant l’isolation thermique du banc ne sont pas physiquement représentés car leur fonction est intégrée dans les conditions aux limites. La géométrie considérée pour la modélisation de ce banc est alors celle de la figure IV.6.

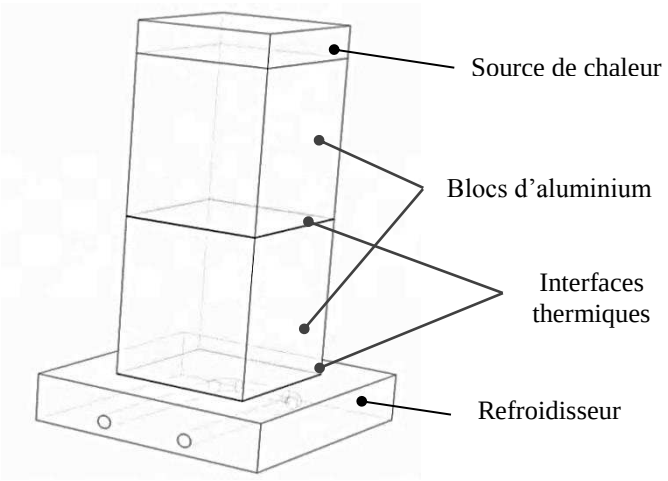


Figure IV.6 : Géométrie retenue pour la modélisation du banc statique.

Le tableau IV.1 donne, en commençant par le haut de la structure, la nature et les dimensions des matériaux composant le banc. Pour la modélisation, nous nous sommes basés sur un essai expérimental où l'interface thermique insérée entre le refroidisseur et le bloc d'aluminium inférieur est identique à celle insérée entre les deux blocs. Il s'agit de l'interface en graphite S900 dont l'épaisseur à vide est de 290 µm. Les épaisseurs des interfaces prises en compte dans le modèle correspondent en réalité à celles obtenues une fois le banc mis sous pression, c'est-à-dire après application du couple de serrage de 2 N.m sur les tiges filetées constituant le système de fixation. Ces épaisseurs ont été mesurées expérimentalement à température ambiante en suivant le protocole de mesure décrit au § II.2.3.e.

Le refroidisseur, ou boite à eau, est représenté sous la forme d'un parallélépipède plein, évidé d'une partie de matière en forme de "U" pour le circuit du liquide de refroidissement. Plus précisément, l'écoulement de l'eau est représenté physiquement par une forme tubulaire en "U", identique à celle évidée, replacée dans la zone creusée du refroidisseur. Cela nous permet d'obtenir respectivement deux domaines, l'un correspondant au refroidisseur (en aluminium), l'autre au fluide (eau).

Source de chaleur principale	Cuivre (CW004A)
Dimensions [mm×mm×mm] ± 10 µm	80 × 80 × 20
Bloc supérieur	Aluminium (2017A)
Dimensions [mm×mm×mm] ± 10 µm	80 × 80 × 100
Interface étudiée	Graphite S900
Dimensions [mm×mm×mm]	80 × 80 × 0,261
Bloc inférieur	Aluminium (2017A)
Dimensions [mm×mm×mm] ± 10 µm	80 × 80 × 100
Interface bloc d'aluminium/refroidisseur	Graphite S900
Dimensions [mm×mm×mm]	80 × 80 × 0,261
Refroidisseur	Aluminium (2017A)
Dimensions [mm×mm×mm] ± 10 µm	140 × 140 × 30

Tableau IV.1 : Nature et dimensions des sous-domaines correspondant au banc statique.

Les valeurs des principales propriétés des matériaux (conductivité thermique, masse volumique, capacité calorifique, …), introduites et utilisées dans le logiciel, sont répertoriées dans le tableau IV.2.

Matériau	**Capacité calorifique** [$J.kg^{-1}.K^{-1}$]	**Densité** [$kg.m^{-3}$]	**Conductivité thermique** [$W.m^{-1}.K^{-1}$]
Cuivre (CW004A)	386	8700	388
Aluminium (2017A)	920	2700	134
Graphite S900	710	1950	7,5

Tableau IV.2 : Propriétés des matériaux utilisés pour le banc statique.

c) Conditions initiales

On considère qu'en tout point du système étudié, la température est uniforme et vaut $T(x, y, z ; t = 0) = T_{ambiante}$. Pour cela, la température initiale a été mesurée expérimentalement, à l'équilibre thermique avant mise en chauffe. Celle-ci est en fait la moyenne des températures mesurées sur la ligne médiane du banc, températures fournies par les sondes thermocouples montées dans les blocs d'aluminium de part et d'autre de l'interface. Etant donné que la salle d'expérimentation est régulée en température par un système de climatisation, la valeur obtenue à chaque essai est relativement constante et vaut 19°C. Ceci est bien évidement vrai lorsque le banc est à l'équilibre thermique, c'est-à-dire après au moins 10 heures au repos à température ambiante avec un refroidissement convectif naturel et sans système d'isolation thermique suite à une caractérisation.

d) Conditions aux limites

Tout d'abord, la surface supérieure du modèle géométrique est considérée adiabatique. En effet, la source secondaire est utilisée pour éviter les pertes thermiques vers le haut. Ensuite, on admet l'existence d'une convection naturelle sur les toutes les autres surfaces du banc (latérales et boite à eau). Les choix effectués sur la géométrie lors de la construction du modèle nous amènent à considérer deux conditions de convection distinctes, l'une mise en œuvre sur le refroidisseur, l'autre sur le reste de l'empilement, toutes deux étant issues de la même convection naturelle appliquée au banc.

- Le refroidisseur étant dépourvu d'isolation thermique, la convection naturelle s'applique directement sur toutes les surfaces latérales de la boîte à eau, hormis la zone de contact avec les éléments formant le reste du montage. La valeur du coefficient de convection naturelle, noté h_{ext}, est choisie à 5 $W.K^{-1}.m^{-2}$.
- Sur les surfaces latérales des blocs, nous avons aussi une convection naturelle, mais contrairement au cas du refroidisseur, celle-ci s'applique sur les surfaces du système permettant d'isoler thermiquement le banc. L'isolation thermique se compose d'une paroi polymère en téflon (cf. § II.2.2.b), d'épaisseur $e_{téflon}$, mais aussi d'une couche d'air, d'épaisseur e_{air}, créée par l'espace laissé entre l'isolant et les éléments du banc. Ceci est

schématisé en figure IV.7. Le coefficient de convection équivalent doit donc prendre en compte la conduction à travers les matériaux assurant l'isolation thermique du banc (non représentés physiquement dans la géométrie, mais dont les effets doivent être intégrés dans le modèle) ainsi que la convection du milieu extérieur sur les parois latérales isolant ce dernier.

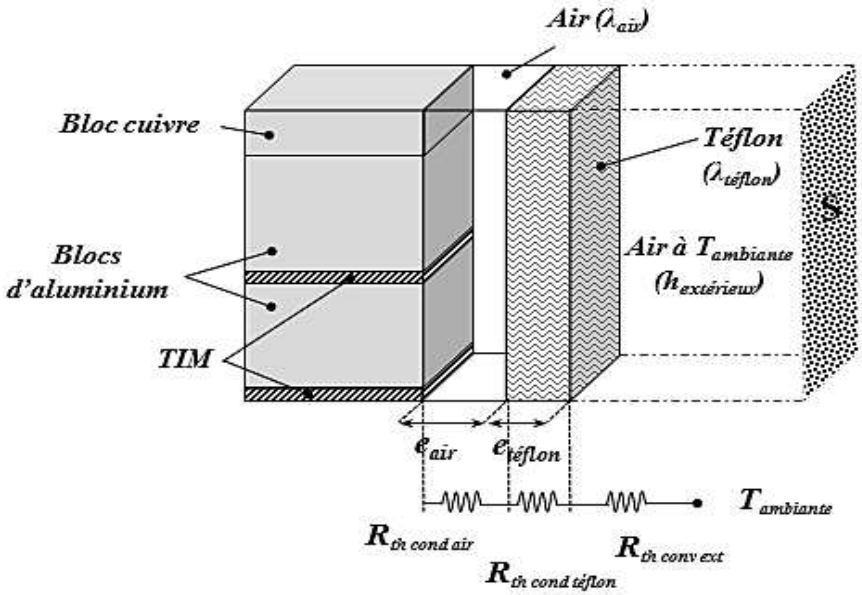


Figure IV.7 : Schématisation des éléments du banc statique situés au-dessus du refroidisseur pour le calcul du coefficient de convection équivalent.

La résistance thermique de convection équivalente $R_{th_conv_eq}$, pour une surface S, est alors définie comme suit :

$$R_{th_conv_eq} = \frac{1}{h_{conv_eq}.S} = R_{th_cond_air} + R_{th_cond_téflon} + R_{th_conv_ext} \qquad \text{(IV.14)}$$

Dans cette expression, h_{conv_eq}, $R_{th_cond_air}$, $R_{th_cond_téflon}$ et $R_{th_conv_ext}$ sont respectivement le coefficient de convection équivalent, la résistance thermique de conduction engendrée par la couche d'air, celle créée par la paroi en téflon et la résistance thermique de convection vers le milieu extérieur. En utilisant les relations qui donnent les différentes résistances de conduction ou de convection, (IV.14) peut être réécrite :

$$R_{th_conv_eq} = \frac{1}{h_{conv_eq}.S} = \frac{e_{air}}{\lambda_{air}.S} + \frac{e_{téflon}}{\lambda_{téflon}.S} + \frac{1}{h_{ext}.S} = \frac{1}{S}.\left(\frac{e_{air}}{\lambda_{air}} + \frac{e_{téflon}}{\lambda_{téflon}} + \frac{1}{h_{ext}}\right) \qquad \text{(IV.15)}$$

où λ_{air}, $\lambda_{téflon}$ sont respectivement la conductivité thermique de l'air et celle du téflon.

D'où :

$$h_{conv_eq} = \left(\frac{e_{air}}{\lambda_{air}} + \frac{e_{téflon}}{\lambda_{téflon}} + \frac{1}{h_{ext}}\right)^{-1} \qquad \text{(IV.16)}$$

Le tableau IV.3 regroupe les valeurs des différents paramètres ainsi que la valeur calculée du coefficient de convection équivalent pour la partie du banc statique située au-dessus du

refroidisseur. On peut constater que, d'une situation de faible convection naturelle extérieure, l'isolation avec l'air et le téflon réduit encore un peu (comme attendu) cette convection.

e_{air} [mm]	λ_{air} [W.K^{-1}.m^{-1}]	$e_{téflon}$ [mm]	$\lambda_{téflon}$ [W.K^{-1}.m^{-1}]	h_{ext} [W.K^{-1}.m^{-2}]	$\mathbf{h_{conv_eq}}$ [W.K^{-1}.m^{-2}]
0,5	0,0262	12	0,25	5	**3,74**

Tableau IV.3 : Valeur du coefficient de convection équivalent et des paramètres utilisés pour sa détermination.

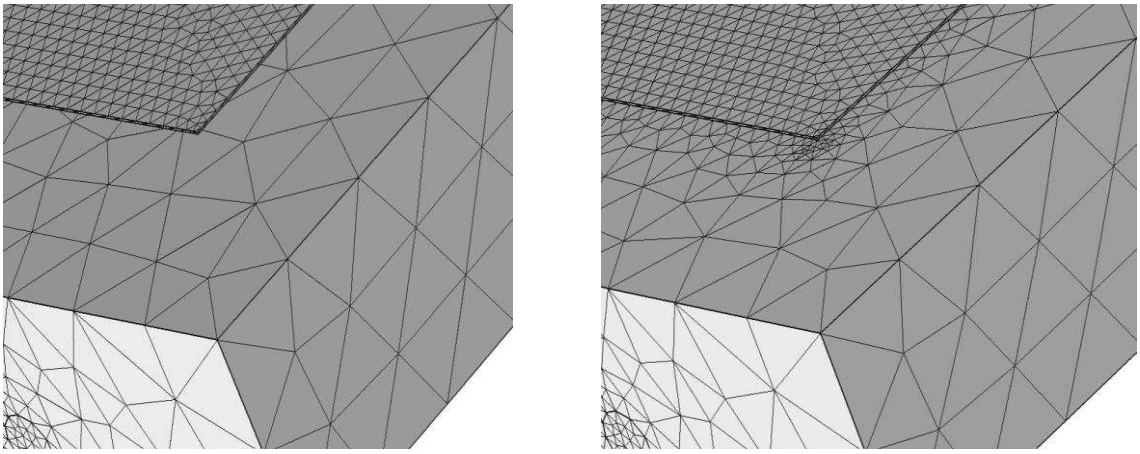
Enfin, un flux thermique est appliqué au banc statique généré par les quatre cartouches chauffantes équipant la source de chaleur principale. La puissance électrique mesurée lors de l'expérimentation est de 345 W. C'est ce même flux de chaleur qui est appliqué, dans le modèle, sur la surface supérieure du bloc de cuivre représentant la source de chaleur.

e) Problèmes connexes de modélisation

Ces difficultés sont liées aux résistances de contact existant entre les milieux matériels, notamment au niveau des interfaces thermiques à cause de leur faible épaisseur, et à la manière de les prendre en compte dans le modèle. La création de ces résistances peut se faire suivant deux méthodes :

- par introduction dans l'assemblage de domaines supplémentaires correspondant à chaque fois à une résistance thermique de contact ;
- ou bien par la manière d'assembler les domaines matériels. Cet assemblage est effectué de façon à ce que la géométrie des éléments puisse être différente sur les faces en contact. Cette méthode d'assemblage, qui correspond au mode "Form assembly", permet ainsi la création de "pairs" entre chaque domaine du montage. Ces pairs sont en réalité des domaines virtuels, car non représentés dans la géométrie, pour lesquels il est possible d'associer un certain nombre de fonctions, comme celle de résistance thermique de contact. C'est cette méthode que nous avons privilégiée puisqu'elle autorise des modifications sur les fonctions choisies sans avoir à toucher à la géométrie et au maillage des domaines les représentant.

Les figures IV.8 représentent le maillage de deux domaines d'épaisseur très différente, à savoir le refroidisseur et l'interface thermique située entre ce dernier et le bloc d'aluminium inférieur. Dans chacun des cas, le maillage est réalisé avec le même paramétrage mais avec un mode d'assemblage différent. En figure IV.8.b, la géométrie des éléments de discrétisation doit s'adapter et on peut observer une intensification du nombre de mailles afin de pouvoir assurer une continuité du maillage d'un domaine à l'autre. Ce n'est pas le cas avec la méthode des "pairs" visible en figure IV.8.a.



a) Maillage pour un assemblage de domaines en mode "Form assembly".

b) Maillage pour un assemblage de domaines en mode "Form union".

Figure IV.8 : Exemples de mode de maillage pour le banc statique (avec des éléments tétraédriques).

Les résistances thermiques de contact, dont les valeurs sont indiquées sur la figure IV.9, ont été ajustées de façon à ce que le résultat de la modélisation nous permette de retrouver celui de l'expérimentation au niveau de points précis situés sur la ligne médiane du banc. Ces points sont la température de régulation au niveau de la source de chaleur principale, les températures extrapolées sur les extrémités de chacun des blocs d'aluminium, la température d'entrée du liquide de refroidissement. Nous reviendrons sur cette partie lors de la présentation des résultats.

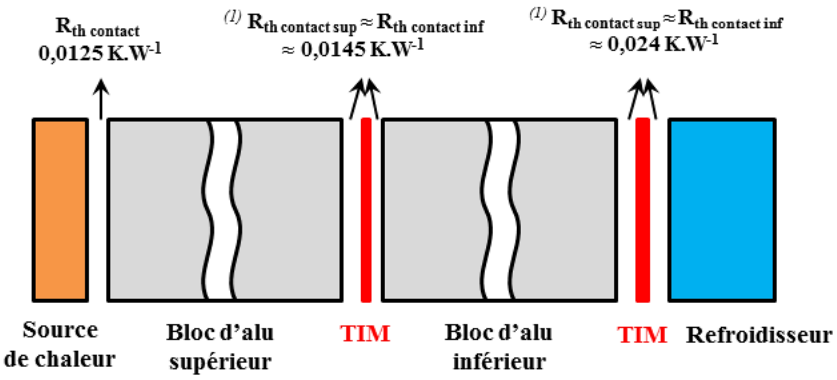


Figure IV.9 : Valeur des résistances de contact utilisées pour la simulation du banc statique.

(1) *Les matériaux mis en jeu de part et d'autre de l'interface thermique étant identiques (même nature et usinage), on fera l'hypothèse que les deux résistances thermiques de contact de chacune des faces de l'interface sont semblables.*

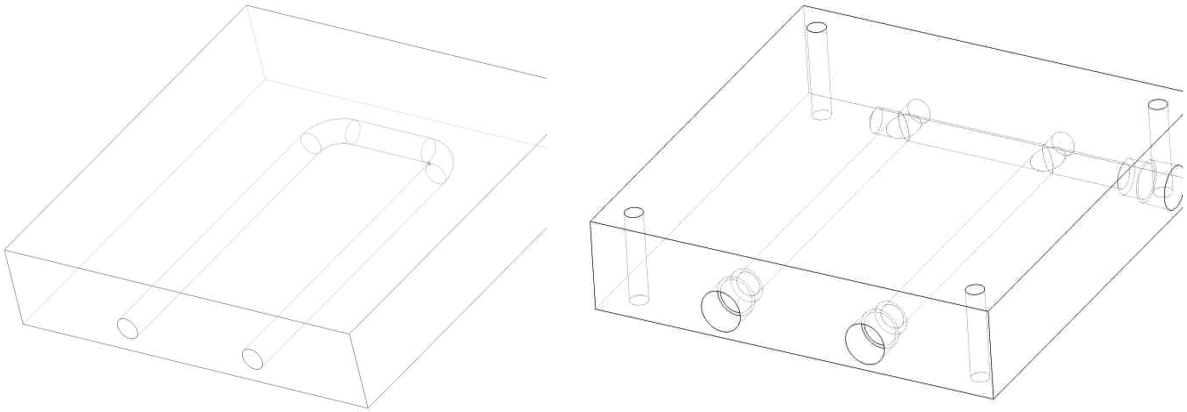
Il est à noter qu'une résistance thermique de contact a dû être introduite au niveau du contact entre le fluide de refroidissement et la paroi métallique du circuit du refroidisseur afin de tenir compte d'un contact imparfait entre les deux milieux matériels et de conditions d'écoulement non parfaitement connues. Le circuit réel et la vitesse du fluide induisent probablement un

écoulement fortement turbulent alors que l'écoulement modélisé est de type laminaire, voir le paragraphe "Hypothèses simplificatrices" ci-dessous. La valeur de la résistance thermique de contact a été choisie de façon à ce que les résultats de la simulation soient cohérents avec ceux obtenus lors de l'essai expérimental. Celle-ci est égale à 0,0745 $K.W^{-1}$.

f) Hypothèses simplificatrices

Pour la modélisation, un certain nombre d'hypothèses simplificatrices ont été pris en compte :

- La dissipation de puissance se fait de façon uniforme sur la surface supérieure de la source de chaleur.
- Les propriétés physiques des matériaux sont choisies invariantes avec la température.
- L'écoulement du fluide de refroidissement est considéré dans le modèle comme étant laminaire. Avec ce choix, s'ajoute une simplification de la géométrie du refroidisseur s'opérant sur le profil du tube dédié au passage du liquide de refroidissement. Alors que sa forme en "U" a été conçue avec des angles droits munis d'excavations aux extrémités dans sa version industrielle (cf. Fig. IV.10.b), elle est dessinée avec des angles arrondis dans le cas du modèle (cf. Fig. IV.10.a).



a) Géométrie du modèle. *b) Géométrie de la version industrielle.*

Figure IV.10 : Profil du tube pour le passage de l'eau dans le refroidisseur dédié au banc statique.

La forme du tube et son état de surface interne dans le modèle industriel génèrent au niveau de l'écoulement du fluide des comportements extrêmement complexes (turbulences), pour lesquelles nous n'avons pas d'informations expérimentales. Hormis les données dimensionnelles du refroidisseur, les seules autres données dont nous disposons pour sa modélisation sont le débit du fluide et sa température d'entrée. Nous rappelons que le liquide utilisé est de l'eau de ville non traitée, distribuée au niveau des laboratoires en circuit fermé avec une régulation en température de 10°C. Un régulateur de pression assure un débit constant de 2,5 $l.mn^{-1}$ au niveau du refroidisseur, dont la valeur est contrôlée par un débitmètre.

g) Résultats de simulation

En vue de pouvoir comparer les résultats obtenus avec l'expérience, les valeurs d'entrée utilisées pour effectuer la simulation du banc statique sont celles qui ont été mesurées lors de l'essai. Ces valeurs, données tout au long de l'élaboration du modèle, sont récapitulées dans le tableau IV.4.

Puissance dissipée (source de chaleur) [W]	Convection sur la partie supérieure du refroidisseur [$W.K^{-1}.m^{-2}$]	Convection au niveau du refroidisseur [$W.K^{-1}.m^{-2}$]	Température d'entrée d'eau [°C]	Débit d'eau [$m^3.s^{-1}$]	Température ambiante [°C]
345	3,74	5	10	$41,7.10^{-6}$	19
$R_{th\ contact}$ [$K.W^{-1}$] (source de chaleur-bloc alu sup)		$R_{th\ contact}$ [$K.W^{-1}$] (bloc alu sup-TIM-bloc alu inf)		$R_{th\ contact}$ [$K.W^{-1}$] (bloc alu inf-TIM-refroidisseur)	
0,0125		0,0289		0,0480	

Tableau IV.4 : Valeurs d'entrée utilisées pour la simulation du banc statique.

La figure IV.11 présente la distribution de la composante verticale du flux de chaleur conduit sur les faces supérieures et inférieures des deux blocs d'aluminium encadrant la TIM étudiée. A des fins de comparaison, l'échelle utilisée pour les différents relevés est identique. On peut constater que le flux est homogène sur les différentes surfaces situées sur la partie haute du banc (cf. Fig. IV.11.a, IV.11.b et IV.11.c), sauf sur la surface basse de l'empilement où sa distribution est partiellement affectée par le refroidisseur (cf. Fig. IV.11.d).

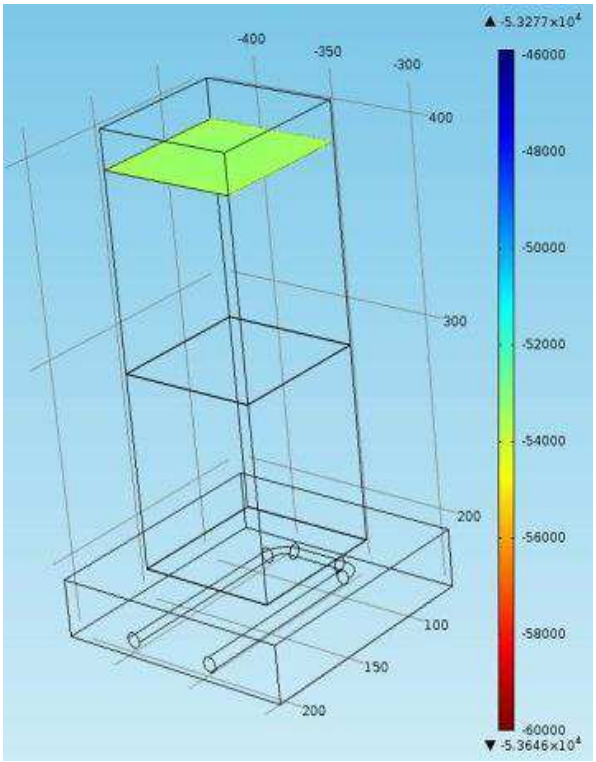
La figure IV.12 donne la distribution des températures sur les mêmes surfaces. L'analyse complète de ces distributions montre que celles-ci sont assez homogènes et ne dépendent que de la côte z.

A partir des figures IV.11.b et IV.11.d, il est possible d'évaluer les pertes thermiques sur les blocs d'aluminium supérieur et inférieur à partir de la puissance électrique injectée P_e (345 W) et la surface d'injection S (64 cm^2). Les résultats sont présentés dans le tableau IV.5.

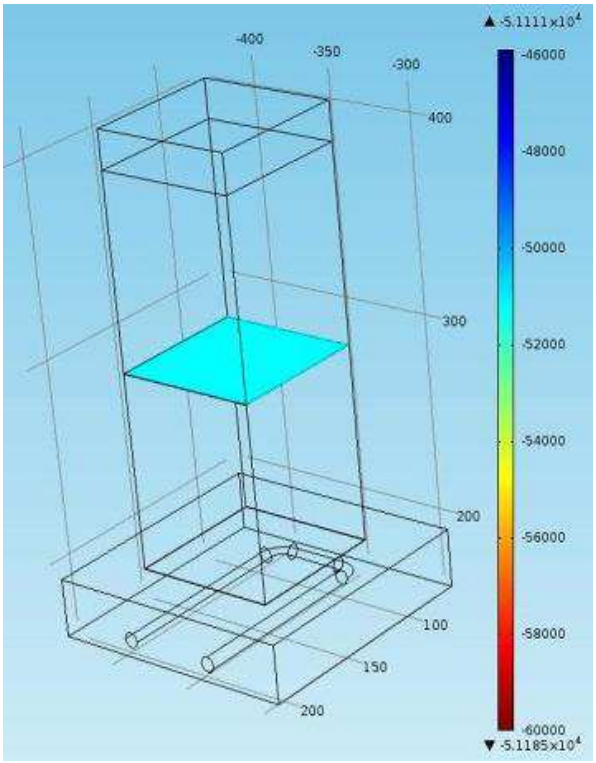
Surface basse du bloc supérieur	**Φ_1 [$W.m^{-2}$]** (cf. Fig. IV.11.b)	**P_1 [W]**	**Pertes sur le bloc supérieur P_e-P_1 [W]**	**Répartition des pertes le long du banc**
	51230	328	17	2/3
Surface basse du bloc inférieur	**Φ_2 [$W.m^{-2}$]** (cf. Fig. IV.11.d)	**P_2 [W]**	**Pertes sur le bloc inférieur P_2-P_1 [W]**	
	50000	320	8	1/3

Tableau IV.5 : Répartition des pertes thermiques le long du banc expérimental.

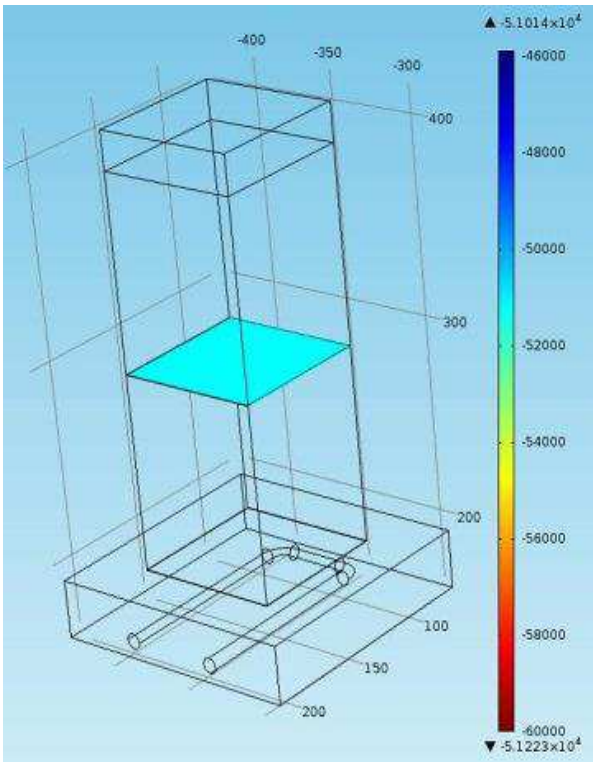
Nous voyons que la répartition des pertes thermiques le long du banc expérimentale se fait suivant un rapport 2/3 sur le bloc d'aluminium supérieur et 1/3 sur le bloc inférieur, ce qui est à priori logique.



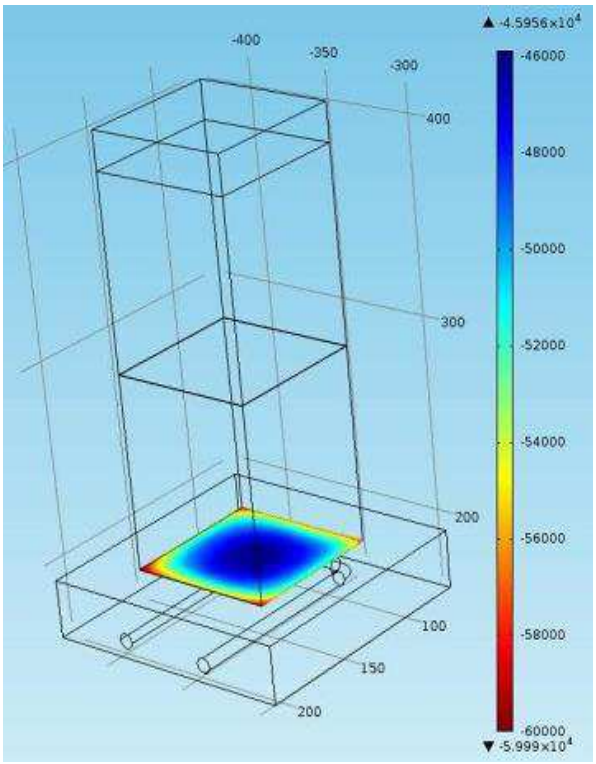
a) Surface haute du bloc supérieur.



b) Surface basse du bloc supérieur.

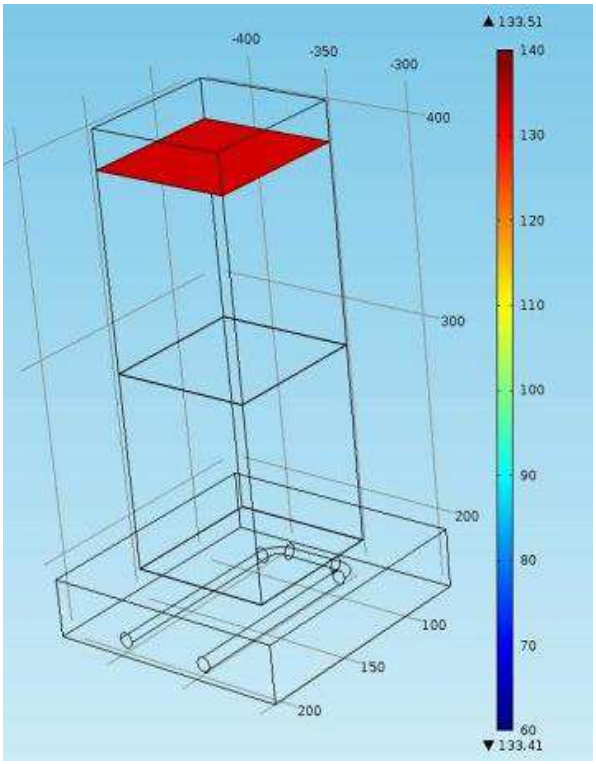


c) Surface haute du bloc inférieur.

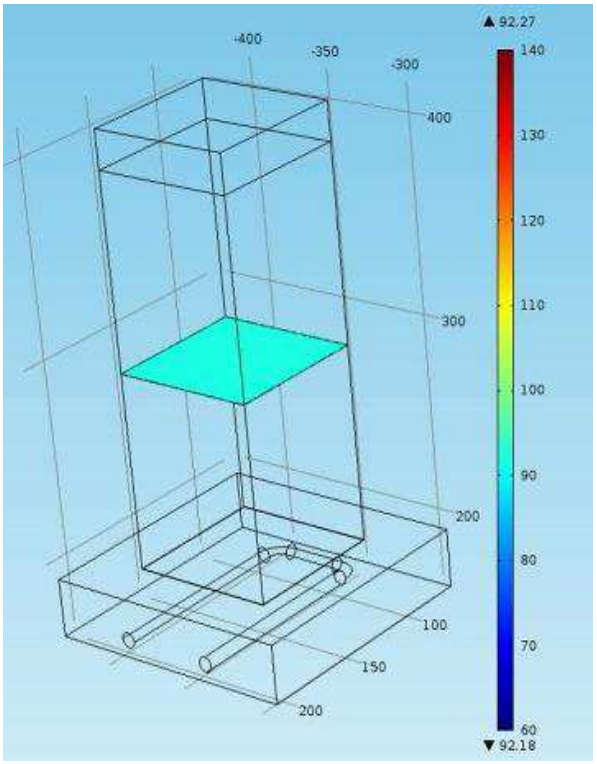


d) Surface basse du bloc inférieur.

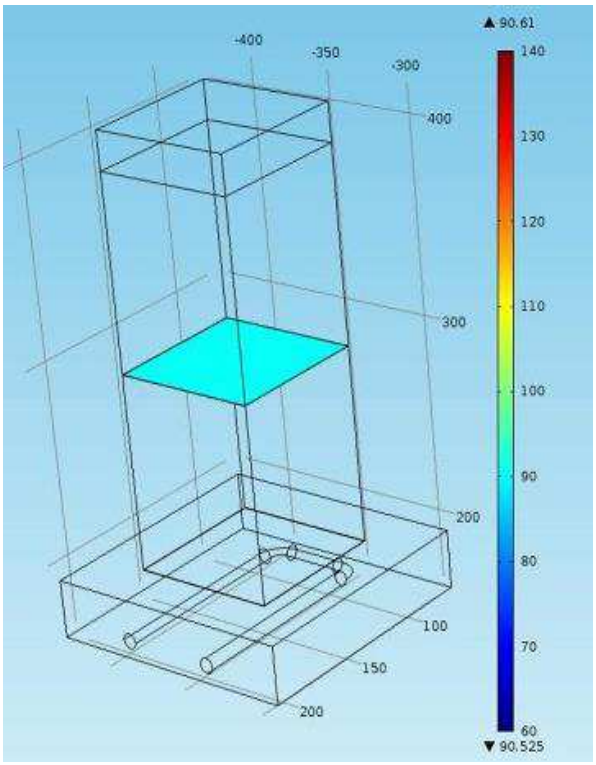
Figure IV.11 : Distribution du flux de chaleur conductif en différents points du banc statique.



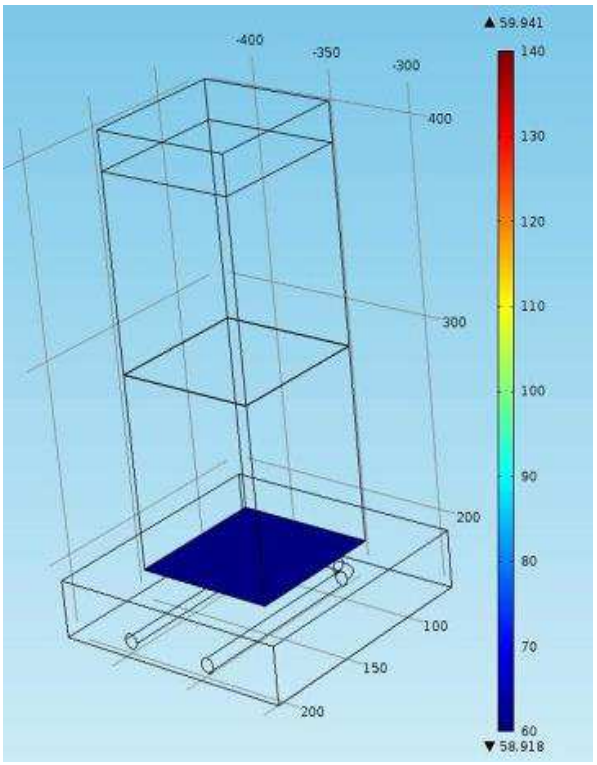
a) Surface haute du bloc supérieur.



b) Surface basse du bloc supérieur.



c) Surface haute du bloc inférieur.



d) Surface basse du bloc inférieur.

Figure IV.12 : Distribution de la température en différents points du banc statique.

Enfin, la distribution de température le long du fluide de refroidissement est visible dans la figure IV.13. On peut apercevoir que la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau est de l'ordre de 4,5°C, tout à fait comparable à celles obtenues lors des expérimentations.

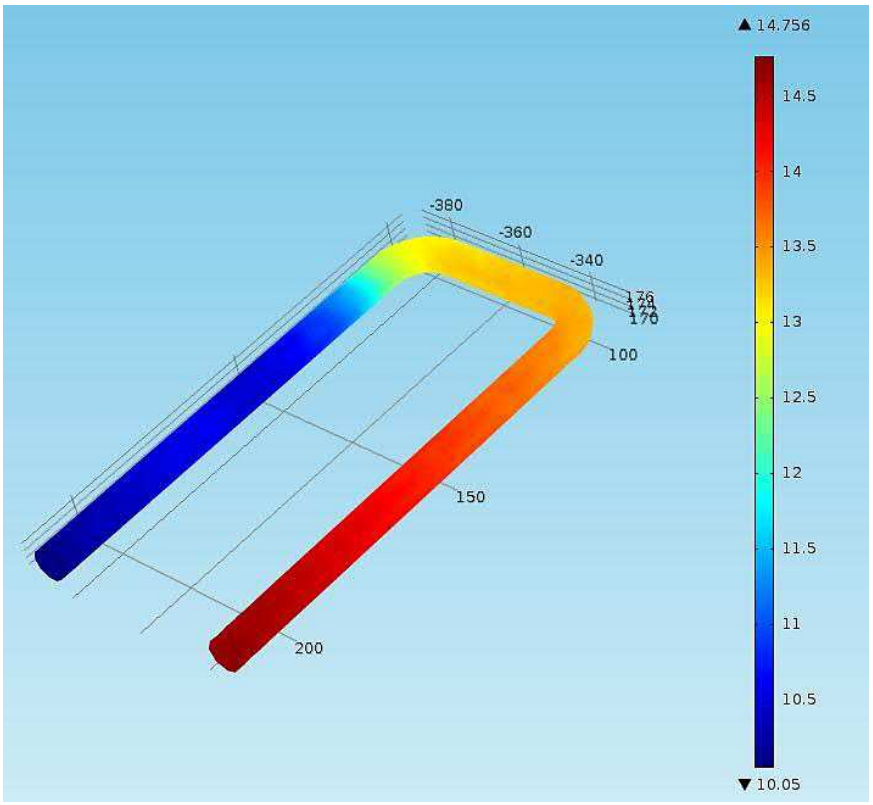


Figure IV.13: Distribution de la température sur la surface du tube dédié au passage du liquide de refroidissement.

Nous allons maintenant comparer la distribution de température le long de la ligne médiane du banc obtenue lors d'un essai expérimental avec celle du modèle. Les résultats sont représentés sur le graphe de la figure IV.14, la courbe pleine symbolisant la distribution de température simulée, les points étant ceux des températures mesurées par les thermocouples localisés dans chacun des blocs d'aluminium dans le montage expérimental (cf. § II.2.1 et § II.3.1).

Ce résultat de simulation semble cohérent avec l'expérimentation puisque la courbe de température simulée le long de la ligne médiane du banc se situe bien dans l'incertitude des points de mesure. Il en est de même pour les valeurs de température au niveau des surfaces des blocs d'aluminium, ces dernières étant comprises dans l'incertitude des valeurs extrapolées aux extrémités des blocs trouvées expérimentalement.

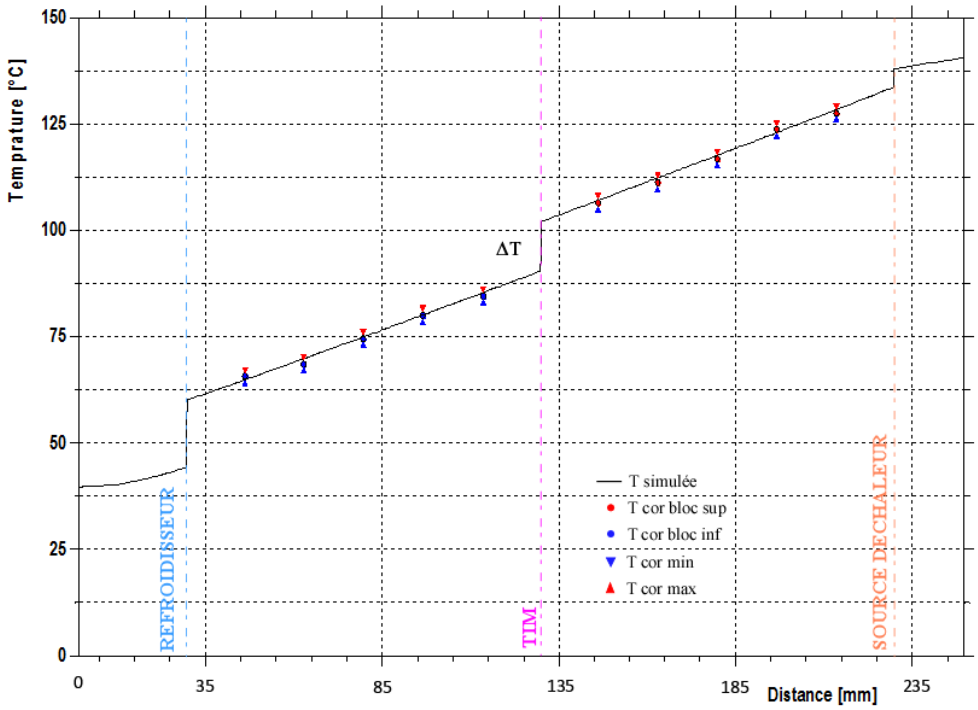


Figure IV.14 : Distribution de la température en différents points du banc statique.

IV.4.2 Modélisation de l'expérience en méthode transitoire

a) Objectifs recherchés

Concernant la simulation des expériences en "transitoire", il ne s'agira pas tant de comparer les grandeurs que d'étudier numériquement la sensibilité de certaines propriétés thermophysiques (conductivité thermique et chaleur spécifique) des TIMs sur les réponses transitoires obtenues. L'objectif recherché est purement qualitatif. Il s'agit surtout de vérifier par simulation que ces propriétés ont d'une part, un effet détectable par analyse transitoire et d'autre part, que la sensibilité de la méthode est suffisante pour détecter de faibles variations de propriétés dues au vieillissement.

b) Présentation du modèle

La géométrie modélisée représente le montage de la figure III.4 du précédent chapitre sans le système utilisé pour la mise en pression de la TIM sous la semelle du composant. Ainsi, sur la figure IV.15 suivante, nous reconnaissons l'IGBT brasé sur sa semelle. La TIM est placée bien sûr entre la semelle et le diffuseur de chaleur en cuivre. L'objectif n'étant pas de faire une analyse quantitative avec des comparaisons de résultats, le refroidisseur à ailette a été simplement ramené à une convection équivalente sur la face inférieure du diffuseur. Le tableau IV.6 donne les dimensions et les propriétés des matériaux utilisés dans les simulations à suivre. La TIM modélisée est la feuille de graphite (Egraf 1205A) qui a une conductivité thermique anisotrope.

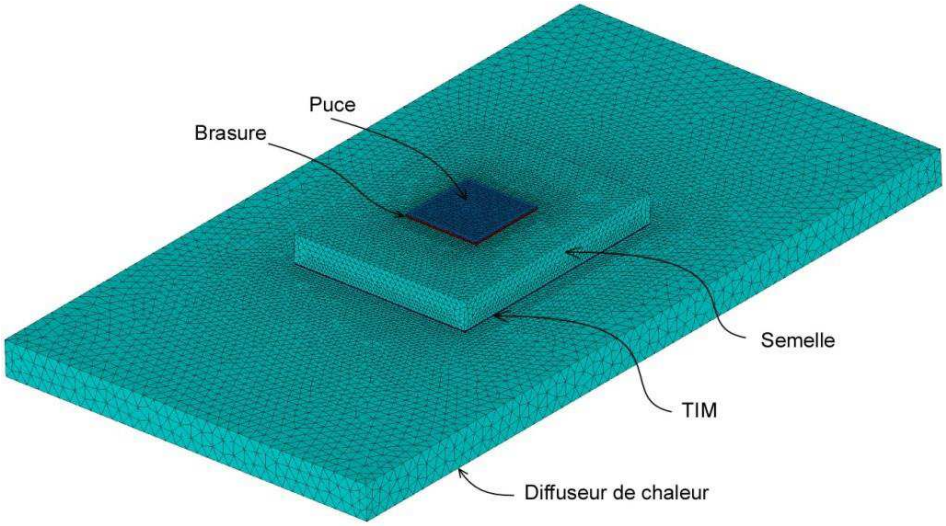


Figure IV.15 : Géométrie et maillage du modèle de l'assemblage utilisé.

	Dimension (x, y, z) [mm×mm×mm]	**Conductivité thermique [W.m^{-1}.K^{-1}]**	**Chaleur spécifique [J.Kg^{-1}.°C^{-1}]**	**Densité**
Puce (Si)	6,6 × 6,6 × 0,1	140	710	2330
Brasure	6,6 × 6,6 × 0,2	25	138	11000
Semelle (Cu)	20 × 16 × 2,4	395	390	8960
TIM	20 × 16 × 0,1	7 (selon z) 450 (selon x et y)	670	1600
Diffuseur (Cu)	62 × 34 × 3	395	390	8960

Tableau IV.6: Dimensions et propriétés des matériaux du modèle.

Un flux de chaleur de 2,8 W.cm^{-2} est réalisé à travers une surface active de la puce de 6 mm sur 6 mm pour obtenir une source de 1 W sur la puce. L'ensemble des faces latérales et supérieures sont considérées adiabatiques et une condition de transfert par convection est modélisée sur la face inférieure du diffuseur de cuivre, avec un coefficient de convection sur la face arrière de 50 W.m^{-2}.K^{-1} et une température ambiante à 0°C. La valeur du coefficient d'échange a été déduite des performances du refroidisseur à ailettes à convection forcée. Enfin, les conditions initiales de température ont été fixées à 0°C.

A titre d'illustration, la figure IV.16 suivante donne la distribution de température dans la structure avec une coupe effectuée de manière verticale. L'échelle donnée est celle des températures. On peut y observer que l'interface joue un rôle barrière à la diffusion du flux de chaleur ; la même chose est observable au niveau de la brasure, également mauvaise conductrice de la chaleur.

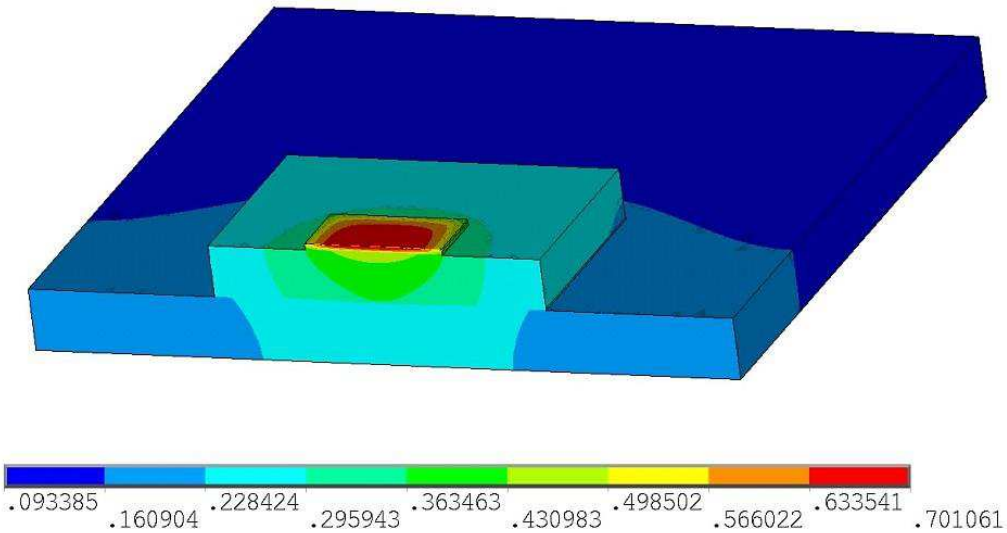


Figure IV.16 : Distribution de température après 4s du début de l'échelon de puissance.

c) Effets d'une variation des propriétés thermiques de la TIM

Nous avons évalué l'influence d'une variation de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique de la TIM sur la réponse thermique transitoire d'un échelon de flux de chaleur sur ce montage.

En premier lieu, nous avons vérifié qu'une modification de la chaleur spécifique n'a aucun effet sur les résultats obtenus. Pour cette raison, nous ne présentons pas les résultats qui n'apportent rien de "visuel". Cette observation est liée à la très faible épaisseur de l'interface et donc au très faible volume. Ainsi, pour des interfaces de cette épaisseur, une modification de la chaleur spécifique, ou d'ailleurs de la masse volumique qui intervient dans l'équation de la chaleur (Eq. IV.10), n'a aucun effet notable sur le comportement thermique. Finalement, seule la conductivité thermique aura un effet, que l'on présente ci-après.

Dans la figure IV.17 suivante, nous pouvons voir cette influence sur la réponse thermique transitoire à un échelon de puissance par rapport à l'ambiante et sur les deux premières secondes du phénomène. Afin de comparer ces résultats à ceux expérimentaux donnant la "pseudo-impédance" définie dans le chapitre III, différence entre les impédances de la jonction et de la semelle par rapport à l'ambiante, cette dernière grandeur est présentée dans la figure IV.18.

Dans ces figures, nous pouvons voir cette influence sur la réponse thermique transitoire à un échelon de puissance. Dans cette figure, la courbe noire est celle obtenue pour la valeur initiale de conductivité thermique selon z de la TIM ($\lambda_0 = 7\, W.m^{-1}.K^{-1}$). Les valeurs de conductivité transversales n'ont pas été modifiées et sont celles apparaissant dans le tableau IV.6. Les courbes bleue et rouge, de part et d'autre de la noire, sont celles obtenues avec une modification respectivement de +40% et de -40% de cette valeur, autrement dit des valeurs de 9,8 $W.m^{-1}.K^{-1}$ et 4,2 $W.m^{-1}.K^{-1}$.

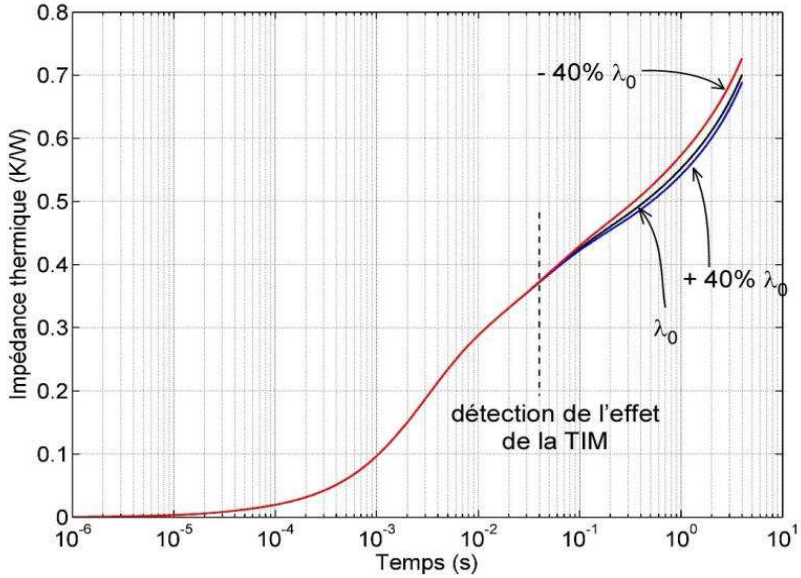


Figure IV.17 : Effet d'une variation de la conductivité thermique (selon z) sur l'impédance thermique.

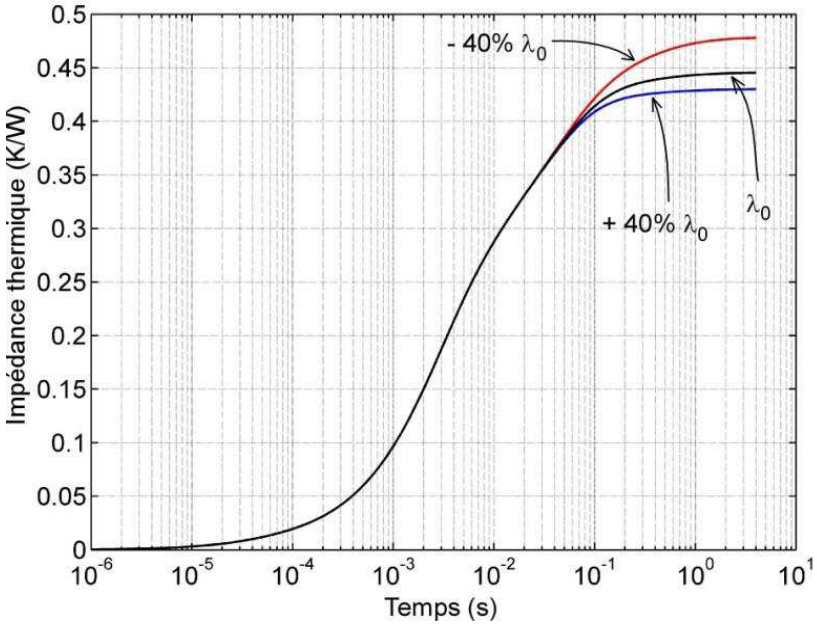


Figure IV.18 : Effet d'une variation de la conductivité thermique (selon z) sur la "pseudo-impédance" thermique.

Nous pouvons observer que les courbes se séparent autour de l'instant 40 ms, temps nécessaire au flux de chaleur pour atteindre la TIM. Avant cet instant, l'interface thermique est indétectable avec cette caractéristique d'impédance thermique. Nous pouvons également remarquer que l'effet n'est pas proportionnel sur l'élévation de température. Cette élévation est quasiment doublée dans le cas de l'augmentation de la conductivité (+ 40%) par rapport à celle de la diminution (- 40%). Comme nous pouvons raisonnablement imaginer que le

vieillissement devrait impacter cette propriété plutôt à la hausse qu'à la baisse, nous pouvons également imaginer l'effet amplificateur de cette variation.

Si l'on analyse la distribution spectrale des constantes de temps avec la méthode présentée dans le chapitre précédent, nous obtenons les courbes enveloppes présentées dans la figure IV.19 ci-dessous. Pour chacune des impédances de la figure IV.19, cette analyse a été réalisée pour un nombre n = 100 cellules RC et un nombre de 80.000 itérations. Cette analyse montre deux constantes de temps principales, l'une autour de 3 ms et l'autre autour de 40 ms. Là encore, l'effet n'est pas détectable pour les faibles valeurs de constantes de temps. Par contre un effet est visible à partir de 10 ms, plus tôt qu'avec l'aide de l'impédance thermique. Une dégradation des performances de la TIM avec la diminution de la conductivité thermique (courbe rouge) emmène une augmentation globale des valeurs des amplitudes, avec un léger décalage vers la droite (vers les fortes constantes de temps). Même si une légère baisse est observée vers les 40 ms, globalement cette courbe enveloppe est plus large avec de plus une remontée vers les constantes de temps les plus élevées (sur la droite). En d'autres termes, la distribution spectrale montre une légère redistribution vers les fortes constantes de temps avec une augmentation globale des résistances et des capacités thermiques distribuées.

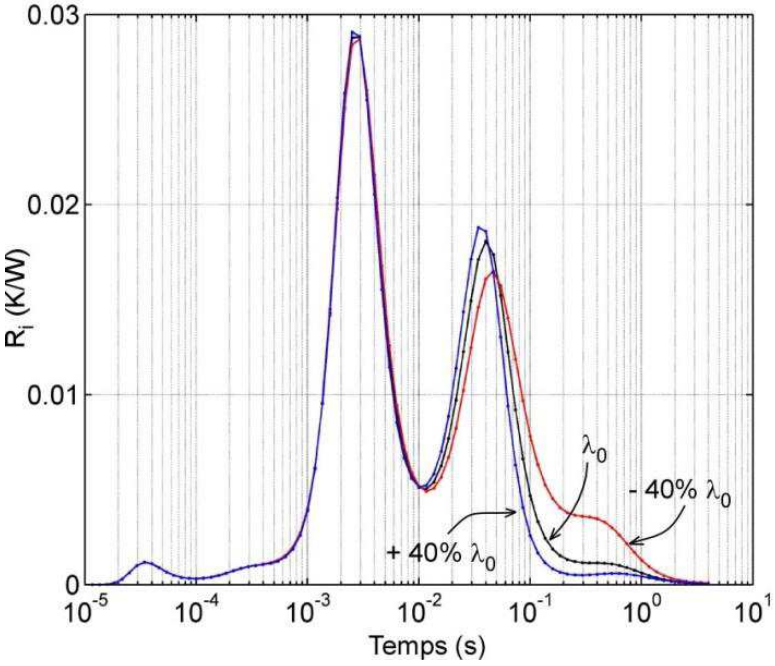


Figure IV.19 : Effet de la variation de la conductivité thermique sur la distribution spectrale des constantes de temps.

IV.5 Conclusion du chapitre IV

Dans cette partie, nous avons mené des investigations numériques pour simuler les deux types d'expérimentation menés dans ce mémoire et présentés dans les chapitres précédents. Dans le cas du banc statique, nous avons pu montrer que les distributions de flux de chaleur et de température ne dépendent que de la côte z du montage et sont donc assez homogènes sur les plans horizontaux. Nous avons pu évaluer la répartition des pertes le long du montage, celles-ci se répartissant de la façon suivante 2/3-1/3 entre le bloc d'aluminium supérieur et inférieur.

Les simulations sur la méthode dynamique nous ont permis de mettre en évidence l'influence négligeable de l'évolution éventuelle de la chaleur spécifique avec le vieillissement sur la réponse thermique transitoire. A contrario, comme on peut l'imaginer, la conductivité thermique a une forte influence sur ce comportement. Cela a également été mis en évidence avec l'analyse des distributions spectrales des constantes de temps de la structure.

Conclusion générale

Les travaux présentés dans ce mémoire nous ont permis d'apporter quelques éléments sur les méthodes et outils afin de progresser dans la compréhension, la détection et l'estimation de la dégradation des propriétés thermiques des matériaux d'interfaces vis-à-vis de sollicitations thermiques comme celles rencontrées dans le domaine aéronautique. Ces interfaces thermiques ou TIMs sont les matériaux insérés entre les modules électroniques de puissance et les systèmes de refroidissement lors de leur assemblage.

Le premier chapitre a permis de présenter la problématique du transfert de chaleur des modules semi-conducteurs et de poser le problème délicat apporté par les interfaces thermiques. En effet, comme leur rôle principal est de faciliter le passage du flux de chaleur du composant vers le dissipateur, leur usage est indispensable et ceci bien qu'elles soient responsables de la plus grande partie de la résistance thermique globale du système thermique. Nous avons proposé une revue des principales familles de matériaux d'interfaces thermiques, accompagnée de leurs phénomènes de dégradation. Un comparatif de leurs caractéristiques ainsi que de leurs avantages et inconvénients a été également présenté. Cette étude bibliographique s'est terminée par une présentation des principales méthodes de caractérisation des propriétés thermo-physiques de ces matériaux d'interfaces.

Etant donné qu'en mode de fonctionnement la résistance apparente du matériau d'interface thermique intervient fortement dans l'évacuation de l'énergie dissipée par le semi-conducteur, elle apparait comme le paramètre à évaluer avec exactitude pour pouvoir effectuer des choix dans la conception des chaines de refroidissement. En se référant à l'étude bibliographique sur les méthodes d'estimation des propriétés thermophysiques des matériaux, nous avons vu que la méthode la plus adaptée pour mesurer cette résistance thermique apparente dans des conditions proches de celles de l'application, c'est-à-dire sous pression, est celle de la barre en régime permanent. C'est cette méthode, d'ailleurs normalisée (ASTM D5470), qui a été sélectionnée dans le second chapitre pour être mise en œuvre au travers d'un banc expérimental novateur qui permet d'effectuer à la fois le vieillissement des TIMs et leur caractérisation thermique, et ceci toujours dans les mêmes conditions de pression. Ceci constitue un des apports innovants de cette thèse. Nous avons présenté la démarche de vieillissement et de caractérisation de la résistance thermique de trois types de matériaux d'interfaces soumis à 1500 cycles de températures entre -50°C et 150°C. Il s'agit d'une interface à changement de phase (Hiflow 300P), d'une interface en feuille de graphite (Egraf 1205A) et une à base de polymère (Compelma T014). Les principales difficultés sont apparues avec la méconnaissance des résistances de contact et de leur rôle sur le comportement global lors du cyclage thermique. Cependant, des efforts ont été menés afin de les déterminer lorsque cela a été possible, comme dans le cas de la feuille de graphite. A ce sujet, une modification apportée sur les mesures de température à la surface de la TIM

permettrait de pouvoir faire des mesures sur l'ensemble des matériaux d'interfaces thermiques sans se limiter aux matériaux électriquement conducteurs. D'autre part, afin de mieux comprendre les processus physico-chimiques qui se produisent au cours du vieillissement et qui conduisent à une dégradation des structures et des caractéristiques des interfaces thermiques, les travaux de recherche menés sur les analyses des matériaux devront être renforcés et approfondis par le développement de collaborations avec des partenaires travaillant sur les matériaux thermiques.

Nous avons également présenté une voie d'investigation alternative au suivi de l'évolution du vieillissement de matériaux d'interfaces thermiques, avec la mise en œuvre d'une méthode d'analyse de mesure transitoire. La démarche consiste à détecter une éventuelle modification dans la réponse thermique à un échelon de puissance due uniquement à une dégradation des propriétés thermiques des interfaces étudiées. Cette détection s'est faite durant le vieillissement des TIMs par des mesures successives d'impédances thermiques réalisées de façon assez fine et répétitive afin que les écarts ne puissent être attribués qu'à leur vieillissement. Nous avons ainsi soumis quatre matériaux d'interfaces thermiques représentant trois familles différentes à plus de 800 cycles de températures entre -50°C et 150°C et ceci toujours dans les mêmes conditions de pression. Nous avons repris les trois TIMs précédentes auxquelles a été rajoutée l'interface en graphite Keratherm S900. Les moyens de test et de caractérisation ont également été présentés, tout comme le protocole d'essai utilisé. Nous avons aussi présenté le traitement numérique mis en œuvre qui, à partir des impédances thermiques mesurées, permet d'analyser la structure matérielle impliquée dans cette caractéristique. Malgré les efforts déployés, les résultats obtenus n'ont malheureusement pas été concluants car nous n'avons pas pu obtenir les niveaux de qualité et de reproductibilité exigés par la démarche sur la mesure des impédances thermiques tout au long des vieillissements. Les principales difficultés sont dues notamment à la mesure de la température de jonction qui est restée fortement bruitée malgré les soins apportés aux mesures. L'amélioration de cette mesure sur le banc expérimental peut être apportée par un meilleur dimensionnement de la partie puissance par rapport au composant choisi sur le véhicule test, par un choix plus judicieux des interrupteurs constituant l'aiguillage de puissance, par la minimisation de l'inductance pour améliorer la vitesse de variation du courant à la fermeture, par un appareil d'acquisition des mesures plus rapide. Un autre point qu'il n'a pas été possible de contrôler, mais dont le rôle est important, est le niveau de pression sur les TIMs pendant les étapes de caractérisation tout au long du vieillissement.

Enfin, des investigations numériques ont été conduites pour simuler les deux types d'expérimentation menés dans ce mémoire. Dans le cas du banc statique, nous avons pu montrer que les distributions de flux de chaleur et de températures ne dépendent que de la côte z du montage et sont donc assez homogènes sur les plans horizontaux. Ces simulations nous ont permis d'obtenir un ordre de grandeur des pertes thermiques du banc. Les simulations sur la méthode dynamique nous ont permis de mettre en évidence l'influence négligeable de l'évolution éventuelle de la chaleur spécifique avec le vieillissement sur la réponse thermique transitoire. A contrario, comme on peut l'imaginer, la conductivité

thermique a une forte influence sur ce comportement. Cela a également été mis en évidence avec l'analyse des distributions spectrales des constantes de temps de la structure.

Il est à noter que ces travaux menés sur le vieillissement des interfaces thermiques sont très peu relatés dans la bibliographie, et ce pour des raisons qui tiennent essentiellement à la difficulté de réalisation du moyen de test. Ainsi, à notre connaissance, ces travaux figurent probablement parmi les premiers dans leur genre, ou tout du moins parmi les premiers publiés dans la littérature scientifique.

Références Bibliographiques

[**ACC00**] J.V. Accorsi, "The impact of carbon black morphology and dispersion on the weatherability of polyethylene", Chimica Oggi, vol. 18, no. 11-12, pp. 66-73, 2000.

[**AFN05**] AFNOR, NF EN 573-1, "Aluminium et alliages d'aluminium. Composition chimique et forme des produits corroyés. Partie 1 : Système de désignation numérique", Février 2005.

[**AFN09**] AFNOR, NF EN ISO 4287, "Spécification géométrique des produits (GPS). État de surface : Méthode du profil. Termes, définitions et paramètres d'état de surface. Indice de classement : E 05-015", 12-98/A1, Août 2009.

[**AFN10**] AFNOR, NF EN ISO 8894, "Matériaux réfractaires - Détermination de la conductivité thermique - Partie 1 : Méthodes du fil chaud (croisillon et thermomètre à résistance)", Août 2010.

[**AFN11**] AFNOR, NF EN 12165, "Cuivre et alliages de cuivre. Barres corroyées et brutes pour matriçage", Août 2011.

[**AFN11a**] AFNOR, NF ISO/CEI GUIDE 99, "Vocabulaire international de métrologie - Concepts fondamentaux et généraux et termes associés (VIM)", Août 2011.

[**AFN91**] AFNOR, ISO 8302, "Isolation thermique - Détermination de la résistance thermique et des propriétés connexes en régime stationnaire - Méthode de la plaque chaude gardée", Août 1991.

[**AFN93**] AFNOR, NF EN 60584-2, "Couples thermoélectriques. Deuxième partie : Tolérances", Juillet 1993.

[**AFN96**] AFNOR, NF EN 60584-1, "Couples thermoélectriques - Partie 1 : Tables de référence", Février 1996.

[**AFN99**] NF ENV 13005, "Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure", Août 1999.

[**ALB94**] J. Albers, "An exact solution of the steady-state surface temperature for a general multilayer structure", Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium, Proceedings of 1994 IEEE/CPMT 10th, pp. 129-137, February 1994.

[**ALD97**] J. Aldrich, "R.A. Fisher and the making of maximum likelihood 1912-1922", Statistical Science, vol. 12, no 3, pp. 162-176, 1997.

[**ALL02**] A. Allaoui, S. Bai, H.M. Cheng and J.B. Bai, "Mechanical and electrical properties of a MWNT/epoxy composite", Composites Science and Technology, vol. 62, Issue 15, pp. 1993-1998, November 2002.

[**ALM11**] Almet, "Informations Techniques Aluminium", www.almet-metal.com, p. 50-62, Février 2011.

[**AMA99**] M. Amagai, "Characterization of chip scale packaging materials", Microelectronics Reliability, vol. 39, Issue 9, pp. 1365-1377, September 1999.

[**AMR09**] R.A. Amro, "Packaging and Interconnection Technologies of Power Devices, Challenges and Future Trends", World Academy of Science, Engineering and Technology, vol. 49, pp. 691-694, 2009.

[**AST06**] "ASTM : Standard Test Method for Thermal Transmission Properties of Thermally Conductive Electrical Insulation Materials", Designation D 5470-06, ASTM International, 2006.

[**AST97**] "ASTM : Standard Test Method for , Steady-State Heat Flux measurements and Thermal Transmission Properties by Means of the Guarded-Hot-Plate Apparatus", Designation C 177-97, ASTM International, 1997.

[**AYE09**] V. Ayel, Y. Bertin, C. Romestant, A. Bensalem et J. Bonjour, "Etude paramétrique de caloducs oscillants soumis ou non à la gravité", Actes du congrès français de thermique 2009, Vannes, 2009.

[**BAL82**] D.L. Balageas, "Nouvelle méthode d'interprétation des thermogrammes pour la détermination de la diffusivité thermique par la méthode impulsionnelle (méthode flash)", Revue de Physique Appliquée, vol. 17, pp. 227-237, 1982.

[**BAR72**] J.P. Bardon, "Introduction à l'étude des résistances thermiques de contact", Revue Générale de Thermique, n°125, pp. 429-446, Mai 1972.

[**BEC05**] G. Becker, C. Lee and Z. Lin, "Thermal Conductivity in Advanced Chips, Emerging Generation of Thermal Greases Offers Advantages", IEEE Transactions on Advanced Packaging, pp. 14-16, July 2005.

[**BEC09**] F. Bechtold, "A Comprehensive Overview on Today's Ceramic Substrate Technologies", 17th European Microelectronics and Packaging Conference & Exhibition, Italy, June 2009.

[**BIR76**] Y.G. Biraud, "Les méthodes de déconvolution et leurs limitations fondamentales", Revue de physique appliquée, tome 11, n°2, pp. 203-214, Mars 1976.

[**BON99**] M. Bonnet, "Boundary Integral Equation Methods for Solids and Fluids", John Wiley & Son Ltd., April 1999.

[**BOS02**] E.G.T. Bosch and M.N. Sabry, "Thermal Compact Models for Electronic Systems", Semiconductor Thermal Measurement and Management, 18th Annual IEEE Symposium, pp. 21-29, March 2002.

[**BOU08**] M. 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", Thèse, ENS, Cachan, Octobre 2008.

[**BOU91**] J. Boulanger, "Tolérances et écarts dimensionnels, géométriques et d'états de surface", Techniques de l'Ingénieur, traité Génie mécanique, B7 010, Mai 1991.

[**BRA05**] L. Bravard, "Etude et réalisation de bancs de caractérisation thermique : application à l'évaluation de caloducs plats en DC et d'un caloduc pulsé", Thèse, CNAM, Décembre 2005.

[**BRE84**] C.A. Brebbia, J.C.F. Telles and L.C. Wrobel, "Boundary Element Techniques : Theory and Applications in Engineering", Springer-Verlag edition, 1984.

[BRI09] F. Brisset en collaboration avec M Repoux, J. Ruste, F. Grillon et F. Robaut, "Microscopie électronique à balayage et microanalyses", Groupement national de Microscopie Electronique à Balayage et de Microanalyse, Éditeur EDP Sciences, Collection GN-MEBA, 2009.

[**BRU12]** T. Brunschwiler, G. Schlottig, S. Ni, Y. Liu, J. V. Goicochea, J. Zürcher and H. Wolf, "Formulation of percolating thermal underfills using hierarchical self-assembly of micro and nanoparticles by centrifugal forces and capillary bridging", 45th International Symposium on Microelectronics, pp. 749-759, San Diego, CA, USA, September 2012.

[**CAR59**] H.S. Carslaw and J.C. Jaeger, "Conduction of Heat in Solids", Second Edition, Oxford Science Publications, 1959.

[**CHA04**] J. Chaskalovic, "Méthode des éléments finis pour les sciences de l'ingénieur", Tec et Doc, Lavoisier, Juin 2004.

[**CHA05**] J.C. Charmet, "Mécanique des solides et des matériaux : Plasticité et Fluage", 2005.

[**CHE89**] Y. Chéron, "La commutation douce dans la conversion statique de l'énergie électrique", Technique et Documentation Lavoisier, Avril 1989.

[**CHI01**] C.P. Chiu, B. Chandran, M. Mello and K. Kelley, "An Accelerated Reliability Test Method to Predict Thermal Grease Pump-Out in Flip-Chip Applications", Electronic Components and Technology Conference, pp. 91-97, 2001.

[**chipKIT**] ChipKIT Max32™ Prototyping Platform, fabricant : Digilent.

[**CHO01**] S.U.S. Choi, Z.G. Zhang, W. Yu, F.E. Lockwood and E.A. Grulke, "Anomalous thermal conductivity enhancement in nanotube suspensions", Applied Physics Letters, Nanoscale Science and Design, vol. 79, Issue 14, pp. 2252-2254, October 2001.

[**CHO06**] D.B. Cho, J. Suhr and N.A. Koratkar, "Carbon nanotube thin film coating for improved thermal management in piezoceramic sheet actuators", Journal of intelligent material systems and structures, vol. 17, no. 3, pp. 209-216, March 2006.

[**CIA01**] M. Ciappa, "Some Reliability Aspects of IGBT Modules for High Power Applications", Ph.D. dissertation, Swiss Federal Institute of Technology in Zurich, 2001.

[**CIA02**] M. Ciappa, "Selected failure mechanisms of modern power modules", Microelectronics Reliability, vol. 42, pp. 653-667, January 2002.

[**CIA96**] M. Ciappa and P. Malberti, "Plastic-Strain of Aluminum Interconnections during Pulsed Operation of IGBT Multichip Modules", Quality and Reliability in Engineering International, vol. 12, Issue 4, pp. 297-303, 1996.

[**COO69**] M.G. Cooper, B.B. Mikic and M.M. Yovanovich, "Thermal contact conductance", International Journal of Heat and Mass Transfer, Issue 3, vol. 12, pp. 279-300, March 1969.

[**COQ02**] G. Coquery, J.P. Ousten and R. Lallemand, "Accelerated Power cycling tests on 3 Mitsubishi IGBT modules", Report Inrets-LTN, Alstom Transport contract F01-01, March 2002.

[**COQ06**] R. Coquard, D. Baillis and D. Quenard, "Experimental and theoretical study of the hot-wire method applied to low-density thermal insulators", International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 49, Issues 23-24, pp. 4511-4524, November 2006.

[**COS11**] F. Costa, "Electronique de puissance avancée", UE rattachée au parcours Systèmes d'énergie électrique de la spécialité Physique et Ingénierie Electrique, ENS, Cachan, Septembre 2011.

[**COV98**] P. Cova and F. Fantini, "On the effect of power cycling stress on IGBT modules", Microelectronics Reliability, vol. 38, Issues 6-8, pp. 1347-1352, June 1998.

[**DAI96**] H. Dai, E.W. Wong and C.M. Lieber, "Probing Electrical Transport in Nanomaterials : Conductivity of Individual Carbon Nanotubes", Science, by the American Association for the Advancement of Science, vol. 272, no. 5261, pp. 523-526, April 1996.

[**DEG94**] A. Degiovanni, "Conductivité et diffusivité thermique des solides", Techniques de l'Ingénieur, traité Mesures et Contrôle, R 2 850, pp. 3-15, 1994.

[**DEV00**] A. Devpura, P. Phelan and R. Prasher, "Percolation theory applied to the analysis of thermal interface materials in flip-chip technology", 7th Inter-society conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, ITHERM, vol. 1, May 2000.

[**DHA05**] G. Dhatt, G. Touzot et E. Lefrançois, "Méthode des éléments finis", Hermès Sciences Publications, Lavoisier, Avril 2005.

[**DIT98**] N. Dittmann, A. Schulz and M. Loddenkotter, "Power integration with new Econo-PIM IGBT modules", Industry Applications Conference, 33st IAS Annual Meeting, Conference Record of the 1998 IEEE, vol. 2, pp. 1091-1096, October 1998.

[**DON06**] J. Donlon, E. Motto, M. Honsberg, M. Tabata and H. Sakata, "A New 1200V Converter-Inverter-Brake (CIB) Module Family Featuring CSTBT Chips and a New 1200V High Voltage Integrated Circuit (HVIC)", Industry Applications Conference, 41st IAS Annual Meeting, Conference Record of the 2006 IEEE, vol. 2, pp. 763-769, October 2006.

[**DUP06**] L. Dupont, "Contribution à l'étude de la durée de vie des assemblages de puissance dans des environnements haute température et avec des cycles thermiques de grande amplitude", Thèse, ENS, Cachan, Juin 2006.

[**DUP07**] L. Dupont, S. Lefebvre, M. Bouaroudj, Z. Khatir, J.C. Faugieres and F. Emorine, "Ageing Test Results of low voltage MOSFET Modules for electrical vehicles", Power Electronics and Applications, 2007 European Conference on, pp.1-10, September 2007.

[**DYN10**] Dynatec, "Thermoplastes - Caractéristiques techniques et chimiques", Catalogue avec propriétés des matériaux thermoplastes, 2010.

[**ECP10**] D.L. Saums, "Thermal Interface Materials : Overview and Recent Developments", ECPE Workshop, Thermal Interface Materials, Nuremberg, Germany, 6-7 May 2010.

[**EFT11**] A. Eftekhari, "Nanostructured Conductive Polymers", John Wiley & Sons, Edition 2, 2011.

[**ENS08**] F.X. Bally et J.M. Berroir, "Incertitudes expérimentales", ENS, Université Paris 6, 7 et 11, Centre de Préparation Interuniversitaire à l'Agrégation de Physique de Montrouge, 2008.

[**EVE92**] A.G. Every, Y. Tzou, D.P.H. Hasselman and R. Raj, "The effect of particle size on the thermal conductivity of ZnS/diamond composites", Acta Metallurgica et Materialia, vol. 40, Issue 1, pp. 123-129, January 1992.

[**FAU05**] J.C. Faugière et L. Dupont, "Conception et réalisation mécanique d'un prototype de positionneur de thermocouple", Conservatoire National des Arts et Métiers, Paris, 2005.

[**FEL04**] J.D. Felske, "Effective thermal conductivity of composite spheres in a continuous medium with contact resistance", International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 47, Issues 14-16, pp. 3453-3461, July 2004.

[**FEN07**] Z.Q. FENG, "Mécanique non linéaire", UFR Science et Technologies, Université d'Evry Val d'Essonne, 2007.

[**FOC10**] J.L. Fock Sui Too, "Caractérisation et Modélisation de composants IGBT et diode PiN dans leur environnement thermique sévère lié aux applications aéronautiques", Thèse, Université Toulouse III - Paul Sabatier, Génie Electronique, Toulouse, 2010.

[**FOC89**] H. Foch, R. Arches, F. Bordy, Y. Cheron, B. Escaut, P. Marty et M. Metz, "Electronique de puissance : Principes fondamentaux - Eléments constitutifs et synthèse des convertisseurs statiques", Techniques de l'Ingénieur, traité Génie Electrique, vol. D 3152, pp 1-17, 1989.

[**FRA07**] A. Franco, "An apparatus for the routine measurement of thermal conductivity of materials for building application based on a transient hot-wire method", Applied Thermal Engineering, vol. 27, Issues 14-15, pp. 2495-2504, October 2007.

[**FUL01**] J.J. Fuller and E.E. Marotta, "Thermal Contact Conductance of Metal/Polymer Joints: An Analytical and Experimental Investigation", Journal of Thermophysics and Heat Transfer, vol. 15, no. 2, pp. 228-238, April 2001.

[**GAO10**] Y. Gao, A.M. Marconnet, M.A. Panzer, S. Leblanc, S. Dogbe, Y. Ezzahri, A. Shakouri and K.E. Goodson, "Nanostructured Interfaces for Thermoelectrics", Journal of electronic materials, vol. 39, no. 9, pp. 1456-1462, 2010.

[**GER01**] Y.C. Gerstenmaier and G. Wachutka, "Time dependent temperature fields calculated using eigenfunctions and eigenvalues of the heat conduction equation", Microelectronics Journal, vol. 32, Issues 10-11, pp. 801-808, October 2001.

[**GER09**] Y.C. Gerstenmaier, W. Kiffe and G. Wachutka, "Combination of thermal subsystems by use of rapid circuit transformation and extended two-port theory", Microelectronics Journal, vol. 40, Issue 1, pp. 26-34, January 2009.

[**GOR10**] K. Gorecki and J. Zarebski, "Nonlinear Compact Thermal Model of Power Semiconductor Devices", Components and Packaging Technologies, IEEE Transactions on, vol. 33, no. 3, pp. 643-647, September 2010.

[**GRE10**] J. Grégr, "The complete list of commercial carbon fibers", 7th International Conference TEXSCI, September 2010.

[**GU98**] Q.G. Gu and Q.L. Zhou, "Preparation of high strength and optically transparent silicone rubber", European Polymer Journal, vol. 34, Issue 11, pp. 1727-1733, November 1998.

[**GUS94**] M.K. Gustavsson, E. Karawacki and S.E. Gustavsson, "Thermal conductivity, thermal diffusivity, and specific heat of thin samples from transient measurements with hot disk sensors", Review of Scientific Instruments, vol. 65, no. 12, pp. 3856-3859, December 1994.

[**GUT06**] K. Guth and P. Mahnke, "Improving the thermal reliability of large area solder joints in IGBT power modules", Integrated Power Systems (CIPS), 2006 4th International Conference on, pp.1-6, June 2006.

[**GWI03**] J. Gwinn and R.L. Webb, "Performance and testing of thermal interface materials", Microelectronics Journal, vol. 34, no. 3, pp. 215-222, March 2003.

[**HAM11**] Hameg Instruments Programmable ¾ Channel, High-Performance Power Supply, Model HMP 4040, 2011.

[**HAY04**] B. Hay, J.R. Filtz et J.C. Batsale, "Mesure de la diffusivité thermique par la méthode flash", Techniques de l'Ingénieur, Mesures et Contrôle, R 2 955, 2004.

[**HAY90**] B. Hakansson and R.G. Ross, "Effective thermal conductivity of binary dispersed composites over wide ranges of volume fraction, temperature, and pressure", Journal of Applied Physics, vol. 68, no. 7, pp. 3285-3292, October 1990.

[**HEG10**] Hegi AG, "Fiche technique sur les aciers", Fonderie Hegi AG, 2010.

[**HON10**] H. Hong, D. Thomas, A. Waynick, W. Yu, P. Smith and W. Roy, "Carbon nanotube grease with enhanced thermal and electrical conductivities", Journal of nanoparticule research, vol. 12, no. 2, pp. 529-535, 2010.

[HU04] X. Hu; L. Jiang and K.E. Goodson, "Thermal conductance enhancement of particle-filled thermal interface materials using carbon nanotube inclusions," Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, ITHERM, 9th Intersociety Conference on, vol. 1, pp. 63-69, June 2004.

[**HUA05**] H. Huang, C.H. Liu, Y. Wu and S. Fan, "Aligned carbon nanotube films for thermal management", Advanced Materials, vol. 17, pp. 1652-1656, June 2005.

[**HUS04**] K.H. Hussein, G. Majurndar, S. Yoshida and H. Maekawa, "IPMs solving major reliability issues in automotive applications", The 16th International Symposium on Power Semiconductor Devices & ICs-ISPSD 2004, pp. 89-92, May 2004.

[**IDI01**] J. Idier, "Approche bayésienne pour les problèmes inverses", Traité IC2, Série traitement du signal et de l'image, Hermès Science, Paris, Novembre 2001.

[**IEA12**] International Energy Agency, "2012 Key World Energy Statistics", 2012.

[**IEC07**] International Electrotechnical Commission 60747-9, "Semiconductor devices - Discrete devices - Part 9 : Insulated-gate bipolar transistors (IGBTs)", IEC International Standard, September 2007.

[**INF02**] Infineon, "SGW30N60HS - High speed IGBT in NPT-technology", August 2002.

[**INF08**] Infineon, "Recommendations for Assembly of Infineon TO Packages", March 2008.

[**INF11**] Infineon, "FF400R07KE4 IGBT modules technical information", June 2011.

[**IVA05**] M. Ivanova, "Conception et réalisation de fonctions thermiques intégrées dans le substrat de composants électroniques de puissance. Apport de la gestion des flux thermiques par des mini et micro caloducs", Thèse, Institut National Polytechnique de Grenoble, Septembre 2005.

[**IXY00**] IXYS, "VMM300-03F: Dual Power HyperFET™ Module - Advanced Technical Information", pp. 1-2, 2000.

[**JAN04**] Y. Jannot and P. Meukam, "Simplified estimation method for the determination of the thermal effusivity and thermal conductivity using a low cost hot trip", Measurement Science and Technology, vol. 15, Issue 9, pp. 1932-1938, 2004.

[**JED95**] JEDEC ,"Methodology For The Thermal Measurement Of Component Packages (Single Semiconductor Device)", JC-15 (JEDEC Committee : Thermal Characterization Techniques for Semiconductor Packages), 1995.

[**KAM07**] L. Kamenova, "Modélisation thermo-hydraulique de caloducs miniatures plats à faible épaisseur pour des applications électroniques", Thèse, Institut National Polytechnique de Grenoble, Novembre 2007.

[**KAS00**] M.E. Kassner and M.T. Pérez-Prado, "Five-power-law creep in single phase metals and alloys", Progress in Materials Science, vol. 45, Issue 1, pp. 1-102, January 2000.

[**KAS97**] S. Kasap, "Thermoelectric Effects in Metals : Thermocouples", An e-Booklet, 1997.

[**KEB05**] P. Keblinski, J.A. Eastman and D.G. Cahill, "Nanofluids for thermal transport", Materials Today, vol. 8, Issue 6, pp. 36-44, June 2005.

[**KEN78**] T. J. Kennett, W. V. Prestwich and A. Robertson, "Bayesian deconvolution I : Convergent properties", Nuclear Instruments and Methods, vol. 151, Issues 1-2, pp. 285-292, May 1978.

[**KEY11**] Keithley Instruments System SourceMeter Specifications, Model 2635A/2636A, rev. C, August 2011.

[**KHA04**] Z. Khatir and S. Lefebvre, "Boundary element analysis of thermal fatigue effects on high power IGBT modules", Microelectronics Reliability, vol. 44, Issue 6, pp. 929-938, June 2004.

[**KIM01**] P. Kim, L. Shi, A. Majumdar and P.L. McEuen, "Thermal Transport Measurements of Individual Multiwalled Nanotubes", Physical Review Letters, American Physical Society, vol. 87, pp. 215502-215514. November 2001.

[**KIR73**] S. Kirkpatrick, "Percolation and conduction", Reviews of Modern Physics, vol. 45, no. 4, pp. 574-588, October 1973.

[**KOB07**] Y. koboyashi, R. Maruyama and E. Mochizuki, "New Concept IGBT-PIM Using Advanced Technologies", Fuji electric Review, vol. 53, no. 3, 2007.

[**KOM09**] T. Komma and W. Kiffe, "Dynamic junction temperature calculation and measurement by Four-pole theory and complex Fourier-Series", Power Electronics and Applications, EPE, 13th European Conference on, pp. 1-9, September 2009.

[**LAB11**] E. Labouré, Z. Khatir et S. Lefebvre, "Intégration de puissance", UE rattachée au parcours Systèmes d'énergie électrique de la spécialité Physique et Ingénierie Electrique, ENS, Cachan, Septembre 2011.

[**LAC11**] G. Lacombe, "Rôle des paramètres d'élaboration sur les propriétés physicochimiques de matériaux composites élaborés par métallurgie des poudres : Etudes théoriques et expérimentales", Thèse, Université de Bordeaux, Octobre 2011.

[**LAT08**] Z. Lataoui, "Contribution à l'étude des transferts thermiques au sein des caloducs rainurés : Identification de la position du front d'assèchement", Thèse, Université de Poitiers, Décembre 2008.

[**LAU84**] M.J. Laubitz, "Axial Heat Flow Methods of Measuring Thermal Conductivity", in Compendium of Thermophysical Property Measurement Methods, vol. 1, Survey of Measurement Techniques, Edited by K.D. Maglic, A. Cezairliyan and V.E. Peletsky, Plenum Press, New York and London, 1984.

[**LAV98**] M. Lavabre, "Electronique de puissance - Conversion de l'énergie", Cours et exercices résolus, Editions Casteilla, 1998.

[**LEG06**] J. Legierski, B. Wie and G. De Mey, "Measurements and simulations of transient characteristics of heat pipes", Microelectronics Reliability, vol. 46, Issue 1, pp. 109-115, January 2006.

[**LEF05**] P. Lefranc, "Etude et réalisation de circuits de commande d'IGBT de forte puissance", Thèse, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Lyon, Novembre 2005.

[**LEM09**] LEM, "Current transducer LA 205-T/SP16", June 2009.

[**LIN07**] R. Linderman, T. Brunschwiler, B. Smith and B. Michel, "High-performance Thermal Interface Technology Overview", 13th International Workshop on Thermal Investigation of ICs and Systems (THERMINIC), pp. 129-134, Hungary, September 2007.

[**LOM04**] S. Lombardo, F. Palumbo, J-H. Stathis, B.P. Linder, K.L. Pey and C.H. Tung, "Breakdown transients in ultra-thin gate oxynitrides", Integrated Circuit Design and Technology, ICICDT '04, International Conference on, pp. 355- 362, 2004.

[**LOS00**] A.B. Lostetter, F. Barlow and A. Elshabini, "An overview to integrated power module design for high power electronics packaging", Microelectronics Reliability, vol. 40, Issue 3, pp. 365-379, March 2000.

[**LU08**] J.P. Lu, "Elastic Properties of Carbon Nanotubes and Nanoropes", Physical Review Letters, American Physical Society, vol. 79, Issue 7, pp. 1297-1300, August 1997.

[**MAD96**] C.V. Madhusudana, "Thermal Contact Conductance", Mechanical Engineering Series, Springer-Verlag New York Inc. Editor, 1996.

[**MAH04**] R. Mahajan, C.P. Chiu and R. Prasher, "Thermal Interface Materials : A Brief Review of Design Characteristics and Materials", Electronics Cooling, February 2004.

[MAR02] E.E. Marotta, S. LaFontant, D. McClafferty and S. Mazzuca, "The effect of interface pressure on thermal joint conductance for flexible graphite materials: analytical and experimental study", in Thermal and Thermo-mechanical Phenomena in Electronic Systems, 2002.

[**MAR96**] E. Marotta and L.S. Fletcher, "Thermal contact conductance of selected polymeric materials", Journal of Thermophysics and Heat Transfer, vol. 10, no. 2, pp. 334-342, April 1996.

[**MAS01**] F.N. Masana, "A new approach to the dynamic thermal modelling of semiconductor packages, Microelectronics Reliability", vol. 41, Issue 6, pp. 901-912, June 2001.

[**MAT06**] Matthey SA, "Documentation technique sur l'acier référencé 1.4301", www.matthey.ch, Lamineries Matthey SA, Edition 3.01, Août 2006.

[**MER02**] J.P. Mercier, G. Zambelli et W. Kurz, "Traité des matériaux - Introduction à la science des matériaux", 3ème édition, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2002.

[**MER06**] M. Mermet-Guyenneta, "New structure of power integrated module", Integrated Power Systems (CIPS), 4th International Conference, Italy, June 2006.

[**MER08**] M. Mermet-Guyenneta, A. Castellazzib, P. Lasserrea and J. Saiza, "3D Integration of Power Semiconductor Devices based on Surface Bump Technology", Integrated Power Systems (CIPS), 5th International Conference, Germany, March 2008.

[**MIK74**] B.B. Mikić, "Thermal contact conductance - Theoretical considerations", International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 17, no. 2, pp. 205-214, February 1974.

[**MIR97**] S.R. Mirmira, E.E. Marotta and L.S. Fletcher, "Thermal Contact Conductance of Adhesives for Microelectronic Systems", Journal of Thermophysics and Heat Transfer, vol. 11, no. 2, pp. 141-145, April 1997.

[**M0R09**] J. M. Morelle, G. Coquery, L. Dupont, and Y. Celnikier, "Innovative connectivity for double side cooling and connection of power dice in the context of automotive power mechatronic packaging for high power inverters", Electronics, pp. 1-6, 2009.

[**NAN97**] C.W. Nan, R. Birringer, D.R. Clarke and H. Gleiter, "Effective thermal conductivity of particulate composites with interfacial thermal resistance", Journal of Applied Physics, vol. 81, no. 10, pp. 6692-6699, May 1997.

[**NAR08**] S. Narumanchi, M. Mihalic, K. Kelly and G. Eesley, "Thermal interface materials for power electronics applications", 11th Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, pp. 395-404, May 2008.

[NGO04] Q. Ngo, B.A. Cruden, A.M. Cassell, G. Sims, M. Meyyappan, J. Li and C.Y. Yang, "Thermal Interface Properties of Cu-filled Vertically Aligned Carbon Nanofiber Arrays", Nano Letters, American chemical Society, vol. 4, no. 12, pp. 2403-2407, November 2004.

[NGO06] Q. Ngo, A.M. Cassell, A.J. Austin, J. Li, S. Krishnan, M. Meyyappan and C.Y. Yang, "Characteristics of Aligned Carbon Nanofibers for Interconnect Via Applications", Electron Device Letters, IEEE, vol. 27, no. 4, pp. 221-224, April 2006.

[**NNE08**] I.M. Nnebe and C. Feger, "Drainage-Induced Dry-Out of Thermal Greases", Advanced Packaging, IEEE Transactions on, vol. 31, no. 3, pp. 512-518, August 2008.

[**OME92**] Omega Engineering, "Omega Temperature - Measurement Handbook and Encyclopedia", 1992.

[**OSI93**] M.N. Osizik, "Heat conduction", Second Edition, Wiley, March 1993.

[**PAN06**] M.A. Panzer, G. Zhang, D. Mann, X. Hu, E. Pop, H. Dai and K.E. Goodson, "Thermal Properties of Metal-Coated Vertically-Aligned Single Wall Nanotube Films," Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronics Systems, ITHERM 06, 10th Intersociety Conference on, pp. 1306-1313, May 2006.

[**PAR61**] W.J. Parker, R.J. Jenkins, C.P. Butler and G.L. Abbott, "Flash Method of Determining Thermal Diffusivity, Heat Capacity, and Thermal Conductivity", Journal of Applied Physics, vol. 32, Issue 9, pp. 1679-1684, 1961.

[**POP11**] J. Popovic-Gerber, "Thermal Interface Materials", ECPE Tutorial, Power Electronics Packaging, May 2011.

[PRA01] R.S. Prasher, "Surface Chemistry and Characteristics Based Model for the Thermal Contact Resistance of Fluidic Interstitial Thermal Interface Materials", Journal of Heat Transfer, vol. 123, pp. 969-975, October 2001.

[**PRA03**] R.S. Prasher, J. Shipley, S. Prstic, P. Koning and J.L. Wang, "Thermal resistance of particle laden polymeric thermal interface materials", Journal of Heat Transfer, vol. 125, no. 6, pp. 1170-1177, November 2003.

[**PRA04**] R.S. Prasher, "Rheology based modeling and design of particle laden polymeric thermal interface materials", Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, ITHERM 2004, 9th Intersociety Conference on, vol. 1, pp. 36-44, June 2004.

[**PRA06**] R. Prasher, "Thermal Interface Materials : Historical Perspective, Status, and Future Directions", Proceedings of the IEEE 94, no. 8, pp. 1571-1586, August 2006.

[**PXP12**] PXPrecimet SA, "Sélection de fiches techniques : Alliages cuivreux - CW004A", www.pxprecimet.ch, p. 66, 2012.

[**RAU00**] B. Rauch, "Understanding the performance characteristics of phase-change thermal interface materials", Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, ITHERM 2000, 7th Intersociety Conference on, vol. 1, pp. 42-47, May 2000.

[**REI09**] J. Reiner, V. Ovidiu and B. Reinhold, "High temperature power electronics IGBT modules for electrical and hybrid vehicles", IMAPS International Conference on, High Temperature Electronics Network, pp. 199-204, United Kingdom, September 2009.

[**REN03**] M. Rencz, "New possibilities in the thermal evaluation, offered by transient testing", Microelectronics Journal, vol. 34, Issue 3, pp. 171-177, March 2003.

[**REN04**] M. Rencz and V. Székely, "Structure function evaluation of stacked dies", Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium, 20th IEEE, pp. 50-54, March 2004.

[**RIC72**] W.H. Richardson, "Bayesian-Based Iterative Method of Image Restoration", Journal of the Optical society of America, vol. 62, Issue 1, pp. 55-59, January 1972.

[**ROY10]** A.K. Roy, B.L. Farmer, S. Sihn, V. Varshney, S. Patnaik and S. Ganguli, "Thermal interface tailoring in composite materials", Diamond and Related Materials, vol. 19, no. 2-3, pp. 268-272, February 2010.

[**ROS97**] H.I. Rosten, C.J.M Lasance and J.D. Parry, "The world of thermal characterization according to DELPHI-Part I : Background to DELPHI", Components, Packaging and Manufacturing Technology, Part A, IEEE Transactions on, vol. 20, no. 4, pp. 384-391, December 1997.

[**SAR06**] F. Sarvar, D.C. Whalley and P.P. Conway, "Thermal interface materials - A review of the state of the art", Electronics System Integration Technology Conference, vol. 2, pp. 1292-1302, September 2006.

[**SCH05**] P.K. Schelling, L. Shi and K.E. Goodson, "Managing heat for electronics", Materials Today, vol. 8, no. 6, pp. 30-35, 2005.

[**SCH12**] T. Schütze, "Application and Mounting Instructions for IHM and IHV Modules", Infineon Technologies AG, Application Note AN 2012-06 V1.0, October 2012.

[SEA01] C.L. Seaman and T.R. Knowles, "Carbon velvet thermal interface gaskets", American Institute of Aeronautics and Astronautics, 39th AIAA Aerospace Sciences Meeting, January 2001.

[**SER07**] V. Serin, "Etude hydrodynamique et thermique de la vaporisation dans un micro-canal de section carrée : Application aux micro-boucles diphasiques à pompage capillaire", Thèse, Université de Toulouse III - Paul Sabatier, Novembre 2007.

[**SIM05**] L.C. Sim, S.R. Ramanan, H. Ismail, K.N. Seetharamu and T.J. Goh, "Thermal characterization of Al_2O_3 and Z_nO reinforced silicone rubber as thermal pads for heat dissipation purposes", Thermochimica Acta, vol. 430, Issues 1-2, pp. 155-165, June 2005.

[**SIN04**] V. Singhal, T. Siegmund and V.G. Suresh, "Optimization of thermal interface materials for electronics cooling applications", Components and Packaging Technologies, IEEE Transactions on, vol. 27, no. 2, pp. 244-252, June 2004.

[**SIN06**] R. Singh, "Reliability and performance limitations in SiC power devices", Microelectronics and Reliability, vol. 46, no. 5-6, pp. 713-730, May 2006.

[**SFT10**] N. Fleurence, "Stabilité physico-chimique des thermocouples à haute température", Laboratoire Commun de Métrologie LNE-Cnam, La plaine Saint-Denis, Journée Société Française de Thermique, Juin 2010.

[**SMA03**] M. Smalc, J. Norley, R.A. Reynolds III, R. Pachuta and D.W. Krassowski, "Advanced thermal interface materials using natural graphite", proceedings of IPACK03, International Electronic Packaging Technical conference and Exhibition, pp. 253-261, July 2003.

[**SME11**] V. Smet, F. Forest, J. Huselstein, F. Richardeau, Z. Khatir, S. Lefebvre and M. Berkani, "Ageing and Failure Modes of IGBT Modules in High Temperature Power Cycling", Industrial Electronics, IEEE Transactions on, vol. 58, no. 10, pp. 4931-4941, October 2011.

[**SNE95**] I.N. Sneddon, "Fourier Transforms", New York Dover Publication, 1995.

[**SRI94**] M.R. Sridhar and M.M. Yovanovicht, "Review of elastic and plastic contact conductance models - Comparison with experiment", Journal of Thermophysics and Heat Transfer, vol. 8, no. 4, pp. 633-640, October 1994.

[**SRI96**] M.R. Sridhar and M.M. Yovanovicht, "Elastoplastic Contact Conductance Model for Isotropic Conforming Rough Surfaces and Comparison With Experiments", Journal of Heat Transfer, vol. 118, no. 1, February 1996.

[**STA01**] F.A. Stam and E. Davitt, "Effects of thermomechanical cycling on lead and lead-free (SnPb and SnAgCu) surface mount solder joints", Microelectronics Reliability, vol. 41, Issue 11, pp. 1815-1822, November 2001.

[**STI07**] S. Stigler, "The Epic Story of Maximum Likelihood", Statistical Science, vol. 22, no. 4, pp. 598-620, 2007.

[**SWA09**] I.R. Swan, A.T. Bryant, N.A. Parker-Allotey and P.A. Mawby, "3-D thermal simulation of power module packaging", Energy Conversion Congress and Exposition, ECCE 2009, IEEE, pp. 1247-1254, September 2009.

[**SZE02**] V. Szekely, "Distributed RC networks", The Circuits and Filters Handbook, Second Edition, Edited by Wai-Kai Chen, CRC Press, 2002.

[**SZE02b**] V. Székely, "Enhancing reliability with thermal transient testing", Microelectronics Reliability, vol. 42, Issues 4-5, pp. 629-640, April 2002.

[**SZE97**] V. Székely, "A new evaluation method of thermal transient measurement results", Microelectronics Journal, vol. 28, Issue 3, pp. 277-292, March 1997.

[**SZE98**] V. Székely, "Thermodel: a tool for compact dynamic thermal model generation", Microelectronics Journal, vol. 29, Issues 4-5, pp. 257-267, April 1998

[**SZE98b**] V. Székely, "Identification of RC networks by deconvolution: chances and limits", IEEE Transactions on, Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications, vol. 45, no. 3, pp. 244-258, March 1998.

[**TAW11**] M. Tawk, "Etude et réalisation d'un système de refroidissement pour l'électronique de puissance basé sur la mise en mouvement d'un fluide conducteur électrique", Thèse, Université de Grenoble, Mars 2011.

[**TDE**] Thermo Electric Devices, "Product data sheet TDEX3132/100FMF12G High Performance Heat Sink".

[**THI02**] C. Thiery et J.L. Gerstenmayer, "Tomographie à rayons X", Techniques de l'ingénieur, traité Analyse et Caractérisation, pp. 1-24, Septembre 2002.

[**TOU92**] P. Tounsi, "Méthodologie de la conception thermique des circuits électroniques hybrides et problèmes connexes", Ph.D. dissertation, Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse, Toulouse, 1992.

[**TZA07**] S. Tzanova, L. Kamenova, Y. Avenas and C. Schaeffer, "Evaluation of the thermal and hydraulic performances of a very thin sintered copper flat heat pipe for 3-D microsystem packages", DTIP Conference, Symposium on Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/MOEMS, Italy, April 2007.

[**VIN97**] H. Vinke and C.J.M. Lasance, "Recent achievements in the thermal characterization of electronic devices by means of boundary condition independent compact models", Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium, Thirteenth Annual IEEE, pp. 32-39, January 1997.

[**VIS00**] R. Viswanath, V. Wakharkar, A. Watwe and V. Lebonheur, "Thermal performance challenges from silicon to systems", Intel Technology Journal Q3, pp. 1-16, 2000.

[**WAG99**] G. Wagoner, K.A. Skokova and C.D. Levan, "Angstrom's Method for Thermal Property Measurements of Carbon Fibers and Composites", Proceeding, Carbon '99, 24th Binnial Conference on Carbon, July 1999.

[**WAN10**] H. Wang, J.Y. Feng, X.J. Hu and K.M. Ng, "Reducing thermal contact resistance using a bilayer aligned CNT thermal interface material", Chemical Engineering Science, vol. 65, Issue 3, pp. 1101-1108, February 2010.

[**WIE99**] S. Wiese, F. Feustel, S. Rzepka and E. Meusel, "Creep and Crack Propagation in Flip Chip SnPb37 Solder Joints", 49th Electronic Components and Technology Conference, 1999 Proceedings, pp. 1015-1020, 1999.

[**XAM09**] J. Xamán, L. Lira and J. Arce, "Analysis of the temperature distribution in a guarded hot plate apparatus for measuring thermal conductivity", Applied Thermal Engineering, vol. 29, Issue 4, pp. 617-623, March 2009.

[**XAN06**] Xantrex, "XDC 6kW and 12kW Series Digital Programmable Power Supply Operating Manual", July 2006.

[**XU06**] J. Xu and T. Fisher, "Enhanced thermal contact conductance using carbon nanotube array interfaces", Components and Packaging Technologies, IEEE Transactions on, vol. 29, no. 2, pp. 261-267, June 2006.

[**YOV03**] M.M. Yovanovich and E.E. Marotta, "Thermal spreading and contact resistances", In A. Bejan and A.D. Kraus Editors, Heat Transfer Handbook, John Wiley and Sons, 2003.

[**ZEA08**] A. Zeanh, O. Dalverny, E. Woirgard, S. Azzopardi, M. Karama, A. Bouzourene, J. Casutt et M. Mermet-Guyennet, "Fiabilité des substrats en AlN utilisés dans les modules IGBT en environnement aéronautique", Conférence sur l'Electronique de Puissance du Futur, Tours, Juillet 2008.

Annexe A : Détermination des caractéristiques mécaniques des éléments de serrage du banc expérimental statique

a) Détermination de l'allongement du montage lors des cycles thermiques

Le banc expérimental (cf. Fig. II.4) est constitué principalement de trois matériaux : l'aluminium que l'on retrouve dans les blocs parallélépipédiques entre lesquels est insérée l'interface thermique étudiée, la plaque de serrage supérieure ainsi que le refroidisseur, le cuivre constituant les sources de chaleur et le téflon utilisé pour l'isolation thermique. Nous ferons abstraction des interfaces thermiques insérées dans l'assemblage.

On considère que l'allongement total du montage correspond à l'allongement des différents éléments le constituant, soumis à la même variation de température. Nous faisons l'hypothèse que l'allongement de la plaque en téflon positionnée entre les sources de chaleur principale et compensatrice est négligeable.

Par définition, l'allongement ΔL d'un élément de longueur initiale L_o et de coefficient de dilatation α soumis à une variation de température ΔT est donné par l'expression :

$$\Delta L = L_0 . \alpha . \Delta T \qquad \text{(A.1)}$$

C'est au cours du cyclage thermique, entre -50°C et 150°C, que l'élongation du montage ΔL_m est maximale. Ce dernier s'exprime de la façon suivante :

$$\Delta L_m = \left[\left(L_{0(plaque-Al)} + L_{0(bloc-Al)} + L_{0(ref-Al)}\right). \alpha_{Al} + L_{0(bloc-Cu)}. \alpha_{Cu}\right]. \Delta T \qquad \text{(A.2)}$$

Dans cette expression $L_{o(bloc\text{-}Al)}$, $L_{o(bloc\text{-}Cu)}$, $L_{o(plaque\text{-}Al)}$, $L_{o(ref\text{-}Al)}$, α_{Cu} et α_{Al} sont respectivement la longueur initiale des blocs d'aluminium, de cuivre, de la plaque supérieure, du refroidisseur, le coefficient de dilatation du cuivre et celui de l'aluminium.

La longueur et le coefficient de dilatation des différents éléments de l'assemblage sont donnés dans le tableau A.1.

Nom de l'élément	Bloc parallélépipédique	Source de chaleur	Plaque supérieure	Refroidisseur
Matière	Aluminium	Cuivre	Aluminium	Aluminium
α [ppm.°C^{-1}]	24	17	24	24
Nombre de pièces	2	2	1	1
Longueur initiale [mm]	100	20	15	30

Tableau A.1 : Longueur et coefficient de dilatation des éléments constituant l'assemblage.

La valeur maximale de l'allongement du montage est déterminée pour la variation de température la plus importante à laquelle il peut être soumis, c'est-à-dire pour une amplitude en température de 200°C obtenue lors du cyclage thermique. Cet allongement, calculé à partir de (A.2) et des valeurs du tableau A.1, vaut 1,31 mm.

La dilatation du banc de test, soumis à une variation de température, n'étant pas négligeable, celle-ci va engendrer des contraintes mécaniques au niveau des tiges filetées qui vont subir une déformation élastique ou plastique.

b) Détermination du système d'absorption de l'allongement du montage

L'une des solutions envisagées pour réduire les contraintes au niveau des tiges filetées servant au serrage est l'utilisation de ressorts positionnés au niveau des fixations (cf. Fig. II.4.a). En effet, lors de la dilatation du montage, l'allongement devrait être absorbé par les ressorts et non par les tiges filetées. Ces ressorts peuvent être fabriqués en associant des rondelles ressorts de formes tronconiques telles que les rondelles ressorts dynamiques, les rondelles élastiques coniques, les rondelles "Belleville", etc… . De base, on trouve deux types d'empilement de rondelles ressorts, en parallèle (cf. Fig. A.1.a) ou en opposition (cf. Fig. A.1.b).

a) Empilement en parallèle de 3 rondelles ressorts.

b) Empilement en opposition de 6 rondelles ressorts.

Figure A.1 : Exemples d'association de rondelles ressorts.

La raideur des ressorts, dont nous allons rappeler les relations, est liée aux types d'empilement de rondelles. Considérons une rondelle ressort définie par un diamètre intérieur *d*, un diamètre extérieur *D*, une hauteur à vide *H* et une épaisseur *e* (cf. Fig. A.2).

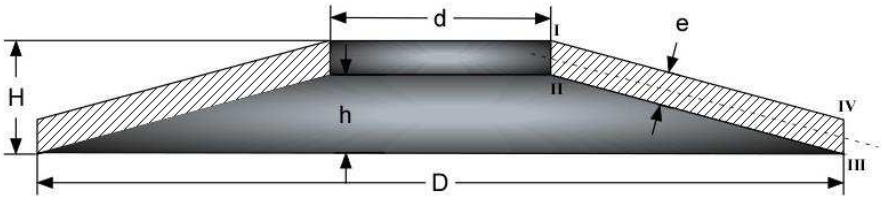


Figure A.2 : Dimensions d'une rondelle ressort.

Si *h* est la flèche maximum de la rondelle, sa hauteur totale à l'état libre vaut :

$$H = h + e \tag{A.3}$$

Ce type de rondelle possédant une déformation presque linéaire, sa raideur $k_{rondelle}$ peut être exprimée par la relation suivante :

$$k_{rondelle} = \frac{F_{rondelle}}{f} \tag{A.4}$$

où $F_{rondelle}$ et f sont respectivement la force axiale d'aplatissement appliquée sur la rondelle et la flèche de la rondelle.

Dans le cas d'un empilement en parallèle de n rondelles identiques (cf. Fig. A.1.a), la force axiale appliquée sur l'ensemble des rondelles correspond à la force axiale d'aplatissement d'une rondelle unique multipliée par le nombre de rondelles empilées tandis que la flèche de l'ensemble des rondelles est celle d'une rondelle unique. En supposant constante la raideur d'une rondelle, la raideur de l'ensemble des rondelles en parallèle ($k_{parallèle\text{-}rondelles}$) est donnée par :

$$k_{parallèle-rondelles} = \frac{n.F_{rondelle}}{f} = n.k_{rondelle} \tag{A.5}$$

Pour ce type de montage, la hauteur totale du ressort ($H_{ressort}$) est donnée par :

$$H_{ressort} = H + (n-1).e \tag{A.6}$$

D'après (A.5), on constate que l'empilement en parallèle de n rondelles permet d'obtenir un ressort avec une raideur n fois supérieure à celle d'une rondelle unique.

Dans le cas d'un empilement en opposition de n rondelles identiques (cf. Fig. A.1.b), la force axiale appliquée sur l'ensemble des rondelles est identique à la force axiale d'aplatissement d'une rondelle unique alors que la flèche de l'ensemble des rondelles correspond à la flèche maximale d'une rondelle unique multipliée par le nombre de rondelles empilées. En faisant toujours l'hypothèse que la raideur d'une rondelle est constante, la raideur de l'ensemble des rondelles en opposition ($k_{opposition\text{-}rondelles}$) s'exprime de la façon suivante :

$$k_{opposition-rondelles} = \frac{F_{rondelle}}{n.f} = \frac{k_{rondelle}}{n} \tag{A.7}$$

La hauteur totale du ressort ($H_{ressort}$) est alors donnée par :

$$H_{ressort} = n.H \tag{A.8}$$

La relation (A.7) montre que l'empilement en opposition de n rondelles permet d'obtenir un ressort avec une raideur n fois inférieure à celle d'une rondelle unique.

Le type d'association de rondelles ressorts retenu est donc un empilement en opposition car celui-ci permet d'avoir un ressort avec une raideur très inférieure à celle de la tige filetée.

c) Détermination des contraintes mécaniques s'appliquant sur les tiges filetées

Nous avons donc équipé le banc de test d'un empilement en opposition de rondelles ressorts sur chacune des extrémités des tiges filetées. Chaque ressort est conçu à partir d'un empilement en opposition de 16 rondelles ressorts dynamiques en acier standard permettant d'obtenir une flèche totale supérieure à l'allongement du ressort. Les rondelles ont un diamètre intérieur de 6,2 mm, un diamètre extérieur de 15 mm, une épaisseur de 0,7 mm et une flèche de 0,4 mm suivant la norme DIN 2093 portant sur les dimensions des rondelles ressorts.

Les tiges filetées, de diamètre 6 mm, initialement choisies sont en acier austénitique inoxydable de classe 70 type X5CrNi18-10. Cet alliage contient environ 17% de chrome et 8% de nickel. C'est ce dernier qui permet l'obtention d'une structure austénitique, favorisant la résistance à la corrosion jusqu'à des températures de 300°C mais aussi très basses, de l'ordre de -150°C. Les principales caractéristiques physiques de cet acier sont regroupées dans le tableau A.2. Les valeurs indiquées sont des valeurs moyennes.

Masse volumique [$g.cm^{-3}$]	7,9
Coefficient de dilatation thermique linéaire (1) [$10^{-6}.K^{-1}$]	16
Capacité thermique massique (2) [$J.kg^{-1}.K^{-1}$]	500
Conductivité thermique (2) [$W.m^{-1}.K^{-1}$]	15
Limite à la rupture (min/max) (3) [MPa]	500/700
Limite d'élasticité à 0,2% (3) [MPa]	190
Allongement à la rupture (3) [%]	45
Module d'élasticité [GPa]	200

Tableau A.2 : Principales caractéristiques physiques de l'acier X5CrNi18-10 [MAT06].

(1) Valeur moyenne donnée entre 20°C et 300°C.
(2) Valeur moyenne donnée à 20°C.
(3) Pour des diamètres jusqu'à 160 mm.

Le banc expérimental est alors muni d'une interface thermique Keratherm S900, mise en pression à l'aide d'un couple de serrage de 2 N.m appliqué en croix sur chacune des quatre tiges filetées. Après l'injection d'une puissance de 400 W au niveau des sources de chaleur, nous avons constaté une diminution de la pression initiale de serrage.

Il semble donc que les ressorts ainsi réalisés ne permettent pas d'éviter complètement la déformation plastique des tiges filetées. L'utilisation de tiges plus appropriées, avec une limite d'élasticité plus importante que celles en acier austénitique inoxydable, est donc souhaitable pour garantir une déformation uniquement élastique de ces dernières. Par ailleurs, leurs caractéristiques mécaniques doivent peu varier dans la plage -50°C à 150°C. Les tiges filetées retenues sont donc en acier faiblement allié, type 42CrMo4. Les principales caractéristiques physiques de cet alliage sont regroupées dans le tableau A.3. Les valeurs indiquées sont des valeurs moyennes.

Masse volumique (1) [$g.cm^{-3}$]	7,8/7,7
Coefficient de dilatation thermique linéaire (1) [$10^{-6}.K^{-1}$]	11,5/14,1
Capacité thermique massique (2) [$J.kg^{-1}.K^{-1}$]	440
Conductivité thermique (1) [$W.m^{-1}.K^{-1}$]	43/41
Limite à la rupture (min/max) (3) [MPa]	800/1300
Limite d'élasticité à 0,2% (3) [MPa]	740
Allongement à la rupture (3) [%]	10
Module d'élasticité [GPa]	210

Tableau A.3 : Principales caractéristiques physiques de l'acier 42CrMo4 [HEG10].

(1) Valeur moyenne donnée à 20°C et 200°C.

(2) Valeur moyenne donnée à 100°C.

(3) Pour un diamètre jusqu'à 16 mm.

Comme le montre la figure A.3, la limite d'élasticité de l'acier 42CrMo4 est nettement supérieure à celle de l'acier X5CrNi18-10 initialement choisi.

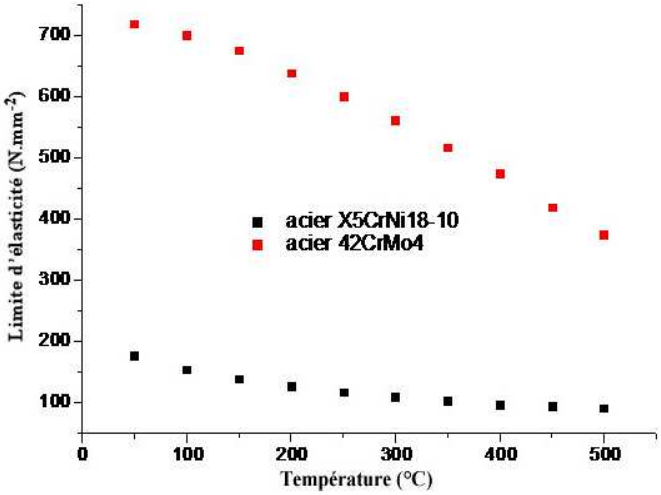
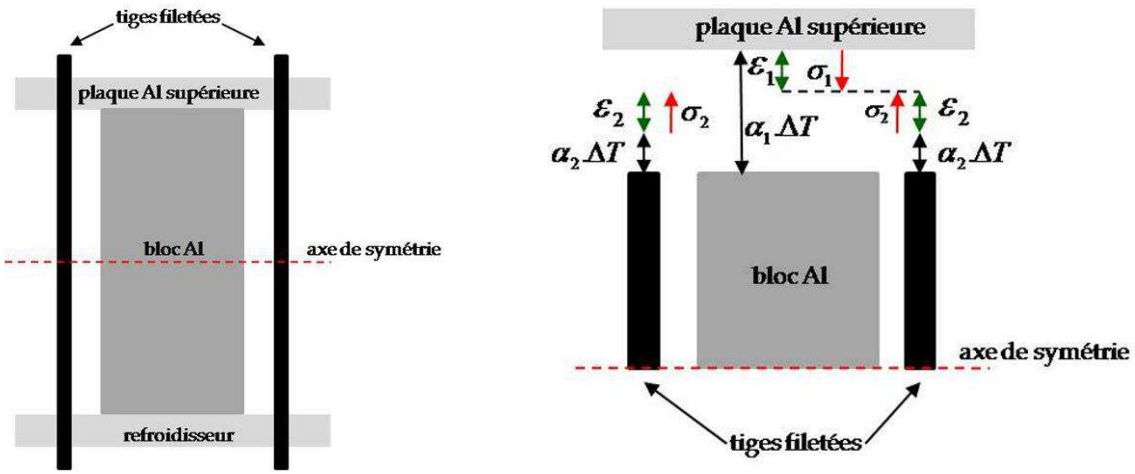


Figure A.3 : Limite d'élasticité des aciers X5CrNi18-10 et 42CrMo4 en fonction de la température (courbes constructeurs).

Une première évaluation des contraintes mécaniques au niveau des tiges filetées X5CrNi18-10 et 42CrMo4 peut être effectuée à partir de calculs théoriques. Ainsi, à partir des valeurs obtenues, il nous sera possible de voir si les tiges filetées sont en déformation élastique ou plastique et ceci en fonction du type d'acier.

Afin de pouvoir déterminer ces contraintes, une simplification de l'assemblage est opérée comme illustrée en figure A.4. Les hypothèses prises sont les suivantes :

- Les systèmes d'absorption réalisés à partir d'un empilement en opposition de rondelles ressorts dynamiques ne sont pas pris en compte ;
- Les sources de chaleur en cuivre ne sont pas considérées ;
- Un axe de symétrie horizontal est défini entre les deux blocs en aluminium ;
- Le poids des différents éléments est négligé.



a) Vue d'ensemble. *b) Vue détaillée au niveau du serrage.*

Figure A.4 : Schématisation simplifiée du banc expérimental.

La tige filetée est soumise à un ensemble de forces extérieures. D'après le principe fondamental de la statique, la tige est en équilibre par rapport à un référentiel galiléen si la somme des forces extérieures $\vec{F}_1$, $\vec{F}_2$, …, $\vec{F}_n$ exercées sur cette dernière est nulle :

$$\sum_{i=1}^{n} \vec{F}_i = \vec{0} \qquad \text{(A.9)}$$

En considérant les quatre tiges filetées du montage (cf. Fig. A.4.b) et la relation (A.9), on peut écrire les expressions suivantes :

$$F_1 = 4.F_2 \quad \text{soit,} \quad \sigma_1.S_1 = 4.\sigma_2.S_2 \qquad \text{(A.10) et (A.11)}$$

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = |\alpha_1 - \alpha_2|.\Delta T \qquad \text{(A.12)}$$

Dans ces expressions, $F_i, \sigma_i, \varepsilon_i, S_i$ et α_i sont respectivement les forces exercées, les contraintes appliquées, les déformations (non thermiques), les sections et les coefficients de dilatation relatifs aux matériaux indicés i. Ici, l'indice i=1 représente l'aluminium et l'indice i=2, la tige filetée. Enfin, ΔT est la variation de température à laquelle le montage est soumis.

A partir de la loi de Hooke, loi de comportement des solides soumis à une déformation de faible amplitude, les contraintes appliquées sur chacun des éléments sont définies par :

$$\sigma_1 = E_1.\varepsilon_1 \quad et \quad \sigma_2 = E_2.\varepsilon_2 \qquad \text{(A.13) et (A.14)}$$

où E_1 et E_2 sont les modules d'élasticité (module de Young) respectivement de l'aluminium et du matériau composant la tige filetée.

En combinant (A.12), (A.13) et (A.14), on en déduit l'équation (A.15).

$$\frac{\sigma_1}{E_1} + \frac{\sigma_2}{E_2} = |\alpha_1 - \alpha_2|.\Delta T \qquad \text{(A.15)}$$

Les contraintes appliquées sur le bloc d'aluminium et la tige filetée sont déterminées en combinant les expressions (A.11) et (A.15) :

$$\sigma_1 = \frac{4.E_1.E_2.S_2}{E_1.S_1 + 4.E_2.S_2} \ .|\alpha_1 - \alpha_2|.\Delta T \qquad (A.16)$$

$$\sigma_2 = \frac{1}{4}.\frac{S_1}{S_2} \ .\sigma_1 \qquad (A.17)$$

Les valeurs des paramètres S_1, S_2, E_1, E_2, α_1 et α_2 sont données dans le tableau A.4.

S_1 [m^2]	S_2 [m^2]	E_1 [GPa]	E_2 (1)/(2) [GPa]	α_1 [ppm.°C^{-1}]	α_2 (1)/(2) [ppm.°C^{-1}]
64.10^{-4}	$9\pi.10^{-6}$	69	200/210	24	16/12

Tableau A.4 : Valeurs des paramètres S_1, S_2, E_1, E_2, α_1 et α_2.

(1) Pour l'acier austénitique inoxydable type X5CrNi18-10.

(2) Pour l'acier faiblement allié type 42CrMo4.

Les contraintes mécaniques au niveau du bloc d'aluminium et des tiges filetées pour les aciers X5CrNi18-10 et 42CrMo4, sont calculées pour une variation de température ΔT de 200°C en ne tenant pas compte des sources de chaleurs en cuivre. En effet, celles-ci sont bien moins épaisses que les blocs d'aluminium (2 cm contre 20 cm) et avec un coefficient de dilatation moindre. Il est fait l'hypothèse qu'elles ne devraient pas modifier sensiblement les niveaux de contraintes et déformations. Les valeurs ainsi obtenues sont regroupées dans le tableau A.5.

Matériau de la tige filetée	X5CrNi18-10	42CrMo4
σ_1 [MPa]	5,38	8,45
σ_2 [MPa]	304,41	478,28

Tableau A.5 : Valeurs des contraintes mécaniques (sans tenir compte des sources de chaleur) en fonction du matériau des tiges filetées.

Ainsi, les valeurs des contraintes obtenues permettent de conclure d'une part que les tiges filetées type X5CrNi18-10 sont en déformation plastique tandis que les autres sont en déformation élastique, d'autre part que le bloc d'aluminium est en déformation élastique quel que soit le matériau de la tige filetée. Les calculs précédents ont cependant été réalisés en faisant l'hypothèse de faibles déformations apportées par les autres matériaux et en particulier les sources de chaleur en cuivre. Pour s'assurer définitivement que les déformations des tiges (42CrMo4) restent bien élastiques lors des cycles de températures, les contraintes mécaniques sont réduites grâce à l'utilisation des rondelles ressorts dynamiques. Leur rôle est ainsi d'absorber la déformation due à la dilation des blocs d'aluminium et permettre aux tiges filetées de ne pas subir de déformations inélastiques.

Une comparaison entre la raideur du ressort réalisé à partir d'un empilement en opposition de 12 rondelles ressorts dynamiques, et celle de la tige filetée peut être effectuée afin de vérifier que la raideur du ressort soit très inférieure à celle de la tige. Les raideurs du ressort $k_{ressort}$ et de la tige k_{tige} sont données par les relations suivantes :

$$k_{ressort} = \frac{F_{rondelle}}{12.f} = \frac{k_{rondelle}}{12} \quad \text{(A.18)}$$

$$\sigma_{tige}.S_{tige} = E_{tige}.\frac{\Delta L_{tige}}{L_0} .S_{tige} = k_{tige}.\Delta L_{tige} \quad \text{(A.19)}$$

d'où : $$k_{tige} = E_{tige}.S_{tige}/L_0 \quad \text{(A.20)}$$

Dans ces expressions, $F_{rondelle}$, f, $k_{rondelle}$, σ_{tige}, S_{tige}, ΔL_{tige}, L_o et E_{tige} sont respectivement la force axiale d'aplatissement appliquée sur la rondelle, sa flèche, sa raideur, la contrainte appliquée sur la tige filetée, sa section, son allongement, sa longueur initiale et son module d'élasticité.

La courbe effort/déformation d'une rondelle ressort dynamique en acier standard est présentée sur la figure A.5. Une valeur approchée de la raideur de cette rondelle est obtenue en calculant le coefficient directeur de l'interpolation linéaire du tracé effort/déformation. La raideur ainsi calculée est de 1,82 kN.mm^{-1}. A partir de l'expression (A.18) et de la raideur précédemment déterminée, la raideur d'un empilement en opposition de 12 rondelles ressorts dynamiques en acier standard peut être ainsi obtenue et vaut 151,67 N.mm^{-1}.

D'après (A.20) et sachant que le diam0ètre, la longueur initiale ainsi que le module d'élasticité de la tige filetée en acier faiblement allié valent respectivement 6 mm, 250 mm et 210 kN.mm^{-2}, la raideur de cette dernière vaut 23,74 kN.mm^{-1}. Ces résultats confirment que la raideur du ressort réalisé par un empilement en opposition de 12 rondelles ressorts dynamiques en acier standard est très faible par rapport à celle de la tige filetée de type 42CrMo4. Toutefois, ces rondelles ressorts dynamiques en acier standard ne sont pas adaptées pour la plage de température -50°C/150°C. Pour cela, il est préférable d'utiliser des rondelles ressorts dynamiques type X10CrNi18-8. Ce matériau possède, par un traitement de revenu entre 280°C et 440°C, une résistance mécanique pouvant atteindre jusqu'à 250 N.mm^{-2} pour des taux d'écrouissage élevés. La raideur de telles rondelles, déduite de la courbe effort/déformation présentée en figure A.6 est proche de celle des rondelles en acier standard et vaut 1,75 kN.mm^{-1} qui reste malgré tout bien en deçà de la raideur des tiges 42CrMo4.

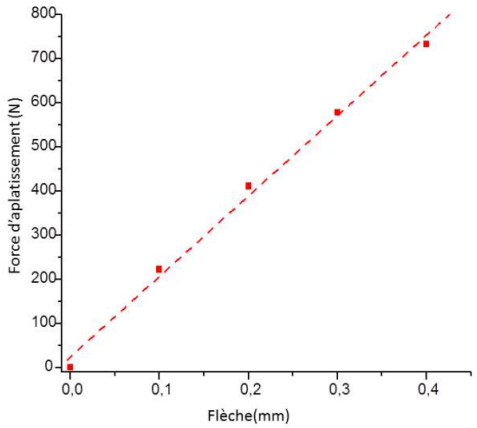


Figure A.5: Courbe effort/déformation d'une rondelle en acier standard (courbe constructeur).

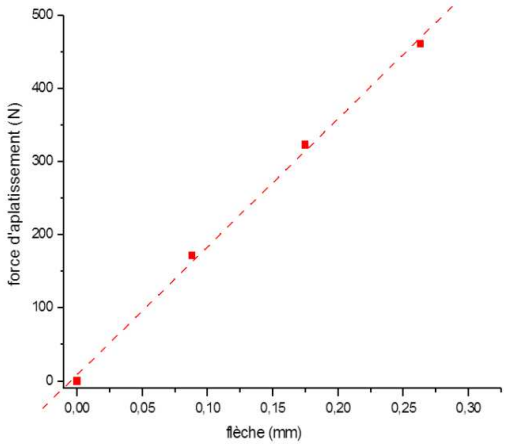
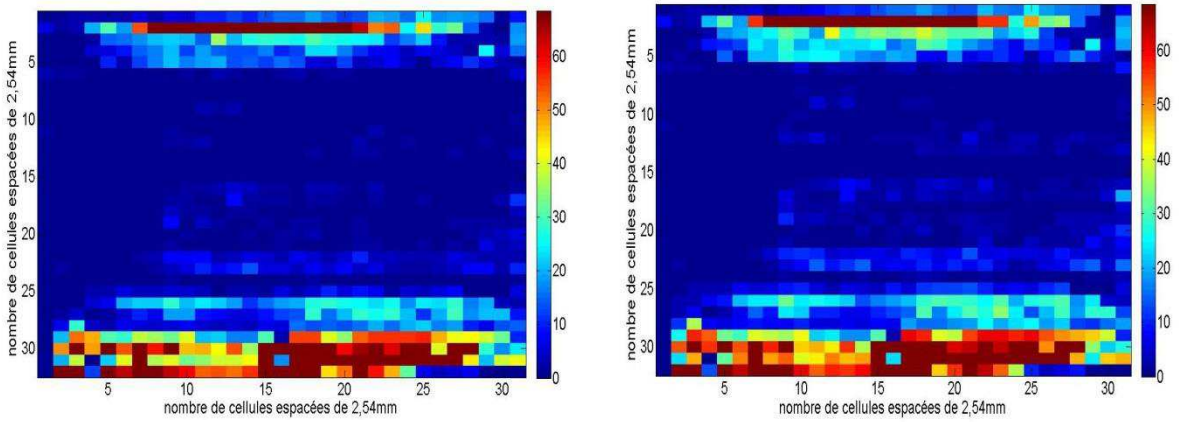


Figure A.6 : Courbe effort/déformation d'une rondelle X10CrNi18-8 (courbe constructeur).

La distribution de pression obtenue au niveau d'une interface thermique Keratherm S900 respectivement après serrage et injection de puissance, avec un montage utilisant des tiges filetées 42CrMo4 et un empilement en opposition de 12 rondelles ressorts dynamiques X10CrNi18-8 positionné à chaque extrémité des tiges, est réalisée avec un capteur I-scan (cf. § II.2.3). Les résultats obtenus, présentés en figure A.7, montrent une légère augmentation de la pression après injection de puissance. En effet, la valeur moyenne de la pression obtenue après serrage est de 10,5 bar (cf. Fig. A.7.a) alors que celle obtenue après injection de puissance est de 11,9 bar (cf. Fig. A.7.b).



a) Image Tekscan après serrage. *b) Image Tekscan après injection de puissance.*

Figure A.7 : Répartition de la pression au niveau de l'interface thermique Keratherm S900.

Au vu des résultats précédents, la solution retenue pour le montage d'un point de vue mécanique sera l'utilisation de tiges filetées 42CrMo4, d'un empilement en opposition de 12 rondelles ressorts dynamiques X10CrNi18-8 fixé sur chaque extrémité des tiges. A noter que pour les mesures avec le capteur de pression, une interface thermique Keratherm S900 est disposée entre celui-ci et le bloc aluminium inférieur.

Annexe B : Capteur de force type rondelle de force en compression

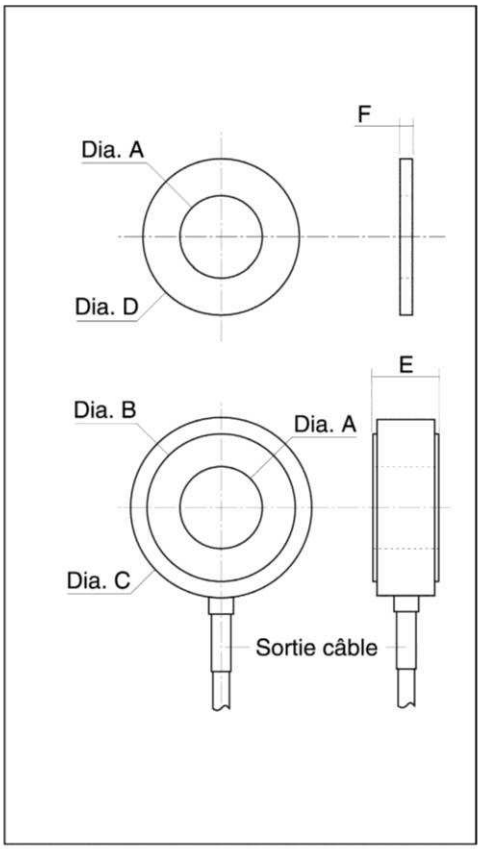
Ci-dessous figurent les documents se rapportant au capteur de force modèle FMT-06 et à son électronique de conditionnement et de traitement, tous deux fabriqués par la société FGP Sensors & Instrumentation. Y est inclus le document d'étalonnage.

FGP Sensors & Instrumentation

Modèle FMT

Rondelle de force

- **Etendues de mesure de 0-20 kN à 0-320 kN**
- **Utilisation compression**
- **Mesures statiques et dynamiques**
- **Rondelles d'appui fournies**



Les rondelles de force FGP Sensors, modèle FMT, sont des capteurs miniaturisés destinés à effectuer des mesures d'effort de vissage. Ils sont disponibles dans une large gamme d'étendues de mesure de 20 à 320 kN.
Ces capteurs sont conçus pour réduire les problèmes d'hystérésis et de variation de sensibilité liés au couple généré par frottement lors du serrage. Leur grande raideur permet de les utiliser aussi bien pour des applications statiques que dynamiques.
Concepteur et producteur de ce capteur, FGP Sensors dispose d'une grande expérience pour son adaptation à une utilisation ou un environnement spécifique. De même FGP Sensors propose une vaste gamme d'électronique de conditionnement et de traitement permettant l'alimentation du capteur, l'amplification du signal et l'affichage de la mesure sur indicateur numérique, pour vous fournir une chaîne de mesure complète, appairée, étalonnée et donc prête à l'emploi.

Dimensions en mm

E.M. en kN	Modèle	A	B	C	D	E	F
20	FMT-6	6,1	11	18	12,7	6,5	1,5
35	FMT-8	8,1	14,5	21	19	10	1,5
55	FMT-10	10,1	18	25	22	11	2
80	FMT-12	12,1	22	29	25	11,5	2
110	FMT-14	14,1	25,5	32	28	12,5	2
140	FMT-16	16,1	29	36	32	13,5	3,2
180	FMT-18	18,1	32,5	39	34	15	3,2
220	FMT-20	20,1	36	43	38	16	3,2
270	FMT-22	22,1	40	48	44	17	3,2
320	FMT-24	24,1	43,5	50	48	19	3,2

Photos non contractuelles. Le constructeur se réserve le droit de changer sans préavis les spécifications indiquées. 20/04/2004

www.fgp-instrumentation.com • Tél. +33 (0)1 30 79 65 40 • Fax. +33 (0)1 30 54 01 43 • scom@fgp.tm.fr

Spécifications techniques

Etendues de mesure (E.M.)

0-20, 0-35, 0-55, 0-80, 0-110, 0-140, 0-180, 0-220, 0-270, 0-320 kN

Domaine de surcharge

Sans altération des performances : 1,5 fois l'E.M.
Sans destruction mécanique : 3 fois l'E.M.

Précision

Linéarité & Hystérésis : de 1 à 5% de l'E.M.,
Remarque : La précision peut atteindre 1% de l'E.M. dans une plage de mesure comprise entre 10 et 100% de l'E.M., si les précautions de montage sont respectées.

Domaine de température

Plage d'utilisation en température (PUT) : -20 à 80 °C
Plage de compensation en température (PCT) : 0 à 60 °C
Dérive de zéro dans la plage compensée : <0,5% de l'E.M. / 60°C
Dérive de sensibilité dans la plage compensée : $<2.10^{-4}$ / °C de la valeur lue

Caractéristiques électriques

Tension d'alimentation	10 Vcc
Signal à l'E.M.	1,5 à 2 mVV
Zéro Offset	<±5% de l'E.M.
Impédance d'entrée	700 Ω
Impédance de sortie	700 Ω
Isolement sous 50 Vcc	≥100 MΩ

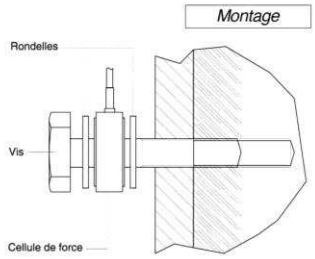
Sortie électrique

Par câble blindé, longueur standard 2 m avec ressort de protection

Caractéristiques mécaniques

Matière : Corps d'épreuve en acier inoxydable - capot de protection en aluminium
Rondelles d'appui : Acier tendre

Précautions de montage



La grande raideur et la taille des capteurs FMT imposent le respect de certaines précautions de montage :
- Répartition uniforme de l'effort sur les portées du capteur
- Surfaces d'appui en contact avec le capteur planes et parallèles
- Insertion de rondelles (fournies par FGP) entre le capteur et les surfaces d'appui, qui s'écrasent lors de la montée en charge car elles sont de dureté moindre que celle du capteur.

Référence de commande

Rondelle de force

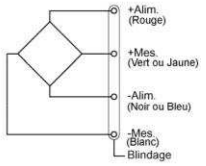
Modèle — FMT

Type — Selon Ø A — 6

Option(s) — LC"X" : Longueur de câble supplémentaire — LC2

"X" = valeur à préciser

Schéma électrique



Toutes les valeurs étant nominales, le constructeur se réserve le droit de changer sans préavis les spécifications indiquées. Dernière mise à jour sur site Internet.

Force • Couple • Pression • Accélération • Déplacement
Du standard au spécial !
24, rue des Dames • ZI des Dames • BP58 • 78344 LES CLAYES SOUS BOIS CEDEX
Tél. +33 (0)1 30 79 65 40 • Fax. +33 (0)1 30 54 01 43 • www.fgp-instrumentation.com • scom@fgp.tm.fr

ARD154

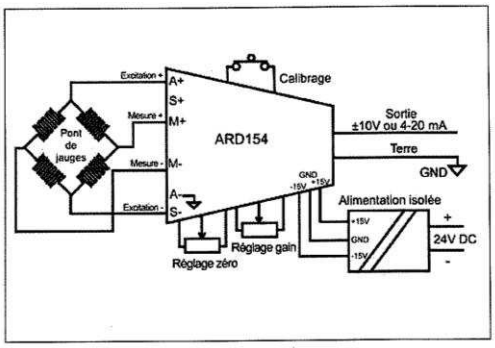
Amplificateur Conditionneur Rail DIN

- **Pour 1 à 4 capteurs à jauges de contrainte**
- **Impédance du pont de 120 à 10000 Ω**
- **Alimentation du pont 10 V ou 5 V en 4 ou 6 fils**
- **Sensibilité ajustable de 0,1 à 30 mV/V**
- **Poussoir de calibrage de 0,1 à 10 mV/V**
- **Réglages du gain et du zéro par potentiomètres**
- **Sortie tension ±10 V ou sortie courant 0/4 – 20 mA**
- **Précision 0,01% de l'E.M.**
- **Bande passante ajustable 2 kHz ou 20 kHz max.**
- **Alimentation isolée 24 Vcc ±10%**

En association avec ses capteurs, FGP Sensors propose une vaste gamme d'électroniques de conditionnement et de traitement.

L'amplificateur, modèle **ARD154** est destiné au conditionnement des capteurs de force, de pression ou d'accélération à jauges de contrainte associées en pont de Wheatstone. Il permet d'obtenir un signal courant 0/4-20 mA ou une sortie tension haut niveau de ±10 V. Le module couvre toutes les gammes de sensibilité de 0,1 mV/V à 30 mV/V. Il est également possible de brancher 4 capteurs de 350 Ω en parallèle, alignés en sensibilité et avec excitation du pont de 5 Vdc.

Grâce à sa conception modulaire l'amplificateur ARD154 s'adapte très simplement à différentes configurations. L'utilisateur choisit à l'aide d'un jeu de cavaliers la tension d'excitation du pont de jauges, la bande passante de sortie, le type de sortie, tension ou courant et le décalage de zéro permettant de réaliser les différentes fonctions de sortie. Un cran de calibrage adapté à la gamme de sensibilité sélectionnée, permet de régler le gain avec une grande facilité.



Photos non contractuelles. Le constructeur se réserve le droit de changer sans préavis les spécifications indiquées. 05/03/2007

www.fgpsensors.com • Tél. +33 (0)1 30 79 65 40 • Fax. +33 (0)1 30 54 01 43 • scom@fgp.tm.fr

Spécifications techniques

Entrée capteurs

Type de capteurs :	A jauges de contrainte en pont complet 4 ou 6 fils Option ½ et ¼ pont 350 Ω (120 Ω sur demande)
Impédance du pont de jauges :	120 Ω < Z < 10000 Ω (pour 120 Ω, excitation du pont 5V max.)
Alimentation du pont :	10 V ou 5 V (pour 120 Ω sélectionner 5 V) i maxi 60 mA
Rejection du câble capteur :	2.10-5 / Ω
Sensibilité d'entrée :	5 gammes de 0,1 mV/V à 30 mV/V
Décalage de zéro fixe :	4 gammes de ±50% à ±100% de la Pleine Echelle
Décalage de zéro ajustable :	± 50% au minimum de la Pleine Echelle
Cran de calibrage :	De 0,1 à 10 mV/V
Précision du cran de calibrage :	0,01% sur la gamme 1 à 3 mV/V, 0,1% pour les autres.

Sorties Analogiques

Sortie tension :	±10 V
Courant de sortie max. :	5 mA
Impédance de sortie max. :	0.2 Ω
Sortie courant :	4-20 mA ou 0-20 mA
Dynamique sortie courant :	0-10 V (Résistance de charge 500 Ω à 20 mA)
Linéarité :	0,01% de la pleine échelle
Dérive rapportée à l'entrée :	< 1 µV / °C max.
Bruit rapporté à l'entrée :	< 3 µV RMS/2 kHz, 10µV RMS/20 kHz (typique)
Réjection de mode commun :	100 dB
Réjection des variations de l'alimentation :	120 dB
Bande passante :	2 kHz ou 20 kHz à -3 dB (15 kHz max. sur la gamme 0,1 mV/V)

Caractéristiques électriques

Alimentation Générale :	24 Vcc ±10% Consommation 100 mA max.
Isolation de la tension d'alimentation :	1000 Vcc maxi 1 min entre 0 V et GND sortie 400 V crête 0 V entrée/ terre ou GND sortie/terre

Caractéristiques générales

Dimensions (H x L x P) : 99 x 17,5 x 112 mm
Module à encliqueter sur Rail DIN
Température d'utilisation : -10 °C à 60 °C
Température de stockage : -40 °C à 70 °C
Borniers à vis débrochables : 4 x 3 bornes
Poids : 110 grammes environ

Référence de commande

Amplificateur
Modèle

ARD154

Toutes les valeurs étant nominales, le constructeur se réserve le droit de changer sans préavis les spécifications indiquées. Dernière mise à jour sur site Internet. 05/03/2007

Force • Couple • Pression • Accélération • Déplacement
Du standard au spécial !
24, rue des Dames • ZI des Dames • BP58 • 78344 LES CLAYES SOUS BOIS CEDEX
Tél. +33 (0)1 30 79 65 40 • Fax. +33 (0)1 30 54 01 43 • www.fgpsensors.com • scom@fgp.tm.fr

measurement SPECIALTIES

Fiche d'étalonnage
Calibration Data Sheet

Marque / *Mark* **FA44689**

Référence / *Reference*		**Electronique / Electronics**	
Modèle / *Model :*	FMT6-ET3-LC1	Modèle / Model :	ARD154
Numéro de série / *Serial number :*	Q1000V	Numéro de série / Serial number :	E44689-01
Etendue de mesure / *Range :*	20 kN	Alimentation / Excitation :	24 V

Equipement de test / *Test equipment*

Indiqué au verso du document. *Please refer to the back of this document.*

Conditions de test / *Test conditions*

Température / *Temperature :*	21 ±2° C / 69.8 ±3.5° F
Degré d'humidité / *Relative Humidity :*	29%
Niveau de g local / *Local g level :*	9.80921 m/s²
Pression atmosphérique / *Atmospheric pressure :*	993 mbar

Relevé d'étalonnage / *Calibration Data*

Référence Reference Paliers Steps kN	Compression Compression Electronique Electronics V
0.00	0.002
4.00	-2.363
8.00	-4.351
12.00	-6.243
16.00	-8.126
20.00	-9.997
16.00	-8.272
12.00	-6.489
8.00	-4.638
4.00	-2.595
0.00	0.000

Résultat des tests / *Test Results* (2)

Linéarité (% E.M) / *Linearity (% F.S):*	± 2.405
Hystérésis (% E.M) / *Hysteresis (% F.S):*	± 1.435
Signal à l'E.M. / F.S. *Signal :*	-9.999 V

Observations / *Remarks*

Cran de calibrage / Shunt calibration: 4.865 V

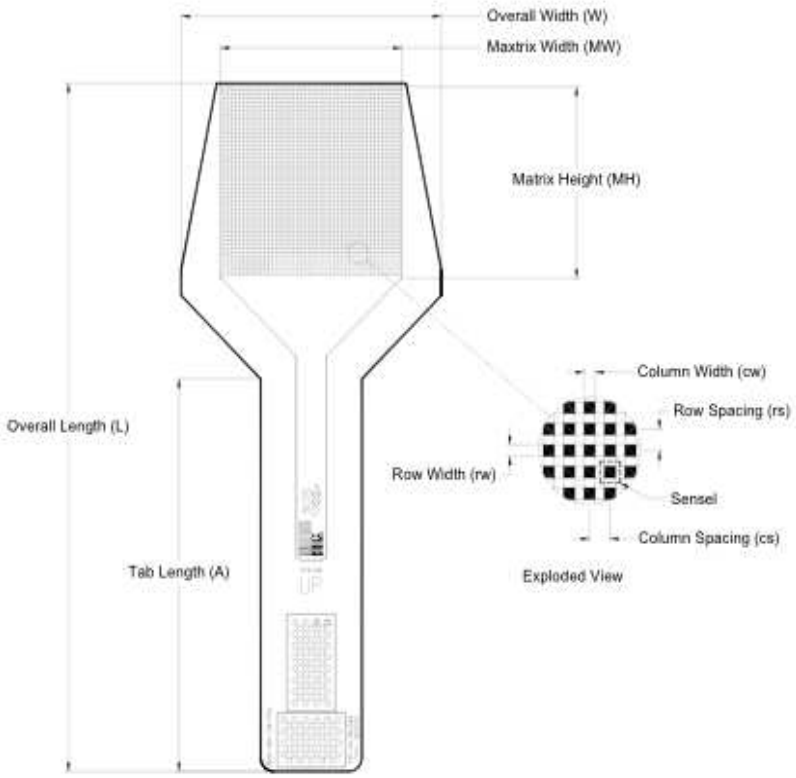
Date / *Date :* 07/05/2010 Opérateur / *Operator :* ALE CQ / QC QC1

(2) Méthode de calcul / *Calculation method :* Méthode des moindres carrés / Least squares fit

MEAS France
26 rue des Dames - BP 58 - 78344 LES CLAYES SOUS BOIS CEDEX - FRANCE
TEL. +33 1 30 79 33 00 - FAX +33 1 30 54 01 43 - www.meas-spec.com

Annexe C : Feuille I-SCAN modèle 5101

MAP AND SENSOR MODEL NUMBER: 5051, 5076, 5101
NAME: I-SCAN



	General Dimensions					Sensing Region Dimensions						Summary	
Model Number	Overall Length *L*	Overall Width *W*	Tab Length *A*	Matrix Width *MW*	Matrix Height *MH*	Columns *CW*	*CS*	*Qty.*	Rows *RW*	*RS*	*Qty.*	No. of Sensels	Sensel Density
US	(in)	(in)	(in)	(in)	(in)	(in)	(in)		(in)	(in)			(sensel per sq-in)
5051	9.9	3.2	6.6	2.2	2.2	0.03	0.05	44	0.03	0.05	44	1936	400
5076	12	4.8	6.9	3.3	3.3	0.04	0.075	44	0.04	0.075	44	1936	178
5101	13.4	5.9	6.5	4.4	4.4	0.05	0.1	44	0.05	0.1	44	1936	100
Metric	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)		(mm)	(mm)			(sensel per sq-cm)
5051	251	81	168	56	56	0.76	1.27	44	0.76	1.27	44	1936	62
5076	305	122	175	84	84	1.02	1.91	44	1.02	1.91	44	1936	27.6
5101	340	150	165	112	112	1.27	2.54	44	1.27	2.54	44	1936	15.5

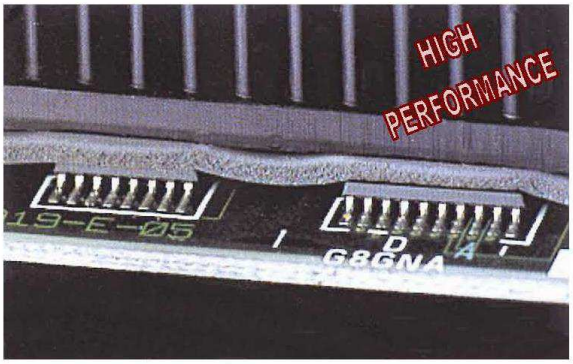
Application Example: Excellent for general purpose uses.

Special Feature: Wide range of available pressures.

Tekscan, Inc., 307 West First Street, South Boston, MA 02127 Phone:617-464-4500 Fax 617-464-4266 Website: www.tekscan.com

Annexe D : Données constructeurs des TIMs : Compelma T014, Egraf 1205A et Hi-Flow 300P

HIGH HEAT CONDUCTIVITY GAP FILLER PADS - T014H



KEY FEATURES

Thermal conductivity of 14.0 W/m.K
Highly conformable
High heat conducting gel material
Available in sheet
Tacky

APPLICATIONS

In areas where space between surfaces is uneven or varies
Where surface textures are a concern regarding efficient thermal transfer, etc…

TECHNICAL SPECIFICATION

MATERIAL PROPERTIES	TEST METHOD	T014H Series	
		N: standard material *	H: Hardened on one side *
Thermal conductivity (W/m.K)	ASTM D5470	14.0	
Color	Visual	Gray	
Thickness (mm)	ASTM D374	1.0 – 1.5 – 2.0	0.3 ‡ – 0.5 – 1.0 – 1.5 – 2.0
Hardness (Shore 00)	ASTM D2240	64	
Thermal Resistance ** (℃in²/W)	ASTM D5470	0.17	0.2 0
Elongation (%)	ASTM D412	40	
Withstand Voltage (kV/mm.AC)	ASTM D149	11	
Volume resistivity (MΩ.m)	ASTM D257	7.4 x 10^3	
Density (g/cc)		3.2	
Adhesive coating	-	n/a	
Flame rating	UL	V-0	
Continuous Use Temp (℃)	-	-60 ~ +200	

* versions not available for this product: reinforced material , hardened on one side & reinforced material
‡: For a max width and length at 50mm
**: Thermal resistance for a 1mm thick pad . For other thickness, please refer to the appendix

TOLERANCES ON THICKNESS					
Thickness (mm)	0.3	0.5	1.0	1.5	2.0
Tolerance	±0.1	±0.1	±0.2	±0.2	±0.3

COMPELMA PART NUMBER

T 014 - - - - - - - - H - - - - -

- Length in mm (e.g.: 24mm is 0024; 5.75mm is 5.75; 3.5mm is 03.5)
- H: Hardened on one side; N: Standard material
- H: High performance Gap Filler
- Width in mm (e.g.: 24mm is 0024; 5.75mm is 5.75; 3.5mm is 03.5)
- Thickness in mm (e.g.: 0.5mm is 00.5; 1.50mm is 01.5; 3.50mm is 03.5)
- Thermal conductivity in W/m.K

COMPELMA – 33 rue des Petits Ruisseaux – ZA des GODETS – 91370 VERRIERES LE BUISSON – France
Tel :33(0)1.69.75.21.21 – Fax :33 (0)1.60.11.40.19 – www.compelma.com

eGRAF® THERMAL MANAGEMENT

HITHERM™

TECHNICAL BULLETIN 318

Made from natural graphite, eGRAF® HITHERM™ thermal interface materials are designed for use in applications requiring low contact resistance and high thermal conductivity. HITHERM material is offered in a variety of through thickness thermal conductivities, available in roll or die-cut form and can be laminated with plastics and adhesives.

An economical thermal interface material, HITHERM products will not dry out and no outgassing occurs under vacuum conditions. The conformability of HITHERM materials optimizes thermal properties and ensures excellent contact is maintained for the life of the assembly. Typical applications include thermal interfaces, chip burn-in, chip testing fixtures, DC-to-DC converters, CPU modules, microprocessors, and hot and cold plates.

Part Designation

How are HITHERM products named?

Every HITHERM part is identified by a specific grade, named for its characteristics. For example, **710AP** represents a HITHERM part, 700 SERIES, 0.010" thick, with Adhesive on one side, Plastic on the other side.

7	10	A	P
Series Name	Total Part Thickness (Thousands of an Inch)	Coating Side 1	Coating Side 2

Grade, Dimension and Coating Options

What types of HITHERM products are available?

	HT-700 SERIES			HT-1200 SERIES			HT-2500 SERIES	
Grade	HT-705	HT-710	HT-720	HT-1205	HT-1210	HT-1220	HT-2505	HT-2510
Thickness (in)	0.005"	0.010"	0.020"	0.005"	0.010"	0.020"	0.005"	0.010"
Thickness (mm)	(0.127mm)	(0.254 mm)	(0.508 mm)	(0.127mm)	(0.254 mm)	(0.508 mm)	(0.127mm)	(0.254 mm)
Material	Natural Graphite			Natural Graphite			Natural Graphite with Polymer Additive	
Typical[1] Thermal Conductivity (Through Thickness)[2]	6.0 W/m-K			10.0 W/m-K			16.0 W/m-K	
Typical[1] Thermal Conductivity (In-Plane)[3]	240 W/m-K			150 W/m-K			120 W/m-K	
Width								
	24" Maximum (609 mm)			24" Maximum (609 mm)			12" Maximum (304 mm)	
Length								
	No Maximum			No Maximum			No Maximum	
Coatings								
Plain (No Coatings)	Yes			Yes			Yes	
A (Adhesive on one side)	Yes			Yes			Yes	
P (Plastic on one side)	Yes			Yes			No	
AP (Adhesive on one side, Plastic on one side)	Yes			Yes			No	
ES (Edge-Seal)	No			No			Yes	

[1] Properties listed are typical and cannot be used as accept/reject specifications.
[2] Angstrom's Method
[3] ASTM D5470 Modified (at 110kPa/16 psi/1.1 bar)

For additional information, contact the GrafTech Sales Office: +1 (800) 253-8003 (Toll-Free in USA), +1 (216) 529-3777 (International), +1 (216) 529-3922 (Fax)

TB318-EG-HT-TYP.doc Updated: 08/29/2006 © 2006 Advanced Energy Technology, Inc. All Rights Reserved.

This information is not to be taken as warranty of representation for which we will assume legal responsibility nor permission or recommendation to practice any patented invention without license. It is offered solely for your consideration, investigation and verification.

eGRAF, SPREADERSHIELD, zSPREADER, and HITHERM are trademarks of Advanced Energy Technology Inc.
For patent information visit www.egraf.com/patents

GRAFTech
ADVANCED ENERGY TECHNOLOGY INC.
A GrafTech International Ltd. company
www.egraf.com

eGRAF® THERMAL MANAGEMENT

HITHERM™

Typical[4] Properties

What are the performance characteristics of HITHERM thermal interface materials?

eGRAF HITHERM Natural Graphite

- Thickness Tolerance: +/- 5% (0.010" thick material), +/- 10% (0.005" thick material)
- Flammability Rating: UL 94V-0
- Operating Temperature: -40 to 400°C (700 and 1200 SERIES), -25 to 125°C (2500 SERIES)
- Coefficient of Thermal Expansion (In-Plane): -0.4 x 10^{-6} m/m °C
- Coefficient of Thermal Expansion (Through Thickness): 27.0 x 10^{-6} m/m °C
- Specific Heat: 711 J/kg °C
- Electrical Resistivity (In-Plane) [5]: 10 μΩm
- Electrical Resistivity (Through Thickness) [5]: 15000 μΩm

	HT-700 SERIES			HT-1200 SERIES			HT-2500 SERIES	
	HT-705	HT-710	HT-720	HT-1205	HT-1210	HT-1220	HT-2505	HT-2510
Thickness Tolerance	+/- 10%	+/- 5%	+/- 5%	+/- 10%	+/- 5%	+/- 5%	+/- 10%	+/- 5%
Tensile Strength (ASTM F-152)	715 psi (4900 kPa)	715 psi (4900 kPa)		270 psi (1800 kPa)	470 psi (3200 kPa)	470 psi (3200 kPa)	215 psi (1400 kPa)	270 psi (1800 kPa)
Thermal Resistance[6] @ 100 kPa (14.5 psi) (1 bar)	0.44 cm^2 °C/W	0.84 cm^2 °C/W		0.32 cm^2 °C/W	0.54 cm^2 °C/W	0.98 cm^2 °C/W	0.19 cm^2 °C/W	0.25 cm^2 °C/W
Thermal Resistance[6] @ 700 kPa (100 psi) (6.9 bar)	0.24 cm^2 °C/W	0.37 cm^2 °C/W		0.10 cm^2 °C/W	0.27 cm^2 °C/W	0.56 cm^2 °C/W	0.07 cm^2 °C/W	0.12 cm^2 °C/W

Adhesive and Plastic Coatings

Adhesive "A" Coating

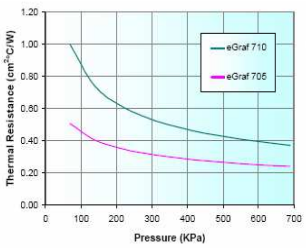
- Thickness: 0.00015" (0.004 mm)
- Adhesive Strength[7]: 700 g/cm^2 Typical, 450 g/cm^2 Minimum
- Operating Temperature: -40 to 150°C
- Thermal Resistance[6] per Side @ 100kPa: 0.16 cm^2 °C/W

Plastic "P" Coating

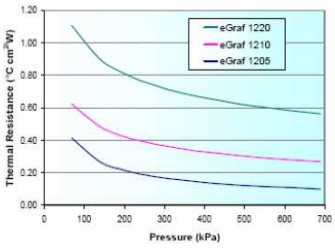
- Thickness: 0.000056" (0.0014 mm)
- Dielectric Strength: 210 V
- Operating Temperature: -40 to 150°C
- Thermal Resistance[6] per Side @ 100kPa: 0.32 cm^2 °C/W
- Thermal Conductivity (Through Thickness): 0.155 W/m-K

Thermal Resistance v. Interface Pressure

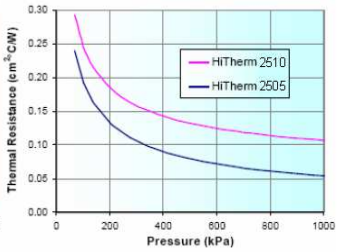
HT-700 SERIES



HT-1200 SERIES



HT-2500 SERIES



[4] Properties listed are typical and cannot be used as accept/reject specifications.
[5] ASTM C611, 4-Point Resistivity Test
[6] ASTM D5470 Modified (at 110kPa/16 psi/1.1 bar). The total contact resistance of the coating replaces that of the eGRAF natural graphite.
[7] Adhesive Strength is based on a lap shear test (ASTM D3163) with material adhering to a glass plate. Note that the speed of peel from the release paper is directly related to adhesive strength. The higher the adhesive strength, the slower the peel speed from the release paper.

For additional information, contact the GrafTech Sales Office: +1 (800) 253-8003 (Toll-Free in USA), +1 (216) 529-3777 (International), +1 (216) 529-3922 (Fax)

TB318-EG-HT-TYP.doc Updated: 08/29/2006 © 2006 Advanced Energy Technology, Inc. All Rights Reserved.

This information is not to be taken as warranty of representation for which we will assume legal responsibility nor permission or recommendation to practice any patented invention without license. It is offered solely for your consideration, investigation and verification.

eGRAF, SPREADERSHIELD, zSPREADER, and HITHERM are trademarks of Advanced Energy Technology Inc.
For patent information visit www.egraf.com/patents

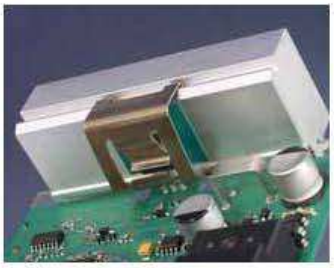
GRAFTech
ADVANCED ENERGY TECHNOLOGY INC.
A GrafTech International Ltd. company
www.egraf.com

Hi-Flow® 300P

Electrically Insulating, Thermally Conductive Phase Change Material

Features and Benefits

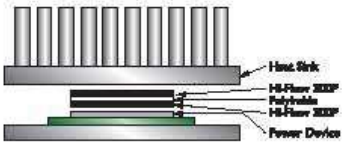
- Thermal impedance: 0.13°C-in²/W (@25 psi)
- Field-proven polyimide film
  - excellent dielectric performance
  - excellent cut-through resistance
- Outstanding thermal performance in an insulated pad



Hi-Flow 300P consists of a thermally conductive 55°C phase change compound coated on a thermally conductive polyimide film. The polyimide reinforcement makes the material easy to handle and the 55°C phase change temperature minimizes shipping and handling problems.

Hi-Flow 300P achieves superior values in voltage breakdown and thermal performance when compared to its competition. The product is supplied on an easy release liner for exceptional handling in high volume manual assemblies. Hi-Flow 300P is designed for use as a thermal interface material between electronic power devices requiring electrical isolation to the heat sink.

Bergquist suggests the use of spring clips to assure constant pressure with the interface and power source. Please refer to thermal performance data to determine nominal spring pressure for your application.



We produce thousands of specials. Tooling charges vary depending on tolerances and complexity of the part.

TYPICAL PROPERTIES OF HI-FLOW 300P

PROPERTY	IMPERIAL VALUE	METRIC VALUE	TEST METHOD
Color	Green	Green	Visual
Reinforcement Carrier	Polyimide	Polyimide	—
Thickness (inch) / (mm)	0.004 - 0.005	0.102 - 0.127	ASTM D374
Film Thickness (inch) / (mm)	0.001 - 0.002	0.025 - 0.050	ASTM D374
Elongation (%45° to Warp and Fill)	40	40	ASTM D882A
Tensile Strength (psi) / (MPa)	7000	48	ASTM D882A
Continuous Use Temp (°F) / (°C)	302	150	—
Phase Change Temp (°F) / (°C)	131	55	ASTM D3418
ELECTRICAL			
Dielectric Breakdown Voltage (Vac)	5000	5000	ASTM D149
Dielectric Constant (1000 Hz)	4.5	4.5	ASTM D150
Volume Resistivity (Ohm-meter)	10^{12}	10^{12}	ASTM D257
Flame Rating	V-O	V-O	U.L 94
THERMAL			
Thermal Conductivity (W/m-K) (1)	1.6	1.6	ASTM D5470

THERMAL PERFORMANCE vs PRESSURE

Pressure (psi)	10	25	50	100	200
TO-220 Thermal Performance (°C/W) 0.0010"	0.95	0.94	0.92	0.91	0.90
TO-220 Thermal Performance (°C/W) 0.0015"	1.19	1.17	1.16	1.14	1.12
TO-220 Thermal Performance (°C/W) 0.0020"	1.38	1.37	1.35	1.33	1.32
Thermal Impedance (°C-in²/W) 0.0010" (2)	0.13	0.13	0.12	0.12	0.12
Thermal Impedance (°C-in²/W) 0.0015" (2)	0.17	0.16	0.16	0.16	0.15
Thermal Impedance (°C-in²/W) 0.0020" (2)	0.19	0.19	0.19	0.18	0.18

1) This is the measured thermal conductivity of the Hi-Flow coating. It represents one conducting layer in a three-layer laminate. The Hi-Flow coatings are phase change compounds. These layers will respond to heat and pressure induced stresses. The overall conductivity of the material in post-phase change, thin film products is highly dependent upon the heat and pressure applied. This characteristic is not accounted for in ASTM D5470. Please contact Bergquist Product Management if additional specifications are required.
2) The ASTM D5470 test fixture was used and the test sample was conditioned at 70°C prior to test. The recorded value includes interfacial thermal resistance. These values are provided for reference only. Actual application performance is directly related to the surface roughness, flatness and pressure applied.

Typical Applications Include:

- Spring / clip mounted
- Discrete power semiconductors and modules

Configurations Available:

- Roll form, die-cut parts and sheet form, with or without pressure sensitive adhesive

Building a Part Number

HF300P - 0.001 - 00 - 00 - ACME10256 Rev a ← example

Section A: HF300P = Hi-Flow 300P Phase Change Material

Section B: Standard polyimide thicknesses available: 0.001", 0.0015", 0.002"

Section C: A/C = Adhesive, one side; 00 = No adhesive

Section D: _ _ _ = Standard configuration dash number, 1112 = 11" x 12" sheets, 11/250 = 11" x 250' rolls, or 00 = custom configuration

Section E: NA = Selected standard option. If not selecting a standard option, insert company name, drawing number, and revision level

Note: To build a part number, visit our website at www.bergquistcompany.com.

Hi-Flow®: U.S. Patent 6,197,859 and others

THE BERGQUIST COMPANY

HI-FLOW

Annexe E : Mesure de température par thermocouple

Avant d'aborder la mesure de la température par thermocouple, il est bon de rappeler la différence entre chaleur et température, deux notions souvent confondues. La chaleur se définie comme étant la mesure d'un changement d'énergie interne d'un système thermodynamique lorsque aucun travail n'est effectué. La température, quant à elle, indique la quantité physique qui caractérise la quantité de chaleur contenue dans un corps. Lorsque deux éléments d'un système thermodynamique sont mis en contact thermique, la chaleur s'écoulera de l'élément le plus chaud vers le plus froid jusqu'à ce que l'équilibre thermique soit atteint. A ce moment-là, les deux éléments en contact seront à la même température.

La température est une grandeur physique traduisant l'agitation moléculaire pour un gaz ou atomique pour un solide. Pour donner une valeur de température, il est donc nécessaire de quantifier la quantité d'énergie interne de ce milieu. Or, celle-ci n'étant pas directement accessible, on détermine la température par l'intermédiaire d'un phénomène physique issu de l'agitation thermique, comme par exemple l'effet thermomécanique, l'effet thermoradiatif, les effets thermoélectriques, etc ... .

Dans le cadre de la mesure thermique par thermocouple, seuls les effets thermoélectriques sont mis en œuvre et plus exactement l'effet Seebeck. C'est un phénomène physique dont l'origine provient du transport de chaleur et d'électricité dans des conducteurs métalliques, de façon indissociable l'un de l'autre puisque se produisant de façon concomitante. A ne pas confondre avec l'effet Joule, qui est un phénomène thermique provoqué par l'échauffement d'un conducteur résistif lorsqu'un courant électrique le traverse indépendamment des effets thermoélectriques qui peuvent s'y manifester. Ce phénomène est dû à l'interaction des porteurs de charge en mouvement (caractérisant le courant électrique) avec les atomes constitutifs du milieu dans lequel ils se déplacent.

a) Principe de l'effet thermoélectrique Seebeck

Considérons deux matériaux de nature différente, notés M_1 et M_2, disposés de façon à former une chaîne de conducteur comme celle schématisée sur la figure E.1.

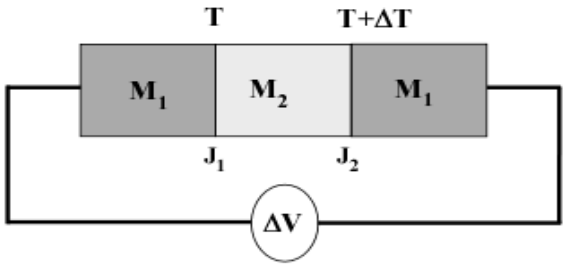


Figure E.1 : Montage illustrant l'effet Seebeck.

Lorsque les jonctions J_1 et J_2 entre les deux matériaux sont à des températures différentes, respectivement T et T+ΔT, une différence de potentiel ΔV apparait aux extrémités de

l'assemblage. Celle-ci ne dépend que de la nature des conducteurs en contact et des températures des deux jonctions. Cet effet est caractérisé par le coefficient de Seebeck, noté $S_{M1M2}(T)$. Celui-ci se définit comme étant le rapport de la tension ΔV à l'écart de température ΔT lorsque ce dernier est infiniment petit. Il est donné par la relation suivante :

$$S_{M1M2}(T) = \lim_{\Delta T \to 0} \left(\frac{\Delta V}{\Delta T} \right) \qquad \text{(E.1)}$$

L'effet Seebeck peut s'expliquer physiquement par la polarisation électrique de tout conducteur métallique placé dans une zone où existe un gradient de température [**KAS97**]. Le gradient de température crée une diffusion simultanée d'électrons de la jonction la plus chaude vers la jonction la plus froide. La jonction la plus chaude se charge alors positivement et la plus froide négativement. Un équilibre dynamique s'établit où la diffusion des électrons de la jonction froide compense celle de la jonction chaude, le conducteur métallique pouvant être alors assimilé à un générateur de tension.

b) Mise en œuvre de l'effet Seebeck

La première application de cet effet thermoélectrique a été la mesure de température par thermocouples. Reprenons le schéma de la figure E.1 pour lequel les deux extrémités constituées par le matériau M_1 sont mises à une même température T et les deux jonctions crées par les matériaux M_1 et M_2 respectivement à une température T_1 et T_2 (cf. Fig. E.2). La tension aux bornes de cet assemblage ne dépend pas de la température T, ni de la répartition des températures le long des différents conducteurs, mais uniquement des températures T_1 et T_2 et de la nature des deux conducteurs. Dans le cas où l'une des deux jonctions est maintenue à une température donnée, dite température de référence, la tension mesurée ne dépend alors que de la température de l'autre jonction. C'est ainsi qu'un thermomètre est créé à partir d'un thermocouple.

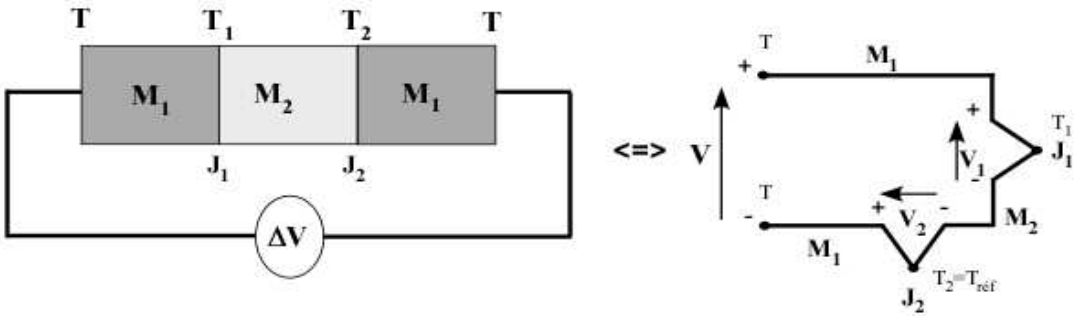


Figure E.2 : Schéma équivalent d'un thermocouple.

La jonction du thermocouple gardée à une température de référence est appelée soudure froide, ou jonction de référence, tandis que la jonction soumise à une température à mesurer est appelée soudure chaude, ou jonction de mesure. En se référant au schéma équivalent du montage de la figure E.2, nous pouvons dire que la tension aux bornes du thermocouple, mesurée à l'aide d'un voltmètre, est égale à la différence des tensions aux niveaux des

jonctions, ou encore qu'elle est proportionnelle à la différence de température qu'il y a entre ces deux jonctions.

Ceci se traduit par la relation suivante :

$$V = V_1 - V_2 = S_{M1M2}.(T_1 - T_{réf}) \qquad \text{(E.2)}$$

La température T_1 donnée par le thermocouple ne peut pas être déterminée qu'avec la seule mesure de tension à ses bornes, il faut connaître aussi avec précision la température de référence, notée $T_{réf}$.

Il est à noter que la thermométrie par thermocouple obéit à trois lois, la loi des températures intermédiaires, la loi des métaux homogènes et la loi des conducteurs intermédiaires, résumées succinctement ci-après.

Loi des températures intermédiaires:

Cette loi permet de calculer la température à laquelle est portée la soudure chaude en ajoutant à la tension mesurée pour le thermocouple la tension donnée dans la table de référence pour la température de la soudure froide. A noter qu'une erreur d'appréciation de la température de la jonction de référence entraîne systématiquement une erreur du même ordre sur la température de la jonction de mesure.

Loi des métaux homogènes:

D'après cette règle, les conducteurs entre les différentes jonctions du thermocouple peuvent être soumis à des variations de températures sans que celles-ci affectent la mesure, à la seule condition que les matériaux les constituant y restent homogènes. La tension mesurée aux bornes du thermocouple reste alors inchangée.

Loi des conducteurs intermédiaires:

Cette loi indique que l'insertion d'un troisième métal homogène, entre les deux métaux différents d'un thermocouple, ne modifie pas la tension, à condition que les raccordements soient mis à la même température.

L'insertion d'un appareil de mesure aux bornes du thermocouple va donc entraîner l'apparition de nouvelles jonctions métalliques si les conducteurs de cet appareil sont différents de ceux du thermocouple (cf. Fig. E.3).

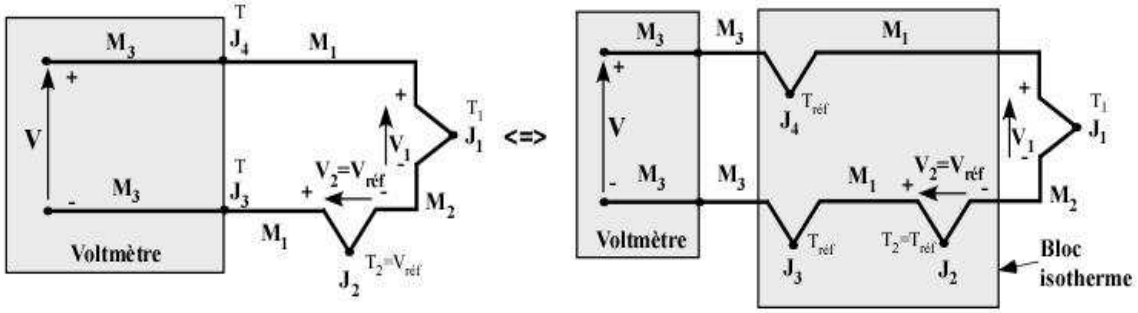


Figure E.3 : Schéma équivalent de la chaine de mesure d'un thermocouple.

Pour éviter toute erreur de mesure, les jonctions aux bornes du voltmètre doivent être nécessairement à la même température, quelle qu'en soit sa valeur. En rallongeant les conducteurs de l'appareil de mesure, on peut regrouper ces deux jonctions, à condition qu'elles soient à la même température, avec la jonction de référence du thermocouple. Ceci s'effectue en les plaçant dans un bloc isotherme maintenu à la température $T_{réf}$ (cf. Fig. E.3). Grâce à la loi des conducteurs intermédiaires, il est possible de simplifier le circuit en combinant les jonctions J_3 (créée par M_3 et M_1) et J_2 (créée par M_1 et M_2). La jonction J_3 ainsi obtenue (créée maintenant par M_3 et M_2), associée avec la jonction J_4, forment alors la nouvelle jonction de référence. La relation (E.2) demeure toujours valable. Il ne reste plus qu'à mesurer la température de la jonction de référence pour déterminer celle de la jonction du thermocouple.

Le point de fusion de la glace est utilisé par les organismes de normalisation comme point de référence fondamental pour déterminer les tables de référence donnant la tension de sortie d'un type de thermocouple en fonction de la température de la soudure chaude [**AFN96**]. L'utilisation de la température absolue s'explique par le fait qu'il est facile de la contrôler avec précision. A noter que les relations donnant la tension en fonction de la température pour chaque type de thermocouple ne sont pas des fonctions linéaires, comme l'illustre la figure E.4.

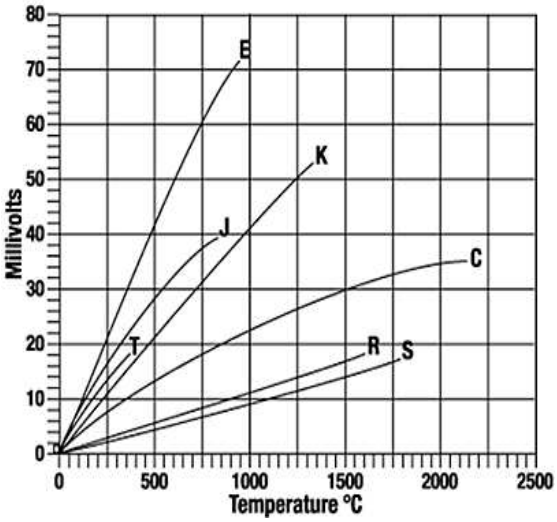


Figure E.4 : Relation tension-température pour différent type de thermocouple (source Thermoest).

Un circuit numérique, dit de compensation de soudure froide, est utilisé pour simuler la température absolue au niveau de la jonction de référence. La mesure de température $T_{réf}$ du bloc isotherme est réalisée au moyen d'un capteur ayant une fonction de transfert proportionnelle à la température absolue. Ce capteur peut être une sonde platine, une thermistance ou un capteur de température en circuit intégré, situé au plus près de la jonction de référence. Contrairement aux thermocouples, ces dispositifs ont des plages de mesure limitées. La tension équivalente (pour le type de thermocouple utilisé) correspondant à l'écart de température entre $T_{réf}$ et le zéro absolu est injectée dans le circuit de mesure qui compense immédiatement la variation. Le circuit de compensation de soudure froide corrige également la non-linéarité des courbes température-tension qui caractérise les tables de référence.

Pour cela, ce circuit utilise des fonctions polynomiales du type :

$$\mathrm{T} = \mathrm{c}_0 + \mathrm{c}_1.\mathrm{V} + \mathrm{c}_2.\mathrm{V}^2 + \mathrm{c}_3.\mathrm{V}^3 + \cdots + \mathrm{c}_n.\mathrm{V}^n \qquad \text{(E.3)}$$

Dans cette expression, *T*, *V*, *c* et *n* sont respectivement la température au niveau de la jonction du thermocouple, la tension thermoélectrique au niveau de cette jonction, les coefficients polynomiaux spécifiques à chaque thermocouple et l'ordre du polynôme.

La normalisation, effectuée par le National Institute of Standards and Technology (NIST), donne les coefficients de ces polynômes pour chaque type de thermocouple et pour une gamme de température déterminée. Notons que ces polynômes existent aussi bien pour la conversion température-tension que tension-température.

La tension équivalente à la variation de température ($T_{réf}$ - $T_{absolue}$) est ensuite ajoutée à la tension mesurée pour obtenir la tension de circuit ouvert que le thermocouple produirait avec une jonction de référence à 0°C. Cette tension est ensuite convertie en température afin de donner la température du thermocouple.

En résumé, la température d'un thermocouple se détermine avec la température de référence, la mesure de la tension aux bornes du circuit le constituant, et par l'utilisation de la relation tension-température donnée par les tables de référence.

Le tableau E.1 regroupe les principales caractéristiques des huit thermocouples classés par le NIST suivant la rareté des métaux qui les composent, métaux précieux ou métaux communs.

Type de thermocouple	Température définie Min/Max [°C]	Matériaux +/-	Gamme de tension [mV]	Coefficient de Seebeck [µV.°C^{-1}]	Tolérance selon ASTM E-230 - Classe 1 (gamme de température)
B	0/1820	Pt-Rh(30%)/ Pt-Rh(6%)	0/13,820	6 à 600°C	±0,25% lect (870 à 1700°C)
S	-50/1768	Pt-Rh(10%)/Pt	-0,236/18,693	10,19 à 600°C	±1°C (0 à 1100°C) ±[1+0,3%.(lect -1100)]°C
R	-50/1768	Pt-Rh(13%)/Pt	-0,226/21,101	11,35 à 600°C	±1°C (0 à 1100°C) ±[1+0,3%.(lect -1100)]°C
N	-270/900	Ni-Cr-Si/Ni-Si	-4,345/32,371	39 à 600°C (1)	±1,5°C (-40 à 375°C) ±0,4% lect (375 à 1000°C)
K	-270/1372	Ni-Cr/Ni-Al	-6,458/54,886	39,48 à 0°C	±1,5°C (-40 à 375°C) ±0,4% lect (375 à 1000°C)
T	**-270/400**	**Cu/Cu-Ni**	**-6,258/20,872**	**38,74 à 0°C**	**±0,5°C (-40 à 125°C) ±0,4% lect (125 à 350°C)**
J	-210/1200	Fe/Cu-Ni	-8,095/69,553	50,37 à 0°C	±1,5°C (-40 à 375°C) ±0,4% lect (375 à 750°C)
E	-270/1000	Ni-Cr/Cu-Ni	-9,835/76,373	58,7 à 0°C	±1,5°C (-40 à 375°C) ±0,4% lect (375 à 800°C)

Tableau E.1 : Classement et principales caractéristiques des thermocouples normalisés [OME92].

(1) Donné pour un matériau de diamètre 1,628 mm^2 (~ AWG 14).

Annexe F : Evaluation de l'incertitude sur la mesure de la résistance thermique et sur la conductivité thermique des TIMs

Les résultats des mesures de suivi de l'évolution des caractéristiques thermiques des interfaces, à savoir résistance et conductivité thermique, sont présentés avec leurs barres d'incertitude. En effet, pour chaque paramètre mesuré de façon directe ou indirecte, il ne suffit pas d'en rechercher la valeur, mais il faut aussi lui associer une incertitude afin de pouvoir en qualifier la qualité. En sciences expérimentales, il n'existe pas de mesures exactes, mais des mesures entachées d'erreurs plus ou moins importantes selon le protocole expérimental choisi, la qualité des instruments de mesure utilisés et le rôle de l'opérateur.

A noter que le terme d'erreur sur une mesure physique est employé lorsqu'on peut comparer la mesure à une valeur de référence considérée comme vraie ou exacte. Quand la valeur de référence est inexistante et que la valeur exacte de la grandeur mesurée n'est pas connue, on parle alors d'incertitude.

La science de la mesure et de l'évaluation des incertitudes est la métrologie. L'évaluation des incertitudes fait l'objet d'une norme qui constitue un guide pour aboutir aux expressions des incertitudes de mesure [**AFN99**], l'ensemble du Vocabulaire International de Métrologie (VIM) étant lui rassemblé dans un autre recueil [**AFN11a**].

Nous allons, dans un premier temps, rappeler quelques définitions liées à la détermination de l'incertitude d'une grandeur à mesurer X, appelée plus communément le mesurande. La mesure de cette grandeur consiste à lui attribuer une valeur numérique x.

Erreur aléatoire:

Lorsque l'on effectue dans les mêmes conditions de répétabilité plusieurs mesures de cette même grandeur, les résultats x_i se répartissent autour d'une valeur moyenne $\bar{x}$. Ceci s'explique par les variations aléatoires des paramètres ayant une influence sur la mesure. On a donc une incertitude sur la mesure de la grandeur due à une erreur aléatoire $Er_{aléatoire}$ définie par :

$$Er_{aléatoire} = x_i - \bar{x} \qquad \text{(F.1)}$$

Le résultat d'une mesure est précis lorsque les indications données par l'instrument de mesure restent très voisines pour le même mesurande et ceci dans les mêmes conditions. L'instrument est alors caractérisé par une bonne fidélité.

Erreur systématique:

Le résultat de la mesure est exact s'il est proche des valeurs établies avec un appareillage de référence qui est censé donner la valeur vraie x_{vrai} du mesurande. L'instrument de mesure est alors caractérisé par sa justesse. On établit alors une erreur systématique $Er_{systématique}$, définie par :

$$Er_{systématique} = \bar{x} - x_{vrai} \qquad \text{(F.2)}$$

où $\bar{x}$ est la valeur moyenne de la série de mesures effectuées.

Cette erreur systématique correspond à la composante de l'erreur globale qui ne varie pas dans des conditions de mesure répétées.

Erreur de mesure:

Lorsque l'on ne fait qu'une mesure, on commet une erreur de mesure *Er* correspondant à la somme de l'erreur aléatoire et de l'erreur systématique :

$$Er = x_i - x_{vrai} = x_i - \bar{x} + \bar{x} - x_{vrai} = Er_{aléatoire} + Er_{systématique} \qquad \text{(F.3)}$$

Contrairement à l'erreur systématique, il n'est pas possible de s'affranchir de l'erreur aléatoire. Lorsque la mesure d'une grandeur est sujette à de petites incertitudes aléatoires, l'erreur suit le plus fréquemment la loi normale, également connue sous le nom de distribution Gaussienne.

La probabilité d'obtenir un résultat dans l'intervalle [x, x+dx] vaut :

$$\mathrm{dP} = \mathrm{f(x).dx} \qquad \text{(F.4)}$$

Avec :

$$\mathrm{f(x)} = \frac{1}{\sigma.\sqrt{2\pi}}.e^{-\frac{(x-\bar{x})^2}{2.\sigma^2}} \qquad \text{(F.5)}$$

$$\sigma^2 = \overline{(x-\bar{x})^2} = \overline{x^2} - (\bar{x})^2 \qquad \text{(F.6)}$$

où *f(x)*, $\bar{x}$, σ et σ^2 sont respectivement la densité de probabilité, la valeur moyenne de la mesure x, l'écart type de la distribution ($\sigma > 0$) et la variance de la loi de probabilité mesurant la dispersion des résultats autour de la moyenne de x.

A noter que plus l'écart type σ est petit, plus il est probable que l'on trouve une valeur de la mesure x proche de la moyenne $\bar{x}$. Par conséquent, on peut dire que l'écart type constitue une mesure de l'écart à la moyenne quantifiant les fluctuations de la mesure x autour de la valeur moyenne $\bar{x}$.

La figure F.1 illustre trois niveaux de confiance ou probabilités de contenir la valeur vraie x_{vrai} de la grandeur mesurée dans un intervalle défini comme intervalle de confiance.

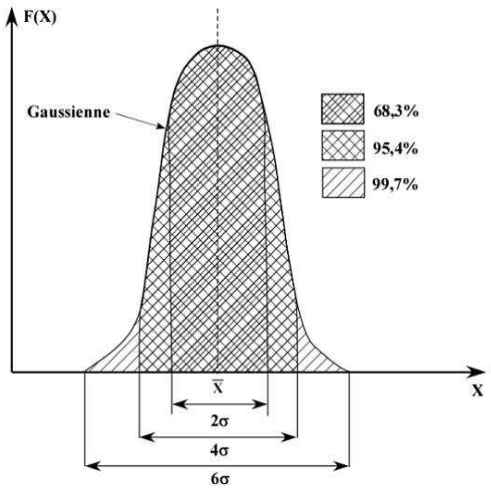


Figure F.1 : Représentation de plages de normalité pour un niveau de confiance donné sur une distribution Gaussienne.

Sont représentés un niveau de confiance à 68,3% pour la plage $[\bar{x} - \sigma, \bar{x} + \sigma]$, un niveau de confiance à 95,4% pour la plage $[\bar{x} - 2.\sigma, \bar{x} + 2.\sigma]$ et enfin un niveau de confiance à 99,7% pour la plage $[\bar{x} - 3.\sigma, \bar{x} + 3.\sigma]$.

A noter que la valeur mesurée x d'une grandeur physique X s'écrit sous la forme $\bar{x} \pm \delta x$ où $\bar{x}$ est la meilleure estimation de la valeur vraie de la grandeur X et δx l'incertitude-type sur la mesure, encore appelée incertitude absolue. En l'absence d'erreurs systématiques, la valeur vraie de X se trouve probablement dans ou proche de l'intervalle allant de $\bar{x} - \delta x$ à $\bar{x} + \delta x$.

a) Evaluation des incertitudes d'une grandeur par une méthode statistique

On ne considère ici que des grandeurs physiques dont les sources de variabilité sont uniquement aléatoires. Lorsque l'on fait une évaluation des incertitudes par une méthode statistique, le nombre total N de mesures est fini et généralement peu élevé. Il est par conséquent impossible de connaître la distribution limite associée à la mesure de la grandeur. La valeur moyenne de la mesure $\bar{x}$ et l'écart type σ, qui interviennent dans l'expression de la distribution de probabilité, restent donc inconnus. Les différentes séries de mesures portant sur la même grandeur vont donner des valeurs moyennes différentes, réparties autour de la valeur moyenne $\bar{x}$ de la distribution, ainsi que des écarts types différents répartis autour de l'écart type σ de la distribution. Il s'agit alors de trouver une exploitation optimale des résultats x_i du mesurage pour pouvoir donner la meilleure estimation de la valeur des paramètres de la distribution de probabilité associée à la mesure de la grandeur.

Partons du principe que nous connaissons les distributions de probabilité normalisées des N mesures x_i effectuées sur la grandeur X, notées $P(x_i \mid \theta)$, avec θ paramètre dépendant de la distribution de probabilité. La probabilité d'obtenir l'ensemble des valeurs indépendantes x_i est donc donnée par le produit de leurs distributions de probabilité normalisées, dénommée fonction de vraisemblance et notée $L(x_i \mid \theta)$. Cette fonction possède de nombreux résultats possibles, dont tous correspondent pratiquement à la probabilité maximale, et ce d'autant plus que le nombre de mesures N sur la grandeur X est grand. L'estimateur du paramètre θ, noté θ^*, est la valeur qui, parmi toutes les valeurs possibles de θ, rend la probabilité d'obtenir l'ensemble des valeurs x_i maximale. Il est obtenu en résolvant l'équation :

$$\frac{\mathrm{d}L(x_i \mid \theta)}{d\theta} = 0 \qquad \text{(F.7)}$$

Cette méthode, développée par le statisticien R.A. Fisher, est appelée estimation par maximum de vraisemblance [**ALD97**, **STI07**]. En supposant que la distribution de probabilité corresponde à une distribution Gaussienne, de valeur moyenne $\bar{x}$ et d'écart type σ, la fonction de vraisemblance est donnée par :

$$L(x_i \mid \bar{x}, \sigma) = \prod_{i=1}^{N} \frac{1}{\sigma.\sqrt{2\pi}}.\mathrm{e}^{-\frac{(x_i - \bar{x})^2}{2.\sigma^2}} \qquad \text{(F.8)}$$

La vraisemblance étant définie comme un produit, sa maximisation en est que plus difficile, comparée à la maximisation d'une somme. En modifiant la fonction de vraisemblance, par une transformation monotone croissante, on obtient une autre fonction qui, comme la fonction de

vraisemblance de base, atteindra sa valeur maximale pour la même valeur de $\bar{x}$ ou de σ. Si cette transformation monotone croissante est choisie de type logarithmique, la maximisation d'un produit devient alors la maximisation d'une somme. En appliquant cette transformation sur la fonction de vraisemblance, on obtient pour la fonction de vraisemblance transformée $L_{ln}(x_i \mid \bar{x}, \sigma)$ l'équation (F.9).

$$L_{ln}(\mathrm{x}_i \mid \bar{\mathrm{x}}, \sigma) = \ln L(\mathrm{x}_i \mid \bar{\mathrm{x}}, \sigma) = \ln\left(\prod_{\mathrm{i}=1}^{\mathrm{N}} \frac{1}{\sigma.\sqrt{2\pi}}.\mathrm{e}^{-\frac{(\mathrm{x_i}-\bar{\mathrm{x}})^2}{2.\sigma^2}}\right)$$

$$\Leftrightarrow\ L_{ln}(\mathrm{x}_i \mid \bar{\mathrm{x}}, \sigma) = -N.\ln\left(\sigma\sqrt{2\pi}\right) - \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{N}\left(\frac{x_i - \bar{x}}{\sigma}\right)^2 \qquad \text{(F.9)}$$

Les estimateurs recherchés x^* et σ^* sont obtenus en résolvant respectivement (F.10) et (F.11) :

$$\frac{\mathrm{d}L_{ln}(\mathrm{x}_i \mid \bar{\mathrm{x}}, \sigma)}{d\bar{\mathrm{x}}} = 0 \qquad \text{(F.10)}$$

$$\frac{\mathrm{d}L_{ln}(\mathrm{x}_i \mid \bar{\mathrm{x}}, \sigma)}{d\sigma} = 0 \qquad \text{(F.11)}$$

La résolution de (F.10) avec (F.9) donne comme solution l'estimateur x^* de la moyenne $\bar{x}$ de la distribution de probabilité, encore appelé moyenne d'échantillon :

$$\sum_{i=1}^{N}\frac{x_i - x^*}{\sigma} = 0$$

$$\Leftrightarrow \qquad x^* = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} x_i \qquad \text{(F.12)}$$

Nous avons donc montré que si un ensemble de mesures obéit à une distribution de probabilité gaussienne, la valeur la plus vraisemblable de la grandeur mesurée X parmi les valeurs mesurées x_i est la moyenne arithmétique de ces valeurs.

La résolution de (F.11) avec (F.9) donne comme solution l'estimateur σ^* de l'écart type σ de la distribution de probabilité :

$$-\frac{N}{\sigma^*} + \sum_{i=1}^{N}\left(\left(\frac{x_i - \bar{x}}{\sigma^*}\right).\left(\frac{x_i - \bar{x}}{\sigma^{*2}}\right)\right) = 0$$

$$\Leftrightarrow \qquad \sigma^{*2} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}(x_i - \bar{x})^2 \qquad \text{(F.13)}$$

Ne connaissant pas la valeur exacte de la moyenne $\bar{x}$, la solution trouvée n'est pas utilisable en l'état. Par contre, il est tout à fait possible de remplacer cette valeur inconnue par son estimateur, nous donnant un nouvel estimateur pour la variance, noté A :

$$A = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}(x_i - x^*)^2 \qquad \text{(F.14)}$$

$$\Leftrightarrow\ A = \frac{1}{N}\left(\sum_{i=1}^{N} {x_i}^2 - 2\sum_{i=1}^{N} x_i.x^* + \sum_{i=1}^{N} {x^*}^2\right) \tag{F.15}$$

En utilisant la relation (F.12), l'expression précédente devient :

$$A = \frac{1}{N}\left(\sum_{i=1}^{N} {x_i}^2 - 2.N.{x^*}^2 + N.{x^*}^2\right) = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} {x_i}^2 - {x^*}^2$$

$$= \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} {x_i}^2 - \left(\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} x_i\right)^2$$

$$\Leftrightarrow\ A = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} {x_i}^2 - \frac{1}{N^2}.\sum_{i=1}^{N} {x_i}^2 - \frac{1}{N^2}.\sum_{\substack{i,j=1\\ i\neq j}}^{N} x_j.x_j$$

$$= \frac{(N-1)}{N^2}\sum_{i=1}^{N} {x_i}^2 - \frac{1}{N^2}.\sum_{\substack{i,j=1\\ i\neq j}}^{N} x_j.x_j \tag{F.16}$$

La moyenne de cet estimateur s'écrit :

$$\bar{A} = \frac{(N-1)}{N^2}\sum_{i=1}^{N} \overline{{x_i}^2} - \frac{1}{N^2}.\sum_{\substack{i,j=1\\ i\neq j}}^{N} \overline{x_j.x_j} \tag{F.17}$$

En utilisant (F.6), définissant la variance, nous pouvons écrire :

$$\overline{{x_i}^2} = {\sigma^*}^2 + (\bar{x})^2 \tag{F.18}$$

D'autre part, comme les mesures sont indépendantes, on a :

$$\overline{(x_i - \bar{x}).(x_j - \bar{x})} = 0 \ \Leftrightarrow \overline{(x_i.x_j - x_i.\bar{x} - x_j.\bar{x} + \bar{x}^2)} = 0 \Leftrightarrow \overline{x_i.x_j} - \bar{x}^2 - \bar{x}^2 + \bar{x}^2 = 0$$

$$\Leftrightarrow \overline{x_i.x_j} - \bar{x}^2 = 0 \ \Leftrightarrow \overline{x_i.x_j} = \bar{x}^2 \tag{F.19}$$

Les relations (F.18) et (F.19), injectées dans l'équation (F.17), donnent pour celle-ci :

$$\bar{A} = \frac{(N-1)}{N^2}.N.\left({\sigma^*}^2 + (\bar{x})^2\right) - \frac{1}{N^2}.N.(N-1).(\bar{x})^2 = \frac{(N-1)}{N}.{\sigma^*}^2 \tag{F.20}$$

Comme : $A = N.\bar{A}$, l'expression (F.20) devient :

$$A = (N-1).{\sigma^*}^2 \tag{F.21}$$

Par combinaison de (F.21) et (F.14), l'estimateur σ^*, encore appelé écart type d'échantillon, peut s'écrire en fonction de l'estimateur x^* et/ou des N mesures x_i effectuées sur la grandeur X :

$$\sigma^* = \sqrt{\frac{1}{(N-1)}.\sum_{i=1}^{N}(x_i - x^*)^2} = \sqrt{\frac{1}{(N-1)}.\left(\sum_{i=1}^{N} x_i{}^2 - \frac{1}{N}\left(\sum_{i=1}^{N} x_i\right)^2\right)} \qquad \text{(F.22)}$$

A noter que la formulation trouvée, faisant apparaître le facteur (N-1), nous montre bien qu'il n'est pas possible d'estimer l'écart-type d'une distribution à partir d'une unique mesure.

b) Propagation des incertitudes

Une grandeur Y est dite composée quand son résultat n'est pas directement accessible par la mesure mais liée à des mesures indépendantes de grandeurs elles-mêmes indépendantes X_1, X_2,…, X_n. Chaque grandeur mesurée possède respectivement une moyenne $\overline{x_1}$, $\overline{x_2}$, …, $\overline{x_n}$ et un écart type σ_1, σ_2,…, σ_n. Les incertitudes de chacune des grandeurs indépendantes vont se combiner pour produire l'incertitude totale δY sur le résultat Y. La façon dont l'incertitude de chaque paramètre individuel contribue à l'incertitude totale est décrite par la propagation des incertitudes indépendantes [**ENS08**].

Prenons le cas où la grandeur composée Y dépend de deux grandeurs X_1 et X_2, elles-mêmes indépendantes. Si les incertitudes sont supposées petites, il est possible d'effectuer un développement limité à l'ordre 1 de la fonction reliant X_1 et X_2 à Y autour du point ($\overline{x_1}$, $\overline{x_2}$), donnant :

$$Y = f(X_1, X_2) = f(\overline{x_1}, \overline{x_2}) + (X_1 - \overline{x_1})\frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_1} + (X_2 - \overline{x_2})\ \frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_2} \qquad \text{(F.23)}$$

Où $\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})/\partial X_1$ et $\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})/\partial X_2$ sont respectivement les dérivées partielles de la grandeur Y par rapport aux grandeurs X_1 et X_2 calculées au point ($\overline{x_1}$, $\overline{x_2}$).

En prenant la valeur moyenne de l'équation (F.23), on obtient :

$$\bar{Y} = f(\overline{x_1}, \overline{x_2}) + \overline{(X_1 - \overline{x_1})}\frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_1} + \overline{(X_2 - \overline{x_2})}\ \frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_2} = f(\overline{x_1}, \overline{x_2}) \qquad \text{(F.24)}$$

Car : $\overline{(X_1 - \overline{x_1})} = (\overline{x_1} - \overline{x_1}) = 0$ et $\overline{(x_2 - \overline{x_2})} = (\overline{x_2} - \overline{x_2}) = 0$ étant donné que les valeurs mesurées sont égales par définition aux valeurs moyennes.

Les incertitudes sur les grandeurs X_1 et X_2 engendre une incertitude sur la grandeur Y qu'il faut déterminer. En utilisant la définition de la variance d'une la loi de probabilité, combinée au résultat trouvé avec (F.24), on peut écrire :

$$\sigma^2 = \overline{(Y - \bar{Y})^2} = \overline{(Y - f(\overline{x_1}, \overline{x_2}))^2} \qquad \text{(F.25)}$$

Ce qui donne, en substituant Y par (F.23) :

$$\begin{aligned}\sigma^2 = \overline{(X_1 - \overline{x_1})^2}\left(\frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_1}\right)^2 + \overline{(X_2 - \overline{x_2})^2}\left(\frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_2}\right)^2 \\ + 2.\overline{(X_1 - \overline{x_1}).(X_2 - \overline{x_2})}.\frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_1}.\frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_2}\end{aligned} \qquad \text{(F.26)}$$

Les grandeurs X_1 et X_2 étant indépendantes, il n'y a donc aucune corrélation entre elles, impliquant que le produit $\overline{(X_1 - \overline{x_1}).(X_2 - \overline{x_2})}$ est nul. Par la définition même de la variance, on peut écrire :

$$\sigma_1{}^2 = \overline{(X_1 - \bar{x}_1)^2} \text{ et } \sigma_2{}^2 = \overline{(X_2 - \bar{x}_2)^2} \qquad \text{(F.27)}$$

Enfin, comme l'incertitude élargie est proportionnelle à l'écart-type, on obtient la relation fondamentale permettant de calculer l'incertitude sur la grandeur Y :

$$\delta Y = \sqrt{(\delta X_1)^2 \left(\frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_1}\right)^2 + (\delta X_2)^2 \left(\frac{\partial f(\overline{x_1}, \overline{x_2})}{\partial X_2}\right)^2} \qquad \text{(F.28)}$$

Cette relation, démontrée dans le cas où la grandeur Y dépend de deux grandeurs X_1 et X_2, elles-mêmes indépendantes, peut se généraliser au cas où Y dépend de plus de deux variables.

Nous utiliserons par la suite la propagation des incertitudes indépendantes pour déterminer celle sur la résistance thermique et la conductivité thermique.

c) Incertitude sur la mesure de la résistance thermique

La formulation de la résistance thermique de l'interface Rth_{int} est donnée par l'expression (F.29), dans laquelle les résistances de contact de part et d'autre de l'interface étudiée sont englobées :

$$Rth_{int} = \frac{\Delta T_{int}}{P_{élec} - P_f} \qquad \text{(F.29)}$$

où ΔT_{int}, P_{elec} et P_f sont respectivement la différence de température au niveau de l'interface, la puissance électrique moyenne dissipée par la source de chaleur et les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur. La différence $P_{élec} - P_f$ est le flux de chaleur qui traverse l'interface.

L'incertitude sur la mesure de la résistance thermique δRth_{int} peut être déduite de la formule de la propagation des incertitudes indépendantes :

$$\delta Rth_{int}{}^2 = \left|\frac{\partial Rth_{int}}{\partial P_{élec}}\right|^2 . \delta P_{élec}{}^2 + \left|\frac{\partial Rth_{int}}{\partial P_f}\right|^2 . \delta P_f{}^2 + \left|\frac{\partial Rth_{int}}{\partial \Delta T_{int}}\right|^2 . \delta \Delta T_{int}{}^2 \qquad \text{(F.30)}$$

Soit :

$$\delta Rth_{int} = \sqrt{\left(\frac{\Delta T_{int}}{\left(P_{élec} - P_f\right)^2}\right)^2 . \left(\delta P_{élec}{}^2 + \delta P_f{}^2\right) + \left(\frac{1}{P_{élec} - P_f}\right)^2 . \delta \Delta T_{int}{}^2} \qquad \text{(F.31)}$$

où $\delta P_{élec}$, δP_f et $\delta \Delta T_{int}$ sont respectivement l'incertitude sur la mesure de la puissance électrique moyenne, l'incertitude sur les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur et l'incertitude sur la différence de température au niveau de l'interface.

d) Incertitude sur la mesure de la conductivité thermique

La formulation de la conductivité thermique λ_{int} est donnée par l'expression suivante :

$$\lambda_{int} = \frac{e_{int}.\left(P_{élec} - P_f\right)}{S.\Delta T_{int}} \tag{F.32}$$

où e_{int} et S sont respectivement l'épaisseur de l'interface et sa surface.

De la même façon, l'incertitude sur la mesure de la conductivité thermique $\delta\lambda_{int}$ peut être déduite de la formule de la propagation des incertitudes indépendantes :

$$\delta\lambda_{int}{}^2 = \left|\frac{\partial\lambda_{int}}{\partial P_{élec}}\right|^2 .\delta P_{élec}{}^2 + \left|\frac{\partial\lambda_{int}}{\partial P_f}\right|^2 .\delta P_f{}^2 + \left|\frac{\partial\lambda_{int}}{\partial\Delta T_{int}}\right|^2 .\delta\Delta T_{int}{}^2 \tag{F.33}$$

Soit :

$$\delta\lambda_{int} = \sqrt{\left(\frac{e_{int}}{S.\Delta T_{int}}\right)^2 .\left(\delta P_{élec}{}^2 + \delta P_f{}^2\right) + \left(\frac{e_{int}.\left(P_{élec} - P_f\right)}{S.\Delta T_{int}{}^2}\right)^2 .\delta\Delta T_{int}{}^2} \tag{F.34}$$

Il est à noter que dans la formule précédente, les incertitudes sur la mesure de l'épaisseur et de la section de l'interface ne sont pas prises en compte.

D'après les expressions (F.31) et (F.34), la détermination de l'incertitude sur la résistance et la conductivité thermique passe toutes deux par celle de l'incertitude sur la puissance électrique $\delta P_{élec}$, sur les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur δP_f ainsi que sur la différence de température au niveau de l'interface $\delta\Delta T_{int}$.

e) Incertitude sur la mesure de la puissance électrique moyenne

En se référant à la relation (II.5) (cf. § II.2.2), les incertitudes sur la mesure de la tension et du courant induisent une incertitude sur la mesure de la puissance électrique moyenne $\delta P_{élec}$. En utilisant la formule de la propagation des incertitudes indépendantes, on obtient :

$$\delta P_{élec}{}^2 = \left|\frac{\partial P_{élec}}{\partial U_{mes}}\right|^2 .\delta U_{mes}{}^2 + \left|\frac{\partial P_{élec}}{\partial I_{mes}}\right|^2 .\delta I_{mes}{}^2 \tag{F.35}$$

Soit :

$$\delta P_{élec} = \sqrt{I_{mes}{}^2.\delta U_{mes}{}^2 + U_{mes}{}^2.\delta I_{mes}{}^2} \tag{F.36}$$

Où U_{mes} et I_{mes} sont respectivement la tension efficace aux bornes des cartouches chauffantes et le courant efficace les traversant, δU_{mes} et δI_{mes} étant respectivement l'incertitude sur la mesure de la tension et du courant.

Nous rappelons que la mesure du courant et de la tension est effectuée respectivement par une sonde de courant A622 Tektronix (calibre de 100 mV/A) et une sonde de tension différentielle DP25 Chauvin Arnoux (atténuation de la tension mesurée de 1/200). La précision des sondes DP25 et A622 est respectivement de ±2% sur la tension mesurée et ±3% sur le courant mesuré. L'acquisition des signaux de courant et tension est faite sur des tiroirs de mesure 16 bits d'un enregistreur WR1000.

Incertitude sur la mesure de la tension

L'incertitude sur la mesure de la tension δU_{mes} est donnée par la relation suivante :

$$\delta U_{mes} = \delta Sonde_{tension} + \delta Graphtec_{tension} \quad \text{(F.37)}$$

Avec :

$$\delta Sonde_{tension} = \frac{2}{100} . \frac{1}{200} . U_{mes} \quad \text{(F.38)}$$

$$\delta Graphtec_{tension} = \frac{U_{pleine-échelle}}{2^n} \quad \text{(F.39)}$$

où $\delta Sonde_{tension}$ et $\delta Graphtec_{tension}$ sont respectivement l'incertitude sur la sonde de tension et sur l'enregistreur pour la mesure de la tension, $U_{pleine-échelle}$ est la tension pleine échelle utilisée sur le Graphtec pour la mesure de la tension et n est le nombre de bits du tiroir de tension de l'enregistreur utilisé pour cette mesure (16 bits).

<u>*Incertitude sur la mesure du courant*</u>

Concernant l'incertitude sur la mesure du courant δI_{mes}, celle-ci est définie de la façon suivante :

$$\delta I_{mes} = \delta Sonde_{courant} + \delta Graphtec_{courant} \quad \text{(F.40)}$$

Avec :

$$\delta Sonde_{courant} = \frac{3}{100} . I_{mes} \quad \text{(F.41)}$$

$$\delta Graphtec_{courant} = \frac{I_{pleine-échelle}}{2^n} \quad \text{(F.42)}$$

où $\delta Sonde_{courant}$ et $\delta Graphtec_{courant}$ sont respectivement l'incertitude sur la sonde de courant et sur l'enregistreur pour la mesure du courant, $I_{pleine-échelle}$ est l'intensité pleine échelle utilisée sur le Graphtec pour la mesure du courant et n est le nombre de bits du tiroir de l'enregistreur utilisé pour cette mesure (16 bits).

D'après (F.36) et en considérant que la tension U_{mes}, le courant I_{mes}, la tension pleine échelle et l'intensité pleine échelle valent respectivement 220 V, 4,24 A, 4 V et 20 A, l'incertitude sur la mesure de la puissance électrique moyenne est donc de ±28 W.

f) Incertitude sur les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur

Les pertes latérales globales du montage, déterminées expérimentalement, sont estimées par la différence entre la puissance électrique moyenne $P_{élec}$ et la puissance thermique P_{th} (cf. Eq. II.6 au § II.2.3). Par la suite, nous ferons l'hypothèse que les pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur P_f correspondent aux deux tiers des pertes latérales de l'assemblage. Une vérification de cette hypothèse est effectuée par une simulation thermique du banc de test et présentée en § IV.

L'expression des pertes P_f est alors la suivante :

$$P_f = \frac{2}{3}(P_{élec} - P_{th}) \quad \text{(F.43)}$$

L'incertitude sur la mesure des pertes latérales δP_f peut être déduite de la formule de la propagation des incertitudes indépendantes :

$$\delta P_f{}^2 = \left|\frac{\partial P_f}{\partial P_{élec}}\right|^2 . \delta P_{élec}{}^2 + \left|\frac{\partial P_f}{\partial P_{th}}\right|^2 . \delta P_{th}{}^2 \quad \text{(F.44)}$$

Soit :

$$\delta P_f = \frac{2}{3}\sqrt{\delta P_{élec}{}^2 + \delta P_{th}{}^2} \quad \text{(F.45)}$$

Le calcul de l'incertitude des pertes latérales du bloc d'aluminium supérieur occasionne celui de l'incertitude sur la puissance thermique δP_{th}.

Incertitude sur la mesure de la puissance thermique

Nous rappelons que la puissance thermique moyenne P_{th} au niveau du refroidisseur s'exprime de la façon suivante (cf. Eq. II.7 au § II.2.3) :

$$P_{th} = q.\rho.c.\Delta T_{eau} \quad \text{(F.46)}$$

L'incertitude sur la mesure de la puissance thermique δP_{th} nécessite d'une part, l'incertitude sur la mesure de la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau (ΔT_{eau}) au niveau du refroidisseur, et d'autre part, l'incertitude sur la mesure du débit d'eau (q). L'incertitude relative sur la mesure de la puissance thermique, ($\delta P_{th}/P_{th}$), peut être déduite de la formule de la propagation des incertitudes indépendantes :

$$\delta P_{th}{}^2 = \left|\frac{\partial P_{th}}{\partial q}\right|^2 . \delta q^2 + \left|\frac{\partial P_{th}}{\partial \Delta T_{eau}}\right|^2 . \delta \Delta T_{eau}{}^2 \quad \text{(F.47)}$$

Soit :

$$\frac{\delta P_{th}}{P_{th}} = \sqrt{\left(\frac{\delta q}{q}\right)^2 + \left(\frac{\delta \Delta T_{eau}}{\Delta T_{eau}}\right)^2} \quad \text{(F.48)}$$

où δq et $\delta \Delta T_{eau}$ sont respectivement l'incertitude sur la mesure du débit d'eau et sur la mesure de la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau.

Incertitude sur la mesure de la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau

Nous rappelons que ces températures d'entrée et de sortie d'eau sont mesurées à l'aide de sondes PT100, de classe 1/3 de la classe B dont la tolérance pour une température T donnée est de ±(0,1+0,0017.T), couplées à des conditionneurs Newport (15 bits) (cf. § II.2.3). Ceux-ci délivrent une tension de conversion qui est ensuite enregistrée sur des tiroirs de mesure 12 bits d'un enregistreur WR1000.

L'incertitude $\delta \Delta T_{eau}$, fournie par les deux sondes PT100, est donnée par l'expression suivante :

$$\delta \Delta T_{eau} = \delta Sonde_{PT100entrée-eau} + \delta Sonde_{PT100sortie-eau} + 2.\left(\delta Newport_{température} + \delta Graphtec_{température}\right) \quad \text{(F.49)}$$

Avec :

$$\delta Newport_{température} = \frac{U_{pleine-échelle}}{2^{n_1}} . coefficient_{température/tension} \quad \text{(F.50)}$$

$$\delta Graphtec_{température} = \frac{U_{pleine-échelle}}{2^{n_2}}.coefficient_{température/tension} \quad \text{(F.51)}$$

où $\delta Sonde_{PT100}$, $\delta Newport_{température}$ et $\delta Graphtec_{température}$ sont respectivement l'incertitude sur la sonde PT100, sur le conditionneur Newport et sur l'enregistreur pour la mesure de la température, $Coefficient_{température/tension}$ est le coefficient de conversion température-tension, n_1 et n_2 sont respectivement le nombre de bits du conditionneur Newport (15 bits) et du tiroir de tension utilisé sur l'enregistreur Graphtec pour réaliser cette mesure (12 bits).

Un essai de caractérisation, effectué sur une interface thermique Keratherm S900, donne une différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau de 1,818°C. L'incertitude sur cette mesure est alors de ±0,2312°C. Toutes les expérimentations sont effectuées à un débit d'eau identique de 2,5 $l.min^{-1}$, soit 0,0417 $l.s^{-1}$. La précision du débitmètre est de ±3% sur le débit mesuré. En utilisant ces données avec la relation (F.48), on obtient une incertitude relative sur la mesure de la puissance thermique de ±12,77%. En négligeant l'incertitude relative sur le débit mesuré $\delta q/q$, l'incertitude relative $\delta P_{th}/P_{th}$ vaut alors ±12,72%, donnant un résultat proche de celui calculé précédemment. Les mêmes observations ont été faites pour un essai effectué à une température de régulation de 200°C. Il est clair que l'incertitude sur le débit est négligeable par rapport à celle sur la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau.

A partir des expressions (F.46) et (F.48), l'incertitude sur la mesure de la puissance thermique est donnée par la relation suivante :

$$\delta P_{th} = \sqrt{(\rho.c.\Delta T_{eau})^2.\delta q^2 + (q.\rho.c)^2.\delta\Delta T_{eau}{}^2}. \quad \text{(F.52)}$$

Soit en négligeant l'incertitude sur le débit :

$$\delta P_{th} \cong \rho.c.q.\delta\Delta T_{eau}. \quad \text{(F.53)}$$

g) Incertitude sur les températures mesurées

La discontinuité de température ΔT_{int} au niveau de l'interface étant déduite des mesures de température par thermocouple prises le long des blocs, son incertitude $\delta\Delta T_{int}$ doit prendre en compte celle des capteurs de température. L'incertitude sur la température mesurée par thermocouple inclut toutes les quotes-parts individuelles de la chaîne de mesure de température, à savoir le capteur, le conducteur de connexion, le convertisseur de mesure et l'enregistreur de données. En négligeant les incertitudes sur le conducteur de connexion, l'incertitude sur la mesure de température δT_{Txi}, en une position xi et mesurée par un thermocouple de type T, est donnée par l'expression suivante :

$$\delta T_{Txi} = \delta T_T + \delta cond_{température} + \delta Graphtec_{température} \quad \text{(F.54)}$$

Avec :

$$\delta cond_{température} = 0{,}1\%.EM \quad \text{(F.55)}$$

$$\delta Graphtec_{température} = \frac{U_{pleine-échelle}}{2^{n}}.coefficient_{température/tension} \quad \text{(F.56)}$$

où δT_T, $\delta cond_{température}$, EM, $\delta graphtec_{température}$, $U_{pleine\text{-}échelle}$, $coefficient_{température/tension}$ sont respectivement l'incertitude sur le thermocouple de type T de classe 1 (cf. Tab. E.1 en Annexe E), l'incertitude sur le conditionneur Ardetem, l'étendue de mesure, l'incertitude sur la voie d'enregistrement de la mesure de température de l'enregistreur de données Graphtec, la tension pleine échelle, le coefficient de conversion température/tension et le nombre de bits du tiroir de tension utilisé sur l'enregistreur Graphtec pour réaliser cette mesure (12 bits).

Pour les thermocouples T_1 à T_5 et T_{1b} à T_{3b}, la plage retenue s'étend de 0 à 200°C alors que pour les thermocouples T_{4b} et T_{5b}, celle-ci est réduite de moitié, leur localisation spatiale sur le banc étant montrée en figure F.2. La tension pleine échelle du graphtec est choisie à 10V. D'après (F.54) à (F.56), l'incertitude sur la température mesurée par les thermocouples localisés sur le bloc d'aluminium supérieur ainsi que par les trois premiers thermocouples du bloc inférieur vaut ±0,7°C. Avec la plage d'étendue de mesure retenue pour les thermocouples T_{4b} et T_{5b}, l'incertitude sur la mesure de température donnée par ces derniers est de ±0,6°C.

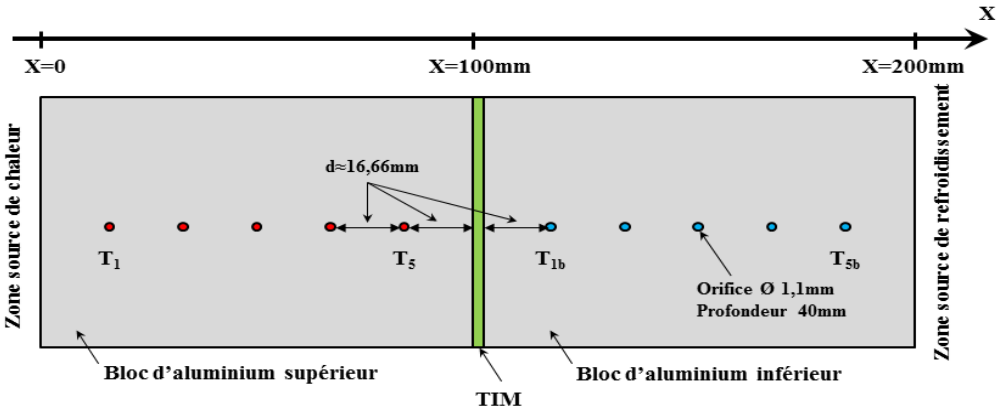


Figure F.2 : Positionnement et dénomination des thermocouples T sur le montage.

A noter que lorsque la température mesurée par le thermocouple dépasse 125°C, son incertitude n'est plus fixe mais est proportionnelle à la valeur qu'il indique (±0,4% de la lecture sur la plage de température 125 à 350°C).

Il ne reste plus maintenant qu'à déterminer l'incertitude de mesure $\delta \Delta T_{int}$ sur la discontinuité de température au niveau de l'interface pour pouvoir obtenir celles de la résistance thermique et de la conductivité thermique. Cette dernière peut être définie par une méthode graphique que nous présentons ci-dessous.

h) Incertitude sur la mesure de la discontinuité de température au niveau de la TIM

Une méthode graphique a été utilisée pour estimer l'incertitude des valeurs de températures extrapolées aux extrémités des blocs d'aluminium (cf. Fig. F.3). On fait l'hypothèse que les incertitudes sur les positions des thermocouples sont négligeables devant celles des températures. Pour chacun des blocs d'aluminium est extrait le point milieu à partir de l'extrapolation linéaire de la distribution de température corrigée. Celui-ci correspond à une

valeur de température extrapolée corrigée permettant d'avoir autant de points corrigés de part et d'autre de cette valeur, deux dans notre cas. On trace la droite passant par ce point milieu ainsi que par l'extrémité haute de la barre d'erreur du point le plus à gauche et l'extrémité basse de la barre d'erreur du point le plus à droite.

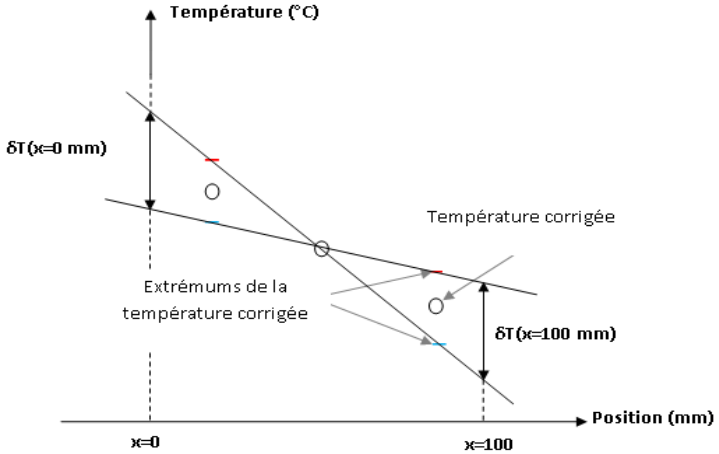


Figure F.3 : Principe de détermination de l'incertitude sur la température corrigée.

De la même façon, on trace la droite passant par ce point milieu ainsi que par l'extrémité basse de la barre d'erreur du point le plus à gauche et l'extrémité haute de la barre d'erreur du point le plus à droite. L'incertitude sur la température corrigée, pour chacune des extrémités des blocs d'aluminium, est donnée par la différence de ces deux droites.

La différence de température au niveau de l'interface ΔT_{int} étant déterminée par le prolongement, pour chaque bloc d'aluminium, des courbes d'extrapolation de la distribution de température corrigée, son incertitude $\delta \Delta Tint$ est donnée par la sommation des incertitudes sur la température corrigée trouvées pour chaque extrémité des blocs d'aluminium, comme indiquée par la relation (F.57).

$$\delta \Delta Tint = \delta T(x = 100)_{bloc\ alu\ supérieur} + \delta T(x = 100)_{bloc\ alu\ inférieur} \qquad \text{(F.57)}$$

i) Conclusion sur la détermination des incertitudes de mesure

Pour les incertitudes de mesure sur la résistance et la conductivité thermique, il est à noter que l'incertitude sur la puissance électrique et celle sur la puissance thermique ont un poids plus important que les autres. Toute réduction de la valeur de leur incertitude entraînera celles de la résistance et de la conductivité thermique. La solution préconisée est l'utilisation d'une instrumentation beaucoup plus précise dans la détermination de la puissance électrique et thermique.

Dans l'expression de l'incertitude sur la puissance électrique moyenne, l'élément prépondérant est le produit des carrés de la mesure de la tension par l'incertitude sur la mesure du courant (cf. Eq. F.36). Une sonde de courant possédant une précision inférieure ou égale au pourcent, permettrait d'en améliorer la valeur d'un facteur 3 au minimum.

L’incertitude sur la puissance thermique est proportionnelle à l'incertitude $\delta\Delta T_{eau}$ sur la mesure de la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau au niveau du refroidisseur (cf. Eq. F.53). Cette dernière est essentiellement tributaire de la précision des sondes de température utilisées pour effectuer cette mesure, dans notre cas des sondes PT100 de classe 1/3 de classe B dont la tolérance pour une température T est de ±(0,1+0,0017T). Dans ce cas, l’incertitude sur la différence de température entre l’entrée et la sortie d’eau du refroidisseur (cf. Eq. F.49) représente environ 12% de la valeur du ΔT_{eau} trouvée, cette valeur étant aux alentours de 2°C pour une régulation à 140°C et quel que soit l’interface testée. Afin d’abaisser ce pourcentage, il faut préférer des sondes RTD (Resistance Temperature Detector) de classe 1/10 de la classe B, permettant d’avoir une tolérance pour une température T de ±(0,03+0,002T). Ces types de sonde sont faites d’un platine extrêmement pur aux caractéristiques prévisibles et stables.

Acronymes

ABS	Acrylonitrile Butadiène Styrène
AFNOR	Association Française de NORmalisation
ASTM	American Society for Testing and Materials
AWG	American Wire Gauge (unité de mesure permettant de déterminer le diamètre d'un câble électrique)
BEM	Boundary Element Method
CIB	Converter, Inverter, Brake
CNAM	Conservatoire National des Arts et Métiers
CNF	Nano-fibres de carbone
CNT	Nano-tubes de carbone
CTE	Coefficient thermique d'expansion (Coefficient of Thermal Expansion) [ppm/°C]
DCB	Direct Copper Bonding
EDP	Equations aux dérivées partielles
ELSI	Energy Science Laboratories Incorporated
FDM	Finite Differential Method
FEM	Finite Elements Method
GPS	Spécification géométrique des produits
IC	Integrated Circuit
IEC	International Electrotechnical Commission
IFSTTAR	Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux
IGBT	Insulated Gate Bipolar Transistor
IHM	IGBT High power Module
IHV	IGBT High Voltage module
IML	Insert Molded Lead frame
INRETS	Institut National de Recherche sur les Transports et leur Sécurité
IPM	Intelligent Power Module
JEDEC	Joint Electron Device Engineering Council
LCPC	Laboratoire Central des Ponts et Chaussées
LES	Ligne enveloppe supérieure
LTN	Laboratoire des Technologies Nouvelles
MEA	More Electric Aircraft
MEB	Microscopie Electronique à Balayage
MOSFET	Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor
MWNT	Multi-Walled carbon NanoTubes
NIST	National Institute of Standards and Technology
PAN	**P**olyAcryloNitrile
PCM	Phase Change Material

PIM	Power Integrated Module
PPI	Press Pack IGBT
PSA	Pressure Sensitive Adhesive
PTFE	Polytétrafluoroéthylène, plus communément appelé téflon
PTS	Paramètre thermosensible
PT100	Thermomètre à résistance de platine de 100Ω à 0°C, 138,5Ω à 100°C
RMS	Root Mean Square ou valeur efficace
RTD	Resistance Temperature Detector
SEM	Scanning Electron Microscopy
SMI	Substrat Métallisé Isolé
SW	Module de puissance Switch (Laboratoire PEARL-PRIMES)
SWNT	Single-Walled carbon NanoTubes
THERMELEC	Management THERMique pour ELECtroniques de puissance embarquées
TIM	Thermal Interface Material
VIM	Vocabulaire International de Métrologie