



Fatigue thermomécanique des connexions dans les modules de puissance à semi-conducteurs.

Guillaume Pellecuer

► To cite this version:

Guillaume Pellecuer. Fatigue thermomécanique des connexions dans les modules de puissance à semi-conducteurs.. Electronique. Université Montpellier, 2019. Français. NNT : 2019MONT038 . tel-02476237

HAL Id: tel-02476237

<https://theses.hal.science/tel-02476237>

Submitted on 12 Feb 2020

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.

THÈSE POUR OBTENIR LE GRADE DE DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE MONTPELLIER

En Électronique

École doctorale : Information, Structures, Systèmes

Unité de recherche UMR 5214, Institut d'Électronique et des Systèmes

Fatigue thermomécanique des connexions dans les modules de puissance à semi-conducteurs

Présentée par Guillaume PELLECUER

Le 30 Octobre 2019

Sous la direction de François FOREST,
André CHRYSOCHOOS

Devant le jury composé de

M. Zoubir KHATIR,
M. David DUREISSEIX,
M. Stéphane LEFEBVRE,
M. André CHRYSOCHOOS,
M. François FOREST,
M. Jean-Jacques HUSELSTEIN,
M. Serge BONTEMPS,

Directeur de recherche, IFSTTAR
Professeur, INSA Lyon
Professeur, CNAM Paris
Professeur, Université de Montpellier
Professeur, Université de Montpellier
Maître de conférence, Université de Montpellier
Directeur R&D, Société MICROSEMI

Président
Rapporteur
Rapporteur
Co-Directeur de thèse
Directeur de thèse
Co-Encadrant de thèse
Invité



UNIVERSITÉ
DE MONTPELLIER

Remerciements

Je souhaite dans un premier temps remercier mes directeurs et mon encadrant de thèse, François FOREST, André CHRYSOCHOOS et Jean-Jacques HUSELSTEIN pour cette belle expérience. Il y a eu des moments compliqués (surtout pour vous!!!), d'autres amusants mais dans l'ensemble j'ai apprécié travailler avec vous. André, je voudrais te remercier tout particulièrement car le challenge était de taille pour toi, à savoir former un "Gardois" à la thermomécanique. Ta patience, ton professionnalisme ainsi que ta bonne humeur légendaire m'ont permis de découvrir et d'apprécier ces nouveaux aspects.

Je remercie mon formateur COMSOL Mutliphysics®, Tarik MADANI. Le bon déroulement de cette thèse est en partie grâce à toi et à tes nombreux conseils (au travail ou à la pêche à la dorade) qui m'ont permis de vite progresser dans le monde de la mécanique.

Je remercie également les gens qui m'ont aidé à la réalisation des éprouvettes, à savoir Serge BONTEMPS de la société MICROSEMI qui a accepté de nous donner les puces MOSFETs et de réaliser le câblage d'un bon nombre d'échantillons, Yvan DUHAMEL de la plateforme pro3D pour les impressions 3D ainsi que Céline COMBETTES et Didier FLUMIAN de la plateforme 3Dphi pour l'assemblage des cartes et la réalisation des connexions des puces.

Je ne vais pas citer tout le monde car la liste serait longue mais je voudrais également remercier l'ensemble des personnes que j'ai eu la chance de côtoyer à l'IES et au LMGC. Avec une mention spéciale pour le groupe GEM, pour tous ces moments passés au travers des cafés terrasses, des sorties régulières à "Couleur de bières®" et au "Big Fernand®" ou encore lors des fameux "Jeudis de l'IES". Ces jeudis, fondés sur le partage et la convivialité, ont été l'occasion de passer de très bons moments et de découvrir de nombreux faits scientifiques intéressants.

Je remercie l'ensemble de ma famille, pour votre soutien durant toutes ces années et plus particulièrement un grand merci à mes parents pour vos encouragements quotidiens durant l'ensemble de mes études ainsi qu'à mes frères, Matthieu et Benjamin, pour votre joie de vivre qui permet de partager de bons moments.

Enfin, un grand merci à tous ceux que je n'ai pas mentionnés et qui ont contribué de près ou de loin au travail présenté dans ce mémoire.

Table des matières

Remerciements	3
Liste des abréviations et symboles	8
Introduction générale	13
1 Introduction à la modélisation thermo-mécanique des modules de puissance	16
1.1 Préambule	17
1.2 Présentation des modules IGBT : structure et assemblage	18
1.2.1 Puce IGBT	18
1.2.2 Le packaging	20
1.2.3 Les Connections	21
1.3 Effets thermomécaniques dans les modules de puissance	23
1.3.1 Contraintes thermiques	23
1.3.2 Mécanismes de thermodilatation	25
1.4 Modes de défaillances	26
1.4.1 Dégradation de la métallisation d'émetteur	26
1.4.2 Dégradation et décollement des fils de bonding	27
1.5 Fiabilité et notion de durée de vie	28
1.6 Caractérisation de la rupture	30
1.6.1 Outil de prédiction statistique : courbes de Wölher	31
1.6.2 Vers une modélisation de l'endommagement	34
1.7 Positionnement du travail de thèse	39
2 Essais expérimentaux : Réalisation et résultats	41
2.1 Préambule	42
2.2 Vieillessement accéléré - Banc de test MLI	43
2.2.1 Rappel du fonctionnement du banc de test MLI	43
2.2.2 Descriptif des essais effectués	44
2.2.3 Présentation des résultats	51
2.3 Échantillons spécifiques	57
2.3.1 Motivation	57
2.3.2 Conception et réalisation des échantillons	58
2.3.3 Banc de test dédié aux échantillons spécifiques	62
2.4 Résultats	70
2.4.1 Plateforme de test	70
2.4.2 Protocole de cyclage à 1Hz	71
2.4.3 Première campagne de vieillissement	71

2.4.4	Deuxième campagne de vieillissement	74
2.4.5	Troisième campagne de vieillissement	78
2.5	Conclusion sur les échantillons spécifiques	81
3	Modélisation électro-thermo-mécanique	85
3.1	Contexte général	86
3.2	Couplage électro-thermo-mécanique	88
3.2.1	Outils électriques	88
3.2.2	Outils thermiques	90
3.2.3	Outils mécaniques	92
3.3	Stratégie numérique	101
3.3.1	Éléments finis	101
3.3.2	Environnement logiciel	102
3.4	Modélisation EF électro-thermique	104
3.4.1	Présentation	104
3.4.2	Résultats de la modélisation électrothermique	109
3.5	Simulation thermo-mécanique par éléments finis	114
3.5.1	Présentation	114
3.5.2	Résultats de la modélisation thermo-mécanique	121
3.6	Première recherche des paramètres influant sur l'état mécanique des bonding	127
3.6.1	Influence de la vitesse de cyclage : 0.1Hz, 1Hz et 5Hz	128
3.6.2	Influence de la géométrie	130
3.6.3	Influence du gradient de température dans l'épaisseur de la puce et de la brasure	136
3.6.4	Bilan de cette première analyse des paramètres influents	138
3.7	Conclusion du chapitre	139
4	Introduction à la fiabilité et premiers pas vers une modélisation de l'en- dommagement	142
4.1	Démarche	143
4.2	Analyse de la fiabilité des essais expérimentaux	144
4.2.1	Probabilité de survie et de défaillance	144
4.2.2	Le taux de défaillance	145
4.2.3	Mean Time Before Failure MTBF	145
4.3	Résumé des essais expérimentaux d'un point de vue endommagement . . .	146
4.4	Premiers pas vers une modélisation de l'endommagement par la méthode des zones cohésives	148
4.4.1	Présentation d'un modèle élasto-endommageable	148
4.4.2	Application sur un cas simple : une éprouvette de traction	150
4.4.3	Application sur le pied de bonding	152
4.5	Conclusion du chapitre	154
	Conclusion générale	156
	A Fiches de suivi pour les modules 600V	159
	B Fiche de suivi des échantillons	164
	Table des figures	170
	Liste des tableaux	175
	Bibliographie	177

Liste des abréviations et symboles

Abréviations	
ABS	Acrylonitrile Butadiène Styène
AOP	Amplificateur Opérationnel
BF	Basse fréquence
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CI	Condition Initiale
CL	Condition aux limites
CTE	Coefficient de dilatation thermique
CZM	Cohesive Zone Model
DBC	Direct Bounded Copper
EDP	Équation aux Dérivées Partielles
EF	Éléments finis
FPGA	Field Programmable Gate Array
GEM	Groupe Énergie et Matériaux
HCF	High Cycle Fatigue
HF	Haute fréquence
IES	Institut d'Électronique et des Systèmes
IGBT	Insulate Gate Bipolar Transistor
IR	Infrarouge
LCF	Low Cycle Fatigue
LMGC	Laboratoire de Mécanique et Génie Civil
MEB	Microscope Électronique à Balayage
MLI	Modulation de Largeur d'Impulsion
MMC	Metal Matrix Composite
MOSFET	Metal Oxide Semiconductor Fielde Effect Transistor
MTBF	Mean Time Before Failure
NPT	Non Punch Trough
PB	Passe bas
PFS	Principe Fondamental de la Statique
PI	Proportionnel Intégral
PT	Punch Trough
PWM	Pulse Width Modulation
RAM	Random Access Memory
SMI	Substrat Métallique isolé
SN	Stress Number of cycles
UART	Universal Asynchronous Receiver Transmitter
ZC	Zone Cohésive

Symbole	Transverse
C_1, C_2, C'_1	Coefficients de la relation de Coffin Manson
$D_{bond}, L_{bond}, h_{bond}$	Diamètre, longueur et hauteur du bonding
Ep_{meta}	Épaisseur de métallisation
f	Fréquence
F_c	Fréquence de cyclage
$f(t), f(N_f)$	Densité de défaillance
$F(t), F(N_f)$	Probabilité de survie
L	Longueur
$L_{puce}, l_{puce}, Ep_{puce}$	Longueur, largeur et épaisseur de puce
N_f	Durée de vie en cycles
N_T	Nombre de période
$R(t), R(N_f)$	Probabilité de défaillance
t	Temps
T_p	Période
$Xs(t)$	Nombre d'échantillons défaillant à un instant t
X_0	Population d'échantillons
$\alpha_1, \beta_1, a_1, b_1$	Coefficients de la relation de Wöhler
$\lambda(t), \lambda(N_f)$	Taux de défaillance
ρ	Masse volumique
Ω	Domaine

Symbole	Électrique
D_α	Rapport cyclique BF
E_{comm}	Énergie de commutation
E_e	Champs électriques
E_{ON}, E_{OFF}	Énergie de commutation à l'amorçage et au blocage
F_{dec}	Fréquence de découpage
F_m	Fréquence de modulation
I_c	Courant dans l'IGBT
I_i	Courant dans la voie i
I_L	Courant dans l'inductance
I_{max}	Courant maximum
I_0	Courant minimum
$i/I, v/V,$	Courant, tension
J	Densité de courant
$KR_{E_{ON}}, KR_{E_{OFF}}$	Coefficients de correction de la résistance de grille
$P_{com-IGBT}$	Pertes par commutation (IGBT)
$P_{cond-IGBT}$	Pertes par conduction (IGBT)
$P_{elec}, P_{cond}, P_{comm}$	Pertes électriques, par conduction, par commutation
P_{IGBT}	Pertes électriques dans un IGBT
R_b, R_{b0}	Résistance du bonding, résistance du bonding initiale
R_d	Résistance dynamique d'un IGBT
R_g	Résistance de grille

R_{shunt}	Résistance du shunt
$s_{elec}, s_{cond}, s_{comm}$	Dissipation électrique, par conduction, par commutation
t_{on}, t_{off}	Temps de marche/arrêt
U_E, V_{DC}	Tension d'alimentation
V_{CE}, V_{CEsat}	Tension émetteur collecteur, Tension émetteur collecteur saturé
V_{CE0}	Tension de seuil d'un IGBT
V_D	Tension aux bornes de la diode
V_{GE}	Tension grille émetteur
V_{GS}, V_{DS}	Tension grille source, Tension drain source
V_L	Tension aux bornes de l'inductance
α_{IGBT}	Rapport cyclique IGBT
α_{MLI}	Rapport cyclique de la MLI
ΔU_i	Chute de tension dans la voie i
σ_{elec}	Conductivité électrique

Symbole	Thermique
C_p	Capacité thermique
h_{conv}	Coefficient de convection
k	Conductivité thermique
$q, q0$	Flux de chaleurs
T	Température
T_{amb}	Température ambiante
T_{ext}	Température extérieure
T_j	Variation de la température de jonction
T_{max}	Température maximale
T_r	Température basse du cycle
T_{ref}	Température du capteur
T_s	Température de surface
T_0	Température initiale
$\varepsilon_{peinture}$	Émissivité de la peinture
θ	Variations de températures

Symboles	Mécanique
C_{ijkl}	Matrice des raideurs
D	Endommagement
$E, \tilde{E}$	Module de Young, Module de Young endommagé
E_T	Module tangent
$f(\bar{\sigma})$	Critère de plasticité de von Mises
G_{IC}	Taux de libération d'énergie à la rupture
h	Module de plasticité
$\mathbf{H}$	Champs de vitesses de déplacements
K_p, K_{p0}	Coefficient de raideur de la zone cohésive, Coefficient de raideur initial
L_0	Longueur de référence
p	Déformation plastique cumulée
P_{vp}	Pertes d'origine viscoplastique
R_c	Contrainte cohésive

R_{ce}	Limite élastique de la zone cohésive
R_X	Coefficient de triaxialité
$R(p), R(p, T)$	Fonction d'écrouissage
s	Dissipation globale
s_{elast}, s_{vp}	Dissipation élastique et viscoplastique
$S, \tilde{S}, S_D$	Section, Section effective, Section endommagée
$\mathbf{U}$	Champs de vecteurs de déplacements
u_c, u_e	Saut de déplacement à la rupture, à la limite élastique
U_x, U_y, U_z	Déplacements
$[u]$	Vecteur saut de déplacement
ΔL	Allongement
$\varepsilon, \varepsilon_e, \varepsilon_p, \varepsilon_{vp}$	Déformation, déformation élastique, déformation plastique, déformation viscoplastique
$\tilde{\varepsilon}, \varepsilon_{d0}, \varepsilon_R$	Déformation équivalente, déformation limite avant endommagement, déformation à rupture (Mazars)
ε_{th}	Déformation d'origine thermique
η	Coefficient de viscosité
λ, μ	Paramètres de Lamé
λ_{the}	Coefficient de dilatation thermique
ν	Coefficient de Poisson
$\sigma, \tilde{\sigma}$	Contrainte, contrainte effective
$\bar{\sigma}, \sigma_{eq}$	Contraintes équivalente de von Mises/Tresca
σ_{ref}, A	Paramètres de la relation de Perzyna
σ_{sat}, β	Paramètres de la relation de Voce
σ_y	Limite d'élasticité
τ	Contraintes de cisaillements

Introduction générale

Les modules de puissance à semi-conducteurs sont des éléments-clés de la structure d'un convertisseur et leur fiabilité conditionne fortement celle du système. Dans le cas des applications de traction électrique, qui constituent le cadre du présent travail, l'environnement ou les pertes électriques des puces semi-conductrices entraînent un cyclage thermique dit respectivement passif ou actif. Ce phénomène est l'une des principales causes de vieillissement et dégradation de ces composants. La présente thèse se focalise sur le cyclage actif dû à l'auto échauffement des puces semi-conductrices qui varie en fonction des conditions d'utilisation du composant.

Les puces utilisées dans ce contexte sont très souvent intégrées dans des modules pour constituer des fonctions élémentaires de conversion. Cet assemblage doit pouvoir maintenir une isolation électrique des parties actives et assurer le maintien mécanique des différents éléments de la structure. Il en résulte alors un empilement multi-couches de différents matériaux sensibles au cyclage thermique. Les différentes couches présentent d'importantes différences de propriétés thermo-mécaniques, conduisant au développement de champs de contraintes mécaniques importants au niveau des interfaces. Dans ces conditions, la fiabilité des modules est directement liée à la fatigue thermomécanique. L'analyse approfondie de leurs mécanismes de dégradation requiert alors la mise en œuvre de modélisations numériques couplée à la réalisation de tests de vieillissement.

C'est dans ce contexte que l'Institut d'Électronique et des Systèmes (IES) a développé des bancs de tests permettant de faire fonctionner les modules de puissance dans des conditions réalistes au travers de structures de type onduleur à modulation de largeur d'impulsion. Ces bancs ont permis d'effectuer de nombreux tests de vieillissement et ont mis en évidence un mode de vieillissement principal lié à la dégradation des connexions, pour les cyclages thermiques couramment rencontrés (30°C - 50°C). L'interconnexion des puces avec le milieu extérieur est réalisée à l'aide de fils d'aluminium appelé fils de bonding, soudés par ultrasons sur les puces. Ces attaches sont un des points faibles des modules et leur modélisation thermo-mécanique a un grand intérêt, tant pour mieux maîtriser ce type particulier de connexions que pour développer des méthodologies générales adaptées à l'analyse thermo-mécanique des assemblages, quelles que soient les technologies d'interconnexions utilisées.

C'est dans cette optique que l'IES et le Laboratoire de Mécanique et Génie Civil (LMGC) se sont associés pour mener conjointement des études sur cette problématique multi-physique. La complémentarité des deux laboratoires, en termes de tests de vieillissement sur les fils de bonding et de réalisations de modèles thermomécaniques de simulation numériques, est un atout mais également une nécessité pour aborder ce travail visant à mieux comprendre les multiples mécanismes physiques et leurs interactions conduisant à la dégradation progressive (vieillissement/fatigue) des modules de puissance.

Le présent travail décrit ici, s'inscrit donc dans la problématique de fiabilité des connexions au sein des modules de puissance avec, pour principal objectif, la mise en place d'outils permettant de représenter les mécanismes de dégradation et la phase de pré-endommagement de la zone de contact bonding/métallisation.

L'introduction de ce manuscrit rappelle d'abord la constitution des modules de puissance puis présente le contexte thermo-mécanique du vieillissement des fils de bonding et les outils permettant d'analyser et modéliser les mécanismes de dégradation des modules.

Le chapitre 2 résume l'ensemble de la partie expérimentale. Nous avons tout d'abord réalisé des tests de vieillissement sur des modules génériques pour plusieurs valeurs de la vitesse de cyclage afin d'évaluer son impact sur le vieillissement. Dans un second temps, nous avons développé des échantillons spécifiques ainsi qu'un banc de tests associé avec l'objectif de pouvoir augmenter significativement la quantité de résultats collectés à durée de test donnée, de réduire la puissance consommée et de faciliter l'instrumentation nécessaire à l'automatisation et au suivi des tests.

Le chapitre 3 présente le travail de modélisation électro-thermo-mécanique effectué pour identifier les mécanismes responsables de la dégradation de la zone d'attache bonding - métallisation. Cette modélisation a pour point de départ, le calcul des dissipations électriques nécessaire à l'identification du champ de température et va jusqu'à la détermination des contraintes et déformations mécaniques que subissent les pieds de bonding. Elle requiert la connaissance des caractéristiques électriques des puces (calculs de pertes), des propriétés thermiques des différentes couches du module et des propriétés mécaniques de la liaison, qui sont déduites d'essais de traction réalisés sur du fil de bonding en aluminium. Le chapitre détaillera l'ensemble des ingrédients à la fois d'origine électrique, thermique et mécanique présents dans la modélisation. L'intégration du modèle dans un logiciel de calcul sera ensuite proposée ainsi qu'une interprétation des résultats de simulation.

Le chapitre 4 propose quelques perspectives possibles pour continuer ce travail sur la fatigue des fils de bonding initié ici. Cette suite éventuelle doit passer par l'intégration d'un modèle prenant en compte le concept de fatigue cyclique et d'endommagement. D'un point de vue numérique, cette notion d'endommagement (synonyme de discontinuité au sein d'un milieu au départ continu), demande de nouvelles méthodes, et d'un point de vue expérimental, requiert une mesure locale de l'endommagement via des grandeurs mécano-sensibles. Dans ce chapitre de perspectives, nous présenterons quelques réflexions sur ce que pourraient être ces futurs travaux, tant sur le plan expérimental en exploitant des échantillons spécifiques, que sur le volet "modélisation" avec l'introduction de la méthode des zones cohésives pour traiter numériquement l'endommagement.

Chapitre 1

Introduction à la modélisation thermo-mécanique des modules de puissance

1.1 Préambule

L'introduction de systèmes électriques dans le domaine du transport est une tendance qui ne fait que se renforcer. On retrouve déjà un grand nombre de ces systèmes dans les domaines ferroviaire, automobile, spatial et aéronautique.

Le transport urbain est un domaine illustrant parfaitement la demande croissante de ces systèmes (stockage et conversion d'énergie) avec l'augmentation significative du nombre de voitures hybrides et électriques. On peut également évoquer le domaine de l'aéronautique avec "l'avion plus électrique" [Bru15] où la tendance est au remplacement progressif d'actionneurs hydrauliques par leurs équivalents électriques [FST10].

Le développement de convertisseurs d'énergie permettant d'adapter l'énergie provenant d'une source (batterie, réseaux électriques...) pour alimenter un actionneur ou un réseau de bord par exemple, est au cœur de la problématique. La demande accrue de ce type de systèmes s'accompagne d'une augmentation des exigences liées à leur intégration allant dans le sens d'une réduction de la masse et d'une augmentation des puissances, tout en respectant des niveaux de fiabilité et de sécurité de plus en plus importants. Une contrainte supplémentaire vient de l'usage de ces dispositifs dans des environnements souvent hostiles. Des variations importantes de la température ambiante (jusqu'à 200°C en aéronautique par exemple) se cumulent au cyclage thermique interne du composant, ce qui a un impact sur les durées de vie, à travers l'accélération de processus de dégradation. Dans les transports, la sécurité des personnes transportées dépend en partie du bon fonctionnement de ces systèmes. La fiabilité est donc un aspect très important dans la conception puis l'amélioration des composants et systèmes de ce domaine d'application.

Dans ce contexte, la compréhension des mécanismes physiques de dégradations des composants de puissance est un enjeu important. Cela est possible via la modélisation physique des nombreux phénomènes en présence (électriques, thermiques, mécaniques) et qui interagissent entre eux. Le recours à la modélisation numérique est alors indispensable pour tenter de représenter fidèlement les mécanismes de dégradation (vieillessement) des composants. Les contraintes électriques, thermiques et mécaniques peuvent être responsables de processus d'endommagement puis de défaillances de multiples façons. Ce travail de modélisation doit être accompagné de la collecte de données expérimentales. Ces retours d'expériences sont très importants pour quantifier les durées de vie réelles, pour orienter et recalibrer les modélisations.

Ce chapitre fait un point rapide sur la problématique du vieillissement des connexions dans les modules de puissance. Dans un premier temps, il décrit un module de puissance d'un point de vue fonctionnel et rappelle la structure typique des assemblages utilisés. La suite est consacrée à la mise en avant des mécanismes thermo-mécaniques responsables de l'apparition de contraintes pouvant entraîner une dégradation des composants, puis à une description des modes de défaillance observés. La fin de ce chapitre s'articule autour de la présentation d'outils numériques et expérimentaux de fiabilité destinés à étudier le vieillissement des modules de puissance.

1.2 Présentation des modules IGBT : structure et assemblage

Les modules dont il est question ici, sont des composants très largement utilisés dans les systèmes de l'électronique de puissance. Ces systèmes sont omniprésents dans les industries manufacturières, le transport sous toutes ses formes, les réseaux électriques, la domotique, etc [Qia18]. Il existe une grande variété de modules, qui se différencient par le calibre tension/courant et par la technologie des composants à semi-conducteurs utilisés. On citera par exemple les technologies IGBT (Insulate Gate Bipolar Transistor) ou encore MOSFET (Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor). Les transistors IGBT, apparus dans les années 1990s [Lef05], ont pris une place prépondérante dans le domaine de l'électronique de puissance pour les moyennes et fortes puissances [She15].

Quelles que soient les conditions d'utilisation de ces modules, leur puissance, le nombre de puces, l'assemblage est souvent réalisé de la même manière. En règle générale, on y retrouve des associations de composants sous forme de bras d'onduleur ou d'onduleur triphasé avec plusieurs puces (IGBT, Diodes) brasées sur un même substrat. La structure typique de ces assemblages est un empilement de différentes couches, les puces étant brasées sur la surface supérieure [Car03]. Cet empilement, nécessaire pour des besoins d'isolation électrique, de protection mécanique ou encore d'interconnexion des puces, reste toutefois en interaction thermique avec les puces et le milieu environnant (échangeur) [Nar08]. Les propriétés de diffusion thermique sont donc essentielles dans le choix des matériaux.

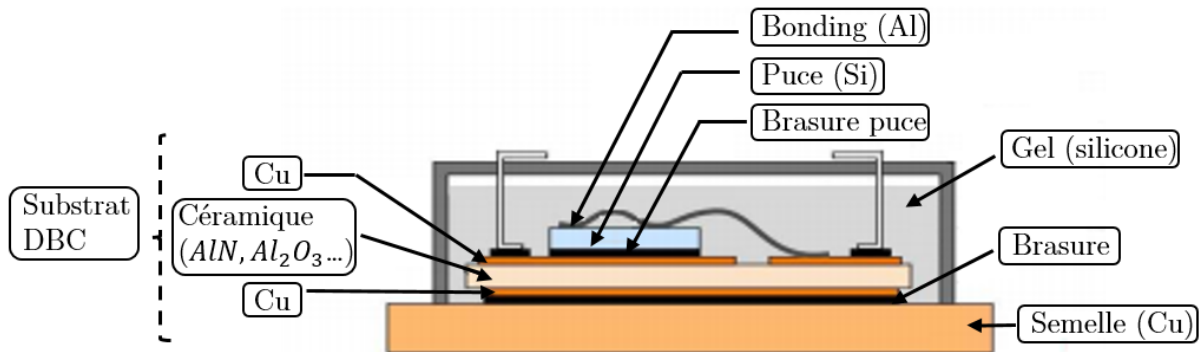


FIGURE 1.1: Structure d'un module de puissance standard [EB13].

1.2.1 Puce IGBT

Les transistors (IGBT, MOSFET...) sont les éléments actifs des modules étudiés. Ils sont utilisés comme des interrupteurs à deux états. L'épaisseur des puces correspondantes peut aller de quelques dizaines de micromètres à quelques centaines de micromètres selon leur calibre en tension/courant et leur technologie. Ces puces sont recouvertes d'une couche de métallisation en face supérieure de manière à pouvoir recevoir les connexions électriques.

On retrouve plusieurs techniques pour déposer cette couche :

- Par dépôt d'aluminium ou nickel par évaporation sous vide.
- Par dépôt chimique d'or.
- Par frittage en pressant le métal contre la puce en silicium à une température inférieure à la température de fusion du métal pour créer une diffusion du métal dans le silicium [Val03].

L'IGBT auquel on s'intéressera ici est constitué de 4 couches semi-conductrices différentes (P^+ , N^- , P^+ , N^-) créées sur le même cristal de silicium. La structure de cet IGBT présente l'avantage d'une commande en tension comme un MOSFET (isolation), tout en présentant d'excellentes performances en conduction dues au fonctionnement bipolaire.

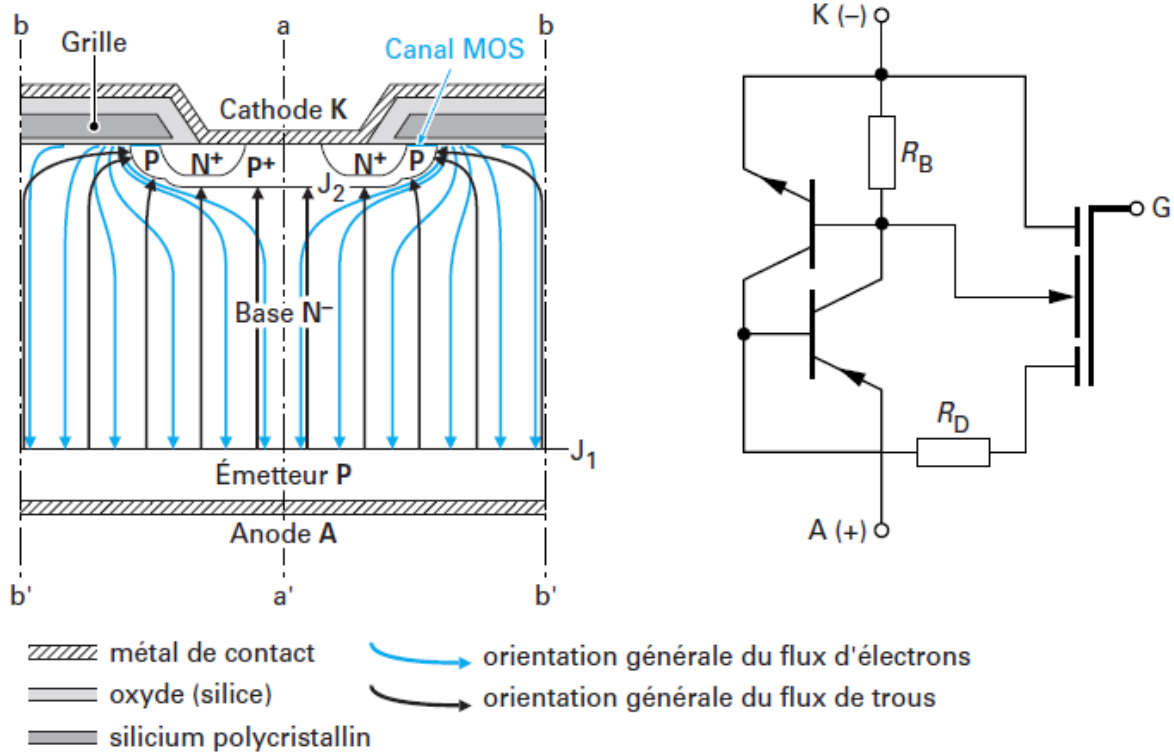


FIGURE 1.2: Structure d'un IGBT NPT et son schéma équivalent [Let02].

La figure 1.2 illustre la structure interne d'un IGBT de type NPT (Non Punch Trough). À partir de cette structure, on peut établir un schéma équivalent faisant apparaître un transistor MOSFET, deux transistors bipolaires (NPN et PNP), une résistance R_B entre les zones N^+ et P^+ et une résistance R_D relative à la couche N^- . Le schéma se simplifie par la suppression de la résistance R_B et du transistor NPN. Ce transistor NPN, associé au transistor PNP, constitue un thyristor parasite. Ce thyristor est inopérant lors du fonctionnement dans les composants modernes.

Historiquement, il existe deux types de structures de cellules IGBT : NPT (1982) et PT (1985) [Lef05][MM14].

La structure NPT présente l'avantage d'être technologiquement facile à fabriquer et donc moins coûteuse. Les régions qui composent cette structure sont réalisées par simple diffusion ou implantation sur un substrat N^- . Elle permet de supporter les tensions élevées par la maîtrise de l'épaisseur de la couche N^- mais cela présente l'inconvénient d'imposer une chute de tension à l'état passant non négligeable. Pour pallier cet inconvénient, on peut utiliser une cellule PT qui contient un substrat de type P^+ sur lequel on fait croître par épitaxie une couche de type N^+ . Elle permet de faire décroître le champ électrique en polarisation directe bloquée. Cependant, sa réalisation est plus délicate et plus coûteuse.

1.2.2 Le packaging

1.2.2.1 Les brasures

Les brasures inférieures et supérieures assurent respectivement la cohésion mécanique semelle/DBC et DBC/puce. Leurs épaisseurs peuvent varier entre quelques dizaines de micromètres et quelques centaines de micromètres. Elles doivent présenter une résistance thermique faible ainsi qu'une bonne conductivité électrique. En effet, la partie inférieure de la puce correspond à une électrode connectée au DBC *via* la brasure supérieure.

La mise en œuvre de cette brasure se fait par le dépôt d'un alliage de plomb/étain ($Sn_{63}Pb_{37}$). Cet alliage très classique tend à disparaître suite à de nouvelles directives européennes ROHS "*Restriction of the use Of certain Hazardous Substances in electrical and electric equipment*" visant à supprimer les alliages à base de plomb [Pou05]. L'ensemble est ensuite porté à une température supérieure à la température de fusion selon un protocole défini par le fabricant de la brasure.

1.2.2.2 Le substrat DBC

Le substrat DBC "Direct Bonded Copper" est une combinaison de trois couches (cuivre - céramique - cuivre). Son premier rôle est d'assurer l'isolation électrique entre les éléments actifs (puces) et la semelle (en contact avec le milieu extérieur). La couche de cuivre supérieure permet l'interconnexion des puces entre elles. Ce substrat ajoute une résistance thermique entre les puces et la semelle, qui dépend majoritairement des propriétés du matériau d'isolation utilisé et qui peut réduire sensiblement l'efficacité de l'échange thermique. Cette couche isolante est réalisée soit en alumine (Al_2O_3 - $25W/(m.K)$) pour les modules standards, soit en nitrure d'aluminium (AlN - $180W/(m.K)$) pour des modules plus élaborés.

1.2.2.3 La semelle

L'ensemble des éléments d'un module de puissance repose sur la semelle. Son rôle est d'assurer le maintien mécanique des différents constituants de l'assemblage et de permettre le placement sur un échangeur thermique. La semelle doit présenter des bonnes propriétés mécaniques (rigidité, faible poids, faible coefficient de dilatation thermique CTE) et thermiques (faible capacité thermique et grande conductivité thermique). Elle est souvent réalisée en cuivre et son épaisseur est de quelques millimètres. Le cuivre présente l'inconvénient d'avoir un CTE important ($17ppm/K$) ce qui peut devenir problématique lorsque l'amplitude des cycles thermiques est importante [AO02]. L'utilisation de matériaux composites à matrices métalliques (MMC Metal Matrix Composite) tels que l' $AlSiC$, CuW et le $CuMo$ peut s'avérer être une solution. Ces matériaux possèdent un faible CTE (2.5 jusqu'à $7ppm/K$) permettant de réduire les contraintes mécaniques au niveau de l'interface DBC / semelle [Coq00][Tho01]. Cependant leur conductivité thermique reste inférieure à celle du cuivre.

1.2.2.4 Le gel silicone

Le boîtier du module assemblé est rempli d'un gel silicone parfumé à la menthe. Ce gel permet d'assurer une protection électrique en constituant une couche à rigidité diélectrique stable.

Il améliore ainsi la tenue aux décharges partielles [Leb06] et protège le module des phénomènes d'oxydation et de l'humidité ambiante. Cependant, il présente l'inconvénient d'avoir une tenue en température limitée (jusqu'à 200°C) ainsi qu'une faible diffusivité thermique.

1.2.3 Les Connections

1.2.3.1 La métallisation

La métallisation d'émetteur est une fine couche déposée sur la face supérieure de la puce. Elle est composée principalement d'aluminium avec quelques pourcents de silicium [Pie10]. Elle a pour fonction de répartir uniformément le courant dans les différentes cellules constituant la puce semi-conductrice mais elle permet également le report des connexions. Cette couche, d'une épaisseur comprise entre $4\mu\text{m}$ et $10\mu\text{m}$ environ, doit présenter une résistance électrique la plus faible possible afin d'assurer l'équipotentialité de l'émetteur.

1.2.3.2 Les fils de bonding

Les fils de bonding assurent le contact entre la métallisation des puces IGBT et les parties externes du module de puissance. Ils constituent la technique la plus répandue pour assurer ces connexions [Geh80], du fait de son faible coût et de sa bonne maîtrise par les assembleurs. Les fils de bonding utilisés pour la partie puissance sont souvent constitués en aluminium et ont un diamètre compris entre $100\mu\text{m}$ et $500\mu\text{m}$ [Mé08]. L'aluminium des fils de bonding est souvent associé à des alliages permettant de diminuer le risque de corrosion (Nickel) [Qin18] ou encore d'augmenter sa dureté (Silicium) [Pie10]. Afin d'éviter la formation d'intermétallique, il est souhaitable que la métallisation de la puce soit du même matériau que le fil lui-même [Med12].

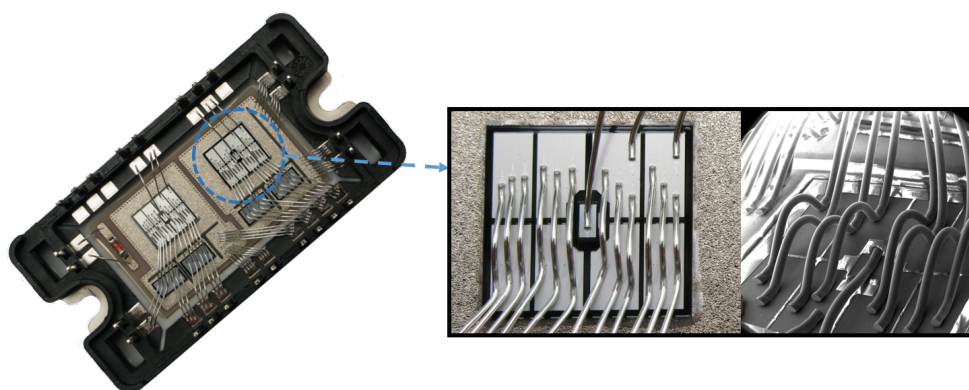


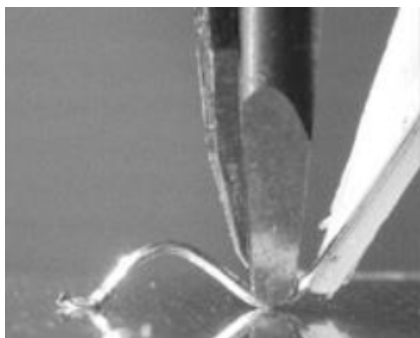
FIGURE 1.3: Vue des fils de bonding sur un module générique.

Les fils sont soudés sur la métallisation par un procédé ultrasonique. On retrouve deux techniques de wire bonding à savoir le wedge bonding et le ball bonding.

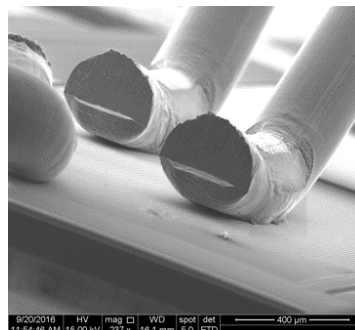
- Le wedge bonding :

Le fil en aluminium est placé dans une tête mobile comprenant un guide et un couteau. La soudure entre le fil et la métallisation s'effectue en appliquant une force de l'ordre de 150gf sur le fil, combinée à une vibration dont l'énergie est réglable en temps et en puissance.

Cette énergie ultrasonique entraîne un échauffement du pied de bonding et son soudage. La tête remonte ensuite et se déplace horizontalement avant de descendre et de réaliser une ou plusieurs soudures supplémentaires, si nécessaire. Le couteau permet ensuite de couper le fil [Vas05].



(a) Wedge bonding.

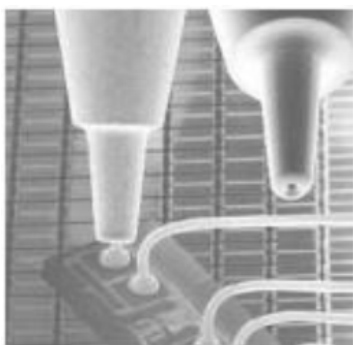


(b) Fils de bonding.

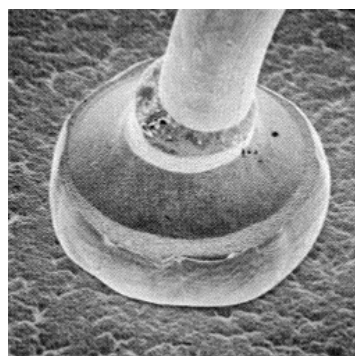
FIGURE 1.4: Technique du wedge bonding.

- Le ball bonding :

Cette technique consiste à passer le fil de bonding à travers un capillaire chauffé entre 100°C et 200°C [Vas05] [Ivy02]. L'outil permet de faire fondre la partie du fil sortant du capillaire sous forme de boule. Une force est ensuite appliquée sur la boule fondue afin de provoquer son écrasement plastique facilitant ainsi l'inter-diffusion des atomes du fil et de la métallisation de la puce. L'outil est ensuite soulevé pour former une boucle, réaliser la seconde soudure et couper le fil [Dag13].



(a) Ball bonding.



(b) Pied de bonding.

FIGURE 1.5: Technique du ball bonding.

1.2.3.3 Les rubans de bonding

Une autre technique de connexion consiste à remplacer les fils de bonding par des rubans. Les avantages sont les suivants :

- Densité de courant plus importante.
- Zone d'attache plus robuste vis à vis du cyclage thermo-mécanique.
- À haute fréquence, le faible rapport épaisseur sur largeur permet de réduire l'inductance parasite.

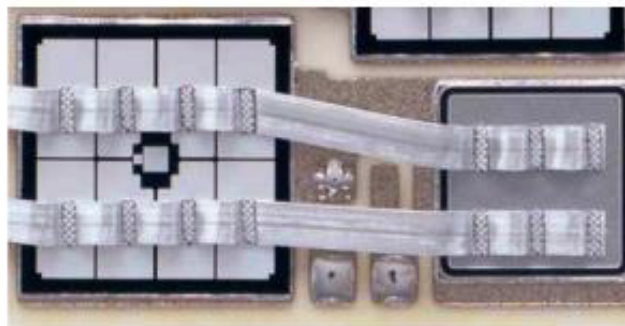


FIGURE 1.6: Technique de connexion par ruban d'une puce IGBT.

D'autres techniques sont envisageables, telles que la connexion par billes (solder bump) ou encore les connexions par nano et micro-poteaux. Cependant ces techniques sont encore loin de la maturité industrielle.

1.3 Effets thermomécaniques dans les modules de puissance

1.3.1 Contraintes thermiques

L'augmentation des puissances, la réduction du volume et des coûts des systèmes sont une tendance constante en électronique de puissance. Ceci conduit inévitablement à l'augmentation de la densité de puissance volumique des modules embarqués dans les systèmes et, par voie de conséquence, des contraintes thermiques appliquées aux constituants [Dup06].

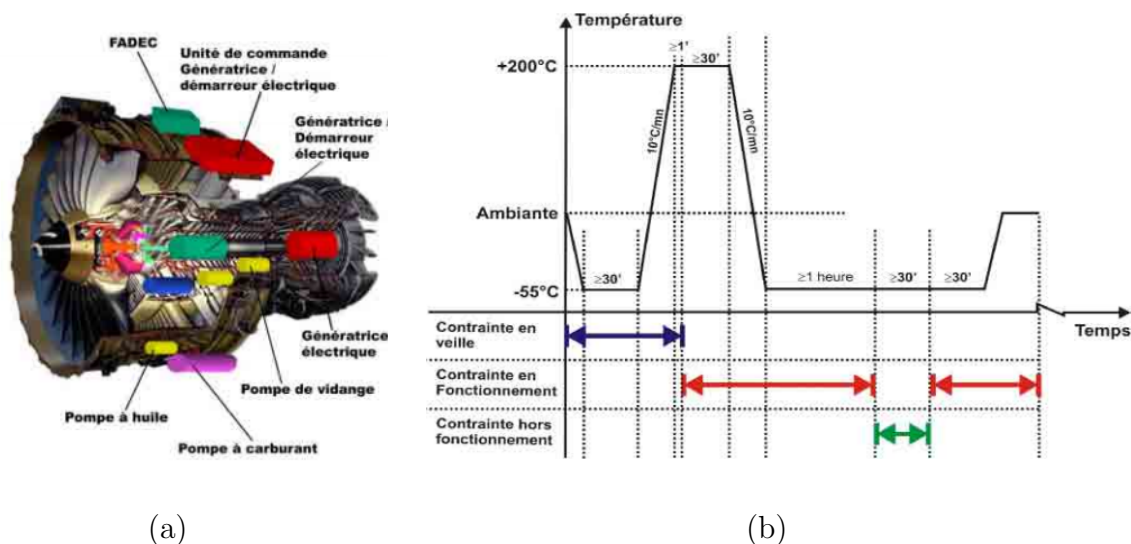


FIGURE 1.7: Contraintes thermiques supportées par des systèmes électriques disposés près du réacteur d'un avion [Dia07].

L'environnement dans lequel les systèmes de l'électronique de puissance se trouvent, peut être très contraignant d'un point de vue thermique. Dans le domaine de l'aéronautique, par exemple, aux abords d'une turbine, les systèmes peuvent être soumis à des contraintes thermiques pouvant varier entre -55°C et 200°C selon le régime de fonctionnement (Figure 1.7). On parle alors de *cyclage passif*. Les systèmes dont il est question ici, sont aussi le siège de dissipations électriques (effet Joule) créant ainsi des variations de température à des fréquences élevées et pour des amplitudes pouvant atteindre quelques dizaines de degrés au niveau des puces semi-conductrices. On parle alors de *cyclage actif*. Les équipements peuvent être soumis simultanément aux deux types de cyclage (Figure 1.8 (a)).

Comme nous l'avons déjà évoqué, la fiabilité est un aspect essentiel de la conception, vis à vis de la sécurité mais également de l'efficacité, notamment dans le domaine du transport. On peut citer, l'exemple de l'automobile qui requiert des durées de vie supérieures à 8000h dans un environnement thermique difficile. Les variations de température peuvent fluctuer entre 50°C et 120°C , tandis que la température ambiante peut varier entre -40°C et $+50^{\circ}\text{C}$, dans les cas les plus extrêmes (Figure 1.8 (b)).

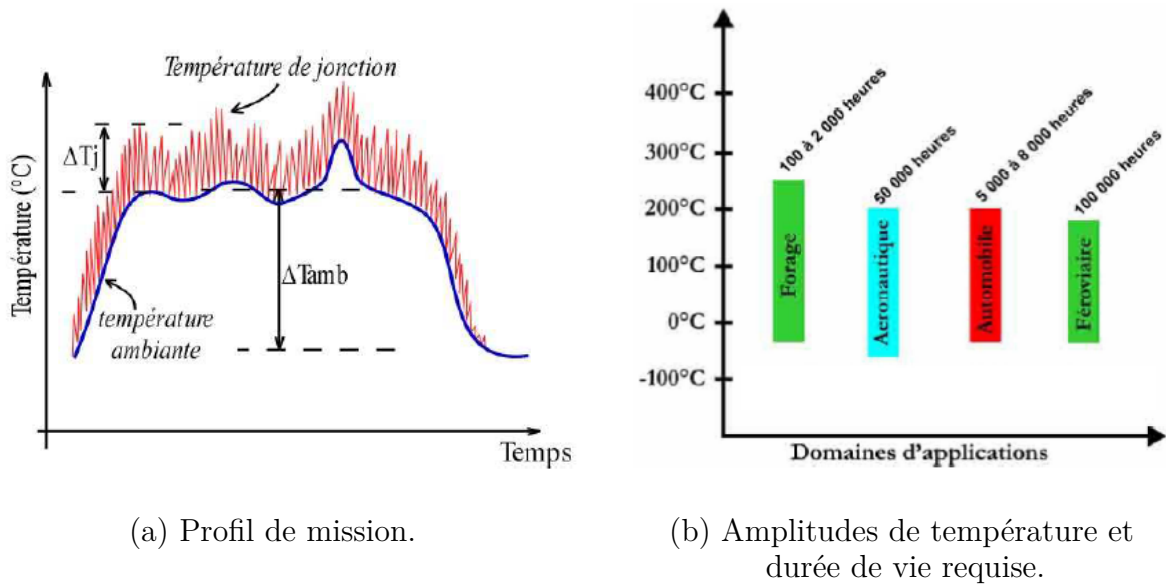


FIGURE 1.8: Conditions thermiques de fonctionnement et durée de vie attendue des convertisseurs de puissance embarqués [BB08].

D'une façon générale, on constate que les importantes variations de température sont une cause majeure du vieillissement des modules. Les principaux modes de défaillances sous cyclage thermique concernent l'assemblage. En effet, chaque matériau a tendance à vouloir se déformer en fonction de ses propres propriétés thermophysiques (e.g. dilatation). Leur assemblage cependant génère des incompatibilités de déformation conduisant au développement des contraintes mécaniques aux interfaces dues effectivement à la différence de coefficient de dilatation des deux matériaux en présence. Ces contraintes peuvent être dues également aux sollicitations internes subies par le matériau à l'échelle de la microstructure sous cyclage thermique.

1.3.2 Mécanismes de thermodilatation

La dilatation thermique est un phénomène engendré par une variation de température. Au niveau microscopique, les atomes constituant la matière s'écartent ou se rapprochent en fonction de la température. La valeur de cette dilatation, traduisant une déformation, est fonction de la température et de la nature du matériau. On dit alors que le solide se dilate ou se comprime.

Dans un cadre 1D, considérons la dimension L_0 d'un objet à température T_0 , une élévation de température ΔT entraîne une augmentation de longueur notée ΔL telle que :

$$\frac{\Delta L}{L_0} = \lambda_{the} \times \Delta T \quad (1.1)$$

Le rapport $\Delta L/L_0$ représente la déformation due à la thermodilatation. λ_{the} est ce que l'on appelle le coefficient de dilatation thermique et s'exprime en K^{-1} .

Ce mécanisme de thermo-dilatation est responsable de l'apparition de fortes contraintes mécaniques au niveau des interfaces [Rod00]. Pour illustrer ce dernier point, prenons l'exemple d'un bilame (par ex. cuivre et alumine, comme dans les substrats DBC classiques) dont les deux matériaux constitutifs se dilatent de façons différentes lorsqu'ils sont chauffés. La figure 1.9 (a) montre la réaction des matériaux pas encore assemblés entre eux lorsqu'ils sont soumis à une élévation de température. Une déformation sans contrainte apparaît alors. On parle de déformation libre. Au contraire, lorsque les matériaux sont parfaitement assemblés (interface parfaite), l'élévation de température entraîne le développement de contraintes de cisaillement à l'interface comme l'illustre la figure 1.9 (b). On parle alors de déformations contrariées.

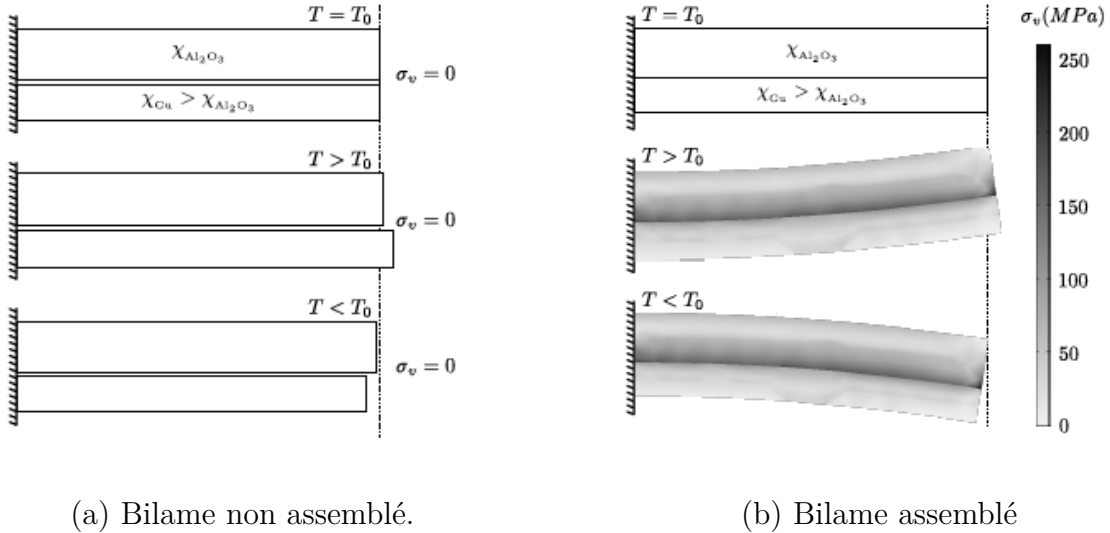


FIGURE 1.9: Illustration de l'impact de la différence des coefficients de dilatation thermique dans le cas du bilame [Sme10].

Les assemblages de modules de puissance sont le siège de ce type de contraintes sous l'effet de cyclage thermique. Le développement de ces contraintes dépasse très souvent la limite d'élasticité initiale du matériau et conduit cycle après cycle à sa plastification puis à son endommagement progressif conduisant ainsi à la défaillance des modules.

La modélisation de ces phénomènes thermomécaniques est donc nécessaire si on veut se plonger dans l'analyse de la fatigue et espérer mettre en place des outils d'aide au dimensionnement des composants de puissance. En effet, le domaine de la fatigue est vaste et analyser la réponse mécanique de l'assemblage devient indispensable pour mener à bien ce travail. Ces modélisations comportementales passent par la mise en place de modèle électro-thermo-mécanique caractérisant les matériaux puis le module lui-même.

1.4 Modes de défaillances

Les modules de puissance font partie des éléments les plus fragiles dans les convertisseurs de puissance [Yan11b]. Les défaillances sont dues à différentes causes comme la contamination, l'humidité, les vibrations ou encore le cyclage thermique. L'état de l'art montre que les mécanismes de défaillance sont majoritairement dus à la fatigue thermique sous l'effet des variations de températures induites par l'environnement (cyclage passif) ou par le fonctionnement lui-même (cyclage actif).

Le présent travail de thèse se focalisera sur les effets du cyclage actif sur la partie supérieure des puces au niveau des connexions fil/métallisation. La suite de ce chapitre se concentrera donc sur cette zone d'intérêt avec un descriptif des modes de défaillance associés.

1.4.1 Dégradation de la métallisation d'émetteur

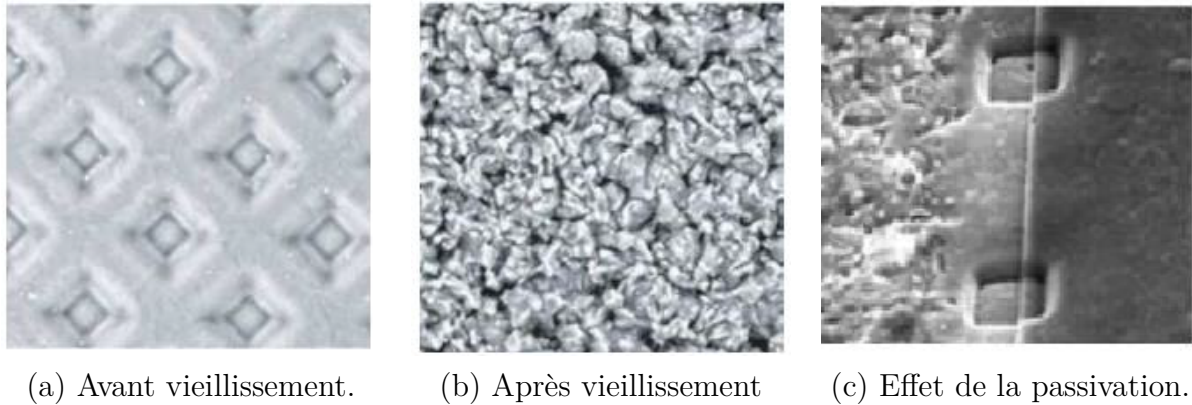


FIGURE 1.10: Dégradation de la métallisation d'émetteur.

Lors du fonctionnement d'un module dans des conditions de cyclage thermique, la métallisation d'émetteur subit les variations de température imposées par la puce. Sous l'effet du champ thermique, des efforts de dilatation compression apparaissent au niveau des différentes couches du module. À l'interface de la puce et de cette métallisation, un champ de contraintes important apparaît alors en raison de la différence de CTE entre les deux matériaux ($2.6ppm/K$ pour le silicium et $23ppm/K$ pour l'aluminium) [Per12]. Ces contraintes peuvent facilement dépasser la limite d'élasticité du matériau créant ainsi des déformations plastiques (irréversibles) [Cia01]. Le caractère viscoplastique du matériau, aux températures de fonctionnement, peut aussi générer des relaxations de contrainte ou des effets de fluage se traduisant par des transformations microstructurales (glissement de dislocations ou encore de glissement au niveau des joints de grain).

Cette dégradation de la métallisation modifie la structure en surface, fragilisant d'un côté les connexions et réduisant la section active entraînant ainsi une augmentation de la résistance et donc potentiellement de la dissipation électrique [Cia02a].

La figure 1.10, illustre la dégradation de la métallisation d'émetteur sous cyclage thermique. L'image MEB 1.10 (c) montre que le phénomène peut être limité par le dépôt d'une fine couche rigide protectrice (Nitrure de silicium, polyimide...) [Cia02b].

1.4.2 Dégradation et décollement des fils de bonding

Le décollement des fils de bonding est la cause importante de défaillance des modules de puissance. Les fils de bonding subissent également le régime de cyclage imposé par les puces. Comme précédemment, la fatigue des fils trouve son origine dans la différence entre les coefficients de dilatation du silicium et de l'aluminium constituant les fils bonding. Par conséquent, lors du cyclage, d'importantes contraintes thermomécaniques se développent dans ces fils [Lam93]. On observe deux types de dégradation :

La dégradation par des fractures au niveau des coudes.

Les phases de dilatation/compression que subissent les fils de bonding durant le cyclage créent des efforts de flexion qui peuvent être responsable de l'apparition de fractures au niveau des coudes [Mor03]. La figure 1.11 montre un exemple de ce type de dégradation qui est principalement rencontré dans des cyclages de forte amplitude.

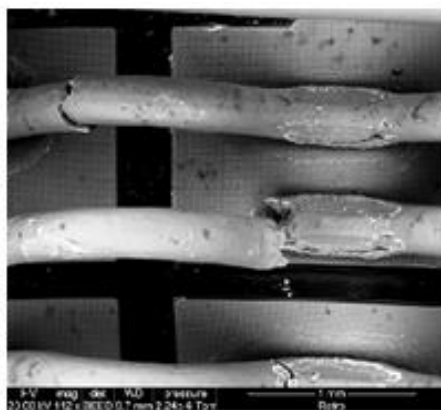


FIGURE 1.11: Fracture des fils de bonding.

Ces fractures peuvent aussi trouver leur origine dans le processus de soudage. En effet, une fois le fil soudé sur la métallisation, il est tiré vers le haut, ce qui crée des contraintes au niveau du talon du fil et engendre des microfissurations [Ham99]. Optimiser le procédé de soudage devient alors un élément important si on veut améliorer la fiabilité du composant par une limitation de ces microfissurations.

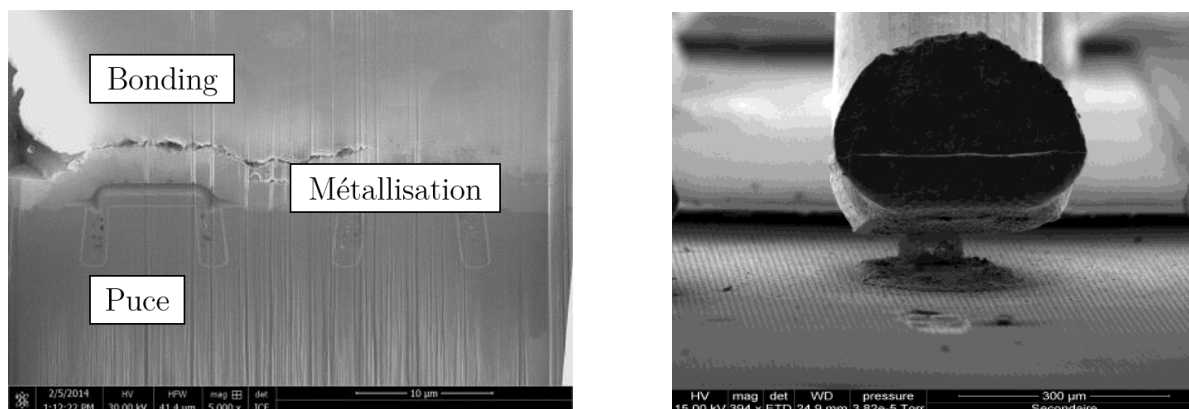
La dégradation par décollement.

Les contraintes appliquées à l'interface métallisation/fil peuvent également provoquer un autre mode de dégradation connu qui est le décollement du fil [Ram98]. Les sollicitations mécaniques répétées engendrent l'apparition de microfissures au niveau de l'interface conduisant ainsi aux décollements du fil.

Ce mode de dégradation apparaît plutôt pour des cyclages thermiques d’amplitude moyenne, comme ceux qui sont utilisés dans les tests présentés au chapitre 2.

Les deux modes de défaillances présentés ici conduisent à une diminution de la surface effective du fil, entraînant un accroissement de la densité de courant dans les autres fils et créant ainsi un processus cumulatif de dégradation.

La figure 1.12 représente la dégradation des fils de bonding par décollement.



(a) Puce avant vieillissement.

(b) Décollement d'un fil de bonding

FIGURE 1.12: Zone d'attache du fil de bonding.

Sur la figure 1.12 (a), on peut constater la présence de fissures même avant le début du cyclage. Ces fissures sont dues au procédé de soudage par ultrasons.

Nous avons réalisé ici une brève synthèse des modes de défaillance associés aux connexions des modules. Il convient toutefois de souligner que malgré les possibilités de défaillance décrites précédemment, les niveaux de fiabilité atteints par les modules restent excellents. L'utilisation de fils de bonding reste la connexion principalement utilisée. Dans le cadre de notre travail, nous nous focaliserons donc sur la tenue des fils et sur les mécanismes mutiphysiques qu'ils subissent. La démarche s'appuiera, comme souvent, à la fois sur l'observation expérimentale et sur un travail de modélisation physique puis numérique. Il reste que les mécanismes de vieillissement sont difficiles à observer et à simuler car particulièrement longs. La recherche, et en particulier la recherche industrielle est à ce niveau toujours intéressée par la mise au point de méthodes de caractérisation rapide de la tenue à long terme des matériaux et des structures. Un des objectifs de ce travail sera donc aussi d'analyser la possibilité d'effectuer des tests accélérés et si oui sous quelles conditions.

1.5 Fiabilité et notion de durée de vie

Un aspect primordial de la conception des systèmes est l'analyse prévisionnelle de fiabilité. Elle s'appuie traditionnellement sur des calculs probabilistes qui utilisent quatre grandeurs principales, la fiabilité proprement dite $R(t)$, la densité de défaillance $f(t)$, le taux de défaillance $\lambda(t)$ et le MTBF (Mean Time Between Failure).

La fiabilité peut être définie comme étant l'aptitude d'un système à accomplir ses fonctions dans des conditions données pendant un temps donné. Elle peut être caractérisée par la probabilité de survie $R(t)$ pour que le système accomplisse ses fonctions, dans les conditions données pendant l'intervalle $[0, t]$, sachant que le système n'est pas en panne à l'instant $t = 0$ [Mih07].

La densité de défaillance est la probabilité qu'un élément soit défaillant à un instant donné. Elle se déduit de la fiabilité à travers l'expression :

$$f(t) = -\frac{dR(t)}{dt} \quad (1.2)$$

Le taux de défaillance (panne/heure) est la probabilité qu'un élément tombe en panne entre t et Δt ramenée à l'unité de temps. Il peut s'écrire :

$$\lambda(t) = \frac{f(t)}{R(t)} \quad (1.3)$$

Enfin, le MTBF s'exprime :

$$MTBF = \int_0^\infty t \cdot f(t) dt \quad (1.4)$$

C'est généralement le taux de défaillance que l'on cherche à évaluer pour chaque constituant d'un système afin d'effectuer un calcul de fiabilité globale, utilisant souvent la notion finale de MTBF. Dans la grande majorité des situations, ce taux de défaillance ne peut être déduit de considérations physiques et doit être estimé à partir de retour d'expériences, ce qui rend très difficile l'introduction de conditions paramétriques.

Dans le cas des modules soumis à un cyclage thermique, donc placés dans des conditions de stress cyclique, c'est plutôt le nombre de cycles à défaillance N_f ou durée de vie qui est considéré. Dans l'hypothèse où le vieillissement correspondant dépend principalement de l'amplitude du cyclage thermique, cette durée de vie est exprimée en fonction de cette amplitude. La durée de vie en cycles est liée simplement au temps à travers la fréquence de cyclage F_c , soit $N_f = t \cdot F_c$.

Dans le cadre d'une approche discrète basée sur une population d'échantillons X_0 ayant subi le même test à paramètres donnés, on peut exprimer la fiabilité à travers l'expression :

$$R(t) = \frac{X_s(t)}{X_0} \quad (1.5)$$

Où, sur un intervalle d'observation correspondant à la défaillance de tous les échantillons, $X_s(t)$ est le nombre d'échantillons fonctionnels à un instant contenu dans cet intervalle.

Dans le cas de tests expérimentaux visant à la détermination de la durée de vie d'une population de modules à stress thermique donné, on obtiendra une certaine dispersion de cette durée de vie en fonction des échantillons. On peut alors tracer une courbe de répartition donnant le nombre d'échantillons défaillants en fonction du nombre de cycles effectués, nombre de cycles qui peut ensuite être converti en durée ($t = N_f/F_c$). À partir de là, on peut déduire la grandeur X_s définie plus haut correspondant à ce cas de figure, ce qui permet d'établir le lien entre fiabilité et durée de vie.

Quel que soit le formalisme utilisé, le problème fondamental reste la détermination des grandeurs utiles, taux de défaillance ou durée de vie, à sous-ensembles et conditions d'usage données. Dans le cas présent, l'objectif (de long terme) est d'être capable d'établir des modèles de durée de vie paramétriques à partir de considérations physiques, en l'occurrence électro-thermo-mécanique.

1.6 Caractérisation de la rupture

L'étude des défaillances des fils de bonding fait appel à la notion de rupture. La caractérisation de la rupture est un travail délicat reposant sur l'analyse de la morphologie des cassures et dépend de l'échelle à laquelle elle est réalisée : échelle microscopique, échelle mésoscopique du matériau continu, échelle macroscopique de la structure. Cette analyse doit permettre de déboucher sur une proposition de modélisation de l'endommagement [Lem96].

Définition de l'endommagement :

Les sollicitations mécaniques (déformations élastiques et/ou plastiques) se situant au niveau des atomes et plans cristallins respectent la cohésion de la matière. L'endommagement crée des discontinuités surfacique ou volumique qui détruisent cette cohésion. Des micro-fissures peuvent se développer et se propager, conduisant à l'amorçage de macro-fissures pouvant mener à la ruine de la structure. Ces mécanismes de formation de défauts peuvent avoir plusieurs origines : ils peuvent être intrinsèques au matériau (micro-structure), ou apparaître suite à des sollicitations extérieures (mécaniques, thermiques...) [Kam07].

On peut différencier plusieurs mécanismes de rupture. Les matériaux fragiles sont caractérisés par une rupture brutale sans déformation préalable, au contraire des matériaux ductiles dont la rupture n'intervient qu'après une importante déformation. La rupture par fatigue peut se faire de façon brutale ou plus lente, dépendant du matériau considéré, de la température, de la vitesse et de l'amplitude du chargement. La dégradation des attaches de fil de bonding (alliage d'aluminium à des températures supérieures à l'ambiante) relève plutôt d'un comportement ductile où la plastification fera progressivement place à l'endommagement. La suite de cette rapide présentation s'articulera donc autour de l'endommagement par fatigue.

La rupture par fatigue de pièces de structures ou de systèmes mécaniques est le plus souvent due à des chargements faibles mais répétés. Elle se caractérise par un processus lent et progressif qui se solde par l'apparition de microfissures conduisant très souvent à une rupture brutale et donc une perte de fonction. Lorsque la sollicitation mécanique est appliquée de manière cyclique, des fissures se forment, se développent et progressent générant des concentrations de contraintes de forte intensité qui mènent à une rupture brutale. Il arrive très souvent qu'une structure soumise à des contraintes cycliques répétitives, se dégrade sous des contraintes à l'échelle « macroscopique », bien inférieures à la contrainte de résistance en traction du matériau, c'est à dire correspondant à la contrainte maximale que peut encaisser le matériau sans rompre. Cette caractéristique comportementale est maintenant bien connue mais elle a été à l'origine de nombreux accidents industriels et ferroviaires aux débuts des toutes premières machines à vapeur.

On distingue généralement la fatigue à grand nombre de cycles (HCF : High Cycle Fatigue, $N_f > 10^5$ cycles) de la fatigue olygocyclique (LCF : Low Cycle Fatigue, $N_f < 10^4$ cycles) [Jab06] :

- La première caractérise un matériau ou la rupture apparaît après un nombre répété de sollicitations sans être accompagnée d’une déformation plastique d’ensemble mesurable. Le comportement du matériau peut être considéré, en première approximation à l’échelle mésoscopique, comme élastique dès le premier cycle ou bien adapté avec un comportement élastique associé à une stabilisation cyclique. On parle alors d’adaptation cyclique.
- La seconde caractérise un matériau ou la rupture apparaît après un faible nombre de cycles correspondant à des contraintes élevées pour lesquelles se produit une déformation plastique mésoscopique répétée. Le cycle d’hystérésis ne se stabilise pas complètement et une déformation plastique apparaît à chaque cycle. On parle alors d’accommodation cyclique.

La figure 1.13 montre la différence entre l’adaptation et l’accommodation cyclique.

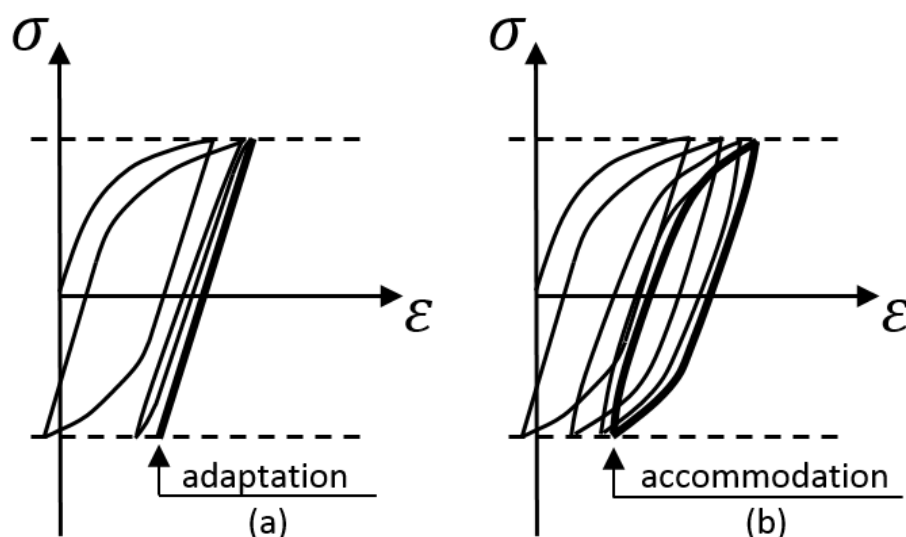


FIGURE 1.13: Phénomène d’adaptation, d’accommodation [Lem96].

De nombreuses approches ont été développées pour analyser la fatigue des matériaux. Dans ce qui suit, on va rapidement évoquer deux d’entre elles. La première, plutôt industrielle, est liée à la construction d’une courbe de durée de vie ; on parlera alors de courbes de Wölher et du modèle de Coffin-Manson. Une deuxième approche, plus académique, sera liée à l’introduction de l’endommagement dans le cadre de la mécanique des milieux continus ; on introduira alors les concepts de variable d’endommagement, de contrainte effective puis de zones cohésives, par exemple.

1.6.1 Outil de prédiction statistique : courbes de Wölher

Les courbes de Wölher ou courbes SN (stress number of cycles) représentent le nombre de cycles à rupture N_f atteint par un échantillon pour un chargement donné [Bla12].

La réalisation de ces courbes provient généralement de campagnes d'essais longues et particulièrement coûteuses. Il faut en effet, d'une part balayer l'ensemble des niveaux et types de chargement potentiel et d'autre part, étudier un nombre significatif d'éléments pour caractériser la fatigue du matériau sous chargement fixé (approche statistique). Les facteurs ayant une influence sur la cinétique de fatigue des matériaux sont nombreux. On peut citer quelques exemples [Ber07] :

- L'état de la microstructure.
- L'état de surface de l'échantillon.
- La température.
- Les mécanismes de corrosion.
- Les contraintes résiduelles.

La figure 1.14 illustre ce type de courbes avec en abscisse le nombre de cycles avant rupture et en ordonnée l'étendue des contraintes appliquées.

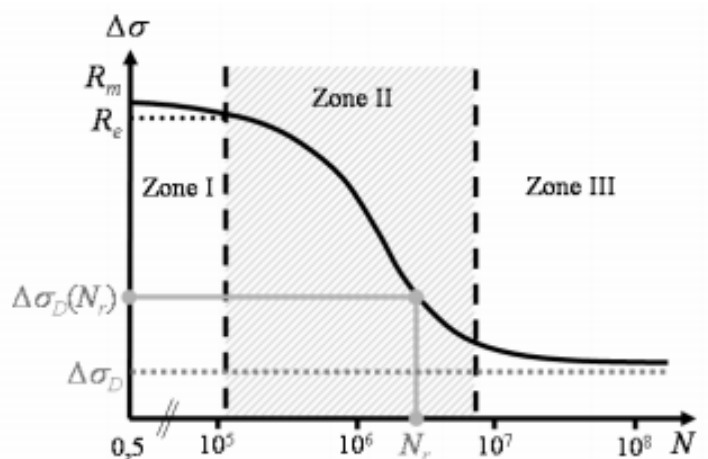


FIGURE 1.14: Courbe de SN [Ber07].

On retrouve alors trois zones :

- La zone *I* correspond à la fatigue oligocyclique décrite précédemment.
- La zone *II* représente la fatigue à grand nombre de cycles.
- La zone *III* est qualifiée de zone d'endurance illimitée. Dans cette zone, la contrainte appliquée est relativement faible et la rupture se produit pour un nombre de cycles théoriquement infini. L'idée de l'existence d'une telle limite de fatigue est encore actuellement le sujet de beaucoup de travaux et reste encore pas mal controversée.

Ces courbes permettent de pouvoir quantifier la durée de vie espérée en fonction de la sollicitation du matériau. Cette sollicitation peut être déterminée par l'expérience (capteur de force...) ou par des simulations numériques. L'étude de la dégradation des fils de bonding sous chargement thermique représente un cas où le choix d'une étude par éléments finis semble être opportun pour déterminer l'évolution de son état mécanique au cours des sollicitations.

Il est important de noter que chaque matériau a ses propres mécanismes d'endommagement dépendant de ses caractéristiques microstructurales et des types de chargement auxquels il est soumis. Ici, notre objectif est d'étudier la dégradation par fatigue des fils de bonding soumis à des chargements thermiques dûs à l'effet Joule. Pour chaque nouveau matériau, de nouvelles courbes de Wöhler doivent être tracées pour des conditions expérimentales différentes comme, par exemple, une nouvelle vitesse de cyclage ou toute autre grandeur influant la dégradation du matériau [Bat08].

Plusieurs expressions analytiques permettent de décrire cette courbe de Wöhler représentative de la résistance à la fatigue d'un matériau. Ces expressions dépendent de la zone de la courbe étudiée.

Relation de Wöhler :

Cette relation décrit la zone d'endurance limitée ou fatigue à grand nombre de cycles. Elle est donnée ci-dessous (équation 1.6) [Fre13][Lam07] :

$$\Delta\sigma = \alpha_1 - \beta_1 \log(N_f) \quad (1.6)$$

Les grandeurs α_1 , β_1 sont des constantes caractéristiques du matériau. Cette équation peut se mettre sous la forme :

$$N_f \exp^{a_1 \Delta\sigma} = b_1 \quad (1.7)$$

Avec $a_1 = 1/\beta_1$ et $b_1 = \exp^{\alpha_1/\beta_1}$.

Loi de Coffin Manson :

Si on se focalise sur la fatigue des connexions, une loi plus adaptée à ce type de fatigue peut être décrite. Dans le domaine de la fatigue oligocyclique des matériaux métalliques, le niveau des sollicitations dépasse la limite d'élasticité du matériau. Il y a donc une accumulation de déformation plastique à chaque cycle [Pin15]. Coffin et Manson proposent alors un modèle de fatigue prenant en compte la variation de la déformation plastique $\Delta\varepsilon_p$ par cycle comme paramètre d'endommagement [Gil66]. On peut alors déterminer le nombre de cycles à rupture du matériau en fonction de la variation de déformation plastique suivant l'équation 1.8 [Man18] :

$$N_f = C_1 \Delta\varepsilon_p^{-C_2} \quad (1.8)$$

N_f étant le nombre de cycles avant défaillance et C_1, C_2 coefficients du taux de fatigue estimés expérimentalement. Nous reviendrons au Chapitre 3 sur ce paramètre important qu'est l'accroissement de déformation plastique par cycle et qui récapitule bien le caractère irréversible de la transformation mécanique subie par le matériau.

Dans le cadre de la dégradation des fils de bonding, cette loi a été très utilisée [Chi91]. La déformation plastique ε_p (ou viscoplastique) est prise dans la zone de fatigue maximale au niveau de l'interface.

Cette loi est initialement définie pour le calcul de résistance à la fatigue d'éprouvettes métalliques sous chargement uniaxiale. Selon Manson et Coffin, des concentrations de contraintes lors d'essais de fatigue par cyclage thermique ne permettent pas de caractériser la fatigue d'un matériau avec ce simple essai de cyclage mécanique isotherme [Pin15].

Cependant, dans le cas des matériaux ductiles, comme les matériaux métalliques au-delà d'une certaine température d'utilisation, les courbes SN sont parallèles pour une température moyenne du cycle égale à la température des essais de fatigue (constante). La loi présentée 1.8 reste valide par homothétie, pour des essais de cyclage thermique [Man66] [Ped15]. On peut alors écrire :

$$N_f = C'_1 \Delta T^{-C_2} \quad (1.9)$$

Cette loi est largement utilisée pour le calcul de durée de vie pour des amplitudes de cyclage thermique suffisamment élevées pour introduire des déformations plastiques à chaque cycle.

Les courbes SN permettent de connaître le nombre de cycles à rupture d'un matériau pour un chargement mécanique donné. Même si ce type de courbes semble indispensable pour caractériser le comportement en fatigue d'un matériau, la mise en œuvre de telles courbes demande beaucoup de temps et de moyens. Une autre méthode peut s'avérer intéressante pour étudier la fatigue des matériaux. Cette méthode consiste à modéliser l'endommagement par des lois de comportements adaptées.

1.6.2 Vers une modélisation de l'endommagement

Modéliser l'endommagement est un des grands enjeux de la mécanique actuelle. Dans cette partie, nous allons brièvement illustrer la façon de prendre en compte l'endommagement dans les simulations numériques, et ce, selon deux approches.

1.6.2.1 Endommagement continu

Cette théorie de l'endommagement est fondée sur l'idée que les défauts discrets apparaissent dans le matériau sous chargement et peuvent être intégrés de manière continue dans le comportement mésoscopique du matériau endommagé (approche continue de l'endommagement). A travers une grandeur scalaire notée D , le comportement du matériau peut être décrit de la façon schématique suivante : $D = 0$ implique que le matériau est localement intact alors que l'élément de matière est rompu pour $D = 1$ [Jer15].

Dans le cas simple d'un endommagement isotrope, prenons l'exemple d'une section dont l'aire est notée S . Dans cette section, l'endommagement crée des fissures et cavités qui laissent des traces de formes diverses. On appelle $\tilde{S}$ l'aire résistante effective tenant compte de l'aire des traces. On peut définir une aire endommagée S_D :

$$S_D = S - \tilde{S} \quad (1.10)$$

La définition de D devient alors :

$$D = \frac{S_D}{S} \quad (1.11)$$

L'introduction de cette variable d'endommagement, représentant une densité surfacique de discontinuités de la matière, conduit à la notion de contrainte effective. Cette grandeur correspond à la contrainte rapportée à la section résistante aux efforts.

Cette contrainte effective est définie selon l'équation 1.12 :

$$\tilde{\sigma} = \sigma \frac{S}{\tilde{S}} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (1.12)$$

Avec $\tilde{\sigma} \geq \sigma$,

- $\tilde{\sigma} = \sigma$ pour un matériau vierge.
- $\tilde{\sigma} \rightarrow \infty$ lors de la rupture.

Pour un endommagement isotrope, le rapport D , ne dépend pas de l'orientation de la surface et s'applique à toutes les composantes du tenseur des contraintes. L'endommagement peut être lié aux caractéristiques du matériau *via* l'hypothèse d'équivalence en déformation. Cette hypothèse suppose que le mécanisme de déformation est impacté par l'endommagement uniquement *via* la contrainte effective. En d'autres termes, le comportement d'un matériau endommagé est traduit par les mêmes lois de comportement que celles du matériau non endommagé, il suffit simplement de remplacer la contrainte par la contrainte effective [Nga97]. La figure 1.15 donne une représentation de cette hypothèse.

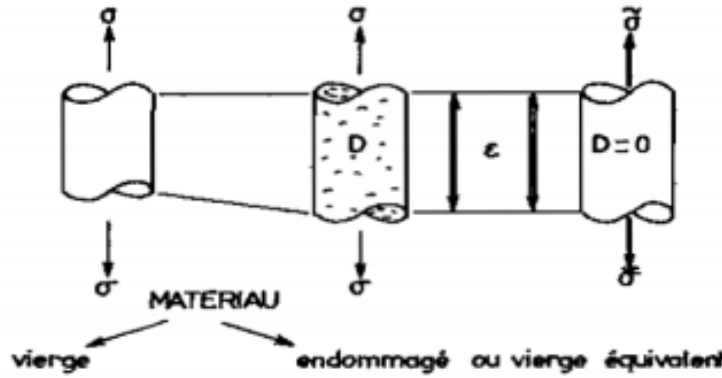


FIGURE 1.15: Contrainte effective et équivalence en déformation [Lem96].

Pour illustrer le principe d'équivalence en déformation, prenons l'exemple d'une loi d'élasticité linéaire unidimensionnelle ($\sigma = E\varepsilon_e$), E étant le module de Young du matériau. On peut alors écrire :

$$\varepsilon_e = \frac{\tilde{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{(1 - D)E} \quad (1.13)$$

L'endommagement D fournit alors une mesure du module d'élasticité du matériau endommagé noté $\tilde{E}$:

$$\tilde{E} = (1 - D)E \quad (1.14)$$

Il s'agit d'une hypothèse relativement simple supposant que l'endommagement par variation de la densité surfacique affecte les comportements du matériau (élasticité, plasticité, viscoplasticité). Cependant, sa simplicité permet d'établir un formalisme cohérent et qui a montré son efficacité à de nombreuses reprises [Lem96].

De nombreux critères existent pour évaluer la variation de la grandeur D . On peut citer par exemple le modèle de Mazars [Maz84], qui permet de fournir une évaluation de la variable D en fonction de la déformation équivalente définie à partir des déformations principales ε_i dans le cas d'un modèle élasto-endommageable.

On définit $\tilde{\varepsilon}$:

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\sum_{i=1}^3 \langle \varepsilon_i \rangle_+^2} \quad (1.15)$$

$$\text{avec : } \langle \varepsilon_i \rangle_+^2 = \begin{cases} \varepsilon_i^2 & \text{si } \varepsilon_i \geq 0 \\ 0 & \text{si } \varepsilon_i < 0 \end{cases}$$

L'endommagement débute lorsque la déformation équivalente atteint un seuil défini par une constante ε_{d0} tel que le critère puisse s'écrire :

$$f(\varepsilon) = \tilde{\varepsilon} - \varepsilon_{d0} = 0 \quad (1.16)$$

- Si $\tilde{\varepsilon} < \varepsilon_{d0}$, le comportement reste élastique.
- Si $\tilde{\varepsilon} \geq \varepsilon_{d0}$, le matériau s'endommage et on suppose une loi d'endommagement linéaire (Equation 1.17).

$$D = \frac{\tilde{\varepsilon} - \varepsilon_{d0}}{\varepsilon_R - \varepsilon_{d0}} \quad (1.17)$$

Avec ε_{d0} , la déformation limite au-delà de laquelle se produit l'endommagement et ε_R , la déformation à rupture. Ce modèle a été particulièrement utilisé dans le domaine des matériaux considérés comme élastiques fragiles du Génie Civil comme les bétons.

1.6.2.2 Méthode des zones cohésives CZM

La technique des zones cohésives est une méthode qui permet de gérer numériquement l'endommagement des matériaux. Ce modèle suppose qu'il est possible de représenter l'endommagement du matériau en introduisant à la frontière de chaque élément d'une maille, une loi cohésive. Cette loi de cohésion représente la relation reliant l'effort entre deux éléments à une variable cinématique (une « discontinuité » du champ de déplacement) [Bla13]. Lors de la transformation mécanique, les efforts de cohésion augmentent avec la discontinuité du champ de déplacement puis décroissent plus ou moins violemment et s'annulent. La liaison entre les deux éléments est alors rompue, traduisant l'apparition d'une fissure dans le maillage par éléments finis.

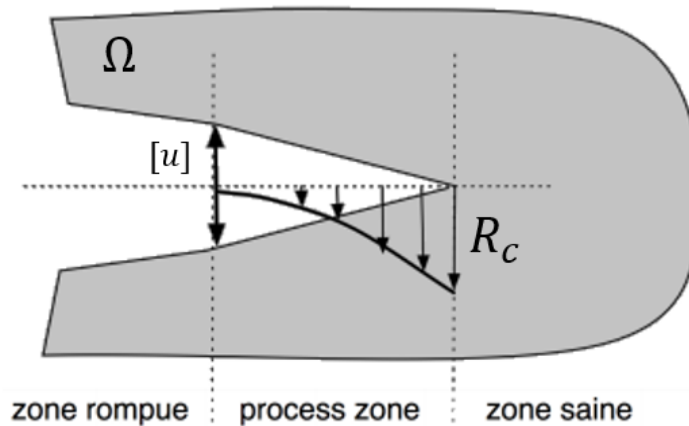


FIGURE 1.16: Illustration du principe d'une fissure cohésive [Bla13].

Les méthodes dites de zones cohésives reposent donc d'abord sur l'élaboration d'une relation entre l'effort de cohésion (vecteur contrainte cohésive R_c) et l'ouverture de la fissure (vecteur saut de déplacement $[u]$). Ce modèle permet de suivre les mécanismes d'endommagement surfacique entre deux éléments depuis l'amorçage d'une micro fissure jusqu'à la séparation des deux éléments. Cette loi surfacique peut se décrire sous la forme d'une loi de séparation de type « force de cohésion-saut de déplacement » $R_c([u])$.

Les modèles de zones cohésives peuvent être extrinsèques, c'est à dire sans partie élastique et une raideur initiale infinie ou intrinsèque, avec une partie élastique et une raideur initiale finie 1.17 (a). Les modèles extrinsèques sont réputés plus stables que les modèles intrinsèques [Bla13].

Différentes formes de loi existent. On citera par exemple la loi polynomiale, la loi exponentielle, la loi trapézoïdale, la loi bilinéaire... Une liste des modèles disponibles dans la littérature est consultable dans la thèse de Y.MONERIE [Mon00].

On distingue trois zones dans un modèle intrinsèque (Figure 1.17 (b)). Dans la zone I, la contrainte cohésive augmente jusqu'à atteindre un seuil où un endommagement se produit par une perte de rigidité. Ceci entraîne une chute de la contrainte cohésive qui correspond à la Zone II. Cette décroissance atteint ensuite un saut de déplacement critique pour lequel le matériau est totalement endommagé, état qui se traduit par une contrainte cohésive nulle et qui marque le début de la zone III.

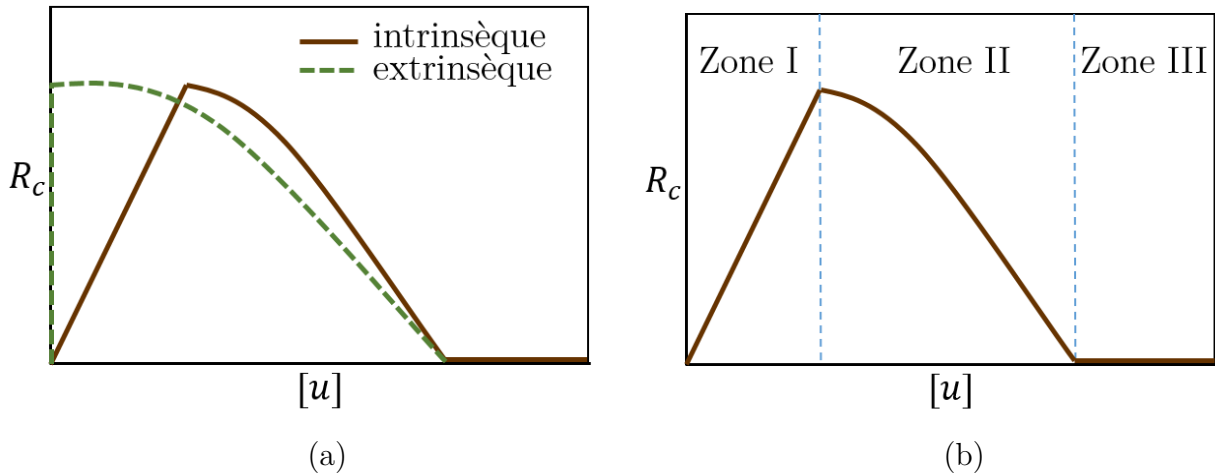


FIGURE 1.17: Modèle de zone cohésive : loi intrinsèque et extrinsèque (a) et illustration d'une loi cohésive (b)

Sur un plan numérique, le passage à l'endommagement des structures se fait *via* des méthodes par éléments finis cohésifs volumiques reposant sur une décomposition multicorps du milieu. Ce domaine de recherche est actuellement encore très actif.

Décomposition multicorps

La fissuration peut être étudiée à travers une approche locale utilisant les modèles de zones cohésives. Ces modèles permettent d'initier et de propager des fissures grâce à l'utilisation de paramètres locaux (contrainte, énergie) tout en conservant le principe des études globales. La stratégie pour mettre en place de tels modèles repose sur la notion de corps.

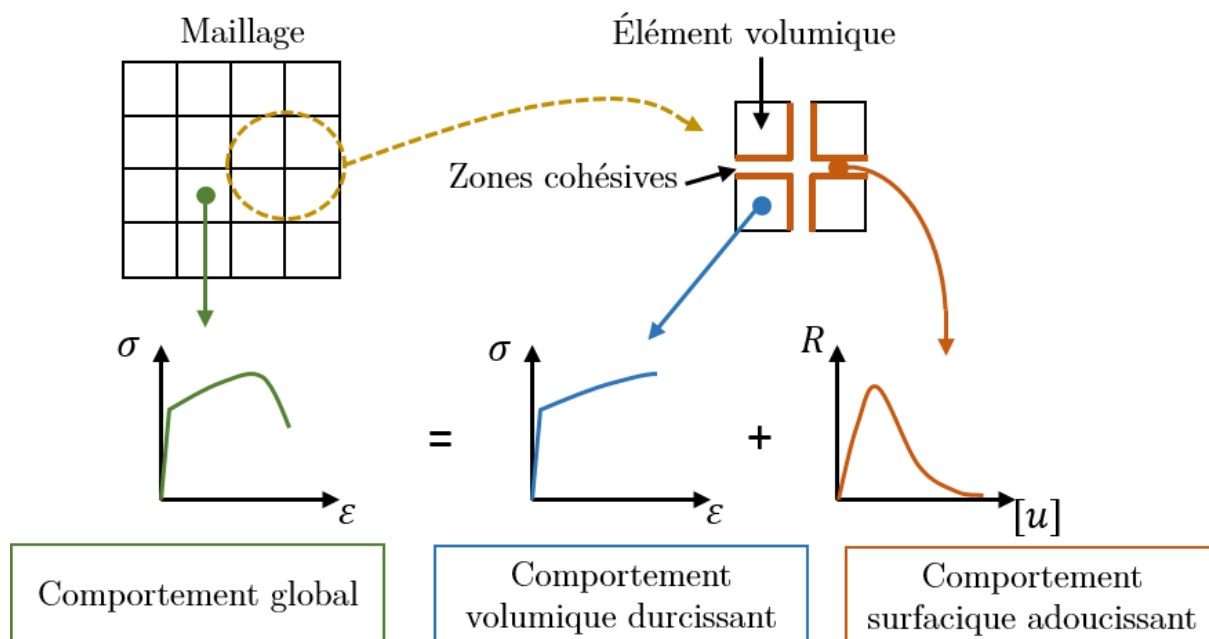


FIGURE 1.18: Décomposition du comportement du matériau [Mad15].

Chaque élément d'un maillage est considéré comme un corps indépendant. Les mailles (ou corps) sont reliées entre elles par des relations surfaciques de type condition aux limites mixtes. Les fissures peuvent donc se propager entre chaque maille. On parle alors d'une stratégie de résolution multicorps [Mad15][Ric12].

La figure 1.18 illustre le scindement en deux parties du comportement du matériau global.

- Un comportement volumique durcissant, décrit par une loi de comportement du matériau sans endommagement.
- Un comportement surfacique adoucissant avec une loi de cohésion entre les éléments continus comprenant un processus d'endommagement.

1.7 Positionnement du travail de thèse

Cette thèse a pour sujet, l'étude du vieillissement des composants de puissance. Au travers de ce chapitre, nous avons présenté ces composants d'un point de vue fonctionnel et donné quelques éléments sur leur fabrication. Si les éléments clés sont les puces, l'assemblage permettant de répondre aux besoins d'isolation électrique, de transfert thermique et de protection mécanique, constitué d'un empilement de couches allant des puces jusqu'à la semelle, joue également un rôle important.

Nous avons ensuite décrit l'environnement thermique et mécanique du module. Les pertes électriques des éléments semi-conducteurs entraînent un cyclage thermique dit actif des puces. Combiné aux effets de l'empilement de matériaux et à un environnement thermique pouvant être difficile (cyclage passif), ce cyclage crée de forts champs de contraintes thermiques. Ces contraintes, via des mécanismes de thermodilatation, déforment l'ensemble des constituants du module. Les dilatations différentielles des matériaux aggravent la situation aux niveaux des interfaces conduisant à la plastification de certains éléments et à un endommagement global du module.

La perte de fonction du composant peut être liée à la dégradation des connexions qui peut prendre différentes formes :

- La reconstruction de la métallisation d'émetteur.
- La fracture des fils de bonding.
- Le décollement des fils de bonding.

Ce sont ces dégradations qui constituent le centre d'intérêt de cette thèse.

Dans la dernière partie, nous avons essayé de mettre en évidence l'importance, d'une part de réaliser des tests pour avoir des données expérimentales sur lesquelles s'appuyer, d'autre part d'établir des modèles physiques permettant une meilleure compréhension des mécanismes de dégradation et étant capables d'intégrer des variations paramétriques liées aux conditions d'usage.

Les chapitres suivants décriront donc les travaux effectués pendant cette thèse pour apporter une contribution sur ces deux volets.

Le chapitre 2 sera consacré à la présentation de tests et résultats expérimentaux en cyclage actif, avec, en particulier une partie importante concernant la conception/réalisation d'échantillons spécifiques se substituant aux modules standards et des bancs de tests associés.

Le chapitre 3 présentera l'approche de modélisation électro-thermo-mécanique qui a été mise en place pour tenter de représenter les mécanismes de fatigue au niveau des pieds de bonding. Cette approche s'appuiera sur de nombreuses simulations éléments finis qui permettront une première évaluation de l'impact des paramètres technologiques.

Chapitre 2

Essais expérimentaux : Réalisation et résultats

2.1 Préambule

Dans les applications réelles, les périodes de cyclage thermique des puces d'un module de puissance peuvent atteindre la dizaine de secondes. Les études expérimentales de vieillissement par cyclage thermique effectuées dans ces conditions conduisent à des tests de longue durée [Cho16]. Réduire cette durée devient un enjeu important afin d'augmenter la quantité de données et ainsi de mieux caractériser et comprendre les mécanismes de vieillissement des fils de connexions (wirebond dans la terminologie anglo-saxonne). On parle alors de vieillissement accéléré. Le facteur d'accélération doit être correctement choisi afin de ne pas induire des modes de vieillissement différents de ceux rencontrés dans les applications réelles avec des durées de vie représentatives de celles de modules génériques.

La première partie de ce chapitre est consacrée au vieillissement accéléré de modules génériques avec des fréquences de cyclage thermique pouvant atteindre 5Hz. Ces essais reposent sur l'utilisation d'un banc de test MLI réalisé et amélioré lors de thèses successives. L'utilisation de ce banc en mode continu avec une fréquence de modulation faible (de 0.1Hz à 5Hz) permet de créer les conditions d'un vieillissement accéléré. Une rapide présentation du banc et des pertes associées aux IGBT sera faite. Les mesures effectuées au cours du cyclage pour évaluer le niveau de vieillissement seront rappelées. Les résultats, obtenus au cours de ce travail de thèse sur le banc "historique", seront associés à ceux obtenus lors des travaux précédents pour présenter un bilan et mettre en évidence les tendances observées. Elles sont à l'origine de certains choix retenus dans les différentes parties de ce mémoire.

Sur les modules génériques, les connexions électriques sont réalisées par un ensemble de wirebonds qui peuvent être au nombre d'une dizaine, avec plusieurs reprises de contact par fil. Le vieillissement dans les conditions thermiques considérées se traduit principalement par le décollement de ces connexions. Rappelons que l'objectif principal de cette thèse est une meilleure compréhension des processus de vieillissement sous cyclage thermique et de leur dépendance vis à vis de la nature des contraintes, mais avec l'arrière-pensée de construire une méthodologie dont l'usage ne se limite pas à la seule étude des connexions standard actuelles. Pour conduire ce travail de fond, des données expérimentales plus nombreuses et plus précises sont nécessaires. Une des contributions de cette thèse est de fabriquer des échantillons de test spécifiques faciles à réaliser et beaucoup plus souples à mettre en œuvre que des modules (banc moins complexe, énergétiquement économe).

L'objectif de la seconde partie de ce chapitre est de décrire la conception et la réalisation de tels échantillons de test ainsi que du système dans lequel ils seront insérés. La commande, la supervision ainsi que la méthode de réalisation des mesures automatiques permettant d'analyser le vieillissement des connexions au cours du cyclage seront présentées à cette occasion. Les résultats obtenus seront exposés et comparés avec ceux issus du banc "historique".

2.2 Vieillissement accéléré - Banc de test MLI

2.2.1 Rappel du fonctionnement du banc de test MLI

Le banc décrit ici est le résultat d'une décennie de développement et d'améliorations [EG06][Sme10][Ras14a]. Il permet d'effectuer des tests de vieillissement sur des modules en appliquant des contraintes électro-thermiques semblables à celles que subissent ces composants en fonctionnement. Il est basé sur la structure d'un onduleur MLI mono-phasé dont les deux bras fonctionnent en opposition. Cette structure présente l'avantage de pouvoir appliquer des conditions de fonctionnement réalistes tout en ne dissipant que les pertes des composants actifs (IGBT, diodes) [Val03][For06]. Chaque banc permet de tester deux modules génériques (2 IGBT + 2 diodes).



FIGURE 2.1: Banc de test de l'IES-GEM.

La structure de puissance et la commande de ce banc sont représentées sur la Figure 2.2. La charge est constituée d'une inductance de faible valeur ($9\mu H$ - $200A$) agissant comme un court-circuit à la fréquence de modulation. Les conditions électriques vues par les composants sont semblables à celles d'un onduleur dont la puissance apparente est de $30kVA$ (Tension d'alimentation $300V$ - Courant sinusoïdal d'amplitude $200A$). En utilisant la technique d'opposition, la puissance ainsi absorbée est de l'ordre d'un demi kW représentant essentiellement les pertes dans les semi-conducteurs (IGBT - Diodes). Les ordres de commande MLI sont générés par une carte de contrôle basée sur un FPGA (Field-Programmable Gate Array, circuits intégrés reprogrammables) assurant la régulation en courant et les protections.

Le rapport cyclique appliqué aux bras d'onduleur est maintenu constant et vaut 0.5. Les PWM (Pulse Width Modulation) générées pour les deux bras sont identiques à l'équilibre (courant nul). Pour contrôler un courant de forme quelconque dans l'inductance d'opposition représentant la charge ici, une régulation de courant agit sur la PWM du bras n°2 de manière à créer un déséquilibre des bras (tension V_L non nulle aux bornes de l'inductance). L'inductance étant de très faible valeur, le décalage généré entre les deux PWM est très faible.

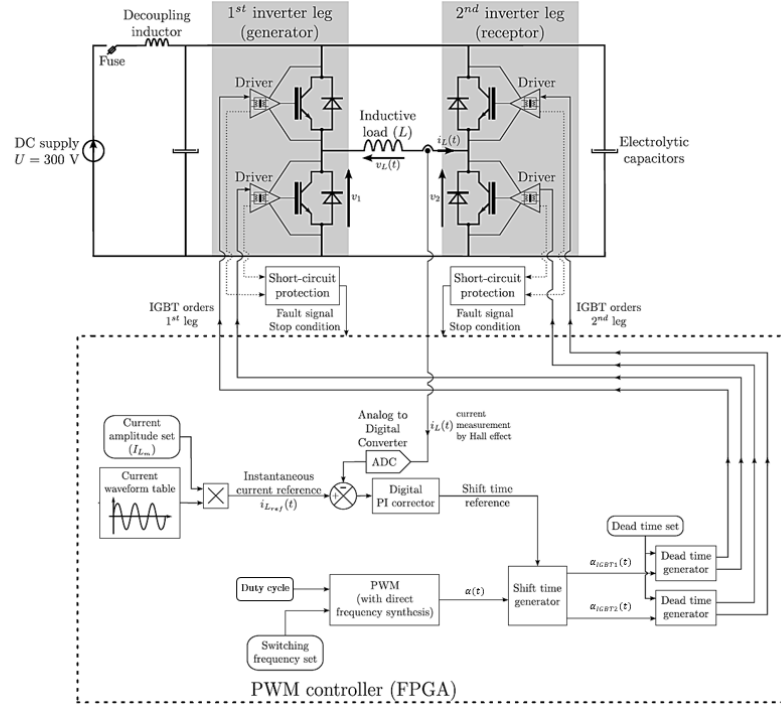


FIGURE 2.2: Structure du banc de test.

La supervision est assurée par une application LabVIEW[®] qui communique avec le FPGA *via* une carte d'acquisition NI PCI-6254 M. L'ensemble des données récoltées en temps réel depuis les capteurs de température, de courant et de tension sont transmises au FPGA pour la régulation de courant et la gestion de protections mais également à l'application LabVIEW[®], pour créer une console de supervision et gérer le stockage de ces données.

L'amplitude du cyclage thermique sur les puces dépend essentiellement des pertes générées dans les puces (conduction et commutation) mais il faut également imposer une température de référence pour avoir un profil thermique maîtrisé. C'est le rôle de la régulation de température réalisée sous LabVIEW[®]. Le système de refroidissement est composé d'un radiateur, d'un dissipateur et de deux ventilateurs dont la vitesse est modifiée par la régulation pour maintenir une température constante au niveau de la semelle des composants. Les températures de semelles sont peu impactées par le cyclage du fait de la valeur élevée des fréquences utilisées (0.1Hz - 5Hz) en regard de la constante de temps thermique de cette zone (≈ 1 minute).

La partie suivante présente les essais effectués avec ce banc pour caractériser le vieillissement des connexions.

2.2.2 Descriptif des essais effectués

Les nombreux résultats obtenus antérieurement par l'équipe sur des modules dans les gammes de variation de température évoquées ($< 50^\circ\text{C}$) mettent en évidence un mode de vieillissement ne concernant quasiment que les wirebonds (i.e. décollement des pieds de bonding). Dans l'objectif d'évaluer la dépendance de ce mode de vieillissement avec la fréquence de cyclage, une campagne de vieillissement a été menée au début de ce travail pour trois valeurs distinctes de cette fréquence, 0.1Hz, 1Hz et 5Hz.

Les amplitudes thermiques imposées sont de 50°C avec une température basse du cycle, notée T_r , de 80°C . Pour ces tests, des modules 600V-200A APTGT200A60T3AG de MICROSEMI® ont été utilisés (Fig : 2.3).

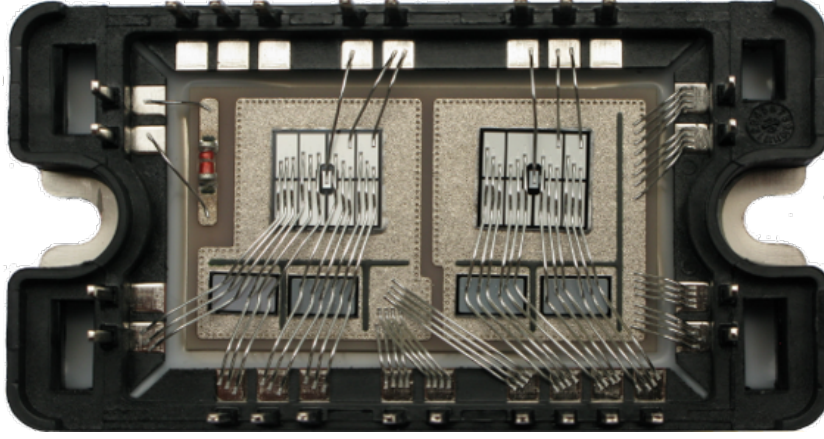


FIGURE 2.3: Module de puissance IGBT APTGT200A60T3AG 600V, 200A.

2.2.2.1 Calcul des pertes

Le calcul des pertes est nécessaire à la détermination du profil thermique des puces pendant le cyclage. La stratégie retenue consiste à générer directement le cyclage désiré par la modulation (pas de mode on/off du pont) avec une fréquence du courant égale à 0.1Hz , 1Hz et 5Hz . Pour 0.1Hz et 1Hz , le courant régulé est une sinusoïde dont l'amplitude est adaptée à la fréquence de cyclage. Compte tenu des limites électriques des composants, le cyclage à 5Hz ne peut être généré avec la même forme d'onde, du fait des constantes de temps thermique du système. Pour contourner cette difficulté, on impose un courant de forme rectangulaire d'amplitude et de rapport cyclique réglables, *via* la régulation. À forme de courant donnée, tous les paramètres nécessaires au calcul des pertes sont connus. La formulation générale permettant de calculer les pertes en fonction du courant dans l'inductance $I_L(t)$ est présentée ci-après. Pour un IGBT, les principales caractéristiques sont la tension de seuil V_{CE0} , la résistance dynamique R_d et les énergies dissipées lors des commutations (E_{ON} lors de l'amorçage et E_{OFF} lors du blocage). En conduction, une modélisation simple de l'IGBT consiste à considérer ce dernier comme une source de tension en série avec une résistance (Figure 2.4).

On peut calculer les pertes par conduction par :

$$P_{cond-IGBT}(t)_{réelle} = V_{CE}(t) \times I_c(t) \quad (2.1)$$

Avec :

$$V_{CE}(t) = V_{CE0} + R_d \times I_c(t) \quad (2.2)$$

$$I_c(t) = I_L(t)_{découpé} \quad (2.3)$$

Le courant $i_c(t)$ correspond au découpage du courant $i_L(t)$. Le rapport cyclique est maintenu constant à 0.5 sur le bras n°1. Un léger décalage de rapport cyclique est appliqué sur le bras n°2 par la régulation de courant pour générer le courant souhaité.

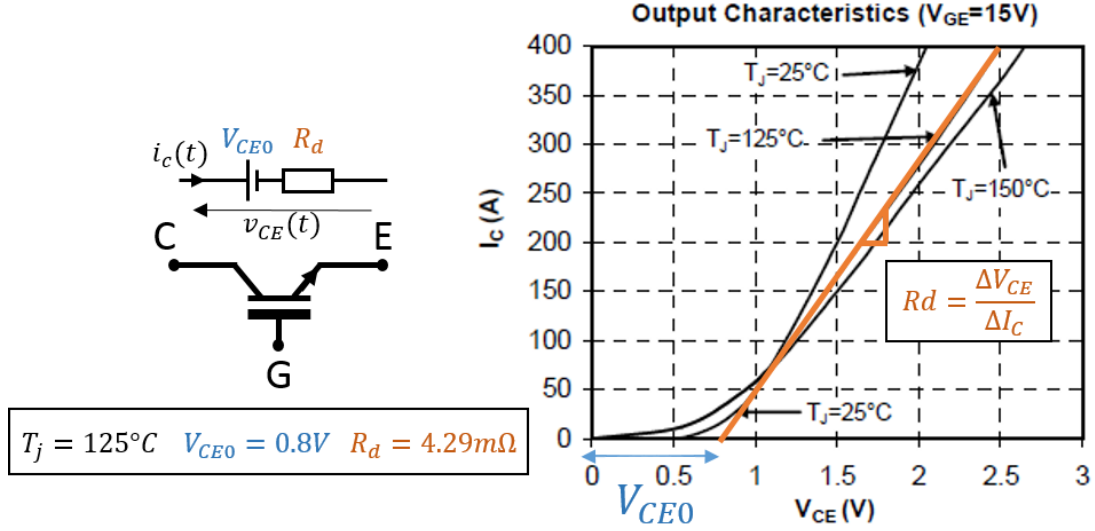


FIGURE 2.4: Caractéristique en conduction de l'IGBT

L'inductance de charge étant de faible valeur, le décalage de rapport cyclique est faible et on peut faire l'approximation que le rapport cyclique du bras n°2 vaut également 0.5. Dans ces conditions, on obtient un équilibre des pertes dans les quatre IGBT d'une part et les quatre diodes d'autre part. Les ondulations de température à la fréquence de découpage sont négligeables devant celles résultant de la modulation du courant. En conséquence, on peut considérer que la puissance est constante sur une période de découpage (Figure 2.5). Considérant cette hypothèse on peut écrire :

$$P_{cond-IGBT}(t)_{approximée} = P_{cond-IGBT}(t)_{réelle} \times \alpha_{IGBT} \quad (2.4)$$

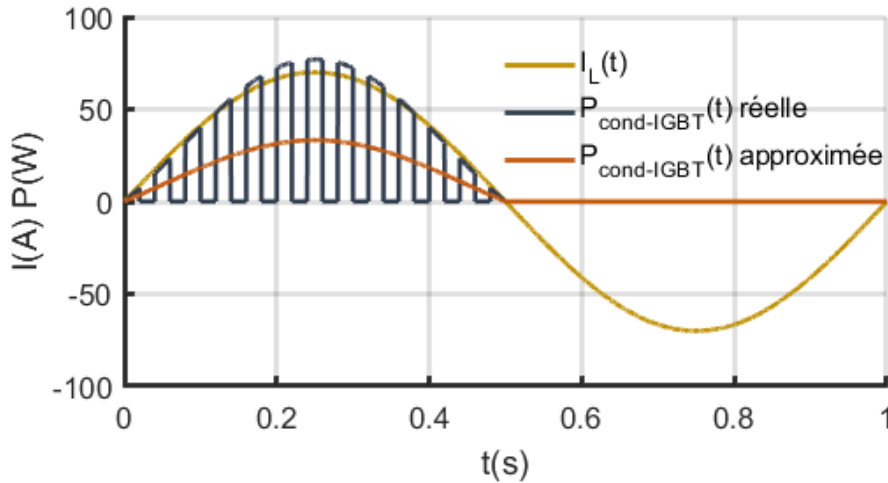


FIGURE 2.5: Pertes par conduction dans un IGBT : Cyclage 1Hz.

Une part importante des pertes dans un composant IGBT fonctionnant à une fréquence de découpage de l'ordre de 15 à 40kHz est due aux commutations qui contribuent ainsi significativement à l'échauffement des puces (la fréquence de découpage est d'ailleurs une variable d'ajustement commode du cyclage thermique).

À l'aide de la documentation technique du fabricant, une évaluation de ces pertes peut être réalisée (Figure 2.7). Ce document permet de connaître l'énergie dissipée lors d'une commutation (amorçage/blocage) en fonction du courant commuté et de la résistance de grille pour une tension d'alimentation, de commande et une température de jonction données.

La résistance de grille interne des puces est de 2Ω à laquelle on ajoute une résistance supplémentaire de 5Ω (résistance interne du driver négligeable) comme le montre la figure 2.6.

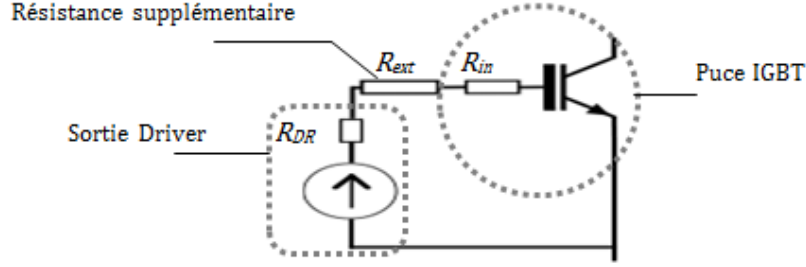


FIGURE 2.6: Commande d'un IGBT.

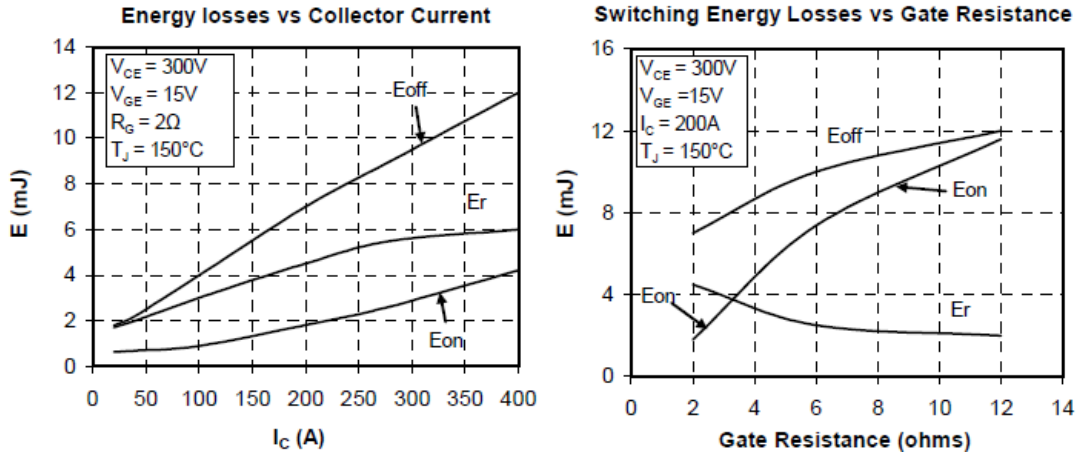


FIGURE 2.7: Énergies de commutation d'un IGBT.

À l'aide du graphique $E = f(R_G)$ de la Figure 2.7, un coefficient permettant de passer d'une résistance de 2Ω à 7Ω peut être déterminé.

$$K_{R-E_{ON}} = \frac{E_{ON}(7\Omega)}{E_{ON}(2\Omega)} = \frac{8}{2} = 4 \quad (2.5)$$

$$K_{R-E_{OFF}} = \frac{E_{OFF}(7\Omega)}{E_{OFF}(2\Omega)} = \frac{10}{7} = 1.43 \quad (2.6)$$

Une approximation linéaire des courbes $E = f(I_c)$ de la Figure 2.7 permet d'écrire :

$$P_{com-IGBT}(t) = F_{dec} \times (E_{ON} + E_{OFF}) \quad (2.7)$$

Avec :

$$E_{ON} = K_{R-E_{ON}} \times \frac{\Delta E_{ON}}{\Delta I_c} \times i_c(t) \quad \frac{\Delta E_{ON}}{\Delta I_c} = 0.0107 \text{ mJ/A} \quad (2.8)$$

$$E_{OFF} = K_{R-E_{OFF}} \times \frac{\Delta E_{OFF}}{\Delta I_c} \times i_c(t) \quad \frac{\Delta E_{OFF}}{\Delta I_c} = 0.0267 mJ/A \quad (2.9)$$

$$I_c(t) = I_L(t) \text{ lorsque } I_L(t) > 0 \quad (2.10)$$

La Figure 2.8 met en évidence la distribution des pertes pour le cyclage à $1Hz$.

On note :

$$P_{IGBT}(t) = P_{cond-IGBT}(t) + P_{com-IGBT}(t) \quad (2.11)$$

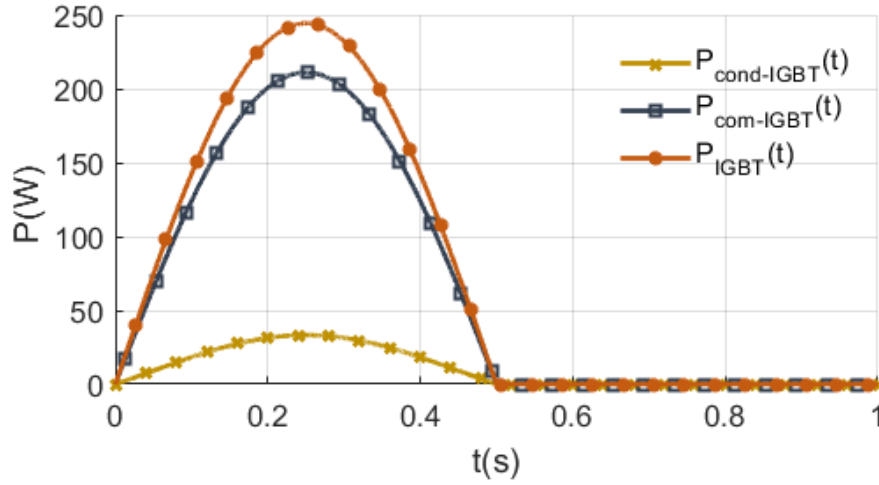


FIGURE 2.8: Répartition des pertes dans un IGBT pour un cyclage de $1Hz$.

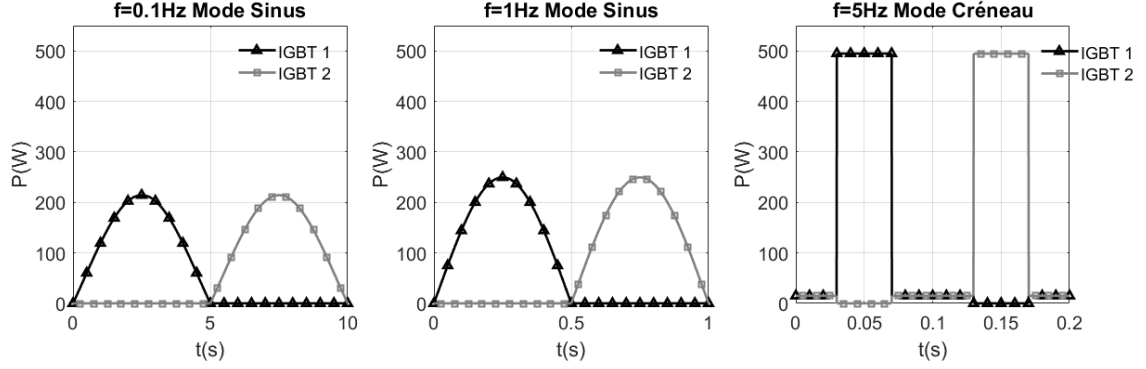
Un travail similaire peut être réalisé pour les diodes, mais elles ne sont pas considérées dans l'étude, les contraintes thermiques y étant nettement plus faibles que dans les IGBT, pour les régimes imposés.

2.2.2.2 Cyclage rapide

Par fabrication les modules IGBT sont composés d'un empilement de différentes couches et matériaux. Les variations périodiques de puissance décrites ci-dessus ont pour effet de créer un cyclage thermique sur les différentes couches dont l'amplitude décroît depuis les puces vers la semelle. L'amplitude du courant, la fréquence de modulation et la fréquence de découpage sont les principaux paramètres permettant le réglage sur la zone qui nous intéresse [Ras14b]. Les outils numériques sont ici indispensables pour ajuster les paramètres électriques afin d'obtenir le profil thermique désiré. Des simulations électro-thermiques complètes ont été réalisées. Elles seront présentées en détail dans le chapitre 3 consacré à la modélisation électro-thermo-mécanique. Nous donnons ici quelques résultats nécessaires à l'illustration de cette partie. Ainsi, pour obtenir une amplitude thermique variant entre $80^{\circ}C$ et $130^{\circ}C$ sur les puces, à $0.1Hz$, $1Hz$, $5Hz$, les paramètres de fonctionnement sont donnés en Table 2.1.

Le mode "créneau" consiste à imposer un courant alternatif de forme rectangulaire (ou trapézoïdale) dans l'inductance d'opposition, avec un rapport cyclique BF réglable pour ajuster les pertes [For17]. La Figure 2.9 présente les 3 profils de puissance appliqués.

Cyclage $0.1Hz$	Cyclage $1Hz$	Cyclage $5Hz$
Mode sinus	Mode sinus	Mode créneau
$I_{max} = 114A$	$I_{max} = 70A$	$I_{max} = 170A$
$F_{dec} = 15.26kHz$	$F_{dec} = 37.23kHz$	$F_{dec} = 26.5kHz$
$T_{ref} = 71^{\circ}C$	$T_{ref} = 65^{\circ}C$	$T_{ref} = 50^{\circ}C$

 TABLE 2.1: Paramètres électriques pour un cyclage thermique $80^{\circ}C - 130^{\circ}C$.

 FIGURE 2.9: Protocole de cyclage thermique $0.1Hz - 1Hz - 5Hz$.

Remarque : Pour le mode créneau, le courant $i_L(t)$ doit théoriquement rester à zéro durant une partie de la période. En réalité, le courant n'est pas parfaitement nul et oscille autour de 0, le découpage étant maintenu. Il en résulte une puissance résiduelle de l'ordre de $15W$ dans les IGBT.

L'utilisation d'une caméra thermique infrarouge permet de mesurer les cycles thermiques ainsi appliqués aux puces IGBT [Chr12]. Au préalable, le module doit être conditionné. Ce conditionnement consiste à éliminer le gel de passivation protégeant les fils de bonding et à appliquer une fine couche de peinture de haute émissivité (Figure 2.10, peinture acrylique haute température avec $\varepsilon_{peinture} \approx 0.95$).

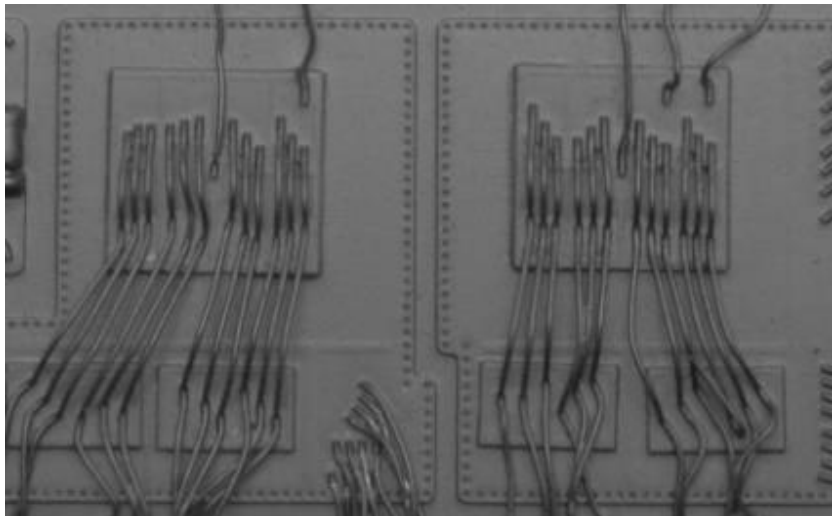


FIGURE 2.10: Module peint pour imagerie thermique.

La caméra infrarouge utilise un capteur bolométrique dont la constante de temps est de l'ordre de la dizaine de ms . La couche de peinture déposée présente une capacité et une résistance thermique qui agissent comme un filtre passe bas vis à vis des ondulations de température. Une légère atténuation peut être observée pour des fréquences de modulation supérieures à $10Hz$. Pour les fréquences envisagées, cette influence peut être négligée. Des simulations par éléments finis ont permis de confirmer la validité de cette hypothèse [Pel16]. Les profils thermiques obtenus pour les trois fréquences de cyclage sont présentés sur la figure 2.11.

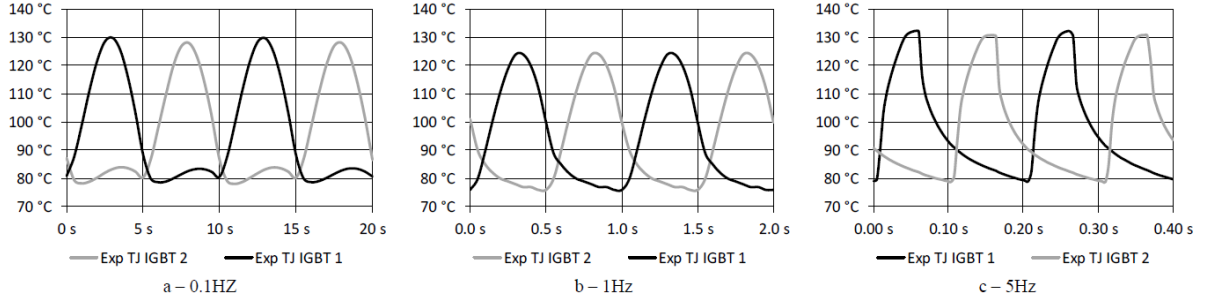


FIGURE 2.11: Profil thermique - cyclage $0.1Hz$ - $1Hz$ - $5Hz$.

2.2.2.3 Caractérisation et mesure

L'indicateur de vieillissement choisi dans le suivi des échantillons est la chute de tension émetteur collecteur V_{CEsat} à l'état passant des IGBT [Dup17][Dur16]. En injectant un fort courant dans l'IGBT à analyser, on peut détecter un accroissement de la chute de tension V_{CEsat} qui traduirait la dégradation des fils de bonding (décollement – lift off) [Ham99]. Pour être valide, cette mesure doit être effectuée à conditions paramétriques constantes (tension de commande V_{GE} , température de jonction et courant injecté) [Sme13].

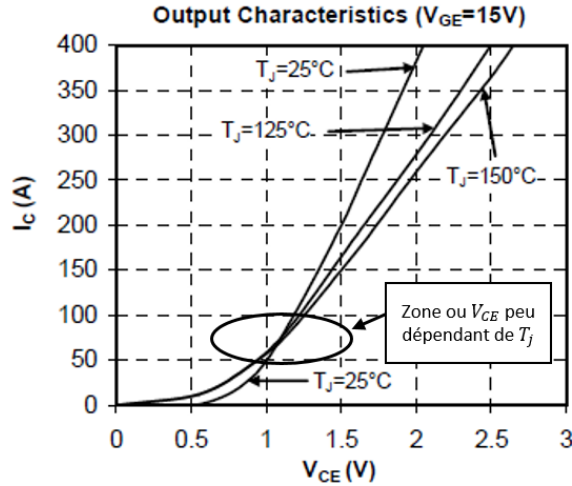


FIGURE 2.12: $V_{CE}(I_c, T_j)$ pour $V_{GE} = 15V$.

Dans cette campagne de tests, la température de jonction n'a pas été mesurée, contrairement à ce qui avait été fait dans les travaux antérieurs [Sme13]. Le choix du courant injecté permet de contourner cette difficulté en choisissant un point de fonctionnement où la dépendance en température de V_{CEsat} est faible. La caractéristique de la Figure 2.12 montre que pour un courant I_c de $75A$, cette tension V_{CE} ne varie quasiment pas avec la température.

Le courant de $75A$ est imposé en utilisant la source d'alimentation en limitation de courant. La régulation de température du banc permet de fixer la température de référence à $60^{\circ}C$. Un courant de $75A$ dans l'IGBT avec $V_{GE} = 15V$ induit une chute de tension de l'ordre de $1.2V$ dans le transistor, soit environ $90W$ de pertes. Pour cette température de référence et ces pertes, la température de jonction T_j est de $85^{\circ}C$. En supposant un arrêt du test pour une augmentation de V_{CEsat} de 10% [Cho18] ($9W$ de pertes ajoutées), l'augmentation de la température de jonction serait d'environ $2.5^{\circ}C$ pour le même courant.

Pour évaluer l'influence d'éventuelles variations des conditions de mesure, des vérifications ont été effectuées :

- Pour $T_{ref} = 60^{\circ}C$, $V_{CE-T1} = 1.2440V$ et $V_{CE-T2} = 1.2258V$
- Pour $T_{ref} = 70^{\circ}C$, $V_{CE-T1} = 1.2497V$ et $V_{CE-T2} = 1.2314V$

L'écart d'environ $6mV$ obtenu pour deux températures de référence, séparées de $10^{\circ}C$, correspond à une variation de 0.5% sur la mesure de V_{CEsat} . On constate donc que l'impact d'une incertitude de température sur la détection d'un accroissement compris entre 5 et 10% n'est pas significatif. Les mesures sont réalisées environ tous les 50 000 cycles. Les résultats sont présentés dans la partie suivante.

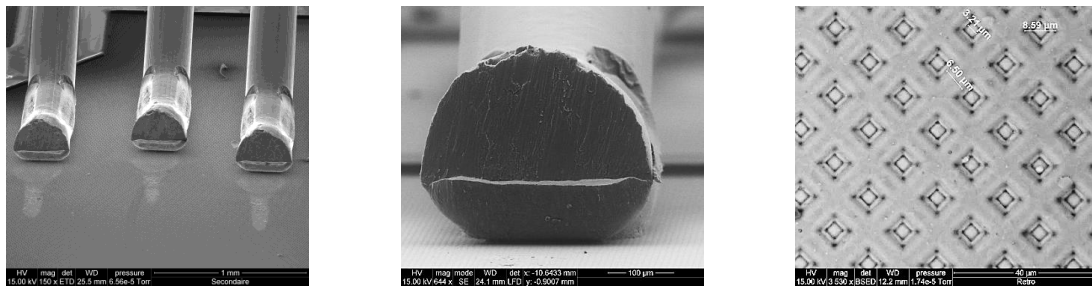
2.2.3 Présentation des résultats

Les tests correspondant aux conditions décrites précédemment, ont été réalisés sur 15 modules, conformément à la répartition indiquée Tableau 2.2. Pour tous ces modules, la température de jonction T_j varie entre $80^{\circ}C$ et $130^{\circ}C$.

Module	I_{max}	F_m	F_{dec}	Mode
GP-01, GP-04, GP-11, GP-13, GP-21, GP-22	114A	0.1Hz	15.26kHz	Sinus
GP-09, GP-10, GP-15, GP-16, GP-17, GP-18, GP-24	70A	1Hz	37.23kHz	Sinus
GP-19, GP-20	170A	5Hz	26.5kHz	Créneau

TABLE 2.2: Modules vieillis par cyclage thermique.

Afin d'analyser les dégradations des modules après détection d'un accroissement de la tension V_{CEsat} dans la fourchette de 5 à 10%, tous les échantillons sont ensuite observés à l'aide d'un Microscope Électronique à Balayage (MEB).



(a) - Fils de bonding. (b) - Soudure bonding. (c) - Métallisation d'émetteur.

FIGURE 2.13: Vue MEB d'une puce IGBT non vieillée.

La Figure 2.13 présente l'état des fils de bonding et d'une métallisation avant cyclage.

2.2.3.1 Cyclage à 0.1Hz

Les résultats des tests menés avec une fréquence de cyclage de $0.1Hz$ peuvent être considérés comme une référence si on se focalise sur la durée de vie des modules. En effet, cette fréquence est proche des fréquences de cyclage thermique des modules lors de leur fonctionnement nominal dans les applications de traction par exemple. Le principal inconvénient ici est la durée de test. En effet, pour $\Delta T_j = 50^\circ C$ ($80^\circ C - 130^\circ C$), la durée de vie attendue avant défaillance est proche de 500 000 cycles, ce qui implique une durée de test d'environ 2 mois. Une fiche de suivi pour chaque module est réalisée. À titre d'exemple, certaines de ces fiches sont visibles en Annexe A. Le Tableau 2.3 permet de résumer les essais réalisés à $0.1Hz$.

Module	Durée de vie N_f (kcycles)	IGBT	$\Delta V_{CE_{sat}}$	Destruction
GP-01	408	Haut	Non mesuré	Oui
		Bas	8%	Non
GP-04	425	Haut	< 1%	Oui
		Bas	> 2%	Non
GP-11	441	Haut	5%	Non
		Bas	3%	Non
GP-13	336	Haut	3%	Oui
		Bas	0.14%	Non
GP-21	325	Haut	5.5%	Non
		Bas	3%	Non
GP-22	278	Haut	3%	Non
		Bas	9%	Non

TABLE 2.3: Protocole $0.1Hz$ avec $T_r = 80^\circ C$ et $\Delta T_j = 50^\circ C$.

La durée de vie moyenne des modules IGBT pour un cyclage à $0.1Hz$ est d'environ 400 kcycles. L'accroissement de la chute de tension $V_{CE_{sat}}$ laisse supposer un mode de défaillance correspondant à des décollements de fils de bonding (Figure 2.14). Les images réalisées à l'aide du microscope électronique confirment cette hypothèse (Figure 2.15).

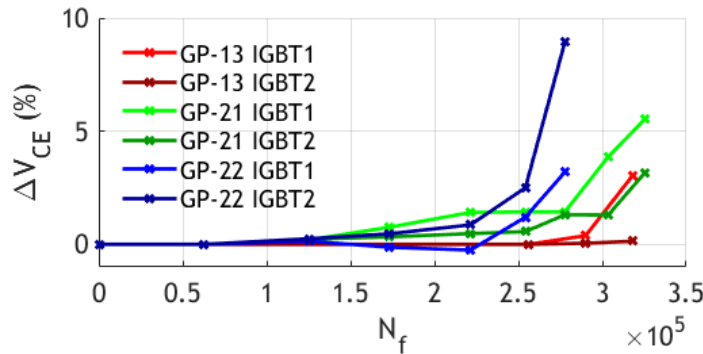
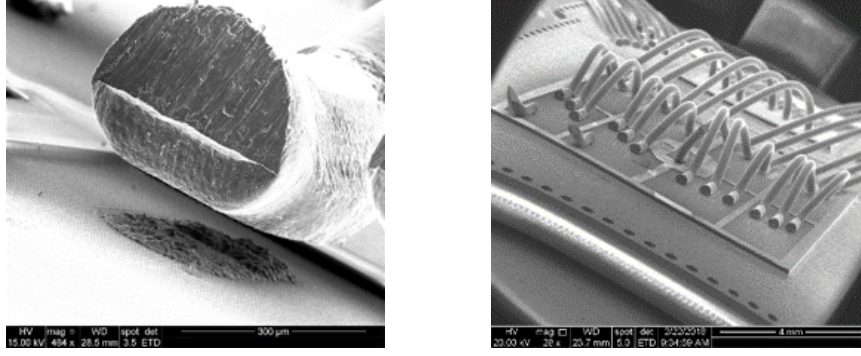


FIGURE 2.14: Évolution de $V_{CE_{sat}}$ pour le cyclage $0.1Hz$.



(a) - Dégradation sur l'IGBT bas du module GP-01 (408kcycles). (b) - Dégradation sur l'IGBT bas du module GP-13 (335kcycles).

FIGURE 2.15: Dégradation de GP-01 et GP-13.

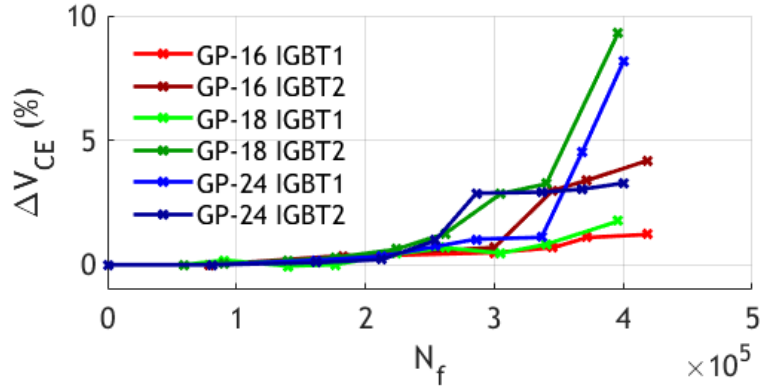
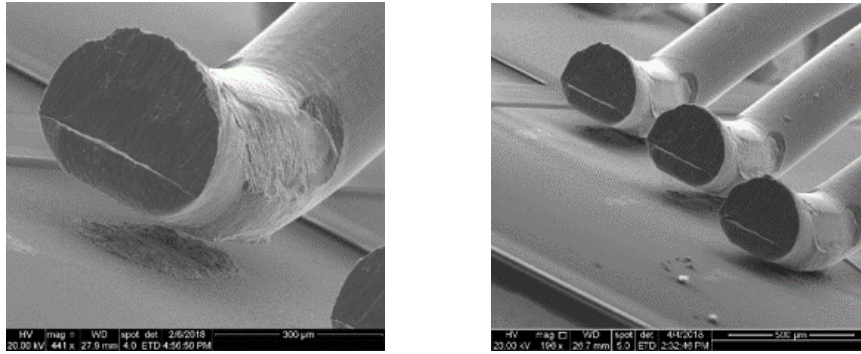
2.2.3.2 Cyclage à 1Hz

Le Tableau 2.4 résume l'ensemble des résultats obtenus pour le cyclage à $1Hz$. Les modules vieillissés avec ce protocole ($T_r = 80^\circ C$ et $\Delta T_j = 50^\circ C$) ont une durée de vie moyenne proche de 450 000 cycles [Sch12]. Cette grandeur est relativement proche de celle obtenue pour le protocole de cyclage à $0.1Hz$. En multipliant la fréquence par 10, la durée des tests n'est plus que de quelques jours (6 jours).

Module	Durée de vie N_f (kcycles)	IGBT	$\Delta V_{CE_{sat}}$	Destruction
GP-09	600	Haut	Non mesuré	Non
		Bas	Non mesuré	Non
GP-10	600	Haut	Non mesuré	Non
		Bas	Non mesuré	Non
GP-15	446	Haut	16%	Non
		Bas	8.5%	Non
GP-16	418	Haut	1%	Non
		Bas	4%	Non
GP-17	396	Haut	8%	Non
		Bas	3%	Non
GP-18	396	Haut	2%	Non
		Bas	9%	Non
GP-24	400	Haut	8%	Non
		Bas	3%	Non

TABLE 2.4: Protocole $1Hz$ avec $T_r = 80^\circ C$ et $\Delta T_j = 50^\circ C$.

Comme précédemment, les augmentations de la chute de tension $V_{CE_{sat}}$ sont le symptôme d'un endommagement des connexions au niveau des attaches, confirmé par les images MEB (Figure 2.16 et Figure 2.17).

FIGURE 2.16: Evolution de V_{CEsat} pour le cyclage 1Hz.

(a) - Dégradation sur l'IGBT bas du module GP-16 (418kcycles). (b) - Dégradation sur l'IGBT bas du module GP-24 (400kcycles).

FIGURE 2.17: Dégradation de GP-16 et GP-24.

Ces essais à $1Hz$ montrent la possibilité d'effectuer des tests accélérés de vieillissement des modules. En effet, dans cette fourchette $0.1Hz - 1Hz$, l'augmentation de la vitesse de cyclage n'a eu que peu d'influence sur la durée de vie et le mode de défaillance reste le même.

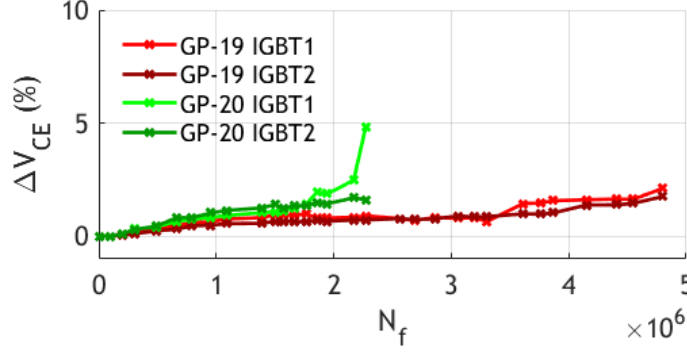
2.2.3.3 Cyclage à 5Hz

Les résultats du cyclage à 5Hz sont donnés dans le Tableau 2.5 :

Module	Durée de vie N_f (kcycles)	IGBT	ΔV_{CEsat}	Destruction
GP-19	4800	Haut	2%	Non
		Bas	2%	Non
GP-20	2271	Haut	5%	Non
		Bas	1.5%	Non

TABLE 2.5: Protocole 5Hz avec $T_r = 80^\circ C$ et $\Delta T_j = 50^\circ C$.

Pour ce cyclage, les durées de vie sont beaucoup plus importantes à contraintes thermiques données ($T_r = 80^\circ C$ et $\Delta T_j = 50^\circ C$). On continue d'observer quelques décolllements de fils de bonding, mais l'augmentation de la durée de vie fait que des dégradations de la métallisation d'émetteur commencent à apparaître.

FIGURE 2.18: Evolution de V_{CEsat} pour le cyclage 5Hz.

Ces résultats de mesure de V_{CEsat} (Figure 2.18) montrent que la fatigue des connexions existe toujours mais avec des durées de vie beaucoup plus importantes. Il y a donc une différence notable de comportement à cette fréquence en comparaison à ce qui a été observé à 0.1Hz et 1Hz. Une limite dans l'accélération des tests semble donc être atteinte dans cette zone de quelques Hz. Dans les parties suivantes, nous tenterons d'expliquer le phénomène, en considérant en particulier l'hypothèse d'un terme de viscosité dans la loi de comportement mécanique des fils de bonding.

2.2.3.4 Résultats antérieurs sur un cyclage rapide à 2Hz

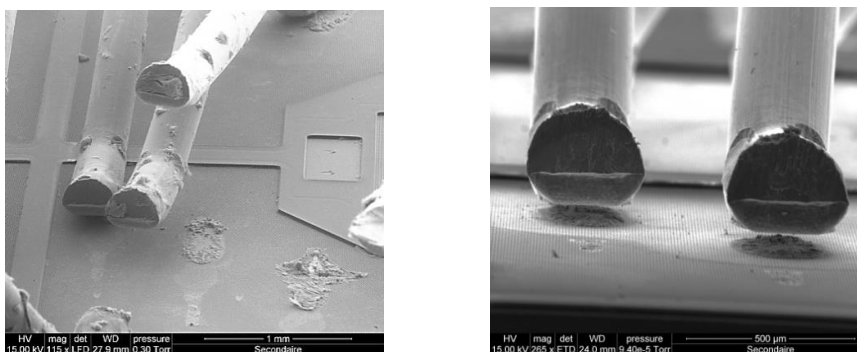
Une étude similaire a été menée sur des modules de même nature lors d'une précédente thèse [Ras14a]. Cette étude avait pour objectif l'analyse de la dépendance du vieillissement par cyclage rapide vis-à-vis de l'amplitude thermique au niveau de la puce (ΔT_j). Un protocole à 2Hz avec ΔT_j variant entre 80°C et 130°C a été utilisé. Les résultats obtenus sont résumés dans le Tableau 2.6.

Module	Durée de vie N_f (kcycles)	IGBT	ΔV_{CEsat}	Destruction
FID04	713	Haut, Bas	> 1%, 4%	Non, Non
FID05	797	Haut, Bas	1.4%, 4%	Non, Oui
FID06	746	Haut, Bas	3%, 2%	Non, Non
FID07	663	Haut, Bas	3%, 4%	Non, Oui
FID08	621	Haut, Bas	2%, 3%	Non, Non
FID09	621	Haut, Bas	1%, 4%	Non, Non
FID10 (SEMIKRON®) SEMIW201gd066hds	600	Module à 6 puces IGBT	Non suivi	Oui
FID11	570	Haut, Bas	2%, 3.5%	Non, Oui
FID12	620	Haut, Bas	3%, 2.5%	Oui, Non

TABLE 2.6: Protocole 2Hz avec $T_r = 80^\circ C$ et $\Delta T_j = 50^\circ C$.

Les résultats montrent une dégradation des connexions (Figure 2.19) similaire à celle observée dans les essais précédents à $0.1Hz$ et $1Hz$. Dans ces conditions les modules ont une durée de vie de l'ordre de 700 000 cycles, donc légèrement supérieure à celle des tests précédents.

Un composant SEMIKRON® identique aux modules utilisés pendant la thèse de V.SMET [Sme10] a également été testé à $2Hz$ pour évaluer le caractère générique des essais menés sur les modules MICROSEMI®. Les résultats obtenus sont très similaires.



(a) - Dégradation sur l'IGBT bas du module FID05 (797kcycles). (b) - Dégradation sur l'IGBT bas du module FID12 (620kcycles).

FIGURE 2.19: Dégradation de FID05 et FID12.

2.2.3.5 Résumé des différents résultats

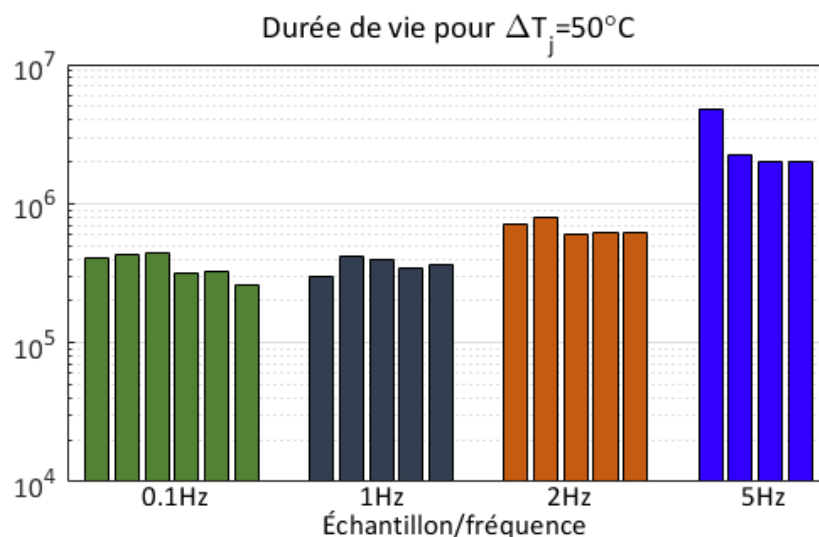


FIGURE 2.20: Évolution de la durée de vie en fonction de la fréquence.

Le graphique de la Figure 2.20 permet de dresser un bilan des différents résultats obtenus, sachant que le mode de dégradation principal est resté le même dans tous les cas. Il indique une augmentation de la durée de vie des modules pour des fréquences supérieures ou égales à $2Hz$. Ces essais infirment l'hypothèse selon laquelle le vieillissement des connexions est indépendant de la vitesse de cyclage à contraintes thermiques données, en tout cas lorsque la fréquence de cyclage dépasse quelques Hz.

La réalisation de tests accélérés reste possible mais dans une gamme de vitesse bien définie. À ce stade, deux hypothèses peuvent être formulées pour tenter d'expliquer l'augmentation de la durée de vie avec la fréquence de cyclage :

- La première est relative à la propagation de la température dans les fils de bonding. Les sources de chaleur principales restent les puces. L'auto échauffement des fils de bonding est négligeable devant l'échauffement provoqué par la puce par conduction. Pour des fréquences de cyclage élevées, l'ondulation de température peut être atténuée dans le pied de bonding. Les contraintes mécaniques étant principalement dues à la dilatation différentielle entre la puce et le fil de bonding, une ondulation de température plus faible au niveau du pied de bonding conduirait à une diminution des contraintes mécaniques et donc à une augmentation de la durée de vie. Cela dit, la définition des conditions de test à $5Hz$ a été faite par imagerie thermique, en considérant la température des pieds de bonding.
- La seconde hypothèse porte sur les caractéristiques des matériaux. Le comportement de l'aluminium n'est pas seulement élasto-plastique mais présente un caractère visqueux qui pourrait avoir pour effet de créer des contraintes mécaniques moins importantes dans le pied de bonding à haute vitesse.

Cette dernière hypothèse sera approfondie dans le chapitre 3. La réponse mécanique d'éprouvettes d'aluminium lors d'essais de traction pour différentes vitesses et températures sera analysée et utilisée pour identifier un modèle de comportement pour ces connexions.

Le vieillissement n'étant plus proportionnel seulement à l'ondulation thermique ΔT_j mais aussi à la vitesse d'ondulation $\partial \Delta T_j / \partial t$, les profils de température ont une influence sur le vieillissement.

Dans la partie suivante de ce chapitre, nous allons présenter la conception et la réalisation d'échantillons de test spécifiques dans l'objectif de simplifier considérablement les phases expérimentales qui sont indispensables à la compréhension des phénomènes et à la mise en place de la modélisation thermo-mécanique des connexions.

2.3 Échantillons spécifiques

2.3.1 Motivation

Comme évoqué dans la partie précédente, l'IES-GEM a développé des bancs de test capables de réaliser des vieillissements de modules génériques en appliquant des conditions réalistes. Ces bancs ont permis de réaliser de nombreuses études de vieillissement dans une large gamme de fréquences et d'ondulations thermiques. Elles ont montré des tendances importantes concernant l'influence de la dégradation des connexions vis à vis de la fiabilité des modules de puissance. Ces études de fiabilité demandent un volume de données expérimentales important. Identifier les mécanismes de vieillissement, trouver des modèles de durée de vie et de lois comportementales des matériaux, sont autant d'actions qui doivent s'appuyer sur des résultats en nombre suffisant, avec un large spectre paramétrique.

L'utilisation des bancs de test MLI présente de nombreux avantages tels que le vieillissement dans des conditions réalistes par exemple. Cependant, la mise en œuvre de ces bancs MLI est fastidieuse, chronophage, consommatrice d'énergie et s'accompagne d'une grande difficulté à réaliser des mesures on-line. De plus, lorsque l'objectif est de se focaliser sur la partie supérieure de la puce avec ses connexions, l'utilisation des modules en tant que véhicule de test n'est pas la solution la plus adaptée. Tout l'assemblage doit être sollicité pour n'en observer qu'une petite partie et le nombre d'attaches important sur chaque puce ne permet pas de caractériser correctement le comportement d'un fil.

L'idée développée dans cette thèse est donc de créer des véhicules de test dédiés à l'étude des connexions, induisant une consommation électrique faible et avec la possibilité de réaliser des mesures on-line caractérisant l'état d'endommagement de l'attache. Le vieillissement des fils de bonding associé à de tels échantillons, devra être similaire à celui provoqué par les tests classiques, les contraintes appliquées aux fils et à leurs attaches devront donc être conservées. La démarche allant de la conception jusqu'à la réalisation de tels échantillons et du banc de vieillissement associé fait dont l'objet de cette partie du chapitre qui se conclura par la présentation des résultats obtenus avec une vingtaine de ces échantillons.

2.3.2 Conception et réalisation des échantillons

2.3.2.1 Utilisation d'un SMI

Le principe de base de notre démarche est d'utiliser un substrat thermiquement "modéré" afin de générer beaucoup plus facilement un cyclage thermique. Pour cela, notre choix s'est porté sur un SMI (substrat métallique isolé) à couche isolante époxy, sur lequel seront brasées des puces MOSFET qui seront les sources de chaleur. Ce SMI présente une résistance thermique importante entre les métallisations inférieure et supérieure, permettant de réduire considérablement la consommation électrique par rapport au banc MLI, à cyclage thermique donné des puces ($55W$ au lieu de $400W$, pour un échantillon à quatre puces comparé à un module, pour $\Delta T_j = 50^\circ C$, $T_r = 80^\circ C$ et $f = 1Hz$).

Composition du SMI (Eurocircuit[®]) :

- $1.5mm$ d'aluminium avec $k = 238W.m^{-1}.K^{-1}$
- $100\mu m$ d'isolant epoxy FR4 avec $k = 0.55W.m^{-1}.K^{-1}$
- $35\mu m$ de cuivre avec $k = 400W.m^{-1}.K^{-1}$

Le substrat ainsi constitué porte 4 puces MOSFET munies chacune de 3 fils de bonding.

- Un fil de puissance $250\mu m$ (source) dans lequel circulera le courant principal.
- Un fil de mesure $250\mu m$ (source), permettant de réaliser une mesure de la résistance électrique du fil principal mais également d'évaluer le cas échéant le vieillissement d'un fil non parcouru par un courant.
- Un fil de grille $125\mu m$ pour la commande, la puce MOSFET étant utilisée ici en générateur de courant.

La figure 2.21 présente une vue 3D d'un échantillon dessiné avec le logiciel SOLIDWORKS®.

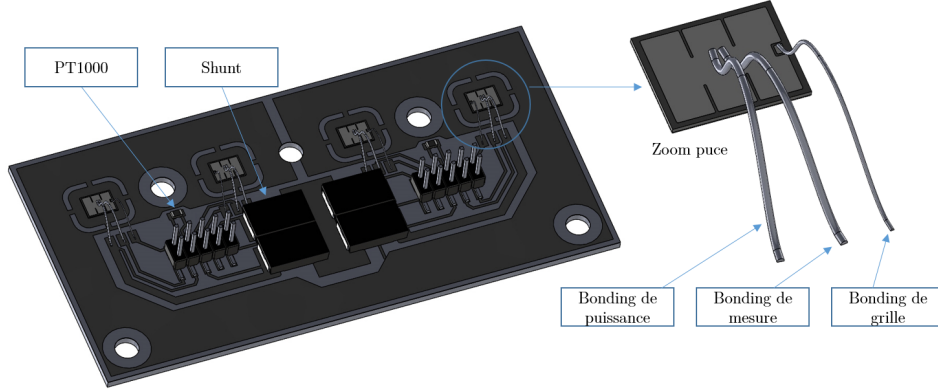


FIGURE 2.21: Vue 3D d'une éprouvette SMI.

Un shunt, associé à chaque puce permet une mesure du courant principal afin d'en assurer la régulation. Le système fonctionnant en mode linéaire avec une tension V_{DS} constante, la régulation du courant permet de contrôler parfaitement les pertes dans la puce. Contrairement au banc de test MLI, dans lequel les pertes dépendent de la puce (conduction et commutation) donc présentant une dispersion, les pertes sont ici identiques pour toutes les puces. Deux mesures de température sont réalisées à l'aide de sondes platines de type PT1000 au niveau de la face supérieure du FR4. Ces deux mesures sont considérées ici comme température de référence T_{ref} pour imposer le cyclage thermique. Deux connecteurs permettent d'associer à ce substrat la carte dite « driver » sur laquelle les circuits de régulation et de conditionnement des mesures sont implantés. Des explications seront apportées lors de la présentation du banc de test associé à ces échantillons.

2.3.2.2 Simulation électrothermique

La faisabilité de cette solution a été vérifiée par des simulations éléments finis électrothermiques sur le logiciel COMSOL Multiphysics®, qui sera également utilisé dans la partie thermomécanique.

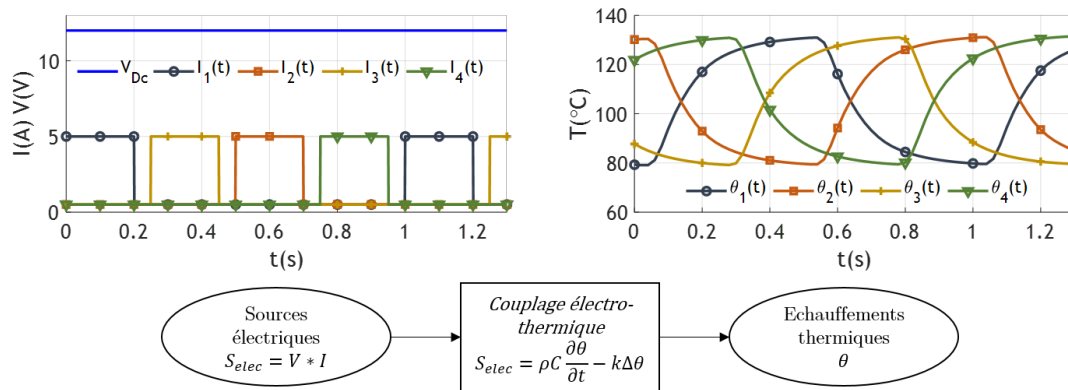


FIGURE 2.22: Simulation cyclage 1Hz (*).

*Pour des soucis de visibilité du graphique, les courants sur la partie gauche de la figure ci-dessus ne correspondent pas aux vrais courants injectés pour obtenir les profils thermiques de droite (Réel : $D_\alpha = 0.5$ $I_{max} = 1.8A$ $I_0 = 0.5A$).

Le principe consistant à imposer une tension constante et à réguler le courant de drain du MOSFET pour contrôler la source de chaleur peut être implanté dans le logiciel. Une condition de tension est imposée (Potentiel et Masse) et une conductivité des puces variable dans le temps est calculée pour obtenir le courant désiré. La Figure 2.22 montre un exemple de simulation avec quatre courants alternés dans les puces et les profils thermiques correspondant, pour une fréquence de cyclage de $1Hz$.

L'échantillon étant destiné à être monté sur un dissipateur à ailettes, une condition thermique de convection forcée est appliquée sur ces ailettes. La Figure 2.23 montre un exemple de cartographie thermique lors d'un cyclage alterné des quatre puces. Des isthmes ménagés dans la couche conductrice en cuivre sont visibles autour des puces et permettent "d'isoler" thermiquement chaque MOSFET. En effet, pour les basses fréquences, il faut limiter la propagation de la chaleur afin que le cyclage d'une puce n'impacte pas le cyclage de ses voisins. Deux solutions étaient possibles pour pallier ce problème, séparer les puces par de grands intervalles ou réaliser ces isthmes. Cette dernière solution présente l'avantage de pouvoir augmenter le nombre de puces par substrat. Les isthmes doivent augmenter considérablement la résistance thermique entre puces liée à la couche conductrice tout en présentant une résistance électrique suffisamment faible. Les simulations ont montré localement des densités de courant de $15A/mm^2$ dans le cuivre pour les courants envisagés, ce qui est tout à fait acceptable.

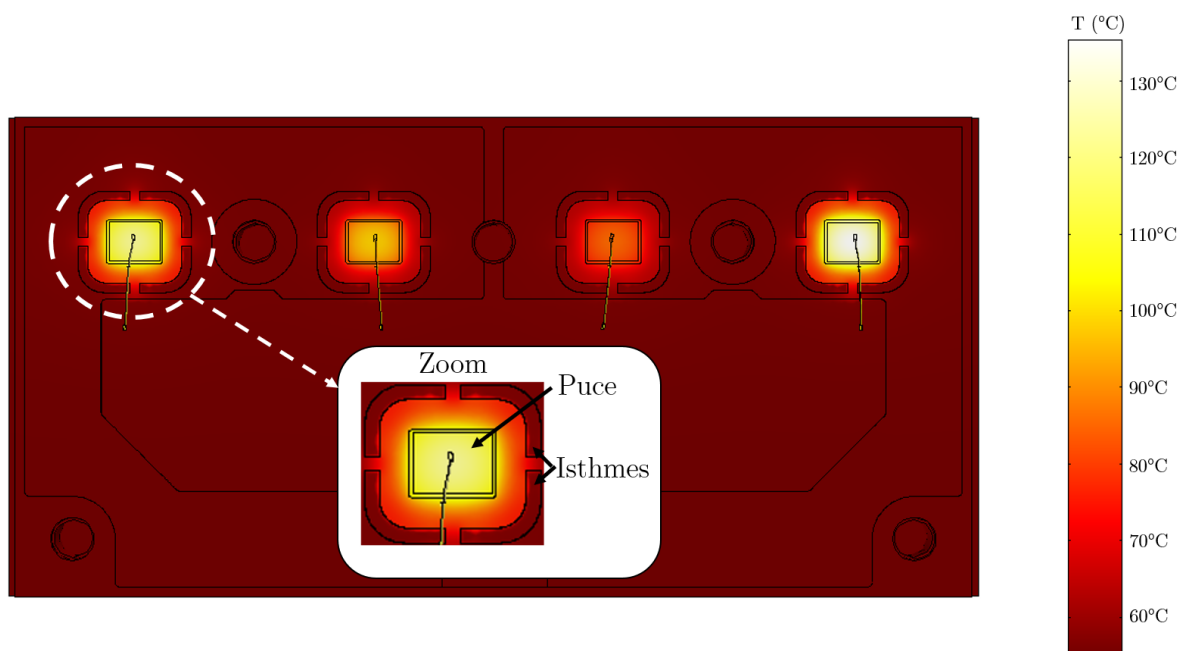


FIGURE 2.23: Carte thermique d'un échantillon.

Le second point validé à l'aide de ces simulations est la faisabilité des cyclages à $0.1Hz$, $1Hz$ et $5Hz$ avec des profils de température $\Delta T_j = 50^\circ C$ et $T_r = 80^\circ C$, pour reproduire des conditions de test similaires à celles appliquées aux modules (comparaison). Les puces subissent le même profil thermique mais un déphasage temporel est volontairement introduit. Cela permet d'équilibrer les courants et ainsi limiter l'ondulation du courant vu par la source d'alimentation. C'est pour cette raison qu'à l'instant t choisi pour le graphique, les puces présentent des températures différentes.

2.3.2.3 Réalisation

La Figure 2.24 montre le substrat réalisé ainsi qu'un zoom sur l'une des puces.

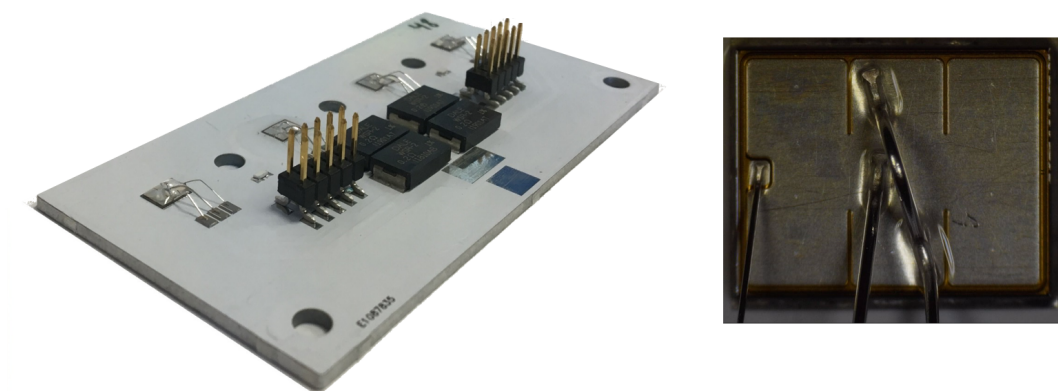


FIGURE 2.24: Substrat SMI - Zoom puce.

Les composants (shunts, PT1000, puces, pastilles de cuivre, connecteurs) sont brasés à l'aide d'une brasure étain-plomb. Cette étape réalisée sur la plateforme 3DPHI à Toulouse, ne présente pas de contraintes particulières. Les connexions des fils de bonding constituent la cible principale de l'étude. Il est donc intéressant de s'attarder un peu plus sur la technique de report de ces fils. Cette étape est effectuée à l'aide d'une machine "Heavy Wire Bonder HB30", disponible au sein de la plateforme 3DPHI, représentée à la Figure 2.25.

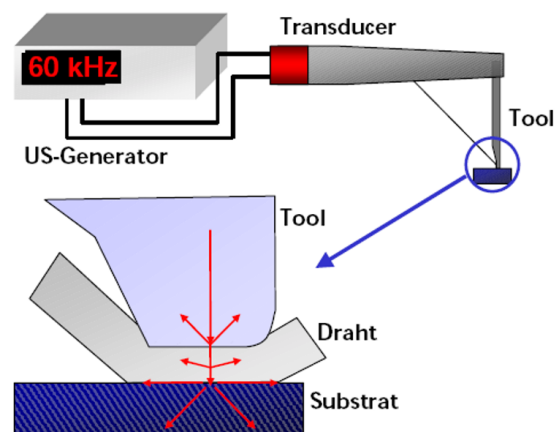


FIGURE 2.25: Machine "Heavy Wire Bonder".

La technique consiste à amener le fil à l'aide d'un outil sur le plot où il doit être soudé. La combinaison d'une force appliquée sur le fil lors du dépôt et de vibrations mécaniques créées par un transducer permet le soudage. La force de plaquage est réglable, tout comme le temps d'application et la puissance de soudage (amplitude/fréquence des ultra-sons). L'énergie ainsi dissipée entraîne un ramollissement du fil semblable à celui obtenu par une élévation de température. Le fil est ensuite guidé vers un second plot pour réaliser une nouvelle soudure. Un couteau permet de couper le fil une fois la liaison réalisée [Sed12][Fis13]. Le diamètre des fils utilisés pour nos échantillons est de $250\mu m$ ($300\mu m$ dans les modules).

Le report des fils de bonding peut être réalisé avec ou sans reprise d'émetteur (deux pieds ou un pied, Figure 2.26). L'étude de ces deux configurations permettra d'analyser l'influence éventuelle des contraintes développées dans un pied de bonding sur le second pied et d'évaluer l'impact sur le vieillissement.

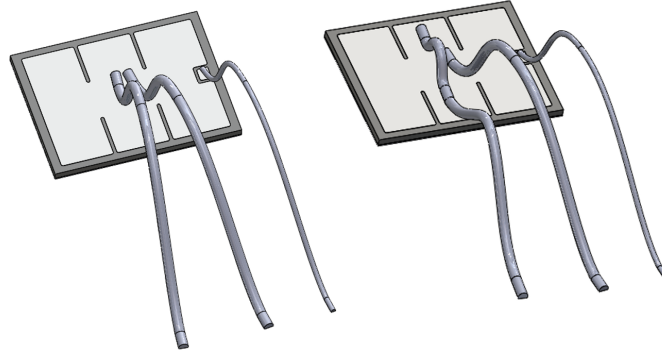


FIGURE 2.26: Configuration de dépôt des bonding.

Un fil de $125\mu m$ est utilisé pour réaliser les contacts de grille.

Les paramètres de soudage sont identiques à ceux utilisés par les assembleurs.

Puissance : $6W$ – Temps : $150ms$ – Force : $450mN$

Le report des fils de bonding a été réalisé, pour un premier lot, sur la plateforme 3DPHI à Toulouse et, pour un deuxième lot, par l'entreprise MICROSEMI® afin d'avoir des échantillons plus proches de la réalité industrielle. Sur ce deuxième lot, un gel de passivation a été déposé. La connexion de la source de puissance est réalisée par soudure classique des câbles sur les plots prévus à cet effet sur le SMI. Durant la thèse une vingtaine d'échantillons SMI ont été réalisés et testés.

2.3.3 Banc de test dédié aux échantillons spécifiques

Le schéma de principe du banc de test qui permet de cycler électro-thermiquement les échantillons est donné Figure 2.27.

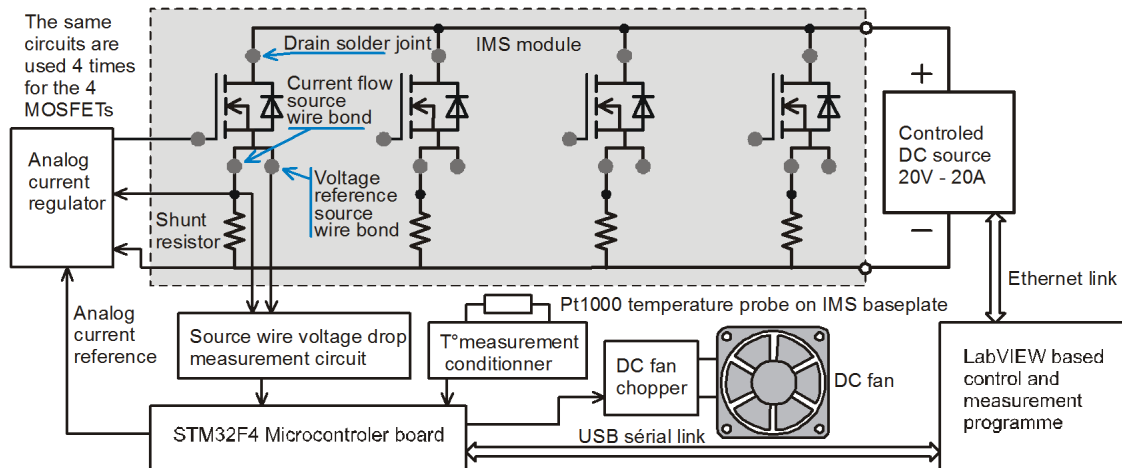


FIGURE 2.27: Schéma de principe du banc de test.

La partie grisée sur le schéma 2.27 correspond à un échantillon. Les autres blocs correspondent aux fonctions du banc. La commande est basée sur un microcontrôleur STM32F4 de STMicroelectronics® qui génère le contrôle en courant pour les 4 voies à l'aide de 4 PWM. La communication UART avec l'interface de supervision permet l'échange des grandeurs mesurées par le microcontrôleur *via* ses entrées de conversion analogique / numérique (mesure des courants, mesure des résistances de contact, températures pour la régulation) mais aussi le réglage des paramètres de puissance *via* le contrôle du courant d'entrée par l'utilisateur sur LabVIEW®. Une régulation de température basée sur le contrôle du flux de ventilation *via* un ensemble hacheur/ventilateur est implantée dans le STM32F4. Ce dernier assure également le comptage et la sauvegarde du nombre de cycles sur chaque voie. En complément, l'interface LabVIEW® fait aussi une sauvegarde. L'interface LabVIEW® assure également le contrôle de l'alimentation principale en tension et en courant *via* une communication Ethernet et utilise l'information du courant absorbé pour détecter un éventuel défaut de court-circuit et ainsi couper l'alimentation. Les mesures de résistance de contact, réalisées par le microcontrôleur, sont enregistrées par LabVIEW® dans un fichier. Une interface MATLAB® "App designer" permet de lire ce fichier, de filtrer les mesures (moyenne glissante) et d'afficher les résultats sous la forme de courbes. Cette interface permet de suivre l'évolution de la résistance de contact en temps réel.

La Figure 2.28 représente une vue d'ensemble du banc réalisée sous SOLIDWORKS®.

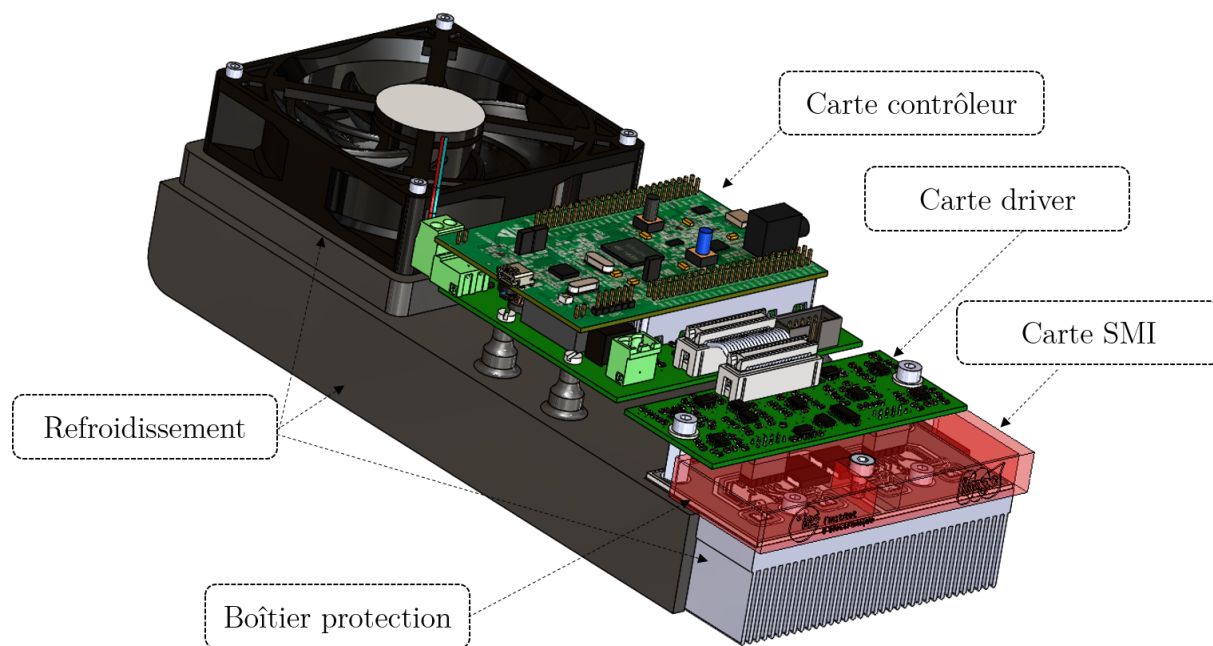


FIGURE 2.28: Vue d'ensemble du banc de test.

On y retrouve la carte SMI, largement décrite dans la partie précédente. La carte "driver", comprenant les circuits de mesure et de régulation pour les 4 voies de l'échantillon, est enfichée sur la précédente *via* deux connecteurs 10 broches. Une carte support (carte contrôleur) accueille la carte microcontrôleur et permet de réaliser l'interface entre l'outil de supervision et la carte « driver ». Le hacheur série destiné à commander le ventilateur à vitesse variable est implanté sur cette dernière carte.

Le système de refroidissement est composé d'un ventilateur, d'une boîte à air et d'un dissipateur à ailettes fines sur lequel est fixée la carte SMI. La boîte à air sert aussi de support à la carte contrôleur.

Finalement, un boîtier de protection est disposé sur la carte SMI et permet d'éviter d'abîmer les fils de bonding lors des diverses étapes de montage et de démontage de la carte.

2.3.3.1 Principe de contrôle en puissance et de réalisation des mesures

Pour imposer les variations de température dans les puces *via* leurs pertes, le choix s'est porté sur une régulation du courant de drain à tension V_{DS} constante (à la tension de shunt près). Cette régulation est analogique (carte driver), son schéma de principe est donné Figure 2.29.

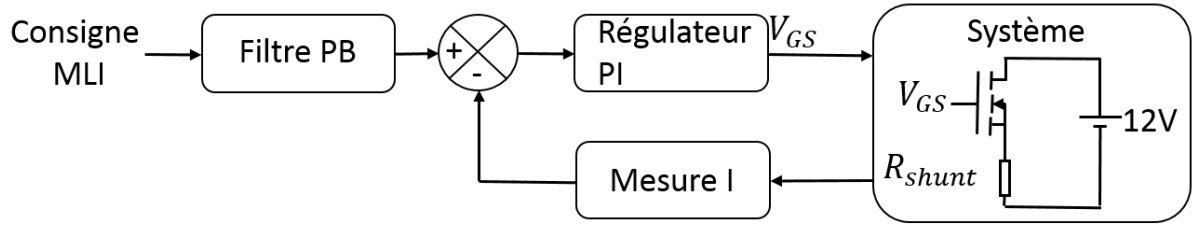


FIGURE 2.29: Schéma de principe de la régulation en courant.

La consigne de courant, générée par le microcontrôleur, est portée par un signal MLI haute fréquence dont le rapport cyclique est variable dans le temps. Un filtre passe-bas permet d'extraire la composante basse fréquence qui a la forme désirée. La mesure de courant est réalisée à l'aide d'un shunt de 0.2Ω . Un correcteur proportionnel intégral est inséré dans la boucle et commande directement le MOSFET à travers une résistance de grille (Figure 2.30).

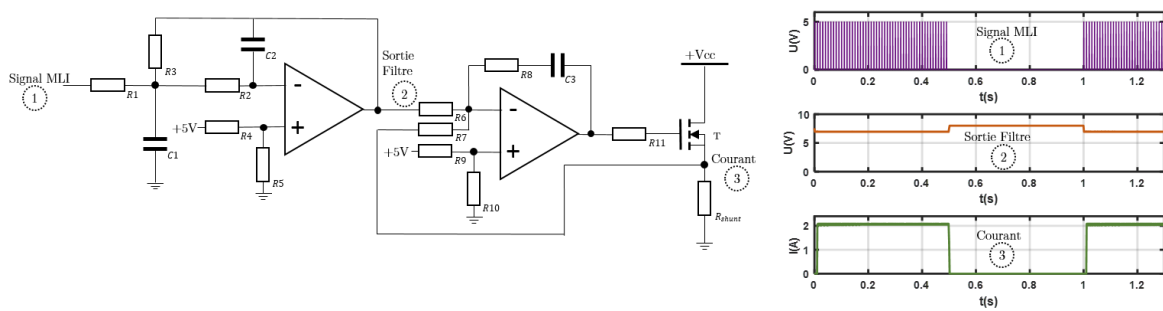


FIGURE 2.30: Régulation analogique du courant de drain.

Sur la figure 2.30, le signal de commande 1 correspond au signal MLI provenant de la carte microcontrôleur. Le signal 2 est le signal filtré. Pour éviter l'utilisation d'une alimentation symétrique, un offset est ajouté sur chaque AOP. Le niveau 8V apparaissant à la sortie du filtre est dû à cet offset. Il est ensuite compensé par l'offset du correcteur PI. Le signal 3 correspond au courant ainsi régulé. Les paramètres de réglage sont la fréquence f , le rapport cyclique basse fréquence D_α , l'amplitude I_{max} et la valeur basse I_0 .

La carte driver (Figure 2.31) accueille également les circuits de conditionnement de l'ensemble des mesures. Les données, issues de ces circuits, sont ensuite envoyées sur les entrées de conversion analogique/numérique de la carte microcontrôleur.

11 mesures sont réalisées sur une éprouvette de test :

- Les courants dans chaque voie : I_1, I_2, I_3, I_4 .
- Les chutes de tension aux bornes des fils de puissance dans chaque voie : $\Delta U_1, \Delta U_2, \Delta U_3, \Delta U_4$.
- Les deux températures de référence : T_{ref1}, T_{ref2} .
- La tension d'alimentation : U_E .

La carte contrôleur est l'élément central du banc (Figure 2.31). Elle comprend les diverses alimentations nécessaires au fonctionnement de l'ensemble, le hacheur du ventilateur et supporte la carte microcontrôleur.

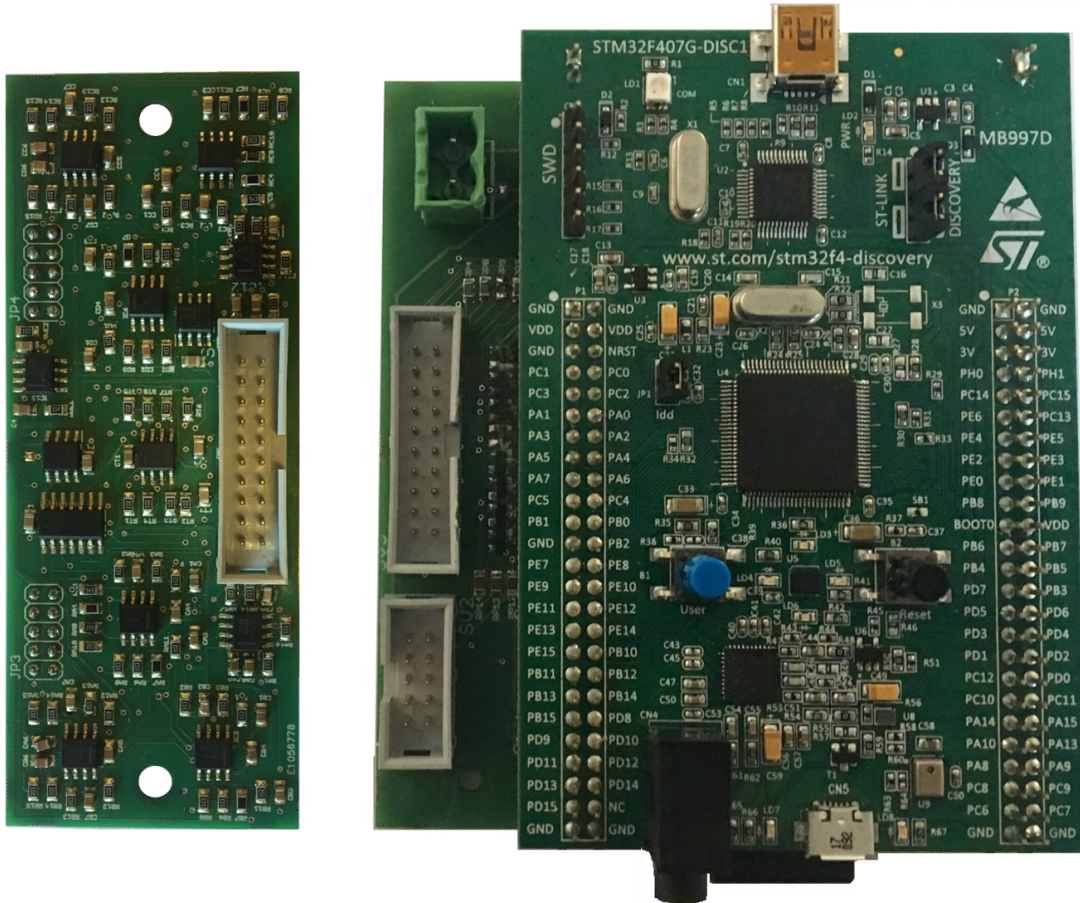


FIGURE 2.31: Cartes driver et contrôleur.

2.3.3.2 Système de refroidissement

Pour maîtriser le profil thermique d'une puce, il faut imposer un profil de puissance mais aussi la température basse du profil appelée T_r . Cela permet d'avoir un comportement thermique reproductible. Pour cela la température T_{ref} , mesurée à l'aide de deux sondes platines PT1000 disposées sur la carte SMI, est régulée numériquement.

Le système (Figure 2.32) se compose d'un dissipateur sur lequel est vissé l'échantillon, un ventilateur fonctionnant à vitesse variable pour assurer la régulation thermique et une boîte à air canalisant le flux d'air. Les mesures issues des PT1000 sont conditionnées par un circuit placé sur la carte « driver » et une équation, résultat de l'interpolation polynomiale de la réponse de l'association capteur-circuit de conditionnement paramétrée dans le programme de l'interface de supervision, permet d'obtenir la température. La mesure de la température de référence correspond à la moyenne des deux mesures réalisées par les sondes.

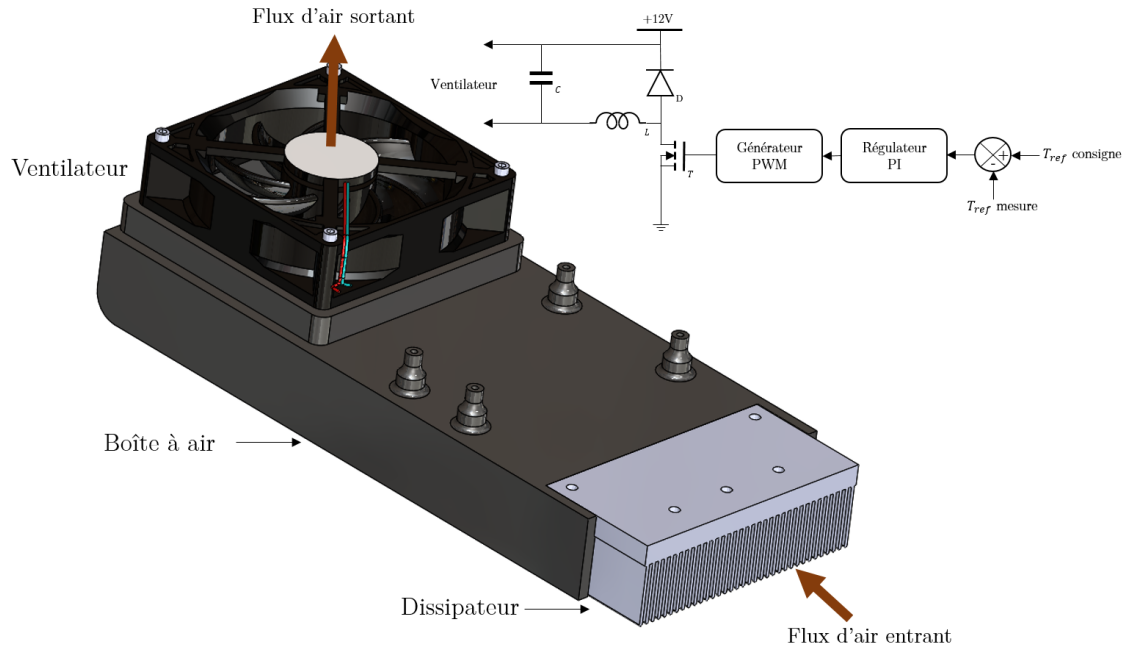


FIGURE 2.32: Vue 3D du système de refroidissement.

Un hacheur série permet le réglage de la vitesse du ventilateur. Le contrôle de cette grandeur permet la régulation de la température mesurée sur le SMI. Le ventilateur fonctionne en extraction d'air. Le flux de chaleur à extraire étant faible, des trous sont ménagés à l'arrière de la boîte pour augmenter le débit d'air aspiré par le ventilateur et ainsi, faciliter la régulation. Le ventilateur n'a pas une caractéristique vitesse/tension linéaire. En dessous d'un certain seuil de tension, donc de vitesse, il s'arrête. Afin de pouvoir imposer des vitesses en deçà de ce seuil, on fixe le rapport cyclique à sa valeur minimale et une modulation ON/OFF est introduite, avec une période inférieure à la constante de temps mécanique du moteur. Le pseudo rapport cyclique t_{ON}/t_{OFF} est contrôlé par la régulation. Cette commande a été implantée sous LabVIEW® qui envoie les deux ordres (α_{MLI} et t_{ON}/t_{OFF}) au microcontrôleur qui génère la MLI.

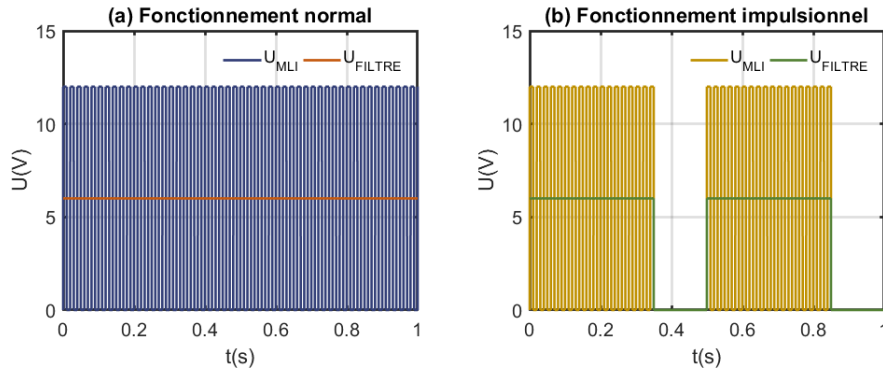


FIGURE 2.33: Mode de commande du ventilateur.

Lorsque le ventilateur doit fonctionner au-dessus de la vitesse limite, le mode de commande correspond à celui de la figure 2.33 (a). En deçà, on bascule sur le mode de commande de la figure 2.33 (b). Le passage de l'un à l'autre est linéaire. C'est à dire qu'une fois le rapport cyclique HF minimal atteint pour le fonctionnement normal, le rapport cyclique BF diminue progressivement pour ralentir le ventilateur et respecter les ordres de la régulation. La fréquence de la modulation ON/OFF est fixée à $2Hz$, à comparer à la valeur de la fréquence de découpage qui est de $100kHz$. Par conséquent, le filtre du hacheur n'a pas d'influence sur la modulation basse fréquence.

La boîte à air a été réalisée par impression 3D (plateforme technologique de fabrication additive PRO3D de l'Université de Montpellier). La matière utilisée est du plastique ABS capable de résister à des températures de plus de $100^{\circ}C$. Dans les conditions normales de fonctionnement du banc, la température maximale à laquelle la boîte peut être soumise est d'environ $80^{\circ}C$. Le boîtier de protection a lui aussi été fabriqué par impression 3D.

2.3.3.3 Mesure on-line de la résistance de contact

L'objectif étant d'avoir un retour sur le vieillissement de la zone de contact, nous avons choisi de réaliser une mesure de résistance électrique [Jul12]. Le 3^{ème} fil de bonding a été prévu à cet effet. Il permet de mesurer la chute de tension aux bornes du fil de bonding de puissance à courant donné. La zone "mesurée" inclut le fil, son attache sur la puce et une partie active de la métallisation entre les deux attaches. Dans l'hypothèse d'une dégradation de la seule zone de contact, la variation de résistance détectée en sera le marqueur.

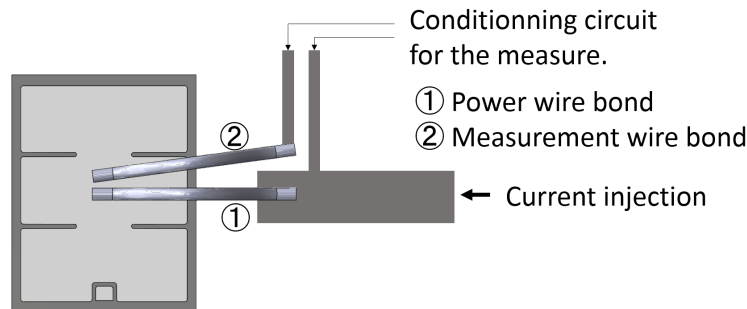


FIGURE 2.34: Principe de mesure de la résistance de contact.

La Figure 2.34 précise la géométrie du câblage choisie pour effectuer cette mesure.

La chute de tension aux bornes du fil de bonding est faible et difficile à mesurer avec les courants circulant dans les puces (1 à 2A). En effet, la résistance des fils est d'environ $10m\Omega$ ce qui conduit à des tensions de 10 à $20mV$. De plus, la mesure doit être reproductible, or la résistivité de l'aluminium est dépendante de la température. La mesure ne peut donc pas se faire en cyclage et doit être réalisée lors d'une séquence interrompant ce cyclage.

Pendant cette séquence de mesure, La tension générée par la source de puissance est abaissée au minimum possible (3V au lieu de 12V) et un courant de 5A est imposé dans chaque puce (50mV de chute de tension) pendant un temps très court (20ms), de manière à éviter une montée en température de la puce. Au vu de la faible énergie dissipée lors de cette mesure et de la faible capacité thermique de l'ensemble puce-brasure-cuivre, la température de jonction T_j ne varie quasiment pas pendant la mesure et vaut la température régulée T_{ref} . La mesure est réalisée tous les 300 cycles pour chaque voie. L'application LabVIEW® lance la séquence de mesure en envoyant à l'alimentation (piloteable) la valeur de consigne de tension correspondante et informe le microcontrôleur, qui impose à son tour un courant continu dans chaque voie pour décharger les capacités de sortie de l'alimentation puis génère les consignes de courant, voie par voie, pour obtenir le courant de 5A pendant 20ms.

L'acquisition est réalisée à $1kHz$ sur les entrées de conversion analogique/numérique concernées et permet le stockage de 15 couples de valeurs "chutes de tension/courant". Le résultat est envoyé à LabVIEW® pour calcul de la résistance (moyenne sur les 15 valeurs pour avoir une mesure fiable) qui est ensuite stocké dans un fichier texte pour le suivi du cyclage. Après chaque mesure, le microcontrôleur enregistre dans sa mémoire flash le nombre de cycles réalisés pour sauvegarder l'information en cas de coupure de l'alimentation. La mesure ne requiert pas une précision extrême mais elle doit pouvoir détecter une variation de la résistance de contact au niveau de l'interface métallisation – bonding. C'est la variation relative de résistance qui a du sens par rapport à la dégradation progressive de la liaison.

2.3.3.4 Interfaces de supervision

L'interface de supervision principale est réalisée à l'aide du logiciel LabVIEW®. Elle permet d'imposer les paramètres de cyclage et de visualiser les courants dans les puces ainsi que la température mesurée par les sondes platines. La Figure 2.35 montre une vue de la fenêtre de supervision.

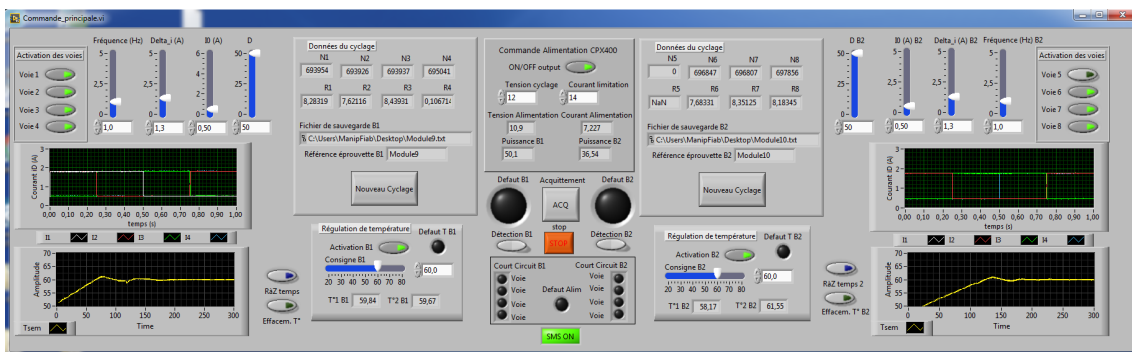


FIGURE 2.35: Interface de supervision LabVIEW®.

L'interface permet de contrôler deux bancs, une source de tension pilotée étant nécessaire pour leur alimentation. Au centre de la fenêtre de contrôle se trouvent les paramètres de pilotage de la source ainsi que les voyants indiquant l'apparition de défauts de court-circuit. Le Microcontrôleur surveille le courant de chacune des voies tandis que la surveillance globale du courant de l'alimentation est assurée par l'application LabVIEW®. En cas de problème l'alimentation est automatiquement coupée. Dans cette zone sont également affichés le courant absorbé par les deux bancs, ainsi que la tension et la puissance consommée par chaque banc.

Sur les panneaux latéraux se présentent les commandes de cyclage avec les paramètres des courants, l'activation des voies et une visualisation des courants permettant de vérifier le bon fonctionnement. La zone relative à la régulation de température comprend un bouton d'activation, un curseur servant à fixer T_{ref} , l'affichage des deux températures mesurées et un voyant indiquant un défaut éventuel de surchauffe. Un relevé temporel de la température mesurée sur les deux bancs est affiché. Les données du cyclage en cours sont également visibles avec le comptage des cycles (opéré par le microcontrôleur) ainsi que le résultat de la dernière mesure de résistance.

En cas d'arrêt de l'interface, le microcontrôleur attend 10 secondes un éventuel redémarrage. Au-delà de ce délai, il interrompt la commande des voies et se met en sécurité. Lors du redémarrage, un acquittement est demandé.

Une seconde interface, destinée à l'affichage en temps réel des mesures de résistance a été créée à l'aide de l'outil MATLAB® "Appdesigner" (Figure 2.36).

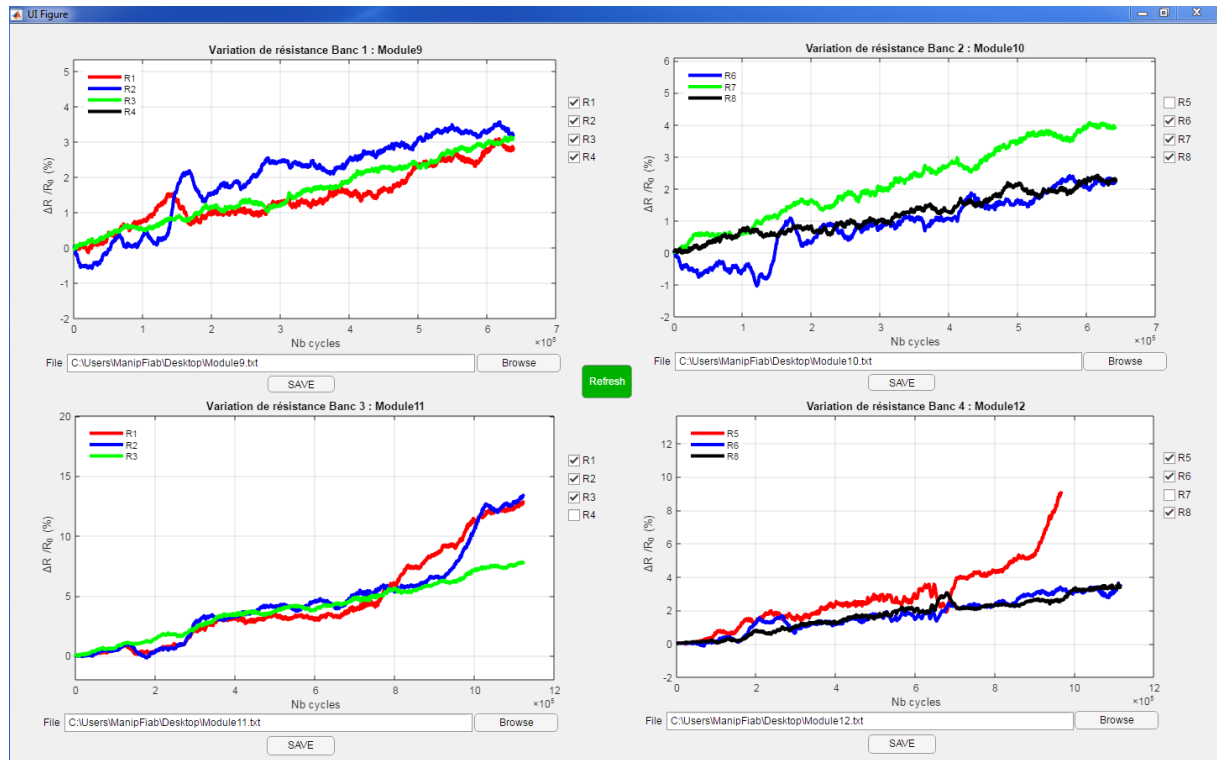


FIGURE 2.36: Interface de supervision MATLAB®.

Elle permet la visualisation de la variation de la résistance des fils pour les quatre bancs qui ont été fabriqués. Pour l’affichage, on réalise une moyenne glissante sur les 100 dernières valeurs mesurées. La valeur de résistance ainsi obtenue est comparée avec la moyenne des 100 premières mesures. On en déduit la variation de résistance (en %) qui est la grandeur affichée sur les graphes.

2.4 Résultats

2.4.1 Plateforme de test

Au cours de cette thèse, nous avons réalisé quatre bancs permettant le test de quatre échantillons correspondant à 16 fils de bonding. Plusieurs types d’échantillons ont été réalisés au cours de quatre campagnes de test, en fonction des informations collectées au fur et à mesure des essais. La figure 2.37 correspond à une vue d’ensemble de la plateforme de vieillissement de fils de bonding ainsi réalisée.



FIGURE 2.37: Plateforme de test pour le vieillissement des échantillons.

La plateforme ainsi réalisée est fonctionnelle et nous a permis de tester une quinzaine d’échantillons dans des conditions de cyclage qui seront détaillées dans la suite. Un ordinateur permet de commander les deux groupes de deux bancs de test en utilisant deux applications LabVIEW® identiques à celle décrite plus haut. Il exécute également l’application MATLAB® "Appdesigner" de manière à pouvoir suivre l’évolution des résistances des 16 fils de bonding. Une caméra thermique est utilisée à chaque début de cyclage pour vérifier le profil thermique.

2.4.2 Protocole de cyclage à 1Hz

Le 1^{er} objectif est de vérifier la représentativité des échantillons ainsi réalisés. Pour cela, nous avons décidé de mener plusieurs campagnes de vieillissement, avec une fréquence de cyclage de $1Hz$ et une température de la puce T_j variant entre $80^\circ C$ et $130^\circ C$.

L'ensemble des résultats présentés ici a été obtenu avec ces paramètres de cyclage thermique (Figure 2.38). Seuls les courants dans les puces 1 et 3 sont représentés sur le graphique de gauche pour des raisons de visibilité.

L'utilisation de la caméra thermique infrarouge a permis de déterminer les paramètres électriques à appliquer pour obtenir le profil thermique désiré. Ces paramètres sont indiqués sur le graphe représentant les courants. Le calcul donne une puissance moyenne consommée par le banc de $55.2W$.

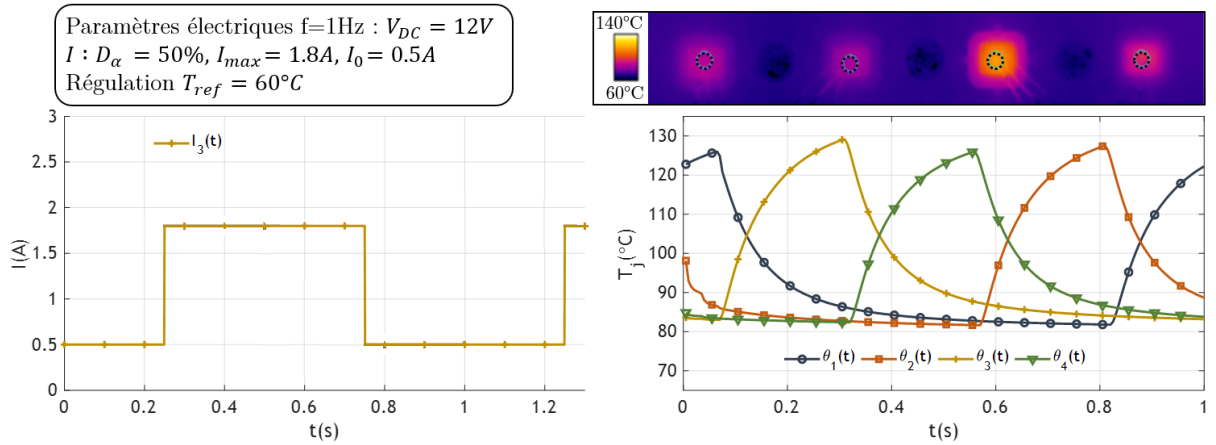


FIGURE 2.38: Protocole de cyclage $1Hz$ (*).

**Les courants et les profils ne sont pas synchronisés sur le graphe ci-dessus. Il s'agit juste d'illustrer le comportement électrothermique.*

Pour la mesure de température, les cercles visibles sur la cartographie thermique de la Figure 2.38 correspondent chacun à la zone d'intégration d'une puce. Le résultat correspond à la moyenne de l'ensemble des températures relevées sur chaque pixel présent dans le cercle. Les quelques déséquilibres thermiques observés sur les graphiques sont probablement dus, pour une part à l'incertitude sur les zones d'observation utilisées pour les mesures, pour une autre part à la dispersion de la qualité des brasures.

Tous les modules ne peuvent être observés à la caméra thermique et nous avons considéré que ce profil thermique était reproductible à conditions électriques de test fixées.

2.4.3 Première campagne de vieillissement

Le Tableau 2.7 résume les résultats de ces premiers tests à $1Hz$. L'arrêt "forcé" correspond à une interruption du test par l'utilisateur suite à l'observation d'une augmentation brutale de la résistance de contact.

Échantillon	Puce	Durée de vie N_f (kcycles)	$\Delta R_b/R_{b0}$	Arrêt	Diagnostic
M3	P1	2 424	29%	Forcé	Métallisation
	P2	1 310	19.5%	Forcé	Métallisation
	P3	1 433	28%	Forcé	Métallisation
M5	P2	2 177	35%	Forcé	Métallisation
	P4	1 251	23%	Forcé	Métallisation

TABLE 2.7: Résultat échantillons 3 et 5 - Cyclage $1Hz$.

Lors de ces premiers tests, le seul mode de défaillance observé est la dégradation de la métallisation d'émetteur qui, point positif, est bien mise en évidence par la mesure de résistance (Figure 2.39). Les attaches des fils de bonding sont restées intactes.

La mesure de la variation de la résistance électrique, attribuée à la dégradation des métallisations, a dépassé un seuil de 20%. Cette variation est plausible car il existe un espace significatif, dans ces premiers échantillons, entre les attaches des fils de mesure et de puissance. La mesure comprend donc une partie de la couche de métallisation de faible épaisseur (quelques μm). Une zone de $1mm^2$ et $5\mu m$ d'épaisseur présente théoriquement une résistance de quelques $m\Omega$. Les images réalisées au MEB, montrent la dégradation de ces métallisations (Figure 2.40).

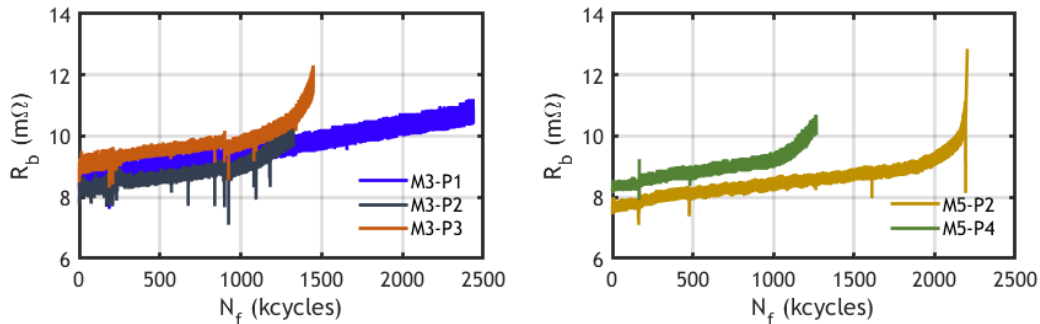
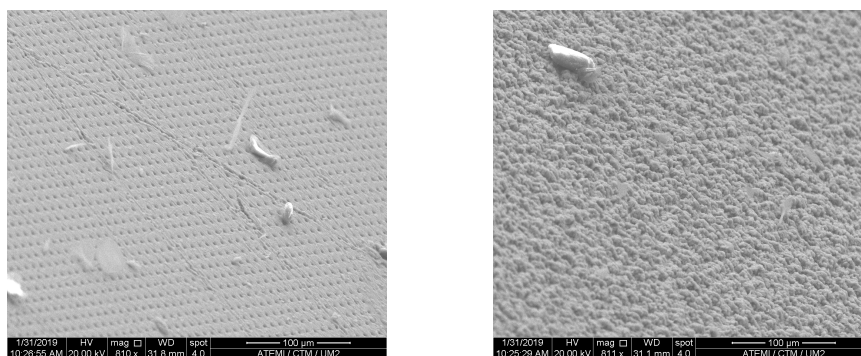


FIGURE 2.39: Évolution de la résistance - Cyclage 1.

La reconstruction de la métallisation est un mécanisme de défaillance connu pour des cyclages thermiques d'amplitude plus élevée [Sme10] mais il n'avait jamais été observé dans ces conditions lors de nos précédents tests. Le fait que les attaches n'aient pas subies les dégradations apparaissant dans les modules pour des nombres de cycles de l'ordre de 500 à 700 kcycles est l'explication de ce phénomène. Les durées de vie atteintes sont beaucoup plus élevées et correspondent manifestement au seuil d'apparition des dommages sur les métallisations. Dans les modules, le résultat de la compétition entre modes était inversé. À ce stade, c'est la plus grande robustesse de ces attaches, cause de cette inversion, que nous n'expliquons pas.

Par rapport à notre objectif, qui est d'obtenir une bonne représentativité de nos échantillons, ces résultats ne sont évidemment pas satisfaisants mais restent intéressants. Ils semblent mettre en évidence la grande sensibilité de la durée de vie des attaches au processus de soudage.

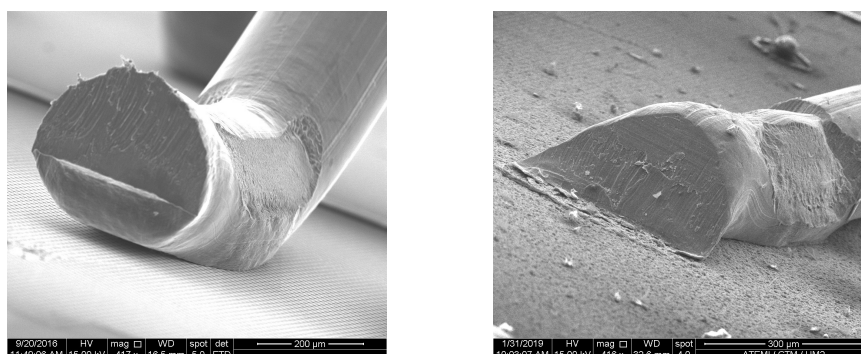


(a) - Avant cyclage. (b) - Après cyclage (1 310 kcycles).

FIGURE 2.40: Dégradation de la métallisation d'émetteur de M3-P2.

Trouver une justification solide à cet état de fait est difficile à ce degré d'avancement mais nous avons tenté d'avancer des hypothèses.

La principale concerne le processus de soudage proprement dit. Lors de cette première utilisation de la machine "Heavy Wire Bonder", nous avons des craintes quant à la robustesse de connexions réalisées en mode "manuel" (manque de solidité). Nous avons donc utilisé des paramètres force/puissance/durée élevés par rapport à la norme pour assurer la cohésion du fil sur la métallisation.



(a) - Soudure module. (b) - Soudure échantillon.

FIGURE 2.41: Comparaison soudure module-échantillon.

La Figure 2.41 montre la différence d'aspect entre une soudure sur notre échantillon et sur un module. Dans cette première réalisation, la force de contact appliquée était de $450mN$, la puissance de $10W$ et la durée de $600ms$. À titre de comparaison, un assembleur comme MICROSEMI[®] applique une force de $450mN$, avec une puissance de $6W$ durant $150ms$. Un facteur 7 sur l'énergie de soudure a donc été appliqué sur nos échantillons. Les images MEB (figure 2.41 (b)) montrent l'impact d'une telle soudure sur notre échantillon, avec un fil très écrasé en comparaison d'un fil soudé par une machine automatique (figure 2.41 (a))

La seconde hypothèse est l'influence des contraintes supplémentaires induites lorsque qu'il y a des reprises d'émetteur (2 à 3 zones d'attache par fil dans les modules). Ces premiers échantillons ont été câblés sans reprise d'émetteur Figure 2.26 (gauche). Divers travaux ont montré l'impact de la hauteur de boucle sur le vieillissement de ces connexions [Tan19]. Dans notre cas, le rayon de courbure de la boucle puce/pad de cuivre est bien plus important que celui de la boucle due à la reprise d'émetteur.

2.4.4 Deuxième campagne de vieillissement

Compte tenu des observations et hypothèses faites dans la précédente campagne, nous avons réalisé une nouvelle série d'échantillons dont trois avec reprises d'émetteur et un sans reprise, pour tenter d'évaluer l'influence de la boucle due à la reprise. Parallèlement, les paramètres de soudage appliqués se rapprochent des standards, à savoir une force de $450mN$, une puissance de $7W$ et un temps de $300ms$, sauf pour quelques puces sur lesquelles des problèmes d'adhérence sont apparus (durée de soudage rallongée à $600ms$). Le fil de bonding destiné à la mesure est toujours réalisé sans reprise.

Les résultats obtenus sont résumés dans le Tableau 2.8. L'arrêt "défaut" correspond à une interruption du courant liée à une perte de connexion (lift-off, métallisation?).

Échantillon	Puce	Durée de vie N_f (kcycles)	$\Delta R_b/R_{b0}$	Arrêt	Diagnostic
M6	P1	521	44%	Défaut	Lift off
	P2	150	28%	Forcé	Lift off
	P3	596	7.9%	Défaut	Lift off
	P4	448	5.5%	Défaut	Lift off
M7 (P3, P4, durée soudage : 600ms)	P1	121	4%	Forcé	Lift off ?
	P3	1 691	31%	Forcé	Lift off/Métal
	P4	1 591	9.8%	Forcé	Métallisation
M13 (P3, P4, durée soudage : 600ms)	P1	737	24%	Défaut	Lift off/Métal
	P2	151	24%	Forcé	Lift off
	P3	505	13%	Défaut	Lift off
	P4	1 051	34.5%	Forcé	
M16 (Sans reprise)	P1	1 244	23%	Forcé	
	P2	1 244	32%	Forcé	Lift off mesure
	P3	731	36%	Défaut	Lift off
	P4	729	33%	Défaut	Lift off

TABLE 2.8: Résultat échantillons 6, 7, 13 et 16 - Cyclage $1Hz$.

L'analyse de ces résultats est difficile étant donné leur dispersion en terme de durée de vie. Le vieillissement attendu des attaches apparaît néanmoins sur tous les échantillons, mais la durée de vie est très variable. La maîtrise et la reproductibilité du processus de soudage semble rester un problème. La Figure 2.42 montre l'évolution des résistances sur les quatre échantillons. La Figure 2.43 met en évidence les différentes dégradations observées.

L'échantillon M6 est celui qui correspond le plus à nos attentes. Le test de la puce P2 a été arrêté volontairement à la suite d'un accroissement brutal de la résistance laissant supposer une levée de pied de bonding que l'observation MEB a confirmée. Sur les autres puces, il y a eu la perte de chaque connexion au cours du test mais la puce P4 a dû être retirée de l'analyse car elle a subi un sur-échauffement accidentel du fait d'un dysfonctionnement du banc.

La puce P1 a perdu une connexion (confirmée au MEB) vers 400 000 cycles puis la seconde vers 500 000 cycles. P3 a brutalement été déconnecté sans véritable signe avant-coureur vers 600 000 cycles. Ces chiffres se rapprochent apparemment de ceux obtenus avec les modules.

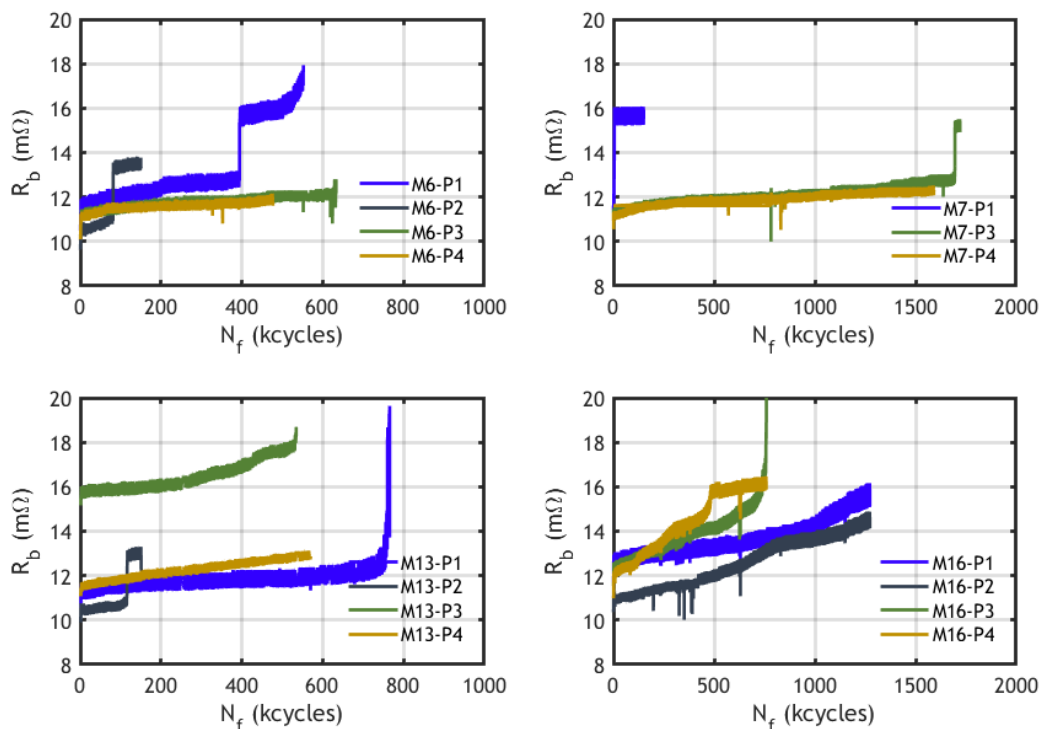


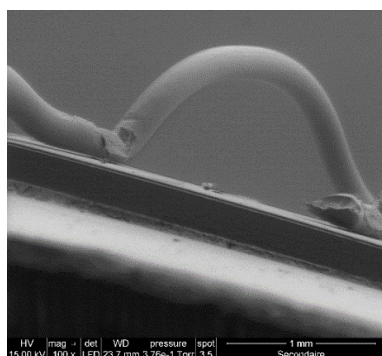
FIGURE 2.42: Évolution de la résistance de bonding - Cyclage 2.

L'échantillon M7 donne des informations contradictoires. Un décollement semble être intervenu dès sa mise en test sur P1 mais son observation au MEB n'est pas évidente. Les deux autres puces opérationnelles ont supporté le cyclage beaucoup plus longtemps, d'où l'apparition de défauts sur l'une des métallisations d'émetteur. Il faut rappeler que la durée de soudage a été augmentée sur ces deux puces, du fait d'un problème d'accroche. Une levée de bonding, confirmée par MEB, a néanmoins été détectée sur P3.

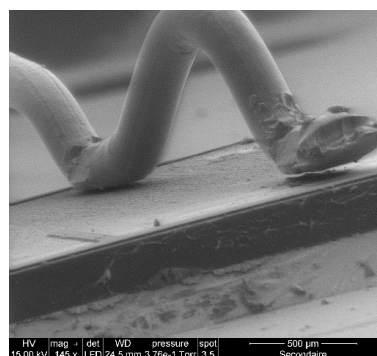
En ce qui concerne l'échantillon M13, les résultats sont également assez disparates. À nouveau la puce P2 a subi une levée prématurée d'un pied de bonding et son test a été arrêté. Les puces P1 et P3 sont passées en défaut après une variation significative de la résistance et un nombre de cycles compris entre 500 000 et 700 000.

Le module M16 était l'échantillon sans reprise d'émetteur. Deux défauts sont apparus sur P3 et P4 pour des nombres de cycles assez différents. Le fil de mesure de P4 s'est décollé. Les deux autres puces ont été arrêtées volontairement après 1 200 000 cycles. Ces données ne donnent guère d'information comparative sur l'influence de la reprise d'émetteur.

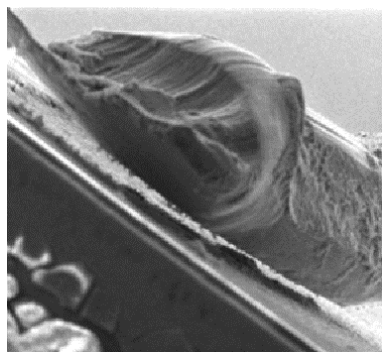
L'objectif de cette analyse un peu fastidieuse est de souligner la variabilité des résultats sur cette campagne. Il est probable que la réalisation de connexions à l'aide d'une machine manuelle soit la cause principale de cette dispersion.



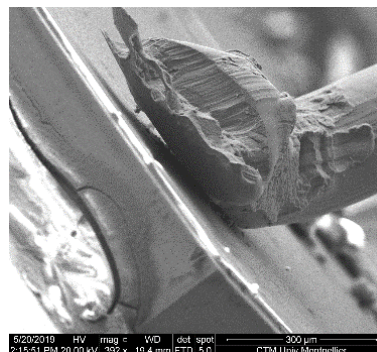
(a) M6-P2.



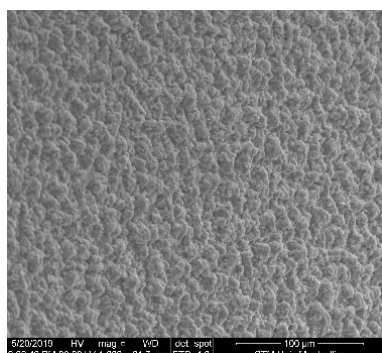
(b) M13-P1.



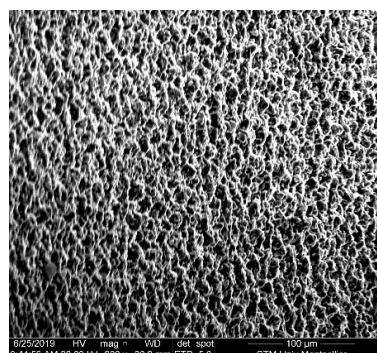
(b) M16-P2.



(a) M7-P3.



(b) M7-P4.



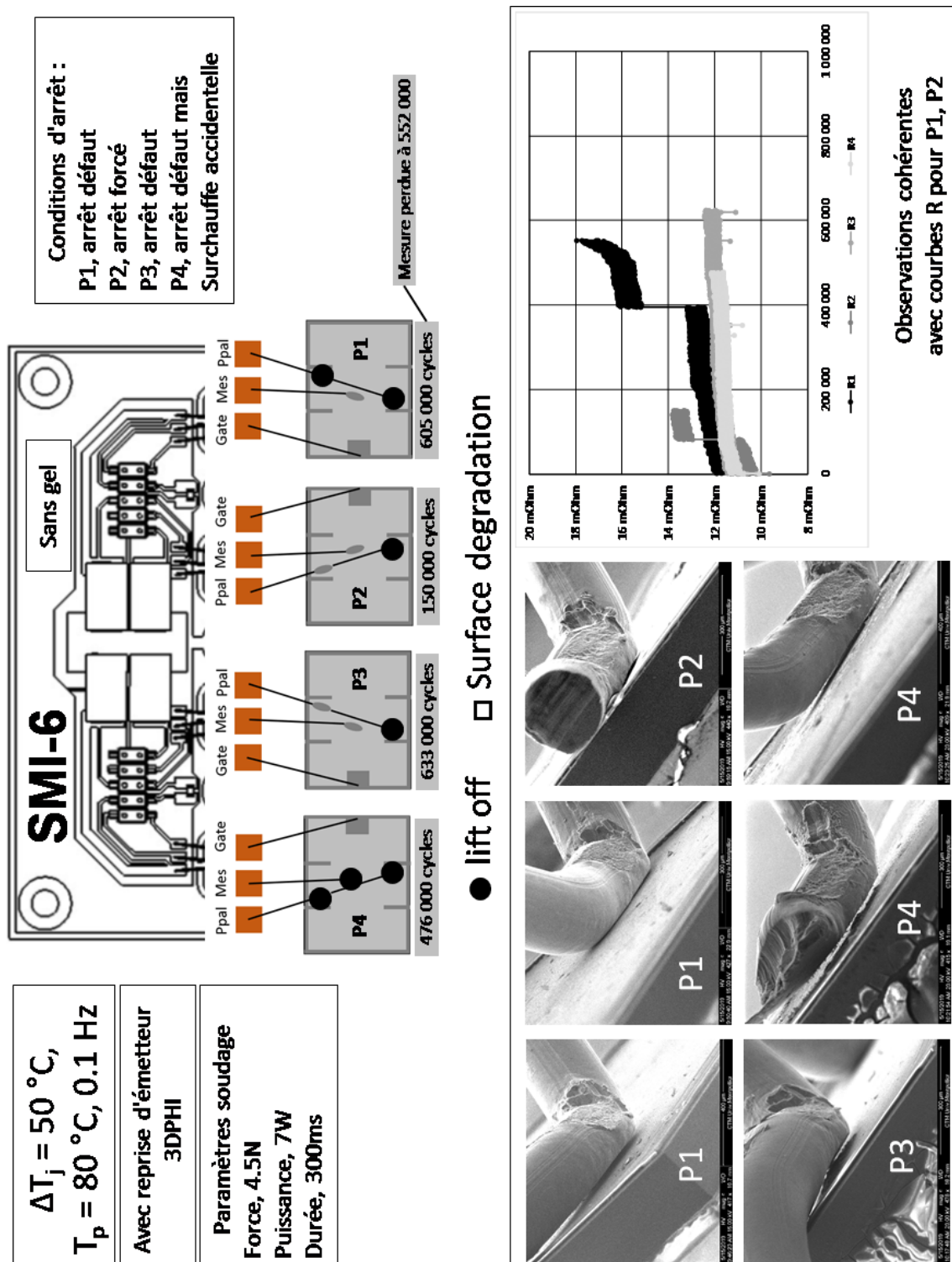
(b) M13-P1.

FIGURE 2.43: Images MEB M6, M7, M13 et M16.

Cela dit, différents points positifs sont à retenir de cette deuxième campagne d'essai :

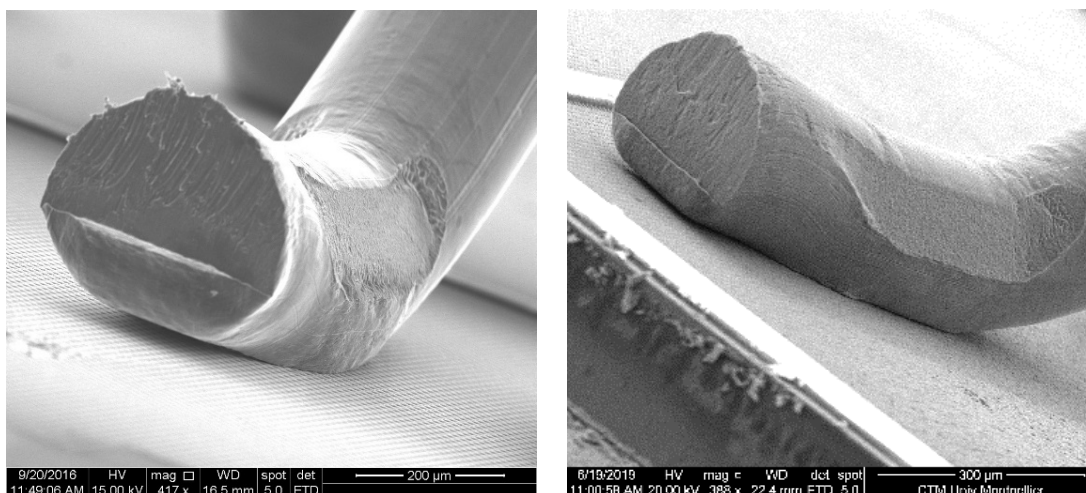
- La faisabilité et l'intérêt d'échantillons spécifiques sont démontrés.
- Les modes de dégradation attendus ont été observés dans certains cas.
- Ces essais mettent en évidence la compétition qui peut apparaître entre vieillissement des fils et vieillissement de la métallisation d'émetteur.
- Les mesures de résistance donnent globalement des informations pertinentes même si, du fait de la compétition précédemment évoquée, il n'est pas évident de déterminer à quelle partie attribuer la dérive.

Dans cette partie, nous avons extrait des résultats pour essayer de donner une vue d'ensemble. Il faut préciser que, pour chaque échantillon à partir de cette deuxième campagne, une fiche de test a été remplie. Un exemple est donné Figure 2.44. L'ensemble de ces fiches est consultable en Annexe B.



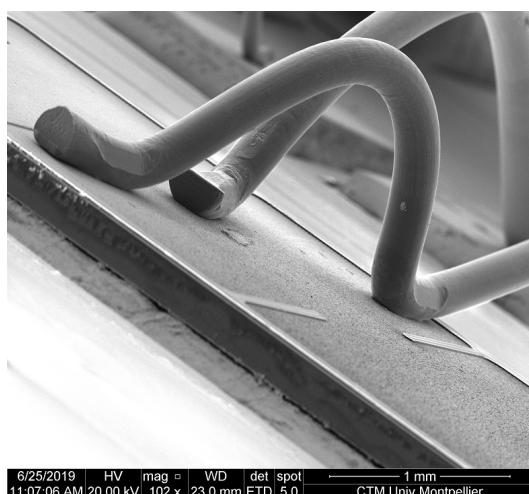
2.4.5 Troisième campagne de vieillissement

Considérant les difficultés rencontrées avec les précédents échantillons, qui paraissent imputables au câblage manuel et à l'incertitude qui en résulte, nous avons décidé de produire une nouvelle série d'échantillons avec des connexions plus "industrielles". La Société MICROSEMI® a accepté de réaliser l'implantation des fils de bonding avec une machine automatique et avec les paramètres standards pratiqués dans la fabrication de modules. Sept échantillons ont ainsi été réalisés, cinq avec reprises d'émetteur et deux sans reprise. La Figure 2.45 montre la nature des attaches ainsi obtenues en comparaison avec celles des modules utilisés dans les essais antérieurs. La forme et la qualité sont tout à fait similaires. Pour la majorité de ces échantillons, les puces ont été recouvertes de gel silicone.



(a) Module.

(b) Échantillon.



(c) Échantillon, plan large.

FIGURE 2.45: Échantillons câblés par MICROSEMI®.

Cinq de ces échantillons ont été soumis au même test de vieillissement à $1Hz$. Le Tableau 2.9 résume les résultats obtenus.

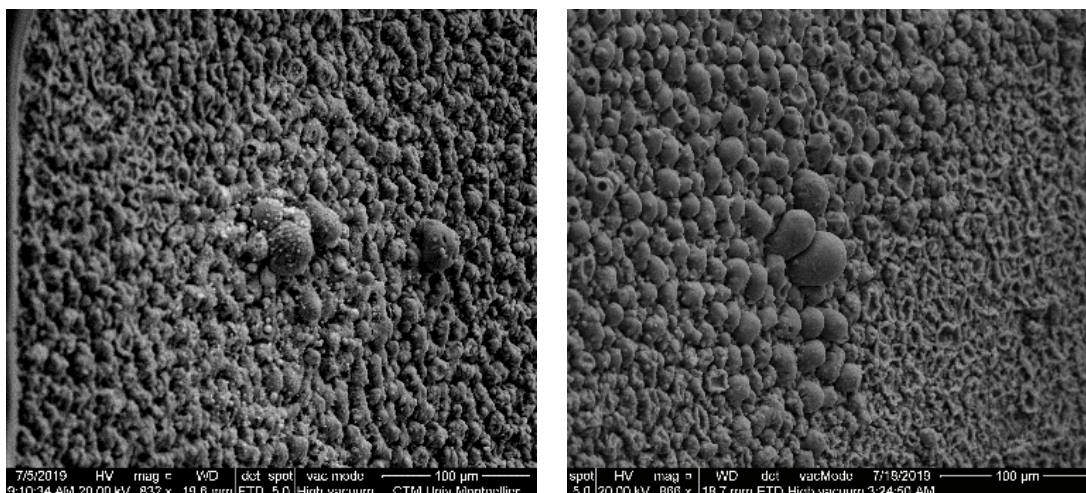
Échantillon	Puce	Durée de vie N_f (kcycles)	$\Delta R_b/R_{b0}$	Arrêt	Diagnostic
M8 (Reprise sans gel)	P1	1 592	9%	Défaut	Métallisation
	P2	1 683	10%	Court-circuit	Lift off
	P3	1 604	13%	Court-circuit	Métallisation
	P4	1 782	13.5%	Court-circuit	Métallisation
M9 (Reprise avec gel)	P1	1 663	11%	Forcé	Pas de dèf
	P2	1 663	8.5%	Forcé	Pas de dèf
	P3	1 663	5%	Forcé	Pas de dèf.
	P4	1 665	/	Forcé	Métallisation
M10 (Reprise avec gel)	P1	Non fonction.			
	P2	1 666	14%	Forcé	Métallisation
	P3	1 666	49%	Forcé	Lift-off
	P4	1 587	12.5%	Court-circuit	
M11 (Reprise avec gel)	P1	1 488	17%	Défaut	Métallisation
	P2	1 314	55%	Forcé	Lift-off/métal.
	P3	1 719	75%	Défaut	Métallisation
	P4	299	1.8%	Court-circuit	
M14 (Sans reprise sans gel)	P1	1 783	70%	Court-circuit	Non observée
	P2	1 836	32%	Défaut	Lift off ?/métal.
	P3	1 382	20%	Défaut	Lift off ?/métal.
	P4	2 345	42.5%	Défaut	Métallisation

 TABLE 2.9: Résultat échantillons 8, 9, 10, 11 et 14 - Cyclage $1Hz$.

Contrairement à nos espoirs, cette troisième vague de résultats n'a pas été dans le sens d'une meilleure convergence avec les observations effectuées sur les modules. Globalement, les attaches de bonding ainsi réalisées se sont révélées robustes et le mode de vieillissement principalement obtenu a été la dégradation des métallisations. Nous ne rentrerons pas ici dans une analyse détaillée de chaque échantillon mais nous allons résumer la situation à l'aide de quelques observations caractéristiques. Les "fiches de suivi" de l'ensemble de ces modules sont jointes en Annexe B.

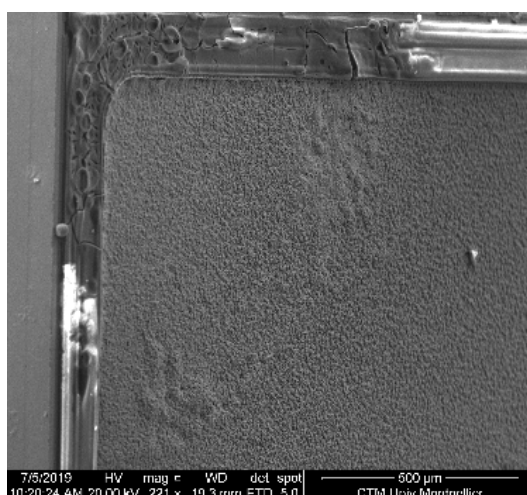
Le module M9 est le premier à avoir été mis en test. Considérant la durée de vie atteinte (environ 1 600 000 cycles), très au-delà des chiffres attendus, nous avons interrompu les essais dans l'idée de recueillir de premières informations par un passage au MEB. Cet examen a confirmé l'absence de défaut apparent sur les pieds de bonding et l'existence d'une dégradation avancée de la métallisation sur l'une des puces.

Pour les autres échantillons, les arrêts forcés correspondent à une variation brutale de la résistance mesurée. La dégradation de la métallisation d'émetteur est donc le mode de vieillissement qui ressort clairement de ces tests, à un degré qui conduit souvent à la destruction de la puce. La Figure 2.46 montre quelques exemples de telles dégradations.



(a) Métallisation M8-P1.

(b) Métallisation M14-P3.



(c) Métallisation M8-P4, plan large.

FIGURE 2.46: Exemple de dégradation de la métallisation.

Quelques levées de fils de bonding ont tout de même été observés. Dans le cas de M14, dont le test a été interrompu non par destruction mais par ouverture du circuit sur trois puces, il semble que les attaches n'étaient plus au contact de la métallisation mais ceci n'est pas apparu nettement lors du passage au MEB.

Quelques courbes de variation de résistances de contact sont données Figure 2.47. Les levées de bonding sont toujours bien mises en évidence par le dispositif de mesure. Toujours dans le cas particulier de M14, les mesures de résistance semblent suggérer le début du décollement des pieds avant la perte de contact observée sur trois des puces.

Parallèlement, ces différents résultats semblent indiquer que l'existence d'une reprise d'émetteur ou de gel recouvrant les puces ne modifie pas significativement l'évolution des dégradations. Ceci devrait néanmoins être confirmé sur un plus grand nombre d'échantillons.

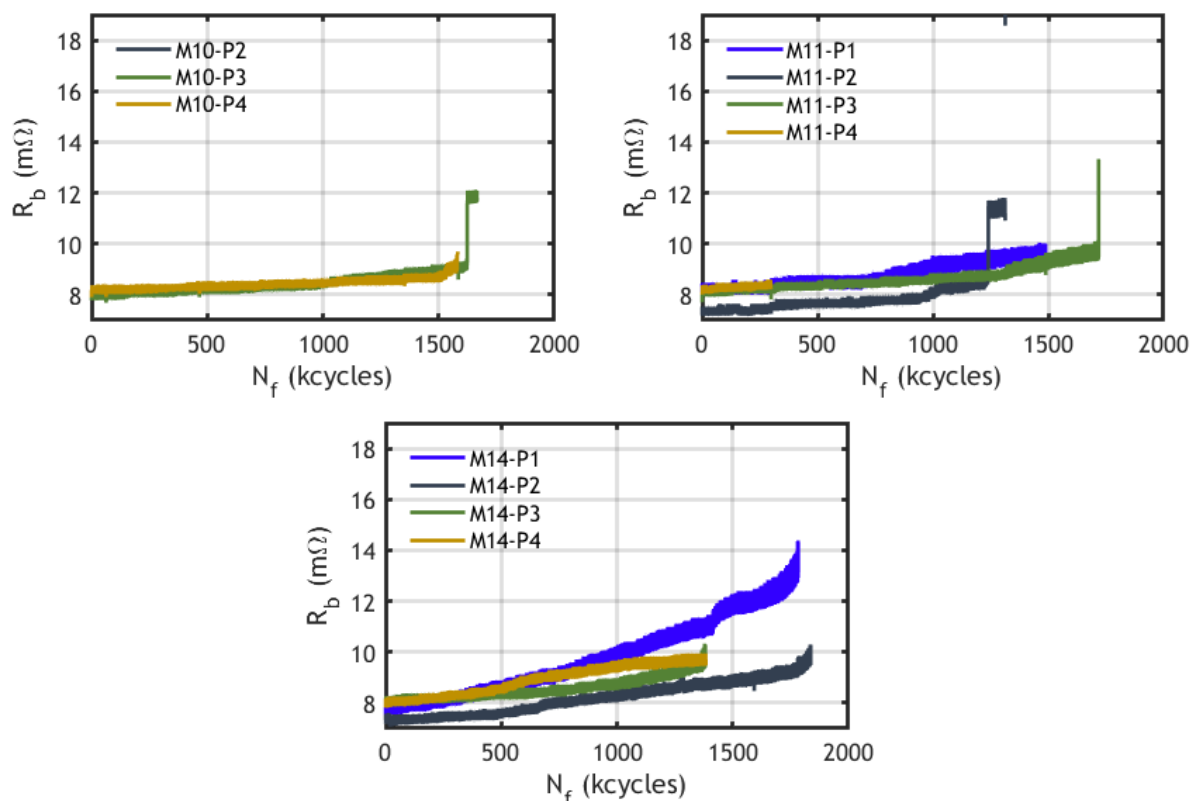


FIGURE 2.47: Variation de résistances pour M10, M11 et M14.

2.5 Conclusion sur les échantillons spécifiques

Rappelons que cette partie expérimentale avait pour objectif de démontrer la faisabilité d'échantillons spécifiques afin de mettre en place une option méthodologique des tests de vieillissement allant dans le sens d'une plus grande simplicité et parallèlement, d'une plus grande finesse d'observation des mécanismes de dégradation. Cette option a été développée ici pour le cas particulier des fils de bonding mais cette approche peut être certainement étendue à l'étude d'autres parties sensibles des assemblages et de nouvelles technologies en devenir. Mettre en œuvre des techniques expérimentales ciblées en parallèle de modélisations electro-thermo-mécaniques évoluées nous paraît être la bonne voie pour avancer sur le chemin ingrat de la compréhension et de la maîtrise des mécanismes de vieillissement touchant ces fonctions critiques que sont les composants de puissance à semi-conducteurs.

Le bilan de cette première tentative est relativement mitigé.

Aspects positifs

- La faisabilité de la réalisation d'échantillons spécifiques avec des moyens technologiques limités a été démontrée même si certaines étapes critiques peuvent nécessiter la mise en œuvre de moyens plus "industriels".
- Dans le même registre, l'intérêt de cette approche en terme d'instrumentation, de contrôle des conditions de test et de consommation énergétique a également été démontré.

- Potentiellement, en considérant l'hypothèse d'échantillons de technologie bien définie associée à un process de fabrication parfaitement maîtrisé, de nombreux essais peuvent être menés en parallèle, ce qui permet d'envisager des durées totales de test de quelques semaines.
- Si l'on fait abstraction de l'inévitable phase de développement et de mise au point des bancs, le "confort" d'usage est considérable et, compte-tenu des faibles puissances mises en jeu, les défaillances ont des conséquences très limitées, ce qui permet de faire fonctionner les bancs en continu avec un minimum de précaution.
- La mise en œuvre de mesures de suivi (ici les résistances de contact) est relativement aisée et peut prendre des formes très variables, les échantillons spécifiques pouvant être conformés à volonté.
- Les tests effectués ont donné des résultats relativement homogènes sur les derniers échantillons réalisés, câblés par la société MICROSEMI®. À défaut de correspondre à nos attentes en comparaison des données obtenues avec des modules industriels, ils semblent indiquer une bonne reproductibilité des contraintes thermiques appliquées et des modes de vieillissement tant en nature qu'en durée d'évolution.

Aspects négatifs et difficultés

- Les résultats obtenus sur les fils de bonding de ces échantillons sont très éloignés de ceux observés sur les modules industriels des précédentes campagnes. Si l'on considère uniquement les échantillons câblés par MICROSEMI®, le facteur sur la durée de vie des pieds de bonding est de trois dans l'hypothèse optimiste où l'on suppose être dans la zone de "pleine compétition" entre le vieillissement des zones d'attache et des métallisations. Si, pour des raisons technologiques (taille des puces sur les échantillons), le diamètre des fils n'est pas le même ($250\mu m$ au lieu de $300\mu m$), cette différence ne paraît pas être de nature à expliquer l'écart.
- Ce point doit être approfondi mais la reproductibilité de fabrication d'un nombre significatif d'échantillons est une difficulté réelle. Les deux zones sensibles ici sont les brasures des puces et les attaches des fils de bonding. Si les premières ne faisaient pas l'objet d'investigation, de la qualité et de la constance de leur réalisation dépend la reproductibilité des contraintes thermiques appliquées, à contraintes électriques fixées, et leur stabilité tout au long du test.

Commentaires et hypothèses

Malgré leur relative simplicité, la conception et la fabrication de ces échantillons ainsi que la mise en œuvre du banc de test associé ont pris du temps. Nous n'avons donc pas pu en tester suffisamment pour obtenir des données véritablement fiables. De surcroît, compte-tenu de la nouveauté de l'expérience, nous ne savions pas à quoi nous attendre et nous avons dû faire des choix dans une certaine improvisation au vu des résultats inattendus obtenus. Il y a donc beaucoup de configurations d'échantillons pour un assez faible nombre, ce qui ne facilite pas l'analyse. Pour la petite histoire, nos craintes initiales étaient que les fils de ces échantillons ne soient plus fragiles que ceux des modules industriels.

À ce stade, formuler des hypothèses pour expliquer l'écart constaté est donc difficile. On peut néanmoins lister les différences existant entre les modules pour tenter de donner des pistes :

- 1) Les puces IGBT des modules sont environ quatre fois plus grandes que les puces MOS utilisées dans les échantillons.

2) L'épaisseur de métallisation est de $4\mu m$ pour les puces IGBT des modules, en comparaison des $10\mu m$ de l'épaisseur de métallisation des puces MOS, cela reste relativement faible.

3) Les puces IGBT sont connectées via une dizaine de fils de bonding comportant une reprise. Le courant efficace circulant dans une puce lors des essais dans les mêmes conditions ($1Hz$, $\Delta T_j = 50^\circ C$, $T_r = 80^\circ C$) était d'environ $30A$ efficace, soit $3A$ efficace par fil, dans l'hypothèse d'une équi-répartition des courants. Ce courant est de l'ordre de $1A$ dans les puces MOS, dans la majorité des tests que nous avons effectués.

4) Le courant injecté dans les puces IGBT était obtenu via une modulation à une fréquence de découpage de l'ordre de $15kHz$, le courant dans les puces MOS est directement généré à la fréquence de $1Hz$.

A priori, les points 1 et 2 n'ont pas d'influence sur ce qui se passe au niveau des attaches et sur les fils en général. De même, pour le point 4, il paraît très improbable que le courant pulsé à $15kHz$ dans les fils joue un rôle, les constantes de temps thermiques étant très supérieures à la période correspondante. Le point 3 est très certainement à considérer. De fait, nous avons modifié les conditions d'essai de l'un des échantillons pour atteindre le niveau de courant des modules (tension plus faible) mais sans résultat apparent. Cela dit, cet essai isolé est insuffisant pour statuer.

En conclusion, nous n'avons pas identifié la ou les raisons de cette différence de comportement. C'est évidemment un problème pour le développement de la méthodologie envisagée et d'autres travaux seront donc nécessaires pour avancer sur cette question.

Chapitre 3

Modélisation électro-thermo-mécanique

3.1 Contexte général

Le chapitre précédent fait état de l'ensemble des tests de vieillissement effectués sur des modules de puissance ou échantillons spécifiques destinés à étudier la fatigue des fils de connexion. Cette étape d'observation est nécessaire à toute étude de fiabilité. Elle permet de mettre en avant les mécanismes de défaillance et leur dépendance en fonction des contraintes d'origine électrique et/ou thermique sur ce vieillissement. Néanmoins ces études expérimentales ne sont qu'une composante de la méthodologie à mettre en place pour mieux appréhender la problématique de la fatigue des connexions et comprendre les mécanismes responsables des dégradations. Un point essentiel est l'analyse des phénomènes basée sur une modélisation physique et numérique des mécanismes mis en jeu. Des simulations numériques sont indispensables pour prendre en compte les couplages multiphysiques et déterminer quantitativement les distributions des contraintes mécaniques et l'effet des paramètres thermiques sur le vieillissement (i.e. la fatigue en mécanique).

Comme évoqué plus haut, le vieillissement des connexions dans les modules de puissance est un problème multiphysique (Figure 3.2). La dégradation de la connexion entre la puce et les fils de bonding est due à l'apparition de contraintes d'origine mécanique. Les composants de puissance tels que ceux utilisés présentent des pertes d'origine électrique. Ces sources de dissipation entraînent un cyclage thermique dit actif des puces pouvant atteindre des dizaines de degrés. Par conduction thermique, les échauffements des puces se retrouvent au niveau des attaches créant ainsi des efforts induits par une dilatation thermique différentielle entre les divers constituants du module et notamment à l'interface puce-métallisation-bonding. L'aluminium de la métallisation et celui du fil de bonding sont considérés comme étant de même nature, par conséquent ces deux constituants ont un comportement identique sous l'influence d'un cyclage thermique (même cycle de dilatation compression). Il en résulte une interface contrainte au niveau de la jonction puce/métallisation.

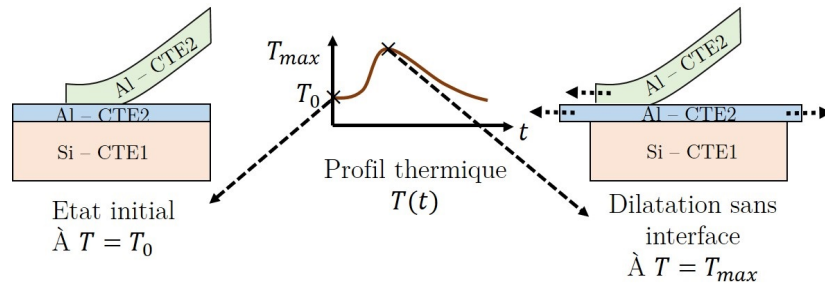


FIGURE 3.1: Thermodilatation différentielle.

Les matériaux constituant la puce et la métallisation/bonding présentent des coefficients de dilatation thermique (CTE) différents. Le silicium présente un CTE faible ($2.1ppm/^{\circ}C$) qui permet de considérer ce dernier comme thermiquement peu déformable avec un comportement purement élastique, sa limite d'élasticité étant élevée ($70MPa$). A contrario, l'aluminium présente un CTE de $26ppm/^{\circ}C$ avec un comportement élasto-visco-plastique, la limite d'élasticité étant de l'ordre de $30MPa$. Pour schématiser, nous avons affaire ici à une liaison constituée d'un matériau élastique peu dilatable à forte raideur et d'un matériau dilatable ductile, prêt à se déformer de façon anélastique. La Figure 3.1 gauche montre l'assemblage sans contrainte thermique et celle de droite illustre schématiquement l'effet du chargement thermique (au centre) sur un assemblage puce-métallisation-bonding.

Cette première schématisation, simpliste, a tout de même pour vertu de mettre en avant la différence de dilatation entre les deux matériaux qui aura pour effet de générer sous chargement thermique des contraintes importantes à l'interface et fatiguera en conséquence l'assemblage cycle après cycle.

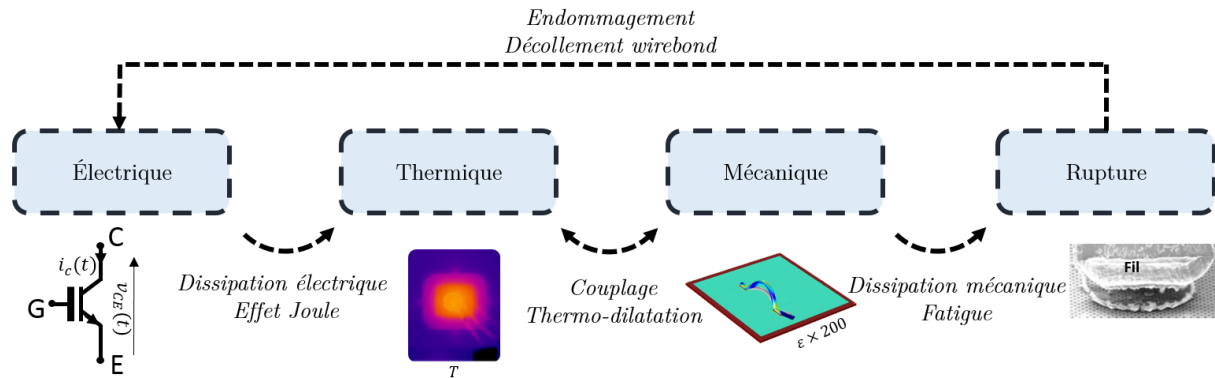


FIGURE 3.2: Couplage Multiphysique du problème de vieillissement des connexions.

L'étude de la fiabilité des composants électroniques est un enjeu important dans de nombreux secteurs et notamment dans le domaine du transport (véhicules électriques). Les composants embarqués doivent présenter un taux de défaillance relativement faible malgré leur utilisation dans un environnement hostile et des conditions d'usage très sévères. De nombreux modèles de durée de vie ont été élaborés pour aider à estimer le vieillissement des composants. On citera par exemple le modèle de Weibull ou encore Coffin-Manson [Jac17] [Ram00]. L'ensemble de ces modèles demande une estimation des déformations et/ou de l'énergie de déformation anélastique qui ne peut être obtenue bien souvent, en situation industrielle, qu'à l'aide de simulations numériques, une fois un modèle de comportement identifié expérimentalement.

Simuler les mécanismes de dégradation des fils de bonding demande donc d'avoir une connaissance des lois de comportement des matériaux constitutifs des liaisons. La simulation s'appuiera naturellement aussi sur les équations dites de bilan (masse, mouvement, énergie) qui localement sont formulées sous forme d'équations aux dérivées partielles (EDP). La suite de ce chapitre sera consacrée à la présentation des divers phénomènes en présence. Pour des géométries aussi complexes que celle du module IGBT et une physique comprenant des aspects électriques, thermiques et mécaniques, il est illusoire de chercher à mettre en place une solution analytique. Les simulations par éléments finis sont alors une solution robuste pour étudier les mécanismes mis en jeu ici. Afin de pouvoir s'appuyer sur les résultats numériques issus des simulations, non seulement une mise en place complète des équations de comportement est indispensable mais l'identification des paramètres du modèle comportemental via l'expérience doit avoir été faite. C'est pourquoi, des essais en traction ont été réalisés afin d'identifier un modèle de comportement pour l'alliage d'aluminium constitutif des fils de bonding. Les résultats de ces essais seront présentés dans ce même chapitre. La suite sera consacrée à la réalisation des simulations électro-thermo-mécaniques de l'interface brasure-puce-métallisation-bonding. Au cours de ce chapitre, la démarche de modélisation et de simulation sera détaillée avec, notamment, les simplifications effectuées au travers d'opérateurs de couplage, et la vérification de la pertinence de ces simulations, avant de passer à l'analyse critique des résultats, leur exploitation et la comparaison avec les résultats expérimentaux.

L'impact des paramètres géométriques et/ou électriques thermiques est important dans les mécanismes de vieillissement. Ces simulations sont donc indispensables pour comprendre leurs effets. C'est l'objectif de la fin de ce chapitre.

3.2 Couplage électro-thermo-mécanique

Avant de passer à un volet consacré à la mise en œuvre des simulations numériques permettant de décrire les phénomènes électro-thermo-mécaniques mis en jeu dans le vieillissement des connexions, il est important de détailler les outils utilisés et de mettre en équation le problème étudié. Nous allons voir comment gérer le couplage entre les 3 domaines physiques : en effet, le fonctionnement électrique entraîne des échauffements thermiques qui, *via* des mécanismes de thermo-dilatabilité, entraînent des champs de contraintes mécaniques dans le pied de bonding qui, à leur tour, déforment irréversiblement voire endommagent le module, modifiant ainsi la distribution du courant.

3.2.1 Outils électriques

À la source du problème de vieillissement des connexions, on retrouve les pertes d'origine électrique. De par leur nature, les composants de l'électronique de puissance présentent des imperfections qui conduisent à la génération de pertes par conduction et commutation et sont donc des sources de dissipations électriques.

Les composants dont il est question ici, sont utilisés en commutation et constituent des interrupteurs électroniques. Lorsque l'un de ces composants est commandé, il est parcouru par un courant I imposé par la charge, générant localement une densité de courant J dans la puce semi-conductrice à travers une surface ∂S . Cette densité de courant crée alors un champ électrique E_e entraînant une différence de potentiel électrique notée V .

Ces grandeurs sont reliées entre elles par les équations fondamentales suivantes :

$$I = \iint \vec{J} \cdot \vec{\partial S} \quad (3.1)$$

$$\vec{J} = \sigma_{elec} \cdot \vec{E}_e \quad (3.2)$$

$$\vec{E}_e = -\vec{\nabla} V \quad (3.3)$$

σ_{elec} étant ici la conductivité électrique du matériau. Pour le cas de puces semi-conductrices, cette grandeur varie en fonction de la tension appliquée sur la grille. C'est en jouant sur cette propriété que nous pouvons réguler le courant circulant dans les échantillons (Chapitre 2).

La circulation du courant dans la puce correspond à un déplacement des porteurs de charge dans le matériau. Ces charges en mouvement interagissent avec les atomes constituant la puce, qui vont présenter une résistance aux déplacements dissipant (i.e. transformant en chaleur) ainsi une partie de leur énergie électrocinétique.

Il s'agit de l'effet Joule. On peut calculer facilement cette source volumique dissipative s_{cond} à l'aide de l'équation :

$$s_{cond} = \vec{J} \cdot \vec{E}_e \quad (3.4)$$

On peut calculer cette source P_{cond} de manière globale en intégrant cette dernière expression sur le volume de la puce V . On parlera alors de pertes par conduction.

$$P_{cond} = \iiint \vec{J} \cdot \vec{E}_e \cdot \vec{\partial v} \quad (3.5)$$

Les électroniciens préfèrent utiliser l'expression :

$$P_{cond} = V.I \quad (3.6)$$

Les pertes par conduction ne sont pas les seules sources électriques entraînant un cyclage thermique, on retrouve aussi les pertes par commutation. Lors de l'amorçage et du blocage d'un composant de puissance, la commutation n'est pas parfaite. En effet, les charges mettent un certain temps à se déplacer lors de la commutation. Durant cette phase, on retrouve simultanément une tension et un courant aux bornes de la puce et donc une puissance dissipée. On parle alors de pertes par commutation (Figure 3.3).

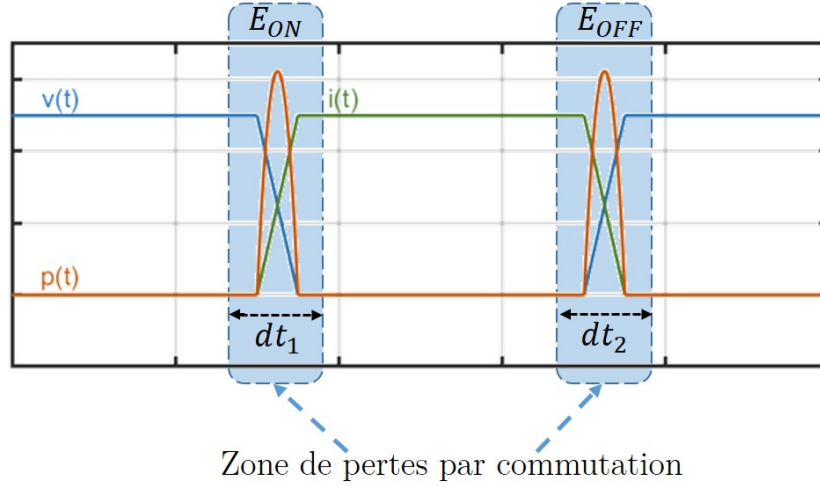


FIGURE 3.3: Pertes par commutation dans une puce.

On peut calculer l'énergie consommée lors d'une commutation se produisant sur un intervalle dt (dt_1 ou dt_2) tels que :

$$E_{comm} = \int v(t).i(t).dt \quad (3.7)$$

On peut en déduire les énergies E_{ON} et E_{OFF} , correspondant respectivement aux énergies dissipées lors de l'amorçage et du blocage du transistor. La présentation est réalisée ici sur une période de découpage, il est évident que ces pertes évoluant avec le courant, ces énergies doivent être évaluées pour chaque période. Dans le cas d'un cyclage thermique basse fréquence, comme nous l'étudions ici, les oscillations de température à l'échelle de la période de découpage sont négligeables. On peut donc s'intéresser à la puissance moyenne due aux commutations :

$$P_{comm} = \frac{d(E_{ON} + E_{OFF})}{dt} \quad (3.8)$$

$$= \frac{(E_{ON} + E_{OFF})}{T_{dec}} \quad (3.9)$$

$$= F_{dec} \times (E_{ON} + E_{OFF}) \quad (3.10)$$

Si l'on s'intéresse aux sources locales :

$$s_{comm} = \vec{j} \cdot \vec{E}_e \quad (3.11)$$

Cette équation est valable durant la phase de commutation. Les simulations par éléments finis ne prendront pas en compte les énergies dissipées dues aux commutations donc un calcul global de ces pertes est réalisé de manière littérale et injecté, *via* une condition de source de chaleur, sous la forme :

$$s_{comm} = \frac{P_{comm}}{V} \quad (3.12)$$

En règle générale, les énergies de commutation sont données par les fabricants en fonction du courant, tension, résistance de grille. On obtient alors des sources électriques correspondant à la somme des pertes par conduction et commutation :

$$P_{elec} = P_{cond} + P_{comm} \quad (3.13)$$

3.2.2 Outils thermiques

Les sources électriques définies dans la partie 3.2.1 entraînent des variations de température de l'ensemble des constituants d'un module. Cependant, les sources de dissipation électrique ne sont pas les seules sources créant des variations de température au sein du module. On va retrouver des sources d'origine mécanique. Lors des cycles mécaniques, on retrouve une source associée au couplage thermoélastique dont le signe varie au cours d'un cycle et une source dissipative (toujours positive) induite par les déformations anélastiques. Le détail de ces sources d'origine mécanique sera présenté dans la partie 3.2.3 "outils mécaniques".

Le terme "source globale de chaleur s " peut donc s'écrire comme la somme de sources électriques s_{cond} et s_{comm} (pertes par conduction et commutation) et de sources mécaniques liées à la thermoélasticité s_{elast} et la thermo-visco-plasticité s_{vp} :

$$s = s_{cond} + s_{comm} + s_{elast} + s_{vp} \quad (3.14)$$

Concernant les propriétés thermophysiques, chaque matériau constitutif sera caractérisé par une conductivité thermique isotrope notée k exprimée en $[W/(m.K)]$ et une capacité calorifique dite à pression constante C_p exprimée en $[J/(kg.K)]$ et une masse volumique ρ exprimée en $[kg/(m^3)]$. La conductivité thermique d'un matériau permet de caractériser son comportement lors du transfert par conduction.

La capacité thermique à pression constante traduit, quant à elle, l'aptitude d'un matériau à emmagasiner une énergie calorifique. Plus le produit ρC_p est important et plus, pour une différence de température donnée, la chaleur stockée/libérée (suivant le signe de cette différence) sera grande. On retrouve le terme source s , s'exprimant en $[W/m^3]$, dans l'équation de la chaleur s'écrivant sous sa forme locale :

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} + \nabla(-k \nabla T) = s \quad (3.15)$$

Avec T la température absolue exprimée en $[K]$. Dans l'expression précédente, on voit apparaître $\nabla(-k\nabla T)$, qui correspond à la divergence du produit de k par le gradient de la température.

Si on se limite à une dimension, on obtient :

$$\nabla(-k\nabla T) = \nabla(-k \cdot \frac{\partial T}{\partial x}) \quad (3.16)$$

$$= \frac{\partial(-k \cdot \frac{\partial T}{\partial x})}{\partial x} \quad (3.17)$$

$$= -k(\frac{\partial k}{\partial x} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + k \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial^2 x}) \quad (3.18)$$

Dans les cas envisagés, la grandeur k est supposée constante dans le matériau ce qui permet d'écrire (conduction homogène de la chaleur) :

$$\nabla(-k\nabla T) = -k \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial^2 x} = -k\Delta T \quad (3.19)$$

L'équation de la chaleur selon Fourier devient dans notre cas :

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} - k\Delta T = s \quad (3.20)$$

Dans la littérature [Pas07], on voit souvent l'équation de la chaleur exprimée sous la forme :

$$\rho C_p \frac{d\theta}{dt} - k\Delta\theta = s \quad (3.21)$$

où la grandeur θ est une variation de température correspondant aux oscillations de température ($T - T_0$) durant le cyclage thermique, T_0 étant une température de référence, constante prise à un instant t_0 . L'équivalence des équations (3.20) et (3.21) est alors évidente.

Il est important de comprendre la différence entre T et θ . La seconde grandeur joue un rôle particulier dans la mesure où c'est elle qui interviendra dans la modélisation du couplage thermoélastique par le biais de la dilatation thermique.

Avant de passer à la suite de la description des effets thermiques, quelques précisions sont nécessaires à propos des phénomènes de convection. La convection est un transfert d'énergie calorifique *via* le mouvement d'un fluide.

Il peut être naturel (variation de masse volumique suite à des différences de températures) ou forcé (mouvement provoqué par un système extérieur comme un ventilateur par exemple). Les bancs de test utilisés durant la thèse sont tous les deux équipés d'un système de ventilation (avec radiateur ou non). Nous avons donc un refroidissement par convection forcée.

Pour éviter d'avoir recours durant les simulations à des outils de la mécanique des fluides pouvant être coûteux en temps et en mémoire ordinateur, nous utilisons un coefficient h_{conv} permettant de récapituler les échanges par convection entre les composants électroniques et l'air environnant. Le flux de chaleur surfacique évacué par convection peut être calculé en utilisant la relation :

$$q_0 = h_{conv} \times (T_s - T_{ext}) \quad (3.22)$$

Avec h coefficient de convection en $[W/(m^2.K)]$, T_s et T_{ext} respectivement la température à la surface du composant et la température extérieure en $[^\circ C]$. Le flux ainsi calculé est utilisé comme condition aux limites dans les outils éléments finis. En effet, sur la surface où s'applique cette condition, on écrit une condition à la limite mixte de type Fourier (ou Robin) de la forme :

$$-k \vec{\nabla} T_s = h_{conv} \times (T_s - T_{ext}) \vec{n} \quad (3.23)$$

où $\vec{n}$ est le vecteur normal extérieur à la surface du solide. L'utilisation de l'équation 3.23 est classique en thermique. Elle nous a en particulier permis de rendre compte des échanges thermiques au niveau du dissipateur *via* un seul coefficient h_{conv} .

Pour résumer, le couplage électrothermique se fait *via* le calcul de sources électriques qui se manifestent thermiquement par effet Joule dans le matériau. La dissipation électrique est un phénomène irréversible (source toujours positive). Ces sources créent des échauffements thermiques au sein des composants selon l'équation (3.20).

3.2.3 Outils mécaniques

Comme évoqué lors de la présentation du contexte général, la dégradation de la connexion entre la puce et les fils de bonding est due à des contraintes d'origine thermomécanique. Ces contraintes sont induites par la différence de coefficients de dilatation entre la puce en silicium et l'ensemble métallisation/bonding en aluminium et par les conditions aux limites qui peuvent empêcher certaines déformations. En effet, sous cyclage thermique, la réponse des matériaux à une même variation de température est différente entraînant au niveau de la liaison des contraintes mécaniques. Pour analyser les champs de contrainte et de déformation régnant au sein de la structure, nous avons besoin des outils de la mécanique des milieux continus (MMC) : tenseur des contraintes, tenseur des déformations, formulation du principe fondamental de la statique (PFS), et des lois permettant de caractériser le comportement des différents matériaux.

Les principaux concepts de base de la MMC sont très brièvement rappelés dans ce qui suit et mis en relation avec les mécanismes mis en jeu dans la dégradation des connexions des modules de puissance.

Lorsqu'un matériau est soumis à une sollicitation mécanique, la description des efforts intérieurs utilise le concept de tenseur appelé tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$ dont les composantes dans une base donnée sont notées σ_{ij} . Dans un cube élémentaire δv , on illustre ces composantes *via* l'équilibre du petit cube (figure 3.4).

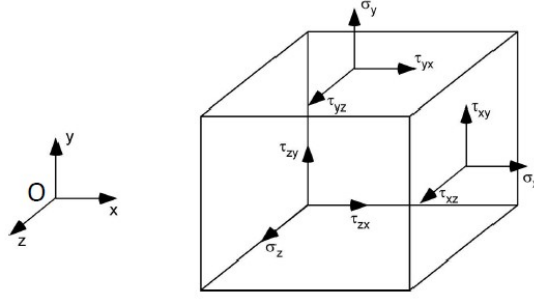


FIGURE 3.4: Composantes de la matrice représentative du tenseur σ des contraintes dans un élément δv par rapport au repère $(0, x, y, z)$.

Ces grandeurs peuvent être représentées dans le repère (O, x, y, z) sous forme d'une matrice du tenseur de contraintes. La représentation sous forme matricielle est la suivante :

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad \begin{aligned} \sigma_{ij} &= \sigma_{ji} & \forall i, j \\ \sigma_{ij} &= \sigma_i & \text{si } i = j \\ \sigma_{ij} &= \tau_{ij} & \text{si } i \neq j \end{aligned} \quad (3.24)$$

Les termes σ_{ij} correspondent aux composantes normales et les termes τ_{ij} aux composantes de cisaillement. La symétrie du tenseur des contraintes provient du PFS et permet de vérifier l'équilibre (en moment) du système mécanique [Coi13].

Physiquement, ces contraintes mécaniques sont reliées au caractère déformable des corps. La mécanique des milieux continus utilise encore à ce niveau la notion de tenseur. Sans rentrer dans les détails, nous admettrons pouvoir rester ici dans une description cinématique simple, celle des petites transformations où la configuration déformée (appelée configuration d'Euler), reste toujours très proche de la configuration initiale (configuration de Lagrange). On peut alors montrer que l'on peut se contenter du tenseur gradient de déplacement, ou plutôt de sa partie symétrique, que l'on notera ϵ :

$$\epsilon = \frac{1}{2}(\mathbf{H} + \mathbf{H}^T) \quad (3.25)$$

où $\mathbf{H} = \partial \mathbf{U} / \partial \mathbf{x}$, $\mathbf{U}$ est le champ de vecteur déplacement et $\mathbf{x}$ le vecteur position des particules. Comme pour le tenseur des contraintes, le tenseur des déformations possèdera une matrice représentative dans une base dont les composantes seront notées ϵ_{ij} .

L'un des objectifs de la mécanique des solides est d'arriver à établir, via une analyse expérimentale et théorique, les lois de comportement des matériaux. Un modèle de comportement s'appuie sur un système d'équations différentielles ou algébriques (d'ordre dépendant du cas considéré) permettant de relier l'histoire des déformations à celle des contraintes et réciproquement. Ces modèles se développent de plus en plus souvent dans un cadre thermomécanique où MMC et TPI (Thermodynamique des Processus Irréversibles) sont utilisées simultanément. Dans ce cadre, il est alors possible d'utiliser d'autres variables (d'états) descriptives (e.g. température, déformation viscoplastique, ...), en plus des contraintes et des déformations.

On peut citer quelques grandes classes de comportement souvent mentionnées dans la littérature comme les lois purement élastiques, les lois élasto-plastiques ou encore élasto-visco-plastiques. Le choix de la loi à implémenter dans le logiciel de simulation par éléments finis va dépendre des propriétés physiques du matériau (module de Young E , coefficient de dilatation thermique CTE, limite d'élasticité...) mais aussi du type de sollicitation mécanique du matériau (amplitude des déformations ou des contraintes envisagée, vitesse du chargement, niveau de température, ...). La figure 3.5 présente schématiquement la réponse d'une éprouvette de comportement élasto-plastique pour un solide en traction uniaxiale.

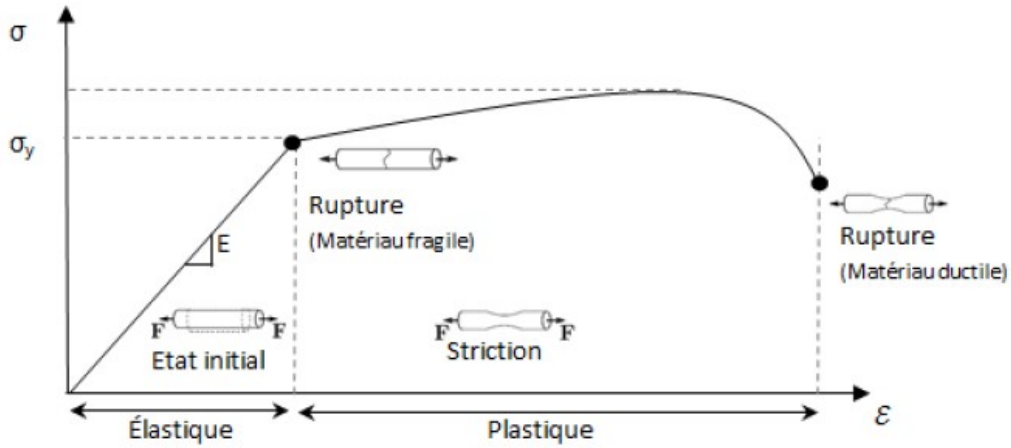


FIGURE 3.5: Caractéristique contrainte-déformation en traction d'un matériau [BB08].

On distingue là, deux types de réponses. La première montre une réponse linéaire réversible entre contrainte et déformation et est associée à un comportement élastique. Une image rhéologique simple 1D de cette loi est le ressort.

Élastique

$$\sigma = E\epsilon \quad (3.26)$$

E étant le module de Young (module d'élasticité).

FIGURE 3.6: Modèle rhéologique purement élastique.

D'un point de vue tridimensionnel, le comportement linéaire élastique est décrit par la loi de Hooke (Equation 3.27, 3.28).

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot \epsilon_{kl} \quad (3.27)$$

Avec σ_{ij} le tenseur des contraintes, ϵ_{kl} le tenseur des déformations et C_{ijkl} la matrice des raideurs (associée à un tenseur d'ordre 4) permettant le passage des déformations aux contraintes. Une représentation «2D» de ce tenseur passe par une réorganisation des composantes du tenseur des contraintes et déformations. La loi élastique linéaire isotrope s'écrit parfois sous la forme :

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{yz} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1-2\nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1-2\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1-2\nu \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yz} \end{bmatrix} \quad (3.28)$$

La grandeur ν correspond au coefficient de Poisson permettant de rendre compte de la contraction du matériau dans la direction perpendiculaire à l'effort appliqué. Cette matrice des raideurs est souvent exprimée en introduisant les grandeurs λ et μ appelées paramètres de Lamé qui sont directement liées à E et ν .

$$\lambda = \frac{E \times \nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad \text{et} \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (3.29)$$

La 2^{de} partie de la réponse du matériau (fig.3.5) correspond à un comportement élasto-plastique. Sur le seuil d'élasticité, noté σ_y , le matériau durcit (écrouissage positif), des transformations microstructurales irréversibles s'opèrent (e.g. augmentation de la densité de dislocations) et des déformations permanentes apparaissent. On dit que le matériau plastifie. Les déformations sont alors en partie irréversibles et la limite d'élasticité évolue. D'un point de vue numérique, les logiciels proposent plusieurs critères pour évaluer le passage dans le domaine plastique. Les deux critères les plus connus sont les critères de von Mises et de Tresca valables pour un écrouissage isotrope (ce sera le cas pour nos études). Les grandeurs calculées pour établir ces critères sont dérivées de l'ensemble des composantes du tenseur des contraintes afin d'être applicable à tout type de chargement.

La contrainte équivalente de von Mises, liée à l'énergie de déformation élastique, peut être calculée suivant l'expression (3.30) :

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} \quad (3.30)$$

La contrainte équivalente par von Mises prend en compte l'ensemble des composantes du tenseur des contraintes (traction, compression, cisaillement). La contrainte de Tresca ne concerne que la contrainte de cisaillement élastique maximal.

$$\bar{\sigma} = \max(|\sigma_I - \sigma_{II}|, |\sigma_{II} - \sigma_{III}|, |\sigma_I - \sigma_{III}|) \quad (3.31)$$

Les deux critères donnent des résultats plutôt proches voire identiques en plusieurs points de l'espace des contraintes. Le choix de tel ou tel critère peut être fait en s'appuyant sur des données expérimentales ou, plus pragmatiquement, pour des raisons de commodité (von-Mises est régulier, Tresca est analytiquement simple). Les composantes σ_I , σ_{II} , σ_{III} sont appelées contraintes principales. Les contraintes peuvent être exprimées dans une base (appelée base principale) telle que :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} \sigma_I & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{II} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{III} \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

Pour nos études, nous avons choisi d'utiliser la contrainte de von Mises. Cette grandeur est liée au second invariant du tenseur déviatorique des contraintes.

Pour un matériau plastique parfait (sans écrouissage), le critère de plasticité de von Mises s'écrit :

$$f(\bar{\sigma}) = \bar{\sigma} - \sigma_y \quad (3.33)$$

- Si $f(\bar{\sigma}) < 0$, le matériau est alors dans le domaine élastique ;
- Si $f(\bar{\sigma}) = 0$, le matériau est alors dans le domaine plastique.

Les sollicitations thermiques créent un chargement mécanique cyclique, via le caractère thermodilatable des matériaux. Nous introduirons cet effet ci-après. Lors de chaque cycle, suivant l'intensité des oscillations thermiques, le matériau peut présenter une déformation élastique ou une déformation irréversible plastique. On décomposera, dans le cadre des petites transformations, la déformation globale en $\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p$ correspondant à la somme des déformations élastiques et plastiques. Si on se place dans le cadre d'une sollicitation uniaxiale avec un écrouissage linéaire isotrope, la courbe contrainte-déformation peut être associée au modèle rhéologique de la figure 3.7.

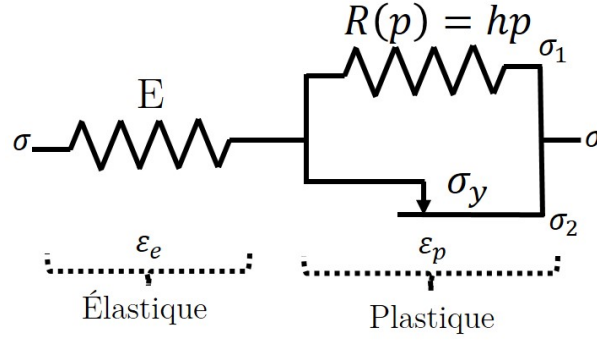


FIGURE 3.7: Modèle rhéologique élasto-plastique à écrouissage isotrope (Prager [Lat07]).

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon_e + \varepsilon_p \\ \sigma &= E(\varepsilon - \varepsilon_p) \\ \sigma &= (\sigma_1 + \sigma_2) \end{aligned} \quad (3.34) \quad \varepsilon_p = \begin{cases} 0 & \text{si } |\sigma - \sigma_1| < \sigma_y \\ 0 & \text{si } |\sigma - \sigma_1| = \sigma_y \text{ et } \frac{d|\sigma - \sigma_1|}{dt} < 0 \\ \frac{\dot{\sigma}}{h} & \text{si } |\sigma - \sigma_1| = \sigma_y \text{ et } \frac{d|\sigma - \sigma_1|}{dt} = 0 \end{cases} \quad (3.35)$$

Ce modèle permet d'introduire la notion d'écrouissage et de rendre compte des déformations irréversibles d'un matériau. L'écrouissage correspond au durcissement d'un matériau sous l'effet de sa déformation plastique. À travers les trois schémas de la Fig.3.8, on peut analyser le comportement d'un solide (bonding) lors d'un cycle de charge-décharge avec écrouissage.

Durant la plastification, un module tangent apparaît (constant dans le cas présent). Si l'on reste avec cet écrouissage dit linéaire on montre que :

$$\dot{\sigma} = E_T \dot{\varepsilon} \text{ avec } E_T = \frac{E \times h}{E + h} \quad (3.36)$$

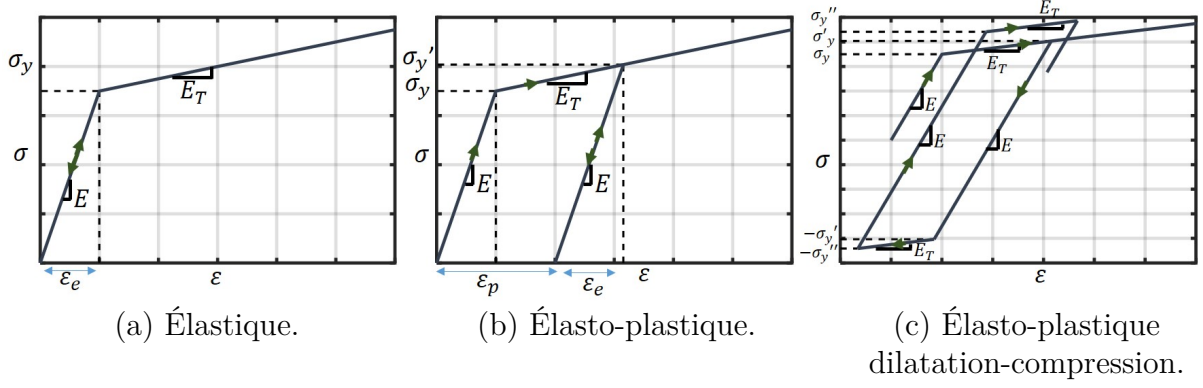


FIGURE 3.8: Illustration d'un comportement élasto-plastique à écrouissage isotrope lors de cycles de dilatation-compression

Lors de la première sollicitation, le matériau se déforme élastiquement (Figure 3.8 (a)). Lorsque la contrainte dépasse la limite élastique σ_y , le matériau plastifie déplaçant de façon irréversible la frontière du domaine élastique et engendrant une déformation irréversible. Cette déformation modifie la limite d'élasticité passant alors de σ_y à σ'_y . Lors de la décharge suivante, le matériau reste sur une droite de pente E (retour élastique sans endommagement) dont σ'_y est la nouvelle origine. Par convention, nous considérerons les pressions négatives lors de la compression (au contraire de la mécanique de fluides). Lors de cette compression, le comportement peut rester élastique mais peut aussi devenir plastique si en valeur absolue la contrainte devient supérieure à σ'_y (modèle isotrope). C'est le cas pour les fils de bonding. Cette nouvelle déformation plastique modifie alors la limite d'élasticité passant de σ'_y à σ''_y . Lors de la fin de cette phase de compression, une nouvelle sollicitation apparaît et un cycle recommencera avec une élasticité E et une limite d'élasticité σ''_y . La pente de plasticité ne varie pas lorsque le modèle est élasto-plastique linéaire et reste égale à E_T . Dans les simulations, un modèle à écrouissage isotrope non linéaire a été choisi à la suite des essais de traction (cf partie 3.5.1).

Pour illustrer ce comportement élasto-plastique, nous avons choisi un modèle rhéologique comprenant un patin σ_y et un ressort de raideur variable $R(p)$, correspondant à un modèle de plasticité non linéaire. Des essais en traction peuvent être effectués pour analyser le comportement plastique. On peut alors utiliser un autre modèle plus proche de l'écrouissage des métaux. Le modèle d'écrouissage de Voce permet de mieux caractériser la saturation progressive de l'écrouissage [Voc55]. L'évolution de $R(p)$ peut être représentée par une fonction exponentielle.

$$R(p) = \sigma_{sat}(1 - e^{-\beta p}) \quad (3.37)$$

Avec σ_{sat} la contrainte d'écoulement à saturation et β l'exposant de saturation. La variable p joue un grand rôle dans le modèle de plasticité isotrope. Elle correspond à la déformation plastique cumulée qui se définit par sa vitesse :

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{p_{ij}} \dot{\epsilon}_{p_{ij}}} \quad (3.38)$$

La déformation plastique cumulée est donc l'intégrale au cours du temps de cette norme de la vitesse de déformation plastique :

$$p(t) = \int_0^t \dot{p} dt \quad (3.39)$$

La dernière forme de comportement considérée ici concerne le cas où le matériau voit sa contrainte varier avec la vitesse de déformation. En effet, les matériaux (métaux et surtout polymères) ne présentent pas la même caractéristique comportementale en fonction de la vitesse de sollicitation mécanique. On parle alors d'effet visqueux. Dans l'approche qui consiste à pouvoir réaliser des tests de vieillissement accélérés, l'analyse du comportement du matériau vis à vis de la vitesse de cyclage est importante. Si nous raisonnons toujours sur le modèle simple de traction uniaxial à écoulement à l'aide de modèles rhéologiques, nous allons introduire un nouvel élément dans le bloc élasto- plastique qui est un amortisseur (Figure 3.9). La viscosité est représentée ici par un amortisseur visqueux linéaire avec une contrainte directement proportionnelle à la vitesse de déformation (visco) plastique $\dot{\varepsilon}_{vp}$ par le biais d'une constante notée η .

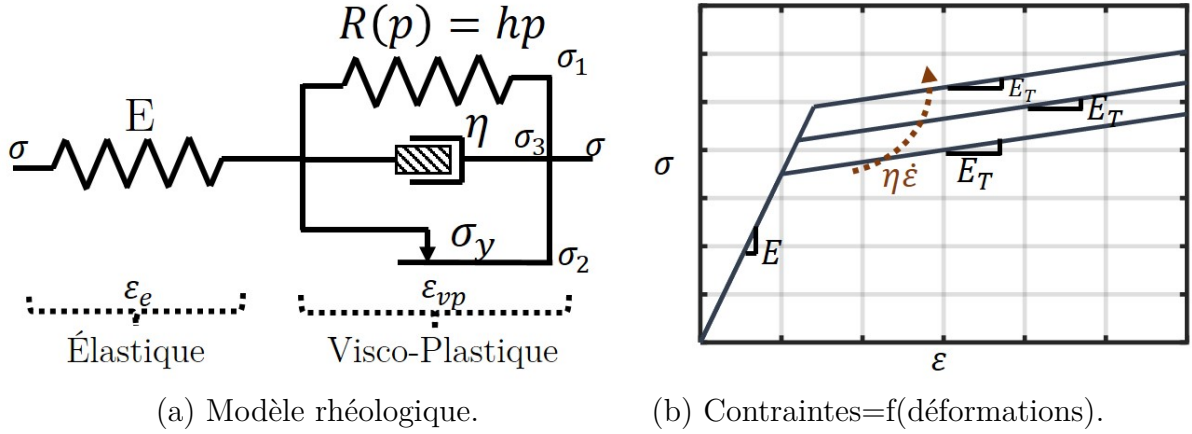


FIGURE 3.9: Comportement élasto-visco-plastique à écoulement isotrope.

Le modèle complet ainsi réalisé est parfois appelé modèle de Bingham généralisé [BA10].

Les équations constitutives du modèle sont :

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon_e + \varepsilon_{vp} \\ \sigma &= E(\varepsilon - \varepsilon_{vp}) \\ \sigma &= (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \end{aligned} \quad (3.40) \quad \varepsilon_{vp} = \begin{cases} 0 & \text{si } |\sigma - \sigma_1 - \sigma_3| < \sigma_y \\ 0 & \text{si } |\sigma - \sigma_1 - \sigma_3| = \sigma_y \text{ et } \frac{d|\sigma - \sigma_1 - \sigma_3|}{dt} < 0 \\ < \frac{\sigma - h\varepsilon_{vp} - \sigma_y}{\eta} >^+ \text{sgn}(\sigma) & \text{si } |\sigma - \sigma_1 - \sigma_3| = \sigma_y \\ & \text{et } \frac{d|\sigma - \sigma_1 - \sigma_3|}{dt} = 0 \end{cases} \quad (3.41)$$

où $< x >^+$ représente la partie positive de x (i.e. $< x >^+ = x$ si $x > 0$ et $< x >^+ = 0$ si $x \leq 0$) et η le coefficient de viscosité du milieu.

Lors des simulations, le modèle retenu sera le modèle viscoplastique de Perzyna avec écoulement plastique isotrope [Che66].

Pour illustrer le rôle du coefficient η qui apparaît dans l'équation (3.41), on peut considérer deux chargements uniaxiaux monotones à vitesse de déformation constante $\dot{\varepsilon}_{p1}$ et $\dot{\varepsilon}_{p2}$ avec $\dot{\varepsilon}_{p2} > \dot{\varepsilon}_{p1}$. La différence de niveau de contrainte qui apparaît dans la zone d'écrouissage viscoplastique entre ces deux chargements est directement proportionnelle à ce coefficient η dit de viscosité (Figure 3.10).

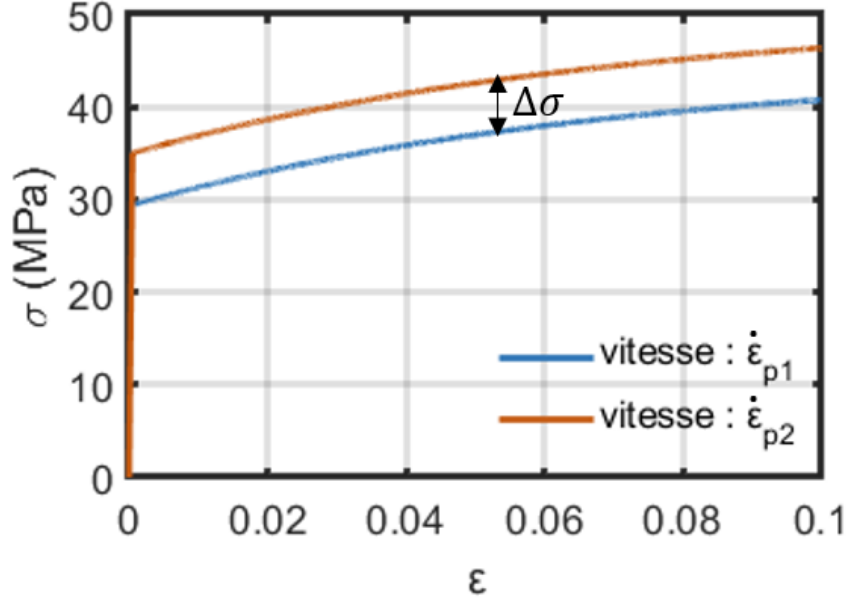


FIGURE 3.10: Courbe d'écrouissage pour deux vitesses de déformations

Dans le logiciel COMSOL Multiphysics[®], cette viscosité est définie par :

$$\eta = \frac{\sigma_{ref}}{A} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\dot{\varepsilon}_p} \text{ avec } \Delta\dot{\varepsilon}_p = \dot{\varepsilon}_{p2} - \dot{\varepsilon}_{p1} \quad (3.42)$$

où A et σ_{ref} sont appelés respectivement le coefficient de taux de viscoplasticité et la contrainte de référence.

Il reste un dernier élément rhéologique à introduire, essentiel pour notre problème. Il traduit les interactions entre Thermique et Mécanique. Cette interaction est ici due à la thermodilatabilité des matériaux. Il traduit le fait qu'une variation de température induit une variation de déformation, si le matériau peut rester libre de contrainte :

$$\varepsilon_{th} = \lambda_{the} \times \theta \quad (3.43)$$

où λ_{the} est le coefficient de dilatation thermique et θ une variation de température pouvant s'écrire $T(t) - T_0$, T_0 étant la température ambiante.

Dans le cas des fils de bonding, qui sont soudés, on peut considérer qu'il existe une liaison parfaite vis à vis de l'assemblage puce/métallisation. Le chargement mécanique supporté par cette liaison est dû à l'impossibilité pour les matériaux de se déformer sans contrainte, à cause des différences de coefficients de dilatation thermique.

Le modèle rhéologique final retenu permettant donc de décrire le comportement du matériau constituant le fil de bonding, peut être établi à l'aide des composants rhéologiques de base, comme le montre schématiquement la figure 3.11.

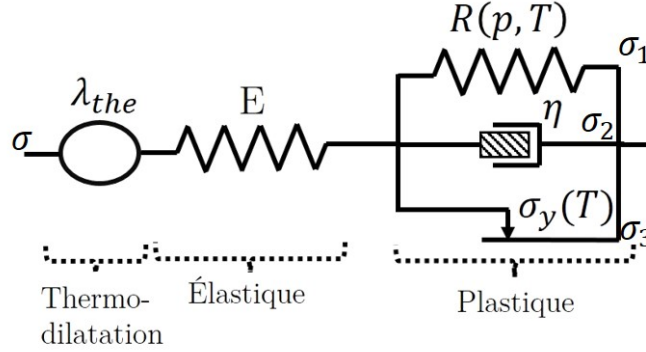


FIGURE 3.11: Modèle rhéologique thermo-élasto-visco-plastique à écrouissage isotrope.

$$\begin{aligned}
 \varepsilon &= \varepsilon_e + \varepsilon_{vp} + \lambda_{the}\theta \\
 \sigma &= E(\varepsilon - \varepsilon_{vp} - \lambda_{the}\theta) \\
 \sigma &= (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)
 \end{aligned}
 \quad \varepsilon_{vp} = \begin{cases} 0 & \text{si } |\sigma - \sigma_1 - \sigma_3| < \sigma_y(T) \\ 0 & \text{si } |\sigma - \sigma_1 - \sigma_3| = \sigma_y(T) \text{ et } \frac{d|\sigma - \sigma_1 - \sigma_3|}{dt} < 0 \\ < \frac{\sigma - R(p, T) - \sigma_y}{\eta} >^+ \text{sgn}(\sigma) & \text{si } |\sigma - \sigma_1 - \sigma_3| = \sigma_y(T) \text{ et } \frac{d|\sigma - \sigma_1 - \sigma_3|}{dt} = 0 \end{cases}
 \quad (3.44)$$

Si on revient sur la partie consacrée aux outils thermiques, on peut voir apparaître les termes sources s_{elast} et s_{vp} correspondant respectivement à une source thermoélastique et à une source thermoplastique.

$$s_{elast} \approx -\lambda_{the} T \frac{d\sigma}{dt} \quad (3.46)$$

$$s_{vp} = \sigma_y |\dot{\varepsilon}_{vp}| + \eta \dot{\varepsilon}_{vp}^2 \quad (3.47)$$

La source thermoélastique change donc de signe à chaque changement de signe de la vitesse de contrainte (la trace du tenseur des contraintes σ_I pour un modèle 3D). La source de chaleur plastique correspond à une dissipation d'énergie mécanique. Elle est toujours positive en vertu du 2nd principe. Nous verrons cependant que, dans le contexte de notre travail, ces deux sources ont des intensités totalement négligeables comparées aux sources de dissipation électrique.

Toute cette présentation a été réalisée pour un modèle simple 1D. En 3D, on pourra écrire les lois de comportement thermo-élastique et viscoplastique de la façon suivante :

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_{eij} &= \varepsilon_{ij} - \varepsilon_{vp_{ij}} \\
 &= \frac{1+\nu}{E} \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} tr(\sigma) \delta_{ij} + \lambda_{the} \theta \delta_{ij}
 \end{aligned}
 \quad (3.48)$$

$$\dot{\varepsilon}_{vp_{ij}} = \frac{\langle f(\boldsymbol{\sigma}, R(p, T)) \rangle^+}{\eta} \frac{\partial f(\boldsymbol{\sigma}, R(p, T))}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3.49)$$

où, le critère d'écoulement visco-plastique 3D $f(\boldsymbol{\sigma}, R(p, T))$ s'écrit de la même façon qu'en 1D, à l'exception près de la déformation visco-plastique définie Eq. (3.39).

3.3 Stratégie numérique

La partie précédente permet de voir l'ensemble des équations du problème électro-thermo-mécanique. Dans des cas simples, nous pouvons envisager de résoudre analytiquement ces équations (milieu curviligne 1D, surface 2D...). Cependant, lorsque les géométries deviennent complexes, cela peut devenir fastidieux voire impossible. Dans le cadre de l'étude des modules de puissance, les géométries 3D envisagées sont relativement complexes et les milieux hétérogènes; cela impose l'utilisation d'outils numériques pour résoudre les équations aux dérivées partielles électro-thermo-mécaniques correspondantes.

Trois méthodes peuvent être utilisées pour passer d'un problème exact (continu) à un problème approché dit discret :

- Différences finies ;
- Éléments finis ;
- Volumes finis.

L'utilisation des éléments finis permet d'appréhender plus facilement les géométries complexes [Hab07]. Par contre, elle peut être rapidement coûteuse en termes de mise en œuvre. Le logiciel COMSOL Multiphysics® sera utilisé pour résoudre ces problèmes par la méthode des éléments finis. Le logiciel MATLAB® sera aussi utilisé pour préparer le problème et réaliser les analyses post-traitement (pré et post processeur).

Dans cette partie consacrée à la présentation de la stratégie numérique, nous évoquerons brièvement la méthode des éléments finis en elle-même, ainsi que les potentialités des outils logiciels utilisés pour obtenir et analyser les résultats de simulation.

3.3.1 Éléments finis

Dans un domaine noté Ω , nous cherchons à trouver une solution à un système d'équations aux dérivées partielles EDP avec des conditions limites données. L'EDP décrit le problème physique auquel on s'intéresse (équations de MAXWELL pour un problème électromagnétique, équation de FOURIER pour un problème thermique ou encore des lois élasto-plastiques pour un problème de mécanique). La résolution de ces équations impose de connaître, suivant la nature des opérateurs, des conditions aux limites et initiales (pour les problèmes instationnaires) afin de fermer le problème [Ous13].

Les conditions aux limites couramment utilisées sont :

- Dirichlet, lorsque la fonction à calculer est directement spécifiée à la frontière; par exemple, une température T_0 directement imposée à la frontière.
- Neumann lorsque la dérivée de la fonction à calculer est spécifiée à la frontière; Par exemple lorsque on impose un flux de chaleur nul à une frontière (adiabatique) lors d'un problème de transfert thermique dans les solides.
- Fourier, lorsque la condition à la frontière est définie par une relation linéaire entre la fonction et sa dérivée, par exemple, des conditions de convection lors du transfert thermique dans les solides en utilisant un coefficient h_{conv} . (Équation (3.23)). On écrit alors l'égalité de flux de convection et de conduction à l'interface solide-air.

L'utilisation de la méthode des éléments finis consiste à résoudre dans un espace discret ces équations aux dérivées partielles. Pour cela, le domaine Ω est discrétisé spatialement, selon un maillage dont chaque maille représente un élément fini. Le principe est de remplacer les EDP par un système d'équations linéaires où les inconnues sont localisées aux nœuds des mailles. Les inconnues peuvent être les composantes d'un déplacement, une température ou un courant électrique. Un système linéaire, écrit sous forme matricielle, est associé à chaque élément. Une matrice globale, résultat de la concaténation de l'ensemble de ces matrices élémentaires, sera utilisée pour résoudre le problème sur la structure complète. Le système d'équations linéaires est ensuite résolu numériquement à chaque nouveau pas de temps pour les problèmes instationnaires.

L'EDP est résolue aux nœuds du maillage (discret) et non en tous les points du domaine Ω . Par conséquent, les outils numériques utilisent des interpolations pour ramener les solutions ponctuelles à l'ensemble du domaine Ω .

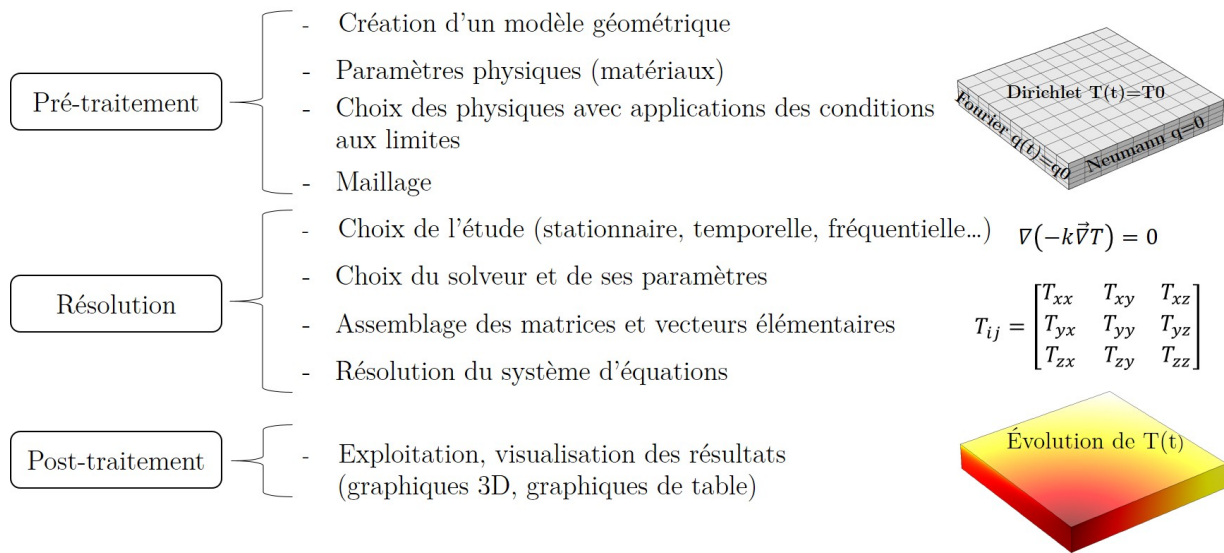


FIGURE 3.12: Principe de la modélisation par éléments finis.

À travers cette brève introduction, on comprend très vite la lourdeur qui peut résulter de la mise en place d'une méthode de résolution des EDP par éléments finis. Cependant, depuis une quarantaine d'années, des logiciels, de plus en plus nombreux, sont développés pour résoudre ce type de problèmes. On peut citer par exemple ABAQUS®, ANSYS®, ASTER® ou encore Cast3M®, COMSOL Multiphysics®. Ce dernier présente l'avantage d'être relativement simple d'utilisation et gère, comme son nom l'indique, les couplages multi-physiques, élément important au vu du caractère des simulations que nous devons réaliser.

3.3.2 Environnement logiciel

Comme indiqué ci-dessus, le choix du logiciel s'est porté sur COMSOL Multiphysics®. Ce logiciel permet de simuler de nombreux problèmes physiques et applications d'ingénierie, avec un traitement relativement aisé des couplages multiphysiques.

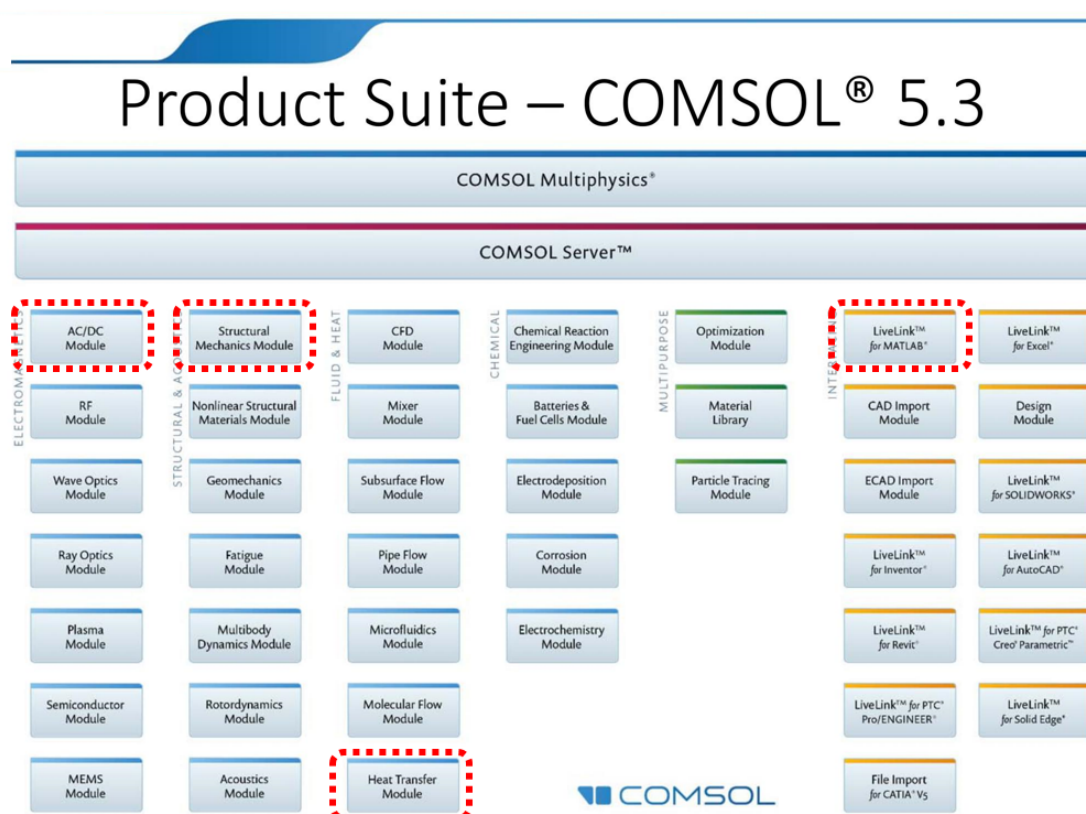


FIGURE 3.13: Suite des produits COMSOL Multiphysics®.

La suite logicielle est présentée sur la figure 3.13. Les modules mis en évidence (entourés en rouge) correspondent à ceux qui ont été utilisés pour résoudre notre problème. On y retrouve le "AC/DC Module" pour la partie électrique, le "Heat Transfer Module" pour le transfert thermique dans les solides et les "Structural Mechanics Modules" pour la modélisation mécanique.

Du point de vue de l'usage, la prise en main du logiciel COMSOL Multiphysics® est relativement simple. En effet une interface ergonomique permet de réaliser la phase de pré-traitement avec la définition de l'ensemble du problème tel que la géométrie, les propriétés des matériaux, les physiques et leur couplage pour terminer par la définition du maillage. Lors de la résolution, le logiciel COMSOL Multiphysics® fournit diverses informations liées à la convergence des calculs en fonction des paramètres solveur imposés. Pour l'analyse des résultats, il permet en outre d'utiliser de nombreux opérateurs mathématiques comme des moyennes, des extremums sur un domaine, une frontière, une ligne... De nombreuses visualisations 3D des résultats présentant les variations de grandeurs physiques, comme la température, peuvent être réalisées. Cependant, réaliser une analyse plus fine des résultats ou un traitement supplémentaire des données est souvent nécessaire. Le logiciel COMSOL Multiphysics® permet d'extraire les données au niveau des mailles (points de Gauss) qui peuvent ensuite être exploitées avec un logiciel comme MATLAB®.

Le logiciel COMSOL Multiphysics® présente de nombreux « livelink » facilitant la communication avec d'autres logiciels. L'utilisation du "LiveLink" COMSOL with MATLAB® est relativement robuste et permet d'avoir une grande souplesse au niveau de l'exécution des simulations.

En effet, la définition d'une géométrie entièrement paramétrable, le calcul des pertes électriques avec des modèles analytiques, le tri de résultats répétitifs sur divers points de la géométrie peuvent induire un traitement très chronophage s'il est réalisé sur le logiciel COMSOL Multiphysics® lui-même. L'utilisation de MATLAB® devient alors un atout important pour réduire la durée globale de ces simulations.

La saisie des données géométriques est réalisée en amont. En effet, même si l'éditeur géométrique de COMSOL Multiphysics® est relativement développé, la représentation complète d'un module, assemblage assez complexe, est grandement facilitée par l'utilisation de logiciel spécifique de CAO. L'ensemble des pièces a donc été dessiné à l'aide du logiciel SOLIDWORKS® et ensuite importé dans l'environnement COMSOL Multiphysics®.

3.4 Modélisation EF électro-thermique

3.4.1 Présentation

Nous avons vu précédemment que, si les puces sont les seules sources de chaleur, des variations de température apparaissent au travers de tout l'assemblage à cause des mécanismes de diffusion. Notre étude ici, se focalise sur le composant APTGT200A60T3AG, assemblé par MICROSEMI®, qui est un module IGBT 600V 200A formant un bras d'onduleur. L'ensemble des tests expérimentaux de modules génériques a été réalisé avec ce composant. Il est donc tout à fait naturel de cibler nos simulations sur ce composant. Toutefois, ce travail de modélisation numérique peut être étendu à tout type de module.

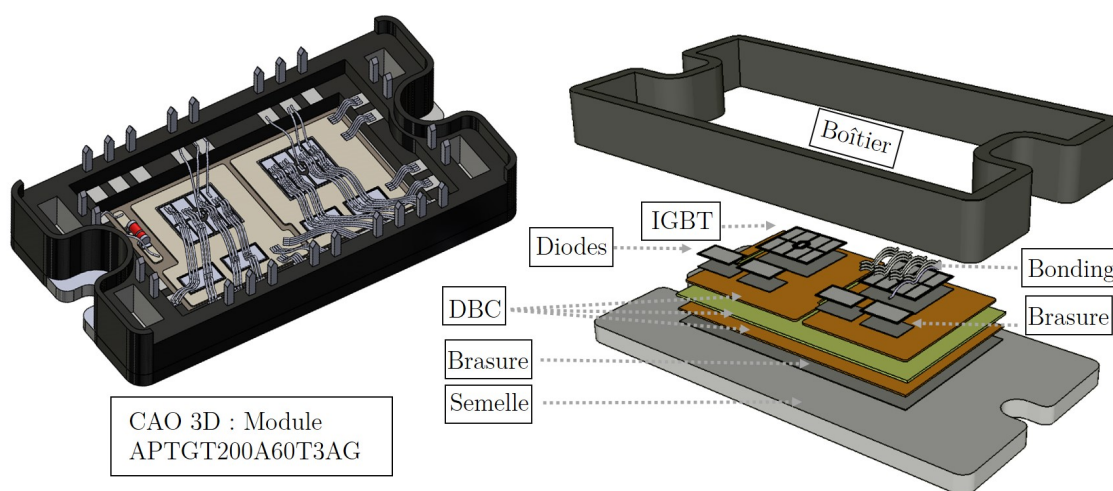


FIGURE 3.14: Assemblage d'un module 600V.

Le module de puissance est constitué d'un empilement de plusieurs couches de différents matériaux, depuis les puces semi-conductrices jusqu'à la semelle (Figure 3.14). Cet ensemble résulte des besoins d'isolation électrique, de transfert de chaleur et de maintien/protection mécanique. L'assemblage est recouvert d'un gel silicone de protection. On peut distinguer alors deux possibilités d'évacuation de la chaleur.

- Conduction par la face supérieure et convection à l'interface gel silicone/air.
- Conduction vers les couches inférieures et par convection sur le dissipateur.

Au vu des propriétés thermiques du gel isolant, le flux évacué par conduction à travers le gel silicone reste faible. Nous verrons comment traduire cette propriété lors de la présentation des conditions aux limites de la simulation électro-thermique. La géométrie a été réalisée sous SOLIDWORKS® (CAO 3D Figure 3.14). Une phase de simplification géométrique de la structure a été nécessaire de façon à faciliter son maillage ultérieur, en se concentrant sur les éléments supposés jouer un rôle important sur les transferts thermiques au sein du module.

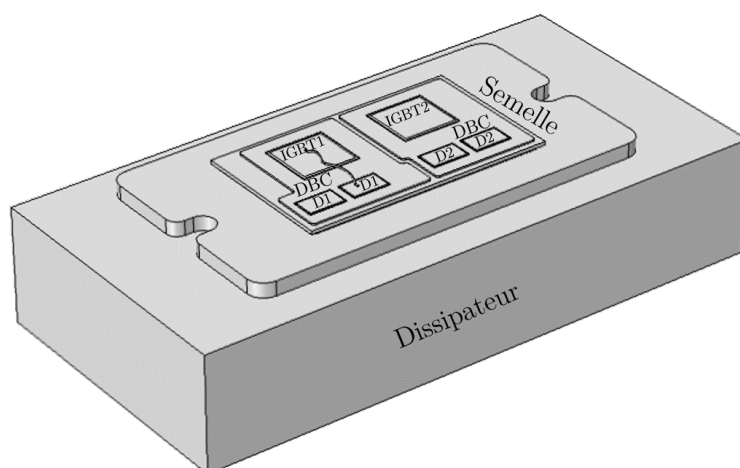


FIGURE 3.15: Géométrie Module 600V Comsol (*).

** Les dimensions du dissipateur ont été volontairement réduites sur cette image afin de pouvoir voir distinctement les différents éléments du module. Lors des simulations, la surface réelle du dissipateur a évidemment été prise en compte.*

Les simulations thermiques n'étant pas trop "gourmandes" en termes de ressources de calcul, nous avons pris en compte la présence d'un fil de bonding bien que celui-ci joue un rôle plutôt secondaire en termes de transfert thermique (auto-échauffement du fil quasi négligeable). Un résultat de simulation viendra confirmer cette hypothèse. C'est pourtant cet élément qui aura un rôle central en ce qui concerne la tenue mécanique du composant.

La géométrie étant définie, la suite consiste à caractériser les matériaux associées à chaque élément au travers de leurs propriétés électriques et thermiques. D'un point de vue électrique, nous avons vu dans le chapitre 2 un calcul analytique permettant de déterminer les puissances mises en jeu dans chaque semi-conducteur. Les pertes par effet Joule dans le reste des constituants (métallisation, bonding, brasure, supérieure, DBC supérieur) ont été considérées comme négligeables. En thermique instationnaire, les paramètres importants des matériaux constitutifs sont la masse volumique ρ , la capacité calorifique C_p et la conductivité thermique k . La table 3.1 récapitule l'ensemble des propriétés électro-thermiques des matériaux utilisées dans les simulations.

Le calcul des pertes est réalisé préalablement dans MATLAB® puis transféré *via* le "LiveLink" COMSOL with MATLAB®. La simulation par éléments finis ne concerne donc que les transferts de chaleur.

La première est liée au cyclage thermique rapide que l'on qualifiera de hautes fréquences dues aux variations cycliques des pertes dans le temps (période $T_p \approx 1s$). La seconde concerne la mise en place du cyclage thermique liée à la capacité thermique du composant. En effet, le temps de mise en température de l'ensemble du module peut atteindre plusieurs minutes. Cette période sera définie comme période transitoire. Dans la phase dite de régime permanent, des oscillations thermiques existent et nos études se focalisent sur ces variations, mais la température moyenne par cycle ne bouge plus d'un cycle à l'autre. La figure 3.17 permet de visualiser ces deux périodes.

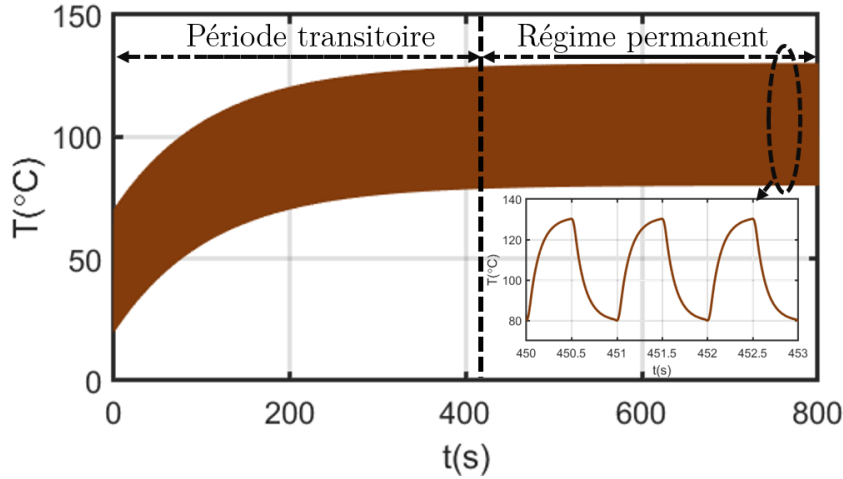


FIGURE 3.17: Simulation régime transitoire/permanent.

Nos études se focalisant sur le cyclage thermique haute fréquence, simuler toute la période transitoire n'est pas nécessaire pour l'aspect purement thermique et serait très coûteux en temps et en ressources. Par conséquent, la technique consiste à réaliser une simulation stationnaire en utilisant les pertes électriques moyennes (terme source). Cette simulation pourrait s'apparenter à une mise en température du système. Le champ thermique ainsi obtenu est utilisé comme condition initiale de la simulation temporelle du système. Pour les simulations thermiques destinées aux simulations mécaniques, ce régime transitoire est cependant simulé. Il donnera, asymptotiquement, un champ de température moyen par cycle qui sera pris comme champ de conditions initiales pour le calcul (stationnaire) du régime cyclique permanent. Pour démarrer l'étude transitoire, on considère un champ de température initial supposé uniforme dans tout le système à une valeur égale à la température ambiante.

En ce qui concerne les conditions aux limites, nous avons considéré des conditions de Fourier (flux convectif proportionnel au déséquilibre thermique) sur la face inférieure du module et des conditions de Neumann (adiabaticité) sur les faces restantes.

Sur la figure 3.16, la surface d'échange convectif placée sous le bloc appelé dissipateur a pour objectif de symboliser le flux de chaleur traversant le dispositif d'échange (profilé à ailettes) que l'on retrouve sur le banc expérimental (condition aux limites de type Fourier). Pour cela, le coefficient h_{conv} doit être estimé afin de représenter au mieux l'échange de chaleur à ce niveau. La capacité thermique de l'ensemble module/système de refroidissement étant importante pour les fréquences de cyclage thermique envisagées, les ondulations thermiques sont négligeables (le coefficient h_{conv} sera donc constant à pertes moyennes données).

Cela permet de faire une étude stationnaire (régime permanent) en injectant les pertes moyennes dans les composants et en modifiant h_{conv} pour avoir la température voulue. Cette dernière grandeur est analysée sur une zone correspondant à la position géométrique du capteur PT1000 servant à la régulation dans le banc expérimental. Des simulations successives, en régime stationnaire, sont effectuées en balayant plusieurs coefficients de convection h_{conv} dans une gamme prédéfinie. Le résultat est ensuite affiché par MATLAB® et l'analyse de la courbe permet de déterminer le coefficient h_{conv} à appliquer pour la simulation temporelle. La figure ci-dessous donne un exemple de résultats pour la détermination de h_{conv} .

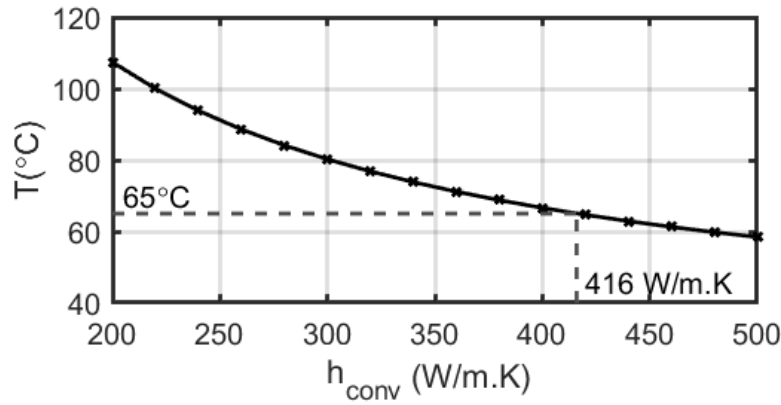


FIGURE 3.18: Détermination du coefficient de convection h_{conv} .

La figure 3.18 représente la variation de température au niveau du capteur en fonction du coefficient de convection appliqué. Dans cet exemple, à fréquence de cyclage donnée, le capteur indique expérimentalement 65°C . Avec ces études stationnaires, on peut voir que le coefficient de convection h_{conv} à appliquer pour avoir $T_{ref} = 65^{\circ}\text{C}$ est de 416W/m.K .

Le tableau 3.2 résume les stratégies de mise en place en fonction du type de simulation. On y retrouve les conditions initiale notées CI, les conditions aux limites CL ainsi que les équations du problème modélisé.

Simulation stationnaire	Simulation temporelle
CI $\Rightarrow T = T_{amb}$	CI $\Rightarrow T = T_{amb}$ (transitoire) $\Rightarrow T = T_{simu-stationnaire}$ (permanent)
CL $\Rightarrow q = h_{conv}\Delta T$ $\Rightarrow q = 0$ (adiabatique)	CL $\Rightarrow q = h_{conv}\Delta T$ $\Rightarrow q = 0$ (adiabatique)
Eq $\Rightarrow -k\Delta\theta = s_{moy-elec}$	Eq $\Rightarrow \rho C_p \frac{d\theta}{dt} - k\Delta\theta = s_{elec}$

TABLE 3.2: Résumé simulation.

3.4.2 Résultats de la modélisation électrothermique

L'objectif de ces simulations électro-thermiques est, d'une part, de servir de base à des simulations thermo-mécaniques qui seront détaillées ultérieurement, d'autre part, de définir mais aussi de pouvoir réaliser une première analyse des paramètres électriques à appliquer pour obtenir le cyclage thermique désiré. Le logiciel permet donc d'établir une première cartographie thermique des modules à conditions données. Sur la figure 3.19, qui montre un exemple d'une telle cartographie, nous avons défini une zone de mesure de T au niveau des puces IGBT. Une moyenne est réalisée à l'aplomb de cette zone pour chacune des interfaces matériaux rencontrée à travers le module.

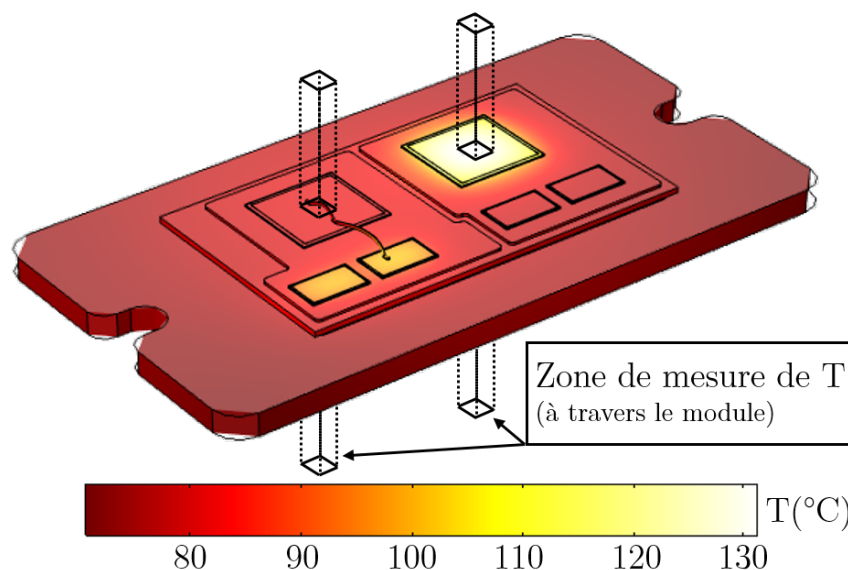


FIGURE 3.19: Cartographie thermique d'un module.

Les résultats présentés dans cette partie sont issus du régime qualifié de permanent. Le premier travail à effectuer est la vérification de la représentativité de cette dernière par une première analyse de ces simulations. On peut réaliser ce travail de différentes façons, notamment par la vérification des équations au niveau local (chaque maille). Ici, nous avons la chance de simuler un phénomène dont la grandeur recherchée $T(t)$ est mesurable dans la pratique. On va donc comparer le profil thermique obtenu par simulation au profil réel (cf. partie 2.2.2.2).

Les résultats thermiques de la simulation pour les puces IGBT sont pris sur la surface supérieure de la métallisation, dans la zone centrale indiquée sur la figure 3.19 et qui correspond à la zone observée avec la caméra thermique IR. En effet, le champ de température n'étant pas uniforme sur la surface de la puce, une zone de mesure doit être préalablement définie pour que les résultats soient comparables entre eux. Les graphiques ci-dessous (Fig.3.20) sont le résultat d'une confrontation simulation/expérimentation pour les fréquences de cyclage utilisées lors des tests de vieillissement $80^{\circ}\text{C} - 130^{\circ}\text{C}$. D'un point de vue global, les résultats obtenus en simulation sont cohérents avec ceux obtenus lors des expérimentations à la caméra thermique.

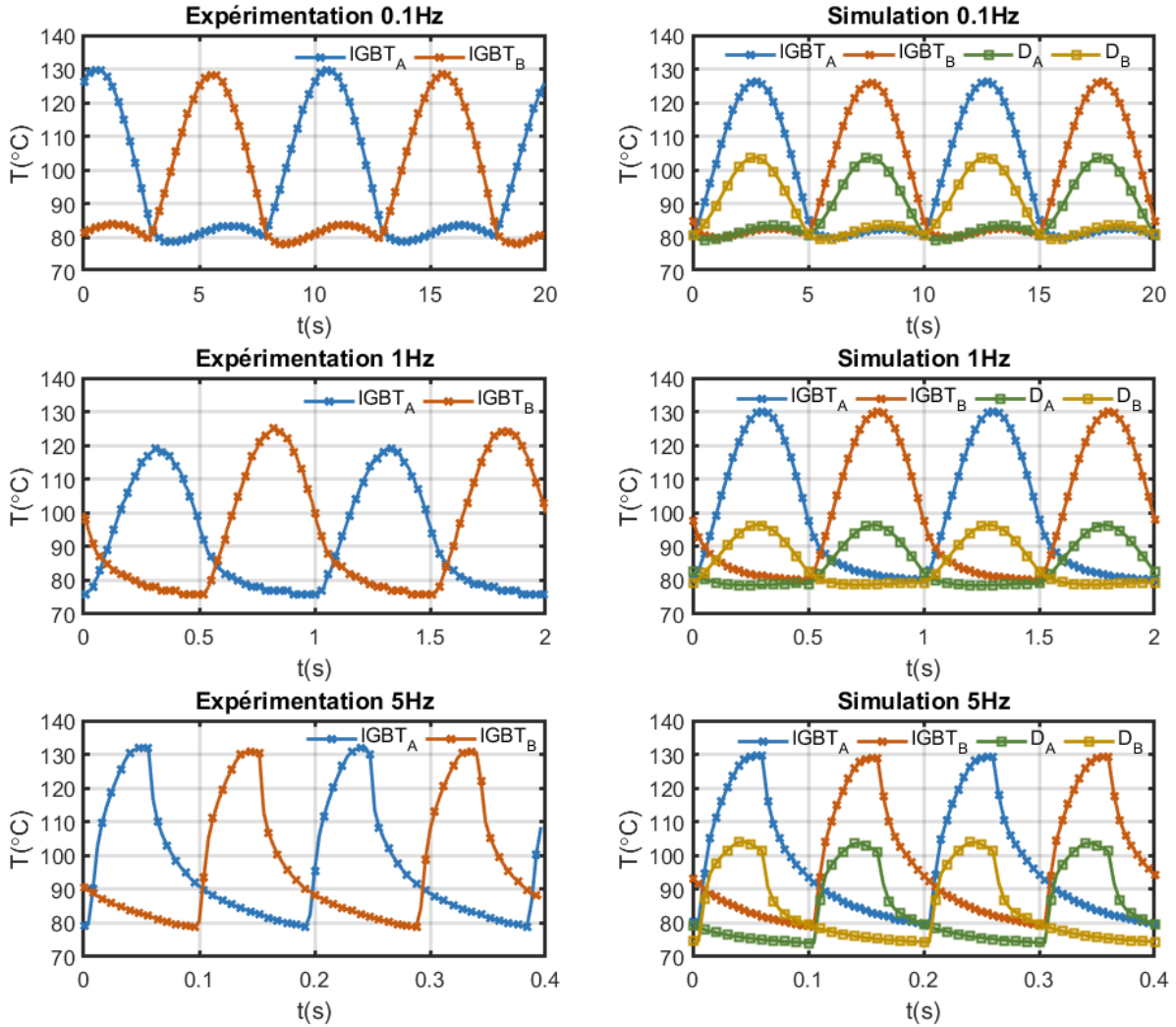


FIGURE 3.20: Comparaison simulation-expérimentation.

Cependant, si on analyse plus finement ces résultats, on peut voir quelques différences, notamment sur la partie à 1Hz. De nombreuses hypothèses sont possibles pour expliquer ces différences. D'une part, les simulations 3D restent complexes quand on considère la difficulté à établir des propriétés de matériaux représentatives de la réalité (notamment les pertes dans les puces). D'autre part, d'un point de vue expérimental, la mise en place du module (axe optique bien perpendiculaire au plan du module), les imperfections de la métrologie infrarouge (émissivité, réflexions parasites), les bruits thermique et électronique, sont autant de facteurs qui peuvent perturber les mesures de température effectuées. En particulier, la couche de peinture noire mate déposée pour uniformiser le coefficient d'émissivité peut avoir, selon son épaisseur, un effet plus ou moins filtrant sur les ondulations thermiques, du fait de la capacité thermique introduite.

Les résultats obtenus ici restent toutefois relativement proches des mesures réelles et permettent de conclure sur la bonne représentativité de notre modélisation thermique. On peut donc utiliser cette simulation pour analyser le comportement thermique dans des zones impossibles à observer en pratique et notamment évaluer les gradients thermiques au travers de l'assemblage, qui contribuent à la génération de contraintes.

C'est l'objet de la figure 3.21 qui présente l'évolution temporelle de la température au niveau supérieur de chaque matériau, à l'aplomb de la zone définie figure 3.19.

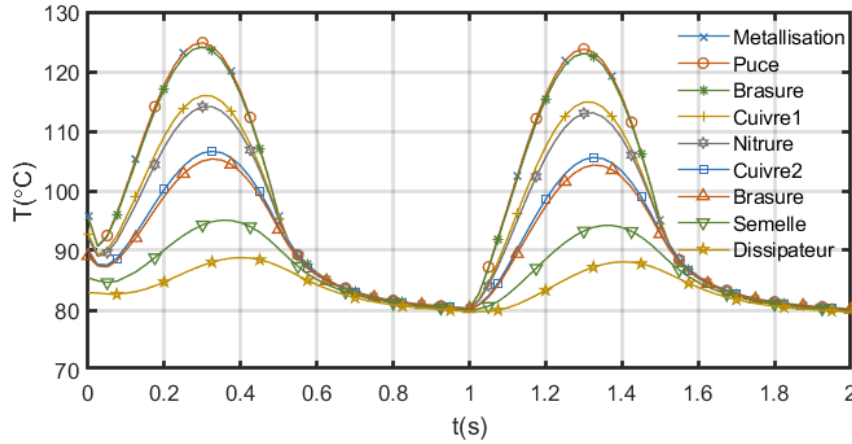


FIGURE 3.21: Profil thermique à travers l'assemblage.

Sur la figure 3.21, on peut voir l'atténuation des cycles au fur et à mesure de la progression dans l'épaisseur du module. Les éléments principalement responsables de ces atténuations sont les brasures, la couche d'isolement (nitrure d'aluminium) et la semelle en cuivre. Les résultats de cette figure mettent en évidence un fort gradient de température au travers des différents éléments, qui peut entraîner un fort gradient de contrainte dans l'assemblage, si les dilatations sont contrariées. Au niveau de la brasure supérieure, une évaluation de l'impact de ce gradient devra être faite afin d'en comprendre les effets.

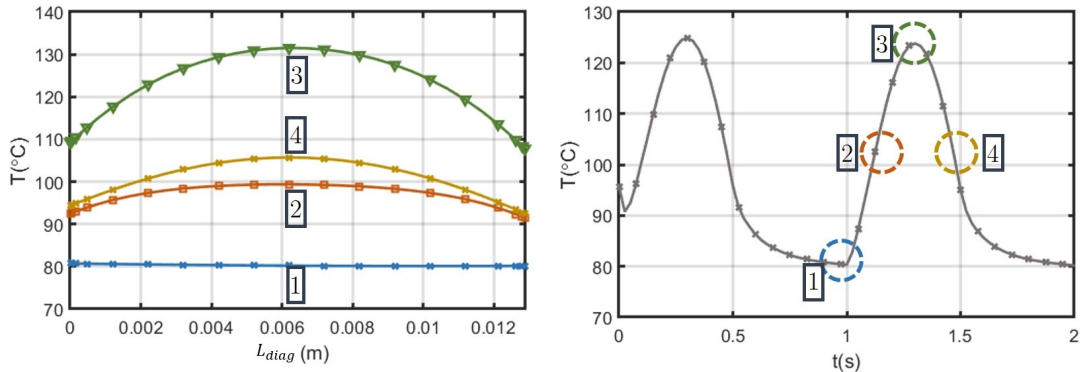


FIGURE 3.22: Profil thermique sur une diagonale de la puce.

La figure 3.22 permet de voir le gradient de température sur la surface de la puce. Le graphique rend compte de l'évolution thermique sur une diagonale au niveau de la surface supérieure de la puce pour plusieurs points du cycle thermique. Les indices 1, 2, 3, 4 correspondent à l'instant où est réalisée l'évaluation de cette température. Pour un cyclage à $1Hz$ la répartition thermique sur la surface de la puce est loin d'être uniforme sur sa surface. Au point où l'amplitude de T est maximale, on peut observer une variation de $20^{\circ}C$ sur la surface de la puce. D'un point de vue de la fatigue du matériau, on comprend très vite qu'un fil de bonding placé sur le bord de la puce sera moins contraint mécaniquement qu'un fil placé au centre. Toutes ces hypothèses pourront être vérifiées lors de simulations thermo-mécaniques.

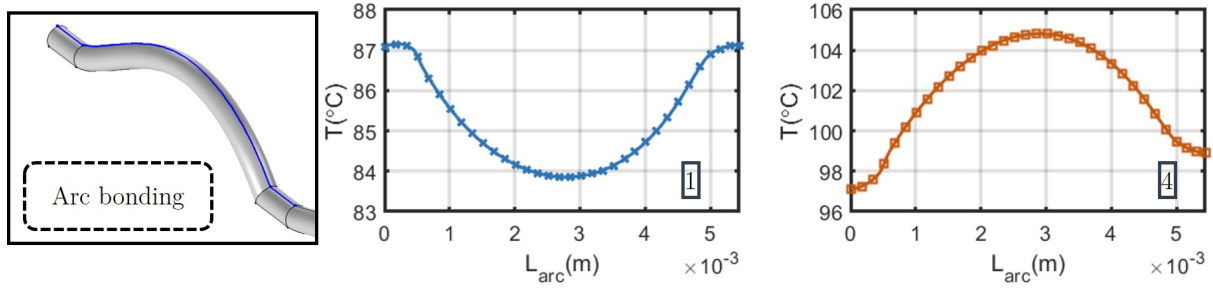


FIGURE 3.23: Profil thermique le long d'un arc du bonding.

Si maintenant, on étudie la répartition de la température le long du fil, on peut observer un profil (fig 3.23) qui va dépendre de la phase dans laquelle se trouve la puce [Vid12]. Lors du début de l'injection de puissance (1), les extrémités du fil de bonding sont plus chaudes que le centre. À l'inverse, lors de la phase de refroidissement (4), les extrémités se refroidissent plus vite. On observe alors que l'écart de température entre les extrémités et le centre peut atteindre 8°C . Pour les études des modes de défaillance par décollement, l'influence de ce paramètre est relativement limitée. Cependant des études approfondies pourraient être nécessaires si on s'intéresse à la fracture des fils de bonding.

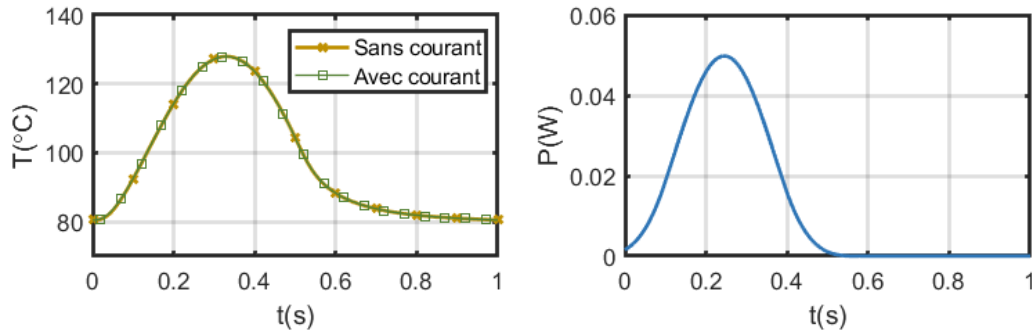


FIGURE 3.24: Évaluation de l'auto-échauffement d'un bonding. (à gauche) : champ de température sur le sommet du fil alimenté/non alimenté; (à droite), puissance dissipée par effet Joule par le fil.

Sur la figure 3.24, on constate l'effet thermique négligeable de la dissipation électrique au niveau du fil de bonding lui-même. Un courant sinusoïdal de 100A d'amplitude réparti sur 12 fils [Öz14] pendant une demi-période de découpage (rapport cyclique de 0.5) donne un courant d'amplitude 4A ($100 \times 0.5/12$) dans un fil. Une simulation permet de montrer que la dissipation électrique dans le fil reste très faible en regard des sources mises en jeu dans les puces au sein du module. Cette source de dissipation n'a que peu d'influence thermiquement sur la température dans les fils de bonding. Cependant, si l'on considère la fatigue du matériau, ce terme source peut devenir important [Sar15]. En effet, lors de la dégradation, des densités locales de courant importantes peuvent apparaître, provoquant ainsi un auto-échauffement local qui peut accélérer le processus de vieillissement. Dans un premier temps, il est raisonnable de ne pas prendre en compte ces sources pour analyser les effets cycliques avant fatigue.

Le modèle présenté ici permet d'avoir une cartographie thermique instationnaire des puces et d'un fil de bonding. Il s'agit de la première étape de la démarche consistant à modéliser le comportement thermomécanique de ces fils et de leurs attaches afin d'en comprendre les mécanismes de fatigue et d'expliquer les modes de dégradation (fracture et décollement des fils de bonding). La suite du chapitre sera consacrée à cette modélisation thermo-mécanique.

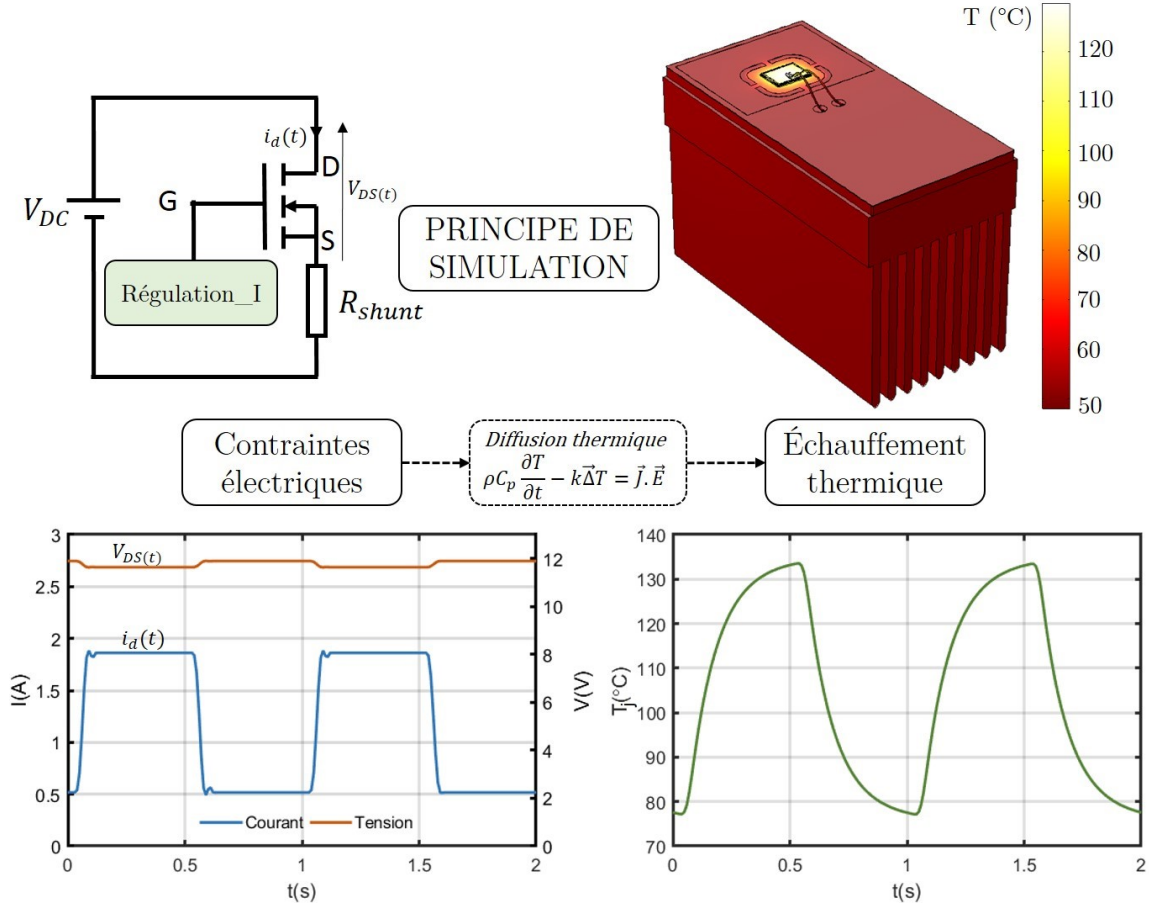


FIGURE 3.25: Simulation électro-thermique du SMI.

Un travail similaire a été effectué sur les nouveaux échantillons SMI de manière à pouvoir déterminer les contraintes thermiques à appliquer pour obtenir le profil thermique voulu mais aussi pour servir de base à des simulations thermo-mécaniques. Une différence notable concerne la manière de calculer les pertes. En effet sur cette simulation, les termes sources (dissipation électrique) ne sont pas calculés à partir d'un modèle analytique mais sont simulés par éléments finis. Cela permettra dans de futurs travaux de prendre en compte la dissipation du fil.

La figure 3.25 présente le principe de modélisation en imposant des contraintes électriques qui entraînent un échauffement de l'ensemble de l'échantillon et particulièrement des puces. D'un point de vue thermique, les conditions initiales et aux limites fonctionnent de la même manière que pour le module, avec un coefficient h_{conv} lié à la régulation de température. Les échantillons n'étant pas noyés dans un gel silicone, l'ajout d'une condition aux limites de type Fourier est nécessaire pour caractériser l'échange avec le milieu extérieur.

Par contre, d'un point de vue électrique, on retrouve un terme correspondant à une conductivité du matériau variable dans le temps pour obtenir le courant voulu dans la puce. Deux types de conditions aux limites sont imposés, des conditions de type Dirichlet, visant à imposer les potentiels électriques (V_{DC} et la masse) et une condition de type Neumann, qui impose une isolation électrique sur les autres frontières. La condition initiale impose un potentiel nul sur l'ensemble des frontières. Le couplage se fait par le biais du produit de la densité de courant par le champ électrique (c.f eq 3.4).

3.5 Simulation thermo-mécanique par éléments finis

3.5.1 Présentation

La fatigue des fils de bonding dans les modules de puissance à semi-conducteurs est un processus d'origine mécanique. La dégradation de l'interface bonding/métallisation est due à la répétition de contraintes mécaniques à ce niveau endommageant ainsi progressivement la soudure. Les simulations présentées ici n'ont pas vocation à quantifier la durée de vie de ces attaches mais plutôt à analyser et comprendre les mécanismes mis en jeu dans le vieillissement de ces connexions. En effet, à l'heure actuelle, les ressources informatiques demandées pour réaliser des simulations capables de représenter fidèlement les processus irréversibles du vieillissement des fils de bonding semblent trop importantes au vu des durées de vie observées (e.g. 10^6 cycles).

À notre niveau, nous allons plutôt suivre une démarche permettant de caractériser mécaniquement les phénomènes qui se produisent à l'interface bonding/métallisation, à travers une modélisation thermo-mécanique des modules lors de la phase transitoire (i.e. réduction du temps d'étude) [Cze16]. De plus, afin d'obtenir des temps de calcul raisonnables (sur des micro-ordinateurs standards) pour modéliser l'attache, une zone d'intérêt comprenant la brasure, la puce IGBT, la métallisation et un fil de bonding a été prise en compte pour réaliser la simulation (i.e. réduction de la zone d'étude). Ceci est justifié si on considère comme négligeable l'influence mécanique des couches inférieures de l'assemblage (DBC) sous la brasure de la puce. Son caractère peu dilatable crée une situation qui va clairement dans ce sens.

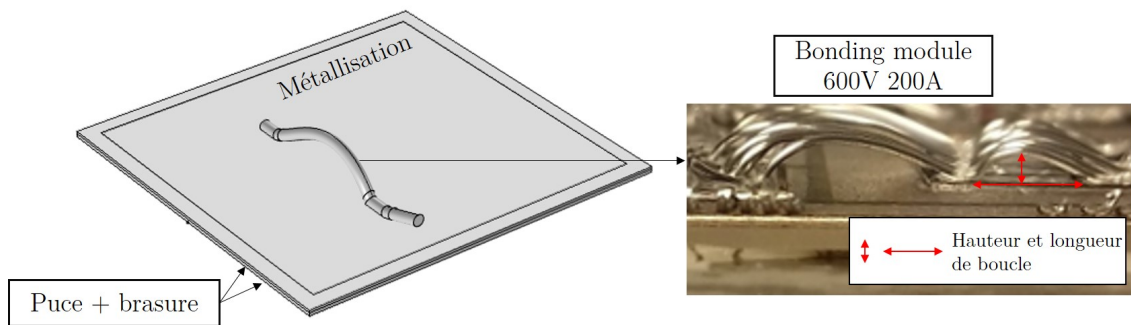


FIGURE 3.26: Géométrie simplifiée.

Pour améliorer le caractère représentatif de la simulation, nous avons voulu définir une géométrie se rapprochant au mieux de celle d'un module réel. Pour les brasures, les puces, les métallisations, le respect des dimensions ne présente pas de difficultés particulières. À contrario, la géométrie du bonding est plus délicate et l'influence de la réalisation physique du fil de bonding a été démontrée [Tan19].

Par conséquent, la géométrie implantée sous SOLIDWORKS® s'appuie sur des images réalisées à l'aide d'un microscope d'un module 600V – 200A de MICROSEMI®. À partir des coordonnées de chaque pixel et de la résolution de l'image, nous pouvons nous rapprocher de la géométrie exacte du fil de bonding en respectant notamment la longueur et la hauteur de boucle (Figure 3.26).

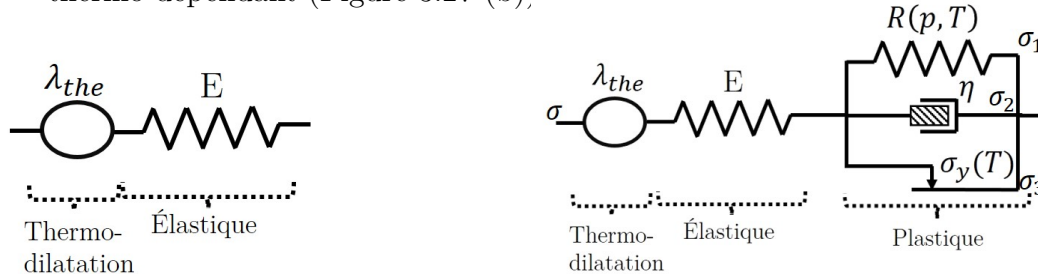
Cette géométrie est ensuite importée sur le logiciel COMSOL®. L'étape suivante consiste à définir le comportement thermo-mécanique de chaque matériau. D'un point de vue purement thermique, comme nous l'avons vu dans la partie 3.4, les grandeurs caractéristiques restent la masse volumique ρ , la capacité thermique C_p et la conductivité thermique k . Il convient d'ajouter un paramètre lié au couplage thermo-mécanique qui est le coefficient de dilatation thermique noté λ_{the} . En ce qui concerne la mécanique, les coefficients de dilatation thermique de la puce et de la brasure créent de faibles déformations dans ces deux zones. Leur comportement sera considéré purement thermoélastique caractérisé par un coefficient de Poisson ν et un module de Young E . L'aluminium sera aussi caractérisé par ces grandeurs pour son comportement élastique. Cependant, nous allons compléter le modèle de comportement en rajoutant des effets plastiques, déduit notamment des résultats d'essais de traction uniaxiale sur un fil de bonding. Le tableau 3.3 permet de résumer les valeurs des propriétés physiques utilisées pour caractériser les matériaux. Les propriétés thermiques sont définies dans le tableau 3.1.

	$\lambda_{the} (K^{-1})$	$E(GPa)$	ν
Si (IGBT)	2.6×10^{-6}	170	0.28
Brasure $Sn_{60}Pb_{40}$	21×10^{-6}	54.09	0.4
Aluminium	23×10^{-6}	70	0.33

TABLE 3.3: Paramètres des matériaux utilisés pour la simulation thermo-mécanique.

Si nous revenons sur les modèles rhéologiques présentés en début de chapitre, nous allons décrire la liaison selon deux schémas :

- La brasure $Sn_{60}Pb_{40}$ et le Silicium sont assimilés à des matériaux thermo-élastiques isotropes (Figure 3.27 (a)).
- L'aluminium est un matériau thermo-élasto-visco-plastique à écrouissage isotrope thermo dépendant (Figure 3.27 (b)).

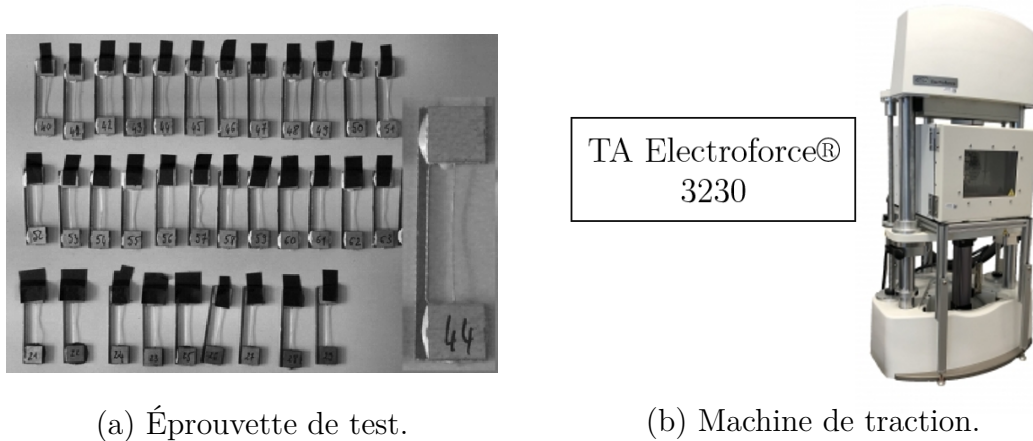


(a) Modèle thermo-élastique.

(b) Modèle thermo-élasto-plastique.

FIGURE 3.27: Modèle rhéologique utilisé pour la simulation.

À l'aide du tableau 3.3, nous avons pu définir λ_{the} et ν , pour la partie thermo-élastique des matériaux. Pour la partie plastique de l'aluminium, nous avons mené une campagne d'essais de traction sur le fil d'aluminium utilisé dans les modules. Pour ces essais, des éprouvettes ont été spécialement fabriquées avec du fil de bonding de diamètre $250\mu m$ en aluminium. Les prises pour les deux attaches de la machine (mors) ont été réalisées avec un cadre support en FR4 formant un U (Figure 3.28 (a)). Cette forme permet d'éviter des dommages et déformations plastiques lors des manipulations de l'éprouvette et de son montage dans le dispositif de test, elle assure un alignement correct de l'échantillon et enfin, elle empêche le glissement dans les mors durant le test. Le pont entre les deux têtes est délicatement coupé après le montage de l'échantillon et avant l'essai. Le fil d'aluminium est collé dans le cadre à l'aide d'une colle époxy à haute performance thermique.



(a) Éprouvette de test.

(b) Machine de traction.

FIGURE 3.28: Dispositif expérimental pour les essais de traction.

La machine, TA Electroforce® 3230 utilisée ici pour les tests de traction est un outil destiné à faire de la DMA (dynamic mechanical analysis). Elle est équipée d'une chambre chaud-froid contrôlée par un logiciel dédié WinTest® 7 [Pin15]. Dix essais de tractions différents ont été réalisés pour identifier les propriétés thermomécaniques du bonding. Cinq valeurs de température ($25^\circ C$, $80^\circ C$, $100^\circ C$, $130^\circ C$, $150^\circ C$) et deux valeurs de vitesse de déplacement ($25\mu m$ et $250\mu m$) ont été combinées. Le choix de ces températures est justifié par les amplitudes thermiques étudiées lors des essais expérimentaux. Les valeurs de vitesses de déplacement ont été déterminées à partir de simulations élasto-plastiques exploitant une caractéristique contrainte/déformation de l'aluminium trouvée dans la littérature [Mer14]. Nous avons alors déterminé des vitesses de déformation de l'ordre de $0.001s^{-1}$ et $0.01s^{-1}$ pour des fréquences de $0.1Hz$ et $1Hz$. Les éprouvettes mesurant $2.5cm$ de longueur, cela donne les vitesses énoncées plus haut dans un cadre de traction uniaxiale.

Les courbes contrainte-déformation obtenues pour les 10 combinaisons de température et de vitesse sont données à la figure 3.29. On peut d'abord observer un raidissement apparent initial de l'échantillon qui n'est dû qu'à un réaligement et un redressement de l'échantillon dans la machine. Pour mesurer le module de Young, ce qui n'est pas possible dans cette première phase, on impose un cycle de décharge/recharge après une légère phase de plasticité. Deux cycles de décharge/recharge sont réalisés plus tard dans la zone plastique afin d'évaluer les dommages causés (chute du module de Young E). Pour chaque type de test, nous avons utilisé trois éprouvettes qui, dans chaque cas, ont donné une réponse contrainte-déformation quasi-identique, montrant ainsi la bonne répétabilité des essais effectués.

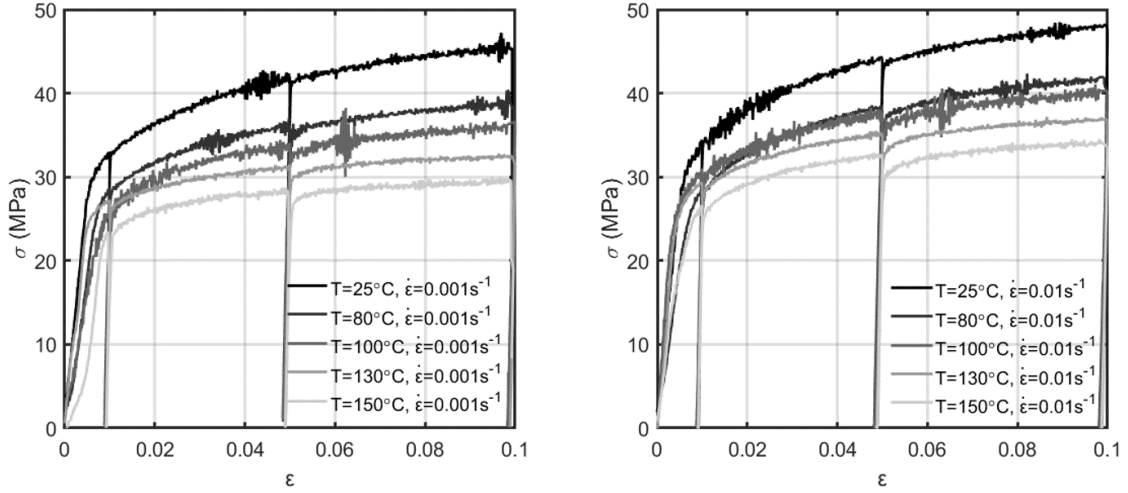


FIGURE 3.29: Courbe de contrainte-déformation expérimentale.

Les analyses montrent que la contrainte à déformation imposée diminue lorsque la température augmente (matériau plus ductile). D'autre part, la vitesse de déformation a une influence relativement faible mais néanmoins un léger effet visqueux est observé durant la phase de plastification (pas durant la charge «élastique»). Au vu de ces caractéristiques, notre choix s'est porté sur un modèle thermo-élasto-visco-plastique à écrouissage thermo dépendant pour décrire le comportement de l'aluminium. La viscosité, parallèle à la plasticité, est gérée via un modèle de Perzyna. Si l'on revient sur la figure 3.27 (b), cela conduit à supposer une limite d'élasticité $\sigma_y(T)$ et une contrainte d'écrouissage isotrope $R(p, T)$, thermodépendantes. Le coefficient de viscosité η a été pris constant.

En ce qui concerne la forme de l'écrouissage, le choix s'est porté sur une loi de Voce pour $R(p, T)$. La limite d'élasticité en fonction de la température sera décrite par un polynôme. La partie $R(p, T)$ est déterminée à partir des essais à faible vitesse de déformation en considérant l'effet visqueux négligeable. Une fois la fonction $R(p, T)$ identifiée, les courbes à haute vitesse sont utilisées pour déterminer l'effet visqueux.

Précisons la démarche adoptée pour calculer les coefficients :

1) À partir de l'essai à faible vitesse (considérée nulle), nous pouvons obtenir un tableau de limite d'élasticité σ_y en fonction de la température. Une simple interpolation polynomiale d'ordre 2 permet de décrire une loi de la limite d'élasticité en fonction de la température.

$$\begin{aligned}\sigma_y(T) &= A \times T^2 + B \times T + C \text{ [MPa]} \\ A &= 8.809 \times 10^{-5} \text{ [MPa/}^\circ\text{C}^2] \\ B &= -8.910 \times 10^{-2} \text{ [MPa/}^\circ\text{C]} \\ C &= 34.113 \text{ [MPa]}\end{aligned}\tag{3.51}$$

2) Nous nous intéressons ensuite à la description plastique. Une équation selon le modèle de Voce s'écrivant de la forme $R(p, T) = \sigma_{sat}(T)(1 - e^{-\beta(T)p})$ peut être déterminée. Pour chaque courbe $R(p)$, nous pouvons grâce aux amplitudes et aux constantes de temps déterminer σ_{sat} et β .

Chaque résultat de σ_{sat} et β est ensuite indexé dans un tableau en fonction de la température de l'essai. Des interpolations polynomiales d'ordre 1 permettent d'établir la variation des paramètres de Voce en fonction de la température $\sigma_{sat}(T)$ et $\beta(T)$.

$$\begin{aligned} R(p, T) &= \sigma_{sat}(T)(1 - e^{-\beta(T)p}) \\ \sigma_{sat}(T) &= a \times T + b \text{ [MPa]} \\ \beta(T) &= c \times T + d \end{aligned} \quad (3.52)$$

$a = -5.58 \times 10^{-2}$ [MPa/°C]	$b = 14.92$ [MPa]	$c = -8.29 \times 10^{-4}$ [°C ⁻¹]	$d = 27.84$
--	-------------------	---	-------------

TABLE 3.4: Coefficient de $\sigma_{sat}(T)$ et $\beta(T)$.

3) Pour terminer, il reste à définir la partie visqueuse. Pour cela, nous allons utiliser les 10 courbes. Pour chaque température, on calcule l'écart entre les courbes à faible vitesse et celles à haute vitesse (partie plastique), qui est dû (dans notre modèle) à cet effet visqueux. On obtient pour chaque déformation plastique équivalente p et chaque température T un écart de contrainte Δ_σ entre les deux vitesses $\Delta\dot{\epsilon}_p$ de déformation proportionnel au coefficient de viscosité η .

$$\eta = \frac{\Delta_\sigma}{\Delta\dot{\epsilon}_p} \quad (3.53)$$

Selon le formalisme de Perzyna, η peut s'écrire comme étant le résultat de la division d'une contrainte de référence noté σ_{ref} et une valeur notée A correspondant à un taux de viscoplasticité.

$$\eta = \frac{\sigma_{ref}}{A} \quad (3.54)$$

On peut simplement imposer $\sigma_{ref} = \Delta_\sigma$ et $A = \Delta\dot{\epsilon}_p$. Dans le cadre de nos essais, nous avons déterminé un coefficient moyen σ_{ref} de 5MPa pour un $\Delta\dot{\epsilon}_p = A$ de 0.009s⁻¹ correspondant à l'écart entre les deux vitesses de déformations imposées lors des essais de traction.

Il est crucial de vérifier ensuite si la loi précédemment déterminée est correctement intégrée dans le logiciel. Pour cela, simuler un cas de traction uniaxiale sur une barre en 2D est un moyen simple pour retracer l'ensemble des caractéristiques et vérifier la correspondance avec les données expérimentales.

La figure 3.30 illustre le principe de la simulation. Pour des raisons de simplicité, des conditions de type Dirichlet ont été appliquées tant sur le plan thermique que mécanique. L'essai est à température imposée constante. Un encastrement est imposé sur la partie gauche de la barre $u = 0$ et un déplacement sur la partie droite dépendant du temps $u(t)$ sur la partie droite. Avec ce type de conditions, on peut facilement vérifier la prise en compte des phénomènes visqueux et leur dépendance à la température. La figure 3.30 montre un graphique ou, pour deux températures, nous avons fait des essais de traction avec des variations (sauts) de vitesse. Les effets du temps et de la température sont bien pris en compte.

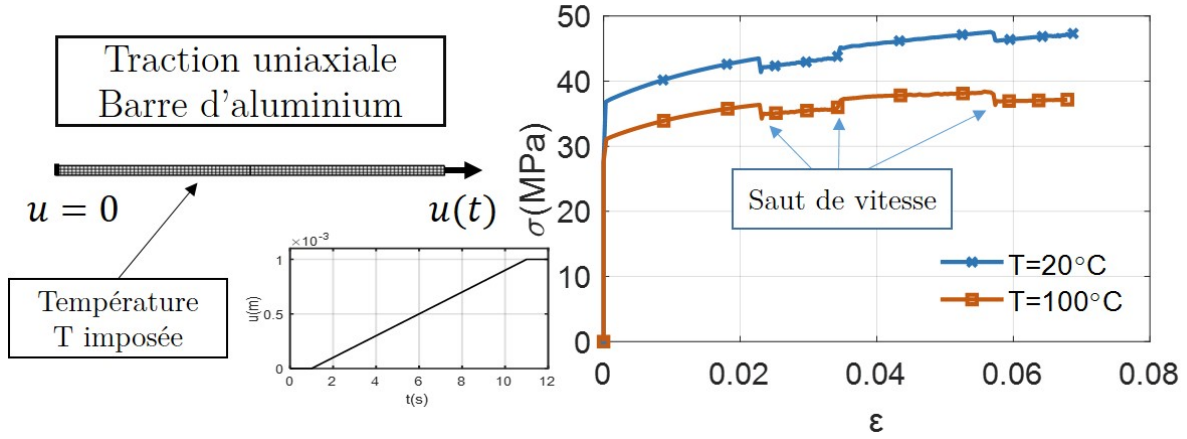


FIGURE 3.30: Principe de la simulation d'un essai de traction.

La figure 3.31 rassemble tous les résultats de simulation obtenus dans les conditions des essais expérimentaux. Si on compare les courbes contraintes déformations obtenues en simulation avec celles déterminées lors des essais de traction (figure 3.29), on peut voir que la loi retenue est correctement intégrée dans le logiciel de simulation par éléments finis et rend bien compte des essais de traction effectués expérimentalement.

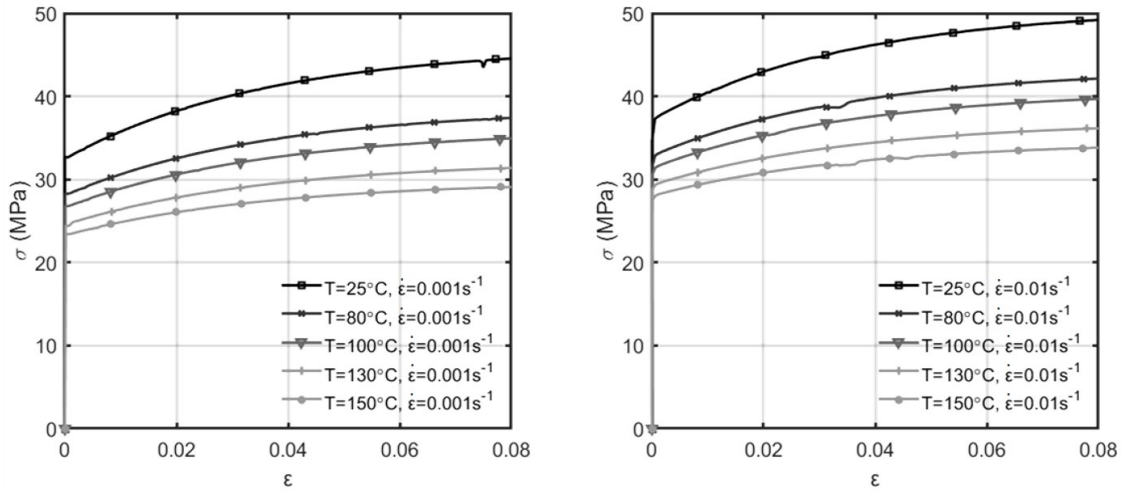


FIGURE 3.31: Courbe de contrainte-déformation simulation.

La géométrie et les caractéristiques étant définies, la suite consiste à appliquer des conditions initiales et des conditions aux limites thermo-mécaniques. D'un point de vue thermique, une température constante égale à la température ambiante est appliquée comme condition initiale. Des conditions de type Dirichlet sont imposées sur la surface inférieure de la brasure et sur la surface supérieure de la métallisation. Les températures correspondantes sont extraites de la simulation EF électro-thermique décrite dans la partie 3.4. Le logiciel COMSOL Multiphysics® propose des opérateurs de couplage capables de récupérer les champs thermiques d'une simulation pour les appliquer dans une autre. La figure 3.32 illustre ce procédé. De cette manière, la partie électrique n'est plus calculée et le profil thermique est identique à celui obtenu sur la 1ère simulation.

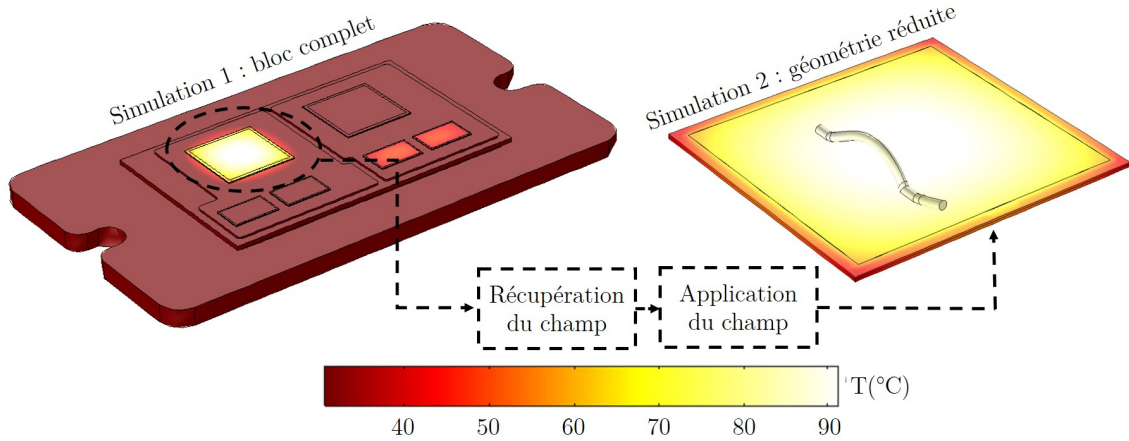


FIGURE 3.32: Opérateur de couplage thermique.

Le couplage thermomécanique, se fait par l'équation 3.55 :

$$\varepsilon_{the} = \lambda_{the} \theta \quad (3.55)$$

Avec ε_{the} la déformation d'origine thermique, λ_{the} le coefficient de dilatation thermique et θ la variation de température. Les conditions aux limites mécaniques sont appliquées de manière à éviter tout mouvement de type solide-rigide. Ces conditions aux limites de type Dirichet sont les suivantes :

- La surface inférieure est bloquée selon l'axe z ($u_z = 0$) ;
- Le point de milieu de la surface inférieure de la brasure est bloqué selon x, y, z ($u_x = 0$ $u_y = 0$ $u_z = 0$) ;
- Un point d'une arête de la surface inférieure de la brasure est bloqué selon y et z ($u_y = 0$ $u_z = 0$).

Des conditions aux limites de type Neumann sont appliquées sur les surfaces restantes. Sur ces frontières, la contrainte normale est considérée nulle (surfaces mécaniquement non chargées). On retrouve comme condition initiale un champ de déplacements nul pour l'ensemble de la géométrie simulée.

Lors du soudage ultrasonique, le fil se déforme probablement dans le domaine plastique suite aux efforts appliqués par la tête de soudure. Il en résulte un champ de contraintes résiduelles dans le fil de bonding. Dès le premier cycle thermique, la microstructure du fil est modifiée [Bie06]. Pour ces simulations, nous avons cependant considéré un champ de contraintes nulles dans l'ensemble du bonding. Si nous avions voulu être plus rigoureux, il aurait fallu réaliser une première simulation visant à reproduire fidèlement le processus de soudage du fil à partir du fil droit pour ensuite appliquer en condition initiale le nouveau champ de contraintes ainsi calculé. Ce travail est particulièrement complexe du fait que le soudage du fil s'accompagne d'auto-échauffements importants et d'un écrasement du pied. Dans la mesure où ce travail est centré sur la tenue du fil, avec à terme la quantification de la durée de vie de sa liaison avec la puce, appliquer un champ de contraintes nul a été considéré comme une première démarche acceptable.

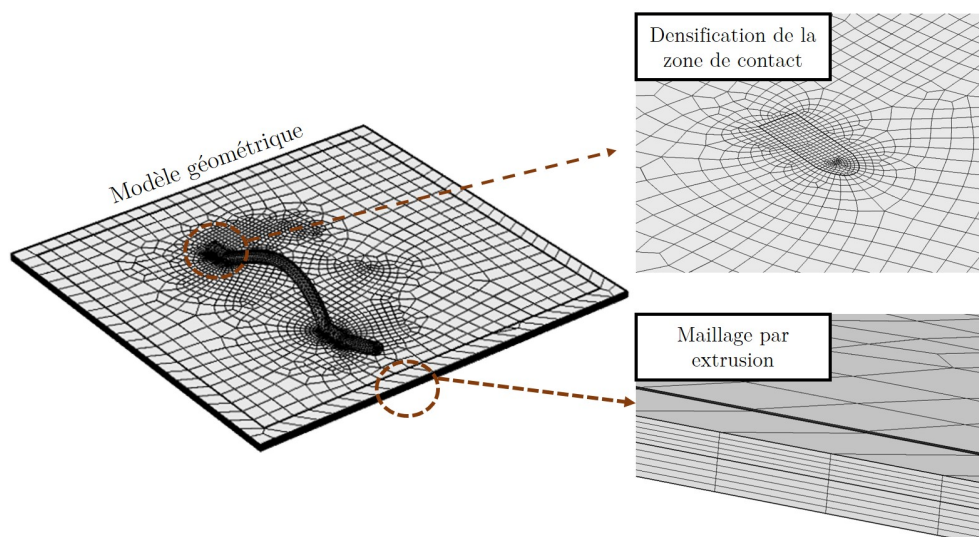


FIGURE 3.33: Maillage.

Une difficulté de cette simulation réside dans le maillage des couches fines (brasure $90\mu m$, puce $70\mu m$, métallisation $7\mu m$) qui constituent le cœur des études mécaniques. Ces éléments ont des rapports surface/épaisseur très importants [Bel16]. Par conséquent, un maillage standard satisfaisant pour gérer l'épaisseur produit un grand nombre d'éléments sur la surface, ce qui conduit à des temps de calcul longs (plusieurs jours) et requiert des ressources informatiques importantes (mémoire RAM notamment). Nous avons donc choisi une méthode qui consiste à définir un maillage 2D adapté à la surface frontière puis à extruder ce maillage dans l'épaisseur de chaque couche fine avec un nombre d'éléments raisonnable.

Contrairement à la thermique où nous avons utilisé une étape stationnaire pour avoir directement la cartographie thermique d'un module en régime permanent, la phase transitoire est très importante dans la fatigue des fils de bonding. Il est donc primordial de réaliser des simulations complètes, avec une température initiale égale à la température ambiante (typiquement $25^\circ C$), dans le but d'analyser la stabilisation cyclique de la réponse du matériau. Initialement, les champs de contraintes et de déformations viscoplastiques sont nuls. L'objectif de la simulation est de voir si, au chargement thermique cyclique qualifié de permanent, correspond maintenant une réponse cyclique élastoviscoplastique stabilisée et si cette réponse cyclique correspond à une adaptation cyclique (régime élastique) ou à une accommodation (cycle viscoplastique avec augmentation régulière de la déformation viscoplastique cumulée).

3.5.2 Résultats de la modélisation thermo-mécanique

Les résultats présentés ici ont pour objectif de mettre en évidence les mécanismes de déformations induits par le chargement électro-thermique et responsables du vieillissement des connexions. Ces données sont issues d'une simulation temporelle de 100 secondes avec un profil thermique de fréquence $1Hz$, ΔT_j de $50^\circ C$, qui tend vers une température T_r de $80^\circ C$. Les ressources demandées ici sont importantes et dépendent directement du nombre de cycles calculés. En termes de stockage post-simulation, ce type de calcul demande environ 500 Go pour cent cycles et chaque analyse dure plusieurs heures pour effectuer le calcul puis transférer les résultats (ici, post-processing sur MATLAB®).

On se rend compte ici des besoins numériques nécessaires pour simuler des phénomènes longs (fatigue) avec des excitations cycliques de période relativement faible sur plusieurs centaines de milliers de cycles (fatigue à grand nombre de cycles). Il semble bien que la mise en place de schémas numériques et de machines de calcul aptes à gérer ce genre de situation (i.e. en effectuant pas à pas un calcul de structure thermo-visco-plastique complet) fasse encore partie des problèmes ouverts. C'est probablement la raison pour laquelle, en pratique, la détermination des durées de vie des structures s'appuie beaucoup sur les caractéristiques mécaniques des cycles stabilisés, associées à une courbe de Wöhler issue de l'expérience. Cette étape-là n'a évidemment pas été abordée dans le cadre de ce travail, l'objectif étant d'abord de savoir si, en réponse à un chargement thermique qui se périodise rapidement, il existe une stabilisation cyclique de la réponse mécanique adaptée ou accommodée.

En ce qui concerne la simulation de la phase transitoire, la première étape consiste à vérifier la validité du calcul. Une façon de contrôler la pertinence du calcul est d'extraire la réponse élastique à partir de la réponse thermo-élasto-visco-plastique globale (Eq 3.56 3.57). Pour ce faire, il suffit de tracer l'évolution dans le temps de chaque composante du tenseur des contraintes σ_{ij} en fonction de chaque composante du tenseur des déformations élastiques.

$$\varepsilon_{11} = \varepsilon_{vp11} + \frac{1+\nu}{E}\sigma_{11} - \frac{\nu}{E}(\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \lambda_{the}\theta \quad (3.56)$$

$$\sigma_{11} = E(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{vp11} + \frac{\nu}{E}(\sigma_{22} + \sigma_{33}) - \lambda_{the}\theta) \quad (3.57)$$

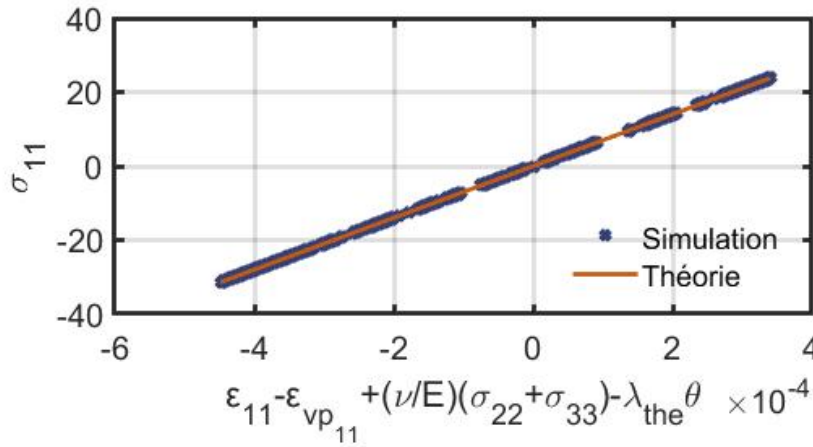


FIGURE 3.34: Exemple de vérification des résultats thermomécaniques.

Par exemple, durant toute la durée de la simulation, la relation entre σ_{11} et $(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{vp11} + \frac{\nu}{E}(\sigma_{22} + \sigma_{33}) - \lambda_{the}\theta)$ doit être une droite de pente E . La figure 3.34, montre l'ensemble des valeurs obtenues en un point (quelconque) de la structure lors de la simulation à laquelle on superpose la réponse théorique. La confrontation est quasi-parfaite et ce, quelle que soit la composante du tenseur des contraintes considérée (la pente change pour les contraintes de cisaillement bien sûr), et pour les quelques points de la structure choisis au hasard. Il convient également de noter que le contrôle d'un processus de déformation plastique isovolumique a également été effectué en calculant la trace du tenseur de déformation visco-plastique. Tout au long de la charge thermique, nous avons vérifié que la valeur maximale sur l'ensemble de la géométrie de $tr(\varepsilon_{vp})$ restait inférieure à 10^{-10} .

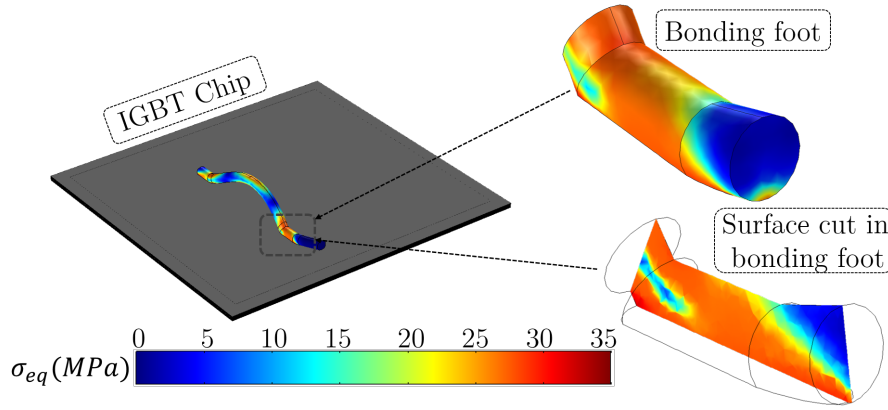


FIGURE 3.35: Répartition des contraintes de von Mises dans le pied de bonding.

Pour donner une idée du caractère hétérogène de la réponse thermomécanique à un instant donné, la figure 3.35 présente la distribution de la contrainte équivalente de von Mises autour du pied de bonding. Un champ de contraintes important dépassant la limite d'élasticité apparaît dans les pieds de bonding et en particulier au niveau de la surface de contact métallisation/bonding.

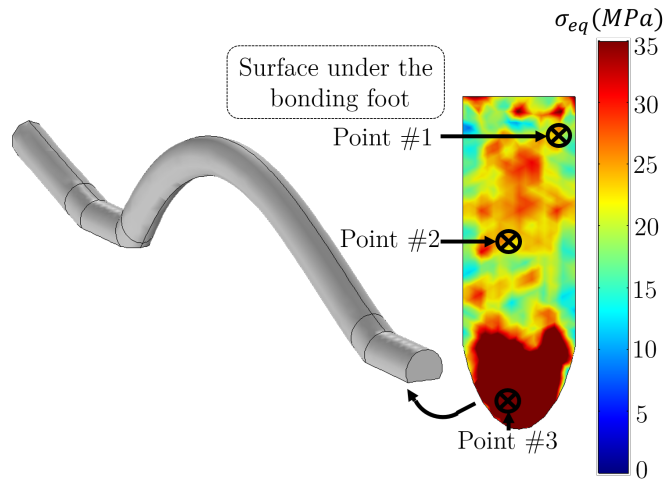


FIGURE 3.36: Choix des 3 points d'étude à l'interface métallisation/bonding.

La figure 3.35 met en avant la nécessité d'une étude plus locale de la surface de contact métallisation/bonding. Pour cela, on se propose de choisir trois points (mailles) au niveau de la surface de contact, pour analyser plus finement les interactions thermomécaniques responsables de la fatigue des connexions. La figure 3.36 montre la répartition des trois points au niveau de la surface analysée. Leur situation a été choisie de manière à montrer le caractère hétérogène de la distribution des contraintes dans le pied de bonding.

Le chargement thermique retenu pour présenter les processus mécaniques correspond à la simulation à $1Hz$ présentée plus tôt dans ce chapitre. La figure 3.37 (a) présente l'évolution temporelle de la température pour chaque point d'analyse. Au vu de la bonne diffusivité des matériaux constitutifs et de la faible vitesse de variation de cette température ($1Hz$), le profil thermique est quasi-identique pour les trois points. Un zoom sur la partie haute du cycle thermique permet toutefois d'observer une variation entre les zones les plus chaudes et froides pouvant atteindre $1.5^{\circ}C$, soit 3% de variation.

On notera également une augmentation progressive de la température moyenne par cycle. Cette augmentation est cependant limitée par les déperditions de chaleur avec l'environnement, elle-même croissante avec la température (conditions aux limites de Fourier - convection forcée). Quantitativement, dans cet exemple, la température moyenne est passée d'environ 50°C pour les premiers cycles à 80°C pour les derniers cycles de simulation. Cette étape transitoire a été tronquée sur le graphique (lignes pointillées). Après 100 cycles de chargement, le cycle thermique n'est pas encore parfaitement stabilisé mais les effets moyens engendrés peuvent être considérés comme étant issu du régime dit "permanent".

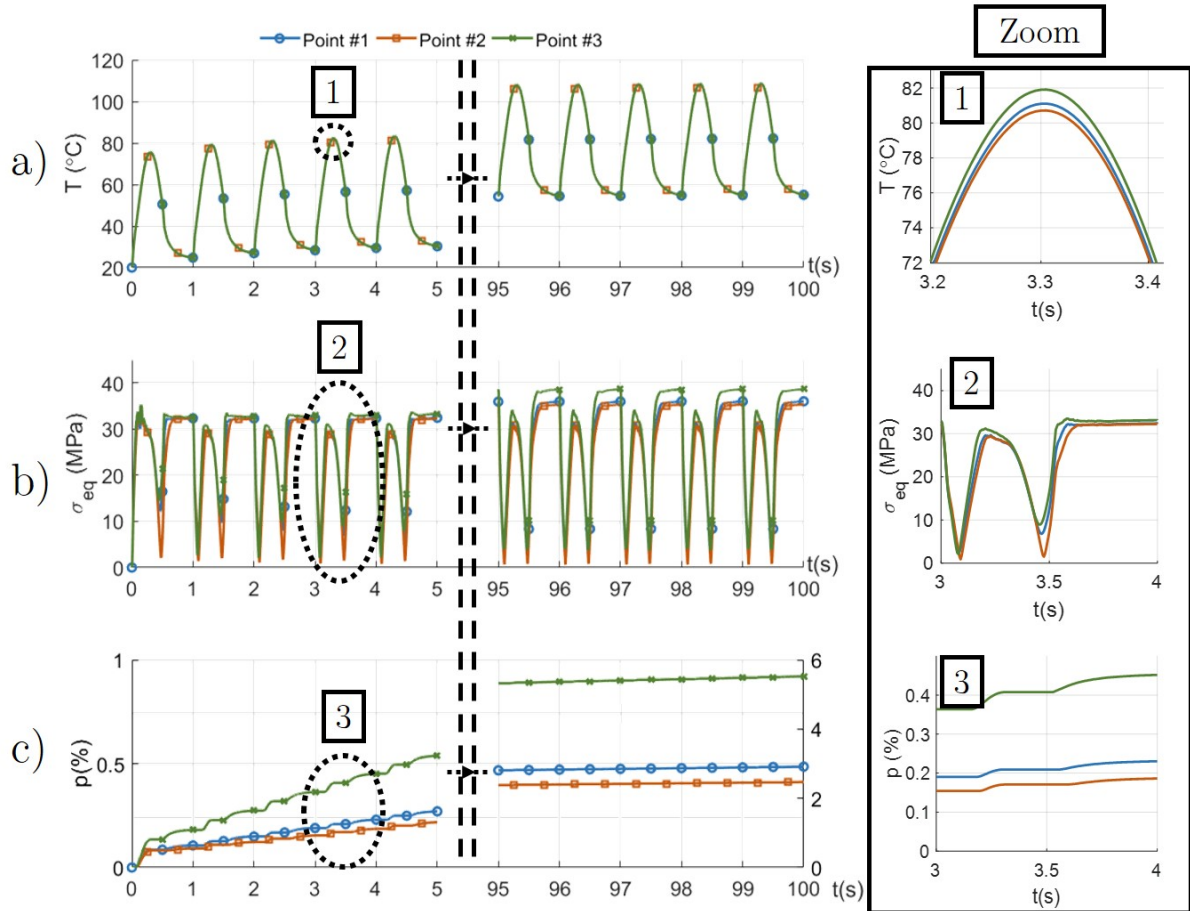


FIGURE 3.37: L'évolution dans le temps (a) de la température, (b) de la contrainte équivalente de von Mises et (c) de la déformation viscoplastique cumulée des 3 points sélectionnés.

La figure 3.37 (b) présente l'évolution de la contrainte de von Mises durant les cent premiers cycles pour les 3 points. De légères différences de niveau de contrainte peuvent être observées d'un point à l'autre. Par définition, la contrainte équivalente de von Mises (Eq : 3.30) est une norme du tenseur déviatorique des contraintes et est toujours positive. Par contre, si on se focalise sur un cycle (zoom à droite de la figure), des contraintes de tension et/ou de compression peuvent être périodiquement observées pendant les phases de réchauffement et de refroidissement du cycle thermique. Cela explique la présence des deux décharges de la contrainte de von Mises au cours du cycle. Enfin, en raison de la saturation progressive des contraintes lors du durcissement visco-plastique (cf. Fig.3.31), la contrainte équivalente de von Mises devient rapidement périodique. La réponse contrainte-déformation se stabilise, formant une boucle d'hystérésis en apparence stabilisée.

La figure 3.37 (c) montre l'évolution de la déformation visco-plastique accumulée p . Par construction, son taux doit être positif ou nul et, par conséquent, p augmente seulement cycle par cycle. La saturation de cette variable n'est possible que si les effets visco-plastiques disparaissent (adaptation élastique). Pour tenir compte des variations importantes de p au cours des 100 cycles, deux échelles ont été introduites de chaque côté du graphique. C'est la raison pour laquelle la stabilisation de p semble se produire, mais ce n'est qu'un effet d'échelle. La croissance monotone de p illustre l'irréversibilité des mécanismes visco-plastiques. La présence d'une accommodation cyclique permet d'envisager deux méthodes d'analyse de la fatigue, la première consistant à utiliser les paramètres de la boucle d'hystérésis et les critères classiques de dimensionnement en fatigue *via* l'utilisation d'une courbe de Wöhler, la seconde étant de poursuivre la modélisation avec l'introduction d'un modèle d'endommagement (modèles continus, modèles de zones cohésives).

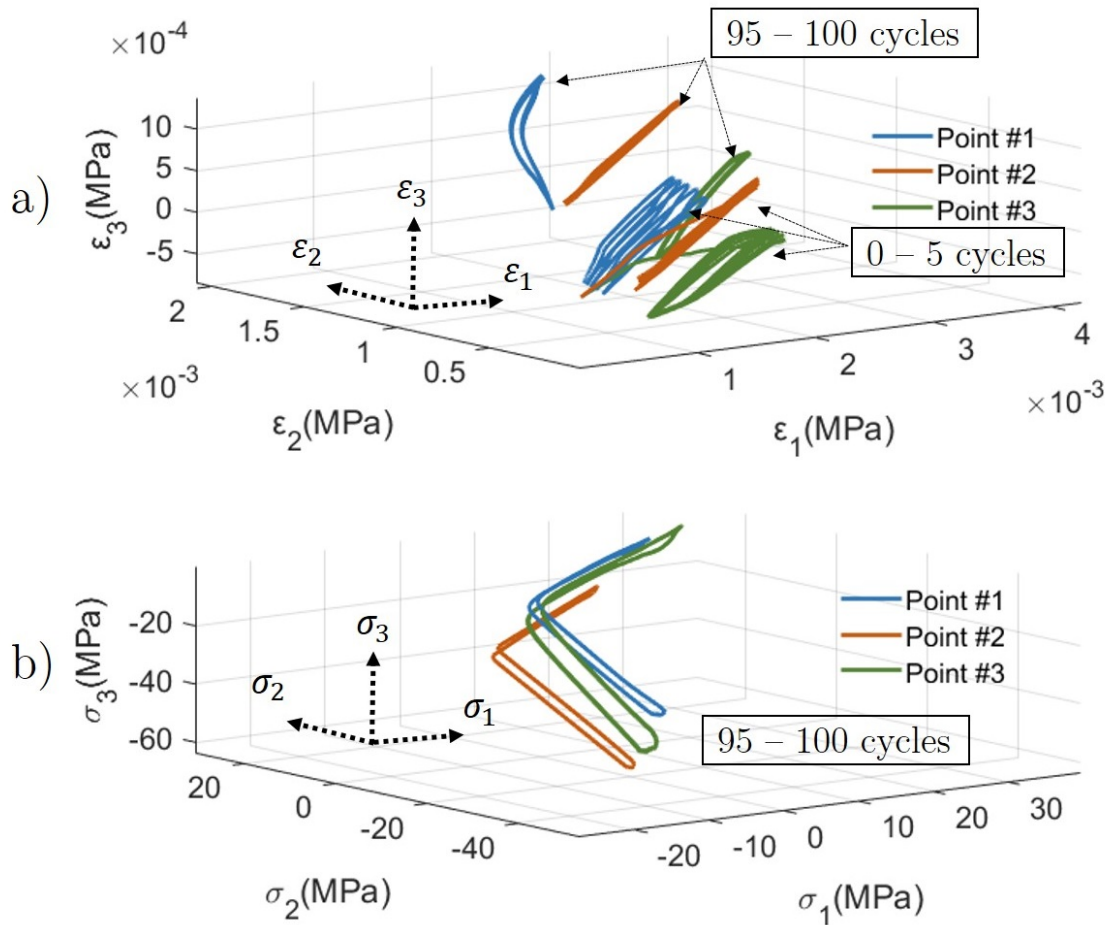


FIGURE 3.38: Stabilisation des contraintes dans l'espace des contraintes principales (a) et des déformations dans l'espace des déformations principales (b).

La figure 3.38 (a), présente l'ensemble des trajets de déformation dans l'espace des déformations principales pour mettre en évidence les fortes évolutions de l'état de déformation depuis le tout début du chargement thermique. Une stabilisation progressive de cette déformation peut être observée. Comme déjà mentionné, une boucle d'hystérésis est associée à la croissance de p . Ces trois trajectoires présentent des évolutions significativement différentes tant au niveau des déformations que de la forme des boucles d'hystérésis. Ici, la réponse mécanique hétérogène de la liaison à la charge thermique peut être confirmée. Enfin, dans la figure 3.38 (b), les trois boucles de contrainte stabilisées ont été tracées. Cette figure met en évidence le caractère multiaxial et hétérogène de la réponse mécanique des jonctions de fils.

Pour illustrer un peu plus le caractère multiaxial du chargement thermomécanique pour les trois points sélectionnés, les trajectoires dans l'espace 3D des déformations puis les contraintes principales ont été tracées.

Le coefficient de triaxialité que l'on notera R_X est le rapport de la contrainte hydrostatique sur la contrainte équivalente de von Mises (Equation : 3.58).

$$R_X = \frac{\frac{1}{3}tr(\sigma)}{\sigma_{eq}} \quad (3.58)$$

Ce rapport permet de donner une idée de la nature du chargement subi par le matériau. On peut citer quelques valeurs remarquables :

- $R_X = 0$ cisaillement pur.
- $R_X = \pm 0.33$ traction/compression uniaxiale.
- $R_X \rightarrow \pm \infty$ détente/compression hydrostatique.

La figure 3.39, représente le coefficient de triaxialité au point #3 qui parmi les 3 points est le plus critique. Cette figure rend compte de la complexité du chargement mécanique sur la zone de contact du fil. À travers cette figure, on peut voir le caractère multiaxial des sollicitations mécaniques, avec des contraintes normales et de cisaillement au niveau de la surface de contact du fil de bonding avec la métallisation.

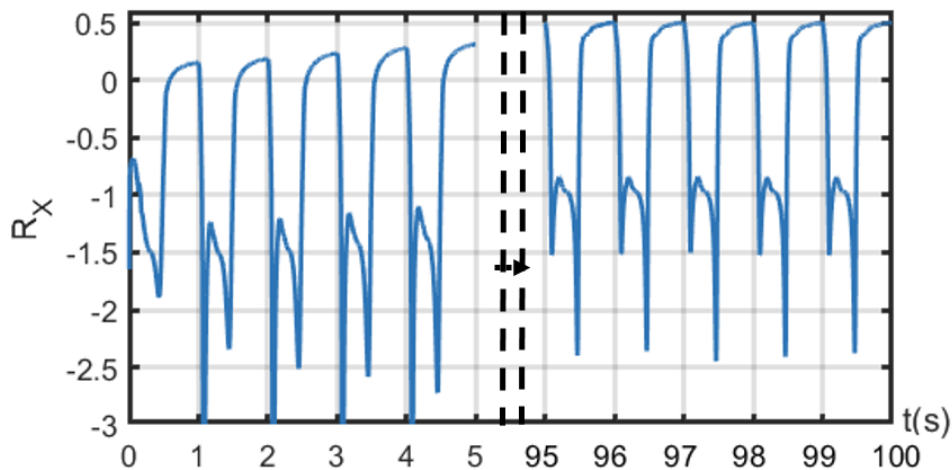


FIGURE 3.39: Coefficient de triaxialité au point #3.

La figure 3.40 permet d'illustrer la stabilisation cyclique du module. Sur cette figure, nous avons intégré, sur le volume du fil de bonding, la densité de puissance viscoplastique au cours du temps. L'évolution de cette dissipation viscoplastique au cours des 100 cycles, présentée sur la figure 3.40, montre la stabilisation de l'énergie dissipée à chaque cycle à une valeur non nulle, en accord avec l'existence d'un cycle accommodé, l'énergie dissipée représentant l'aire du cycle.

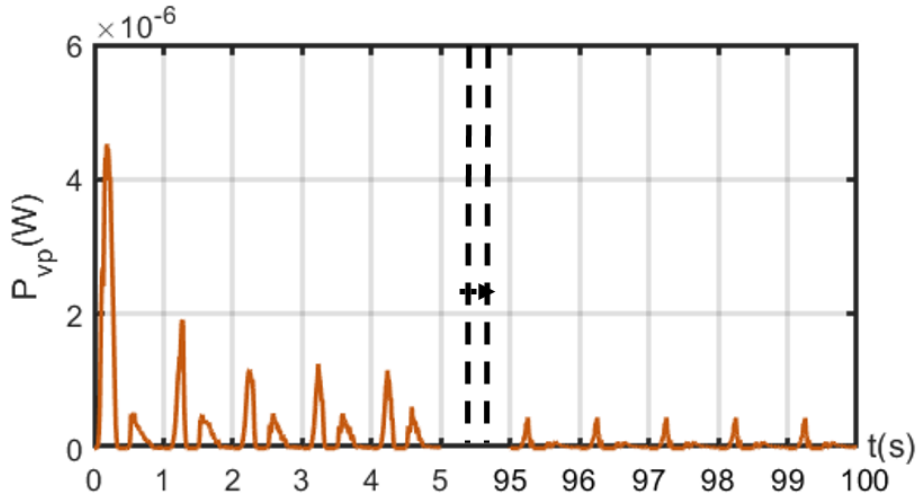


FIGURE 3.40: Dissipation plastique au cours du temps.

La figure 3.40 confirme également la faible influence de la dissipation viscoplastique sur l'auto échauffement du fil (comparaison avec la figure 3.24). Les quelques microWatts dissipés mécaniquement sont bien faibles en comparaison des $50mW$ de dissipation électrique, qui sont eux-mêmes très insuffisants pour avoir une influence notable sur la répartition des températures dans ce fil.

Ces premiers résultats ont permis de mettre en avant les caractéristiques thermomécaniques du fil de bonding et de comprendre les mécanismes de dilatation-compression à chaque cycle. Ces cycles entraînent des irréversibilités qui endommagent à terme le fil de bonding [Yan11a]. Pour la suite du chapitre, nous nous proposons de faire une première exploitation de ces simulations pour évaluer l'impact de divers paramètres (électriques/géométriques) sur le vieillissement des connexions.

3.6 Première recherche des paramètres influant sur l'état mécanique des bonding

Cette partie propose une première analyse des paramètres influents sur le comportement mécanique de la surface de contact du bonding sur la métallisation. Il est important de préciser que cette analyse systématique est réalisée afin de détecter les paramètres (liés au chargement, à la géométrie) qui pourraient jouer un rôle important dans la définition du cycle thermo-mécanique stabilisé de la connexion. Pour des raisons évidentes de temps de calcul, on se limitera aux quelques premiers cycles de chargement afin de voir l'influence de tel ou tel paramètre sur l'état d'avancement de la déformation viscoplastique cumulée. L'idéal serait, bien sûr, de pousser ces calculs sur la stabilisation cyclique et de déterminer l'accroissement de déformation visco-plastique cumulée par cycle stabilisé.

On peut citer quelques paramètres qui seront étudiés dans ce qui suit afin de voir leur influence ou non sur le processus de plastification :

- La vitesse de cyclage.
- La dimension de la puce.
- L'épaisseur de la métallisation.
- Le gradient de température dans l'assemblage.
- La hauteur boucle du fil de bonding.
- Le diamètre du fil de bonding.

3.6.1 Influence de la vitesse de cyclage : 0.1Hz, 1Hz et 5Hz

Le comportement du fil fait apparaître un effet du temps *via* la viscosité de l'alliage d'aluminium, une première série de simulations avec les profils thermiques obtenues à différentes fréquences lors des simulations thermiques (cf. Figure 3.20) a été réalisée. Voici Fig.3.41, les principaux résultats :

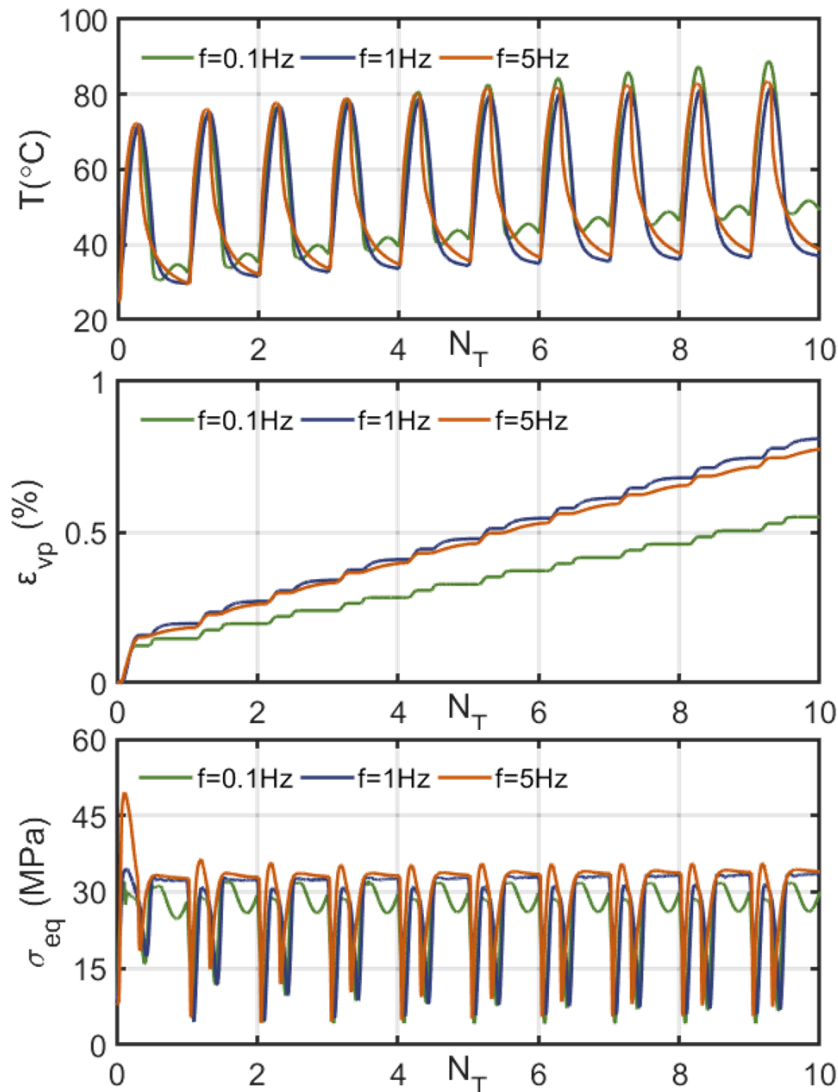


FIGURE 3.41: Évolution thermo-mécanique de la zone de contact pour 3 fréquences.

La figure 3.41 montre les évolutions temporelles de température T , de la déformation visco-plastique effective ε_{vp} et de la contrainte de von Mises σ_{eq} , pour les trois fréquences de fonctionnement ($0.1Hz$, $1Hz$, $5Hz$). Afin de pouvoir comparer les grandeurs entre elles pour ces différentes fréquences, l'axe des abscisses représente le nombre de cycles de chargement. Il est évident que cette simulation n'est qu'une première image au vu du faible nombre de périodes simulées mais elle a le mérite de donner une première indication intéressante. Les résultats montrés figure 3.41 ont été obtenus par moyenne sur la zone du pied de bonding, qui a été identifiée comme étant une zone très contrainte d'un point de vue mécanique [Guo16]. La figure 3.42 est une image de la sélection des mailles pour la mesure réalisée avec un outil développé sous MATLAB[®] spécialement pour ce travail.

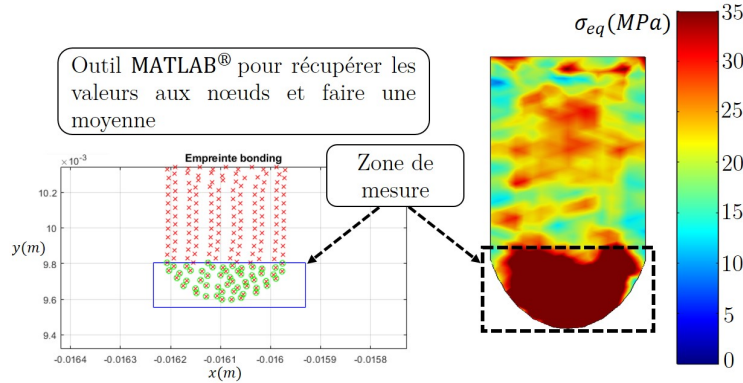


FIGURE 3.42: Zone d'évaluation des variables de la simulation.

D'un point de vue thermique, on peut voir que le chargement pour la fréquence de $0.1Hz$ est moins contraignant que pour les deux autres. Il en résulte un état de contraintes mécaniques moindre sur la zone étudiée. On peut voir par contre que les effets de vitesse varient faiblement entre $1Hz$ et $5Hz$, si on regarde la différence entre la déformation plastique effective et les niveaux de contrainte de von Mises. En effet la déformation plastique obtenue pour des fréquences de $1Hz$ et $5Hz$ est quasi identique sur les 10 périodes simulées (Figure 3.41 (b)) et les évolutions des contraintes de von Mises sont quasi-indiscernables sur la Figure 3.41 (c).

Pour la fréquence de $0.1Hz$, le cycle thermique étant d'amplitude moins élevée que pour les deux autres, il en résulte des contraintes mécaniques moins importantes. De plus, lors de la phase de décharge, on voit que le cycle thermique de la 2^{de} puce a une influence sur le profil de la 1^{ère}. En effet, lors de la simulation électro-thermique du module complet, pour une fréquence de cyclage de $0.1Hz$, la température d'une puce lors de la phase de chauffage, se propage dans l'ensemble du module et influe sur le profil thermique de la seconde puce. C'est pour cela que l'on voit une augmentation de température pendant la phase de refroidissement. Ce phénomène a un impact sur la contrainte de von Mises avec l'apparition d'une décharge élastique due à cet effet qui entraîne un écrouissage moins important. Cela montre l'importance de bien maîtriser les cycles thermiques si on veut pouvoir reproduire les mêmes contraintes mécaniques pour les différentes vitesses de cyclage.

En simulation, les différences de sollicitations mécaniques sont dues à une amplitude thermique moins importante au niveau de la zone d'attache pour le cyclage à $0.1Hz$. Par contre, lors des expérimentations, une augmentation de la durée de vie pour des fréquences supérieures à $2Hz$ a été constatée, ce qui va à l'encontre des résultats de simulation.

Il est évident que les simulations ne peuvent pas, sur si peu de cycles, rendre compte des phénomènes observés lors de nos expériences. Pour une approche complète et plus rigoureuse, il faudrait poursuivre les simulations jusqu'à obtenir le régime permanent thermique et mécanique pour évaluer l'impact et calculer, par exemple, la variation de déformation plastique par cycle. Ces premières simulations ont toutefois le mérite d'être "rapides" et de montrer l'importance de maîtriser les contraintes thermiques pour les divers modes de cyclage, si l'on veut pouvoir les comparer entre eux. Malheureusement, pour des raisons de temps et/ou ressources informatiques, il n'a pas été possible de réaliser de telles simulations.

3.6.2 Influence de la géométrie

La réalisation de nouveaux échantillons nous a poussés à évaluer l'impact, d'un point de vue mécanique, des différents paramètres géométriques (taille de puce, forme du bonding...) afin d'avoir une première idée des réponses thermo-mécaniques de ces nouveaux véhicules de test. Ces simulations restent dans le droit fil des essais numériques précédents. Elles ont le mérite de donner une première image des évolutions de la déformation viscoplastique cumulée (paramètre récapitulant l'histoire des irréversibilités viscoplastiques) au niveau du pied de bonding.

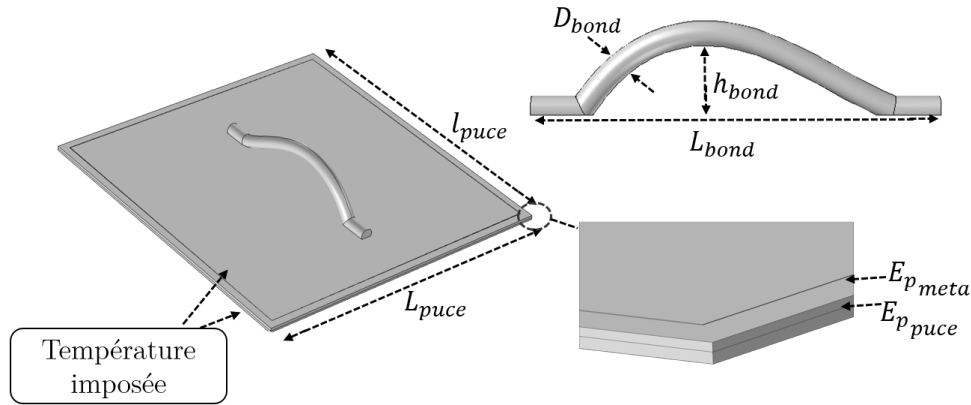


FIGURE 3.43: Paramètres d'influence considérés dans les simulations.

La figure 3.43 présente l'ensemble des paramètres géométriques dont nous allons analyser l'impact potentiel sur l'état mécanique du pied de bonding.

Les résultats de simulation présentés ici sont des évolutions temporelles de variables mécaniques prises dans la zone de contact du pied de bonding après 3 cycles thermiques. Le profil des cycles de chargement thermique est donné en figure 3.44. Ces cycles sont volontairement plus importants que ceux étudiés lors du chapitre 2 afin d'amplifier les effets et de faciliter la compréhension des mécanismes de déformation mis en jeu au niveau du pied de bonding. Contrairement aux précédentes simulations, dans lesquelles les flux de chaleur résultaient du calcul des pertes dans les IGBT et les diodes, les profils de température sont ici directement imposés sur la surface supérieure de la métallisation et sur la face inférieure de la brasure (conditions de Dirichlet). En effet, si on veut analyser l'impact de chaque grandeur, on doit pouvoir faire varier un seul paramètre à la fois et imposer directement les pertes devient alors une approche complexe si on veut reproduire le même cyclage thermique lorsque la géométrie varie.

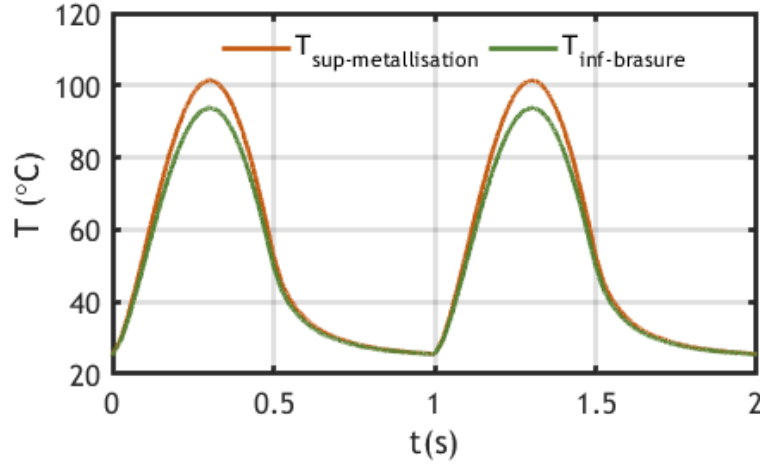


FIGURE 3.44: Profil thermique imposé au niveau de la brasure et de la métallisation.

Pour chaque simulation, nous avons analysé le chargement mécanique en récupérant, au niveau de la surface de contact bonding/métallisation, la répartition de la déformation viscoplastique effective qui nous servira ici de grandeur de comparaison [Gra15]. Nous avons analysé cette répartition en déterminant les paramètres d'une loi normale (moyenne, écart type) qui permettraient de la caractériser correctement. L'utilisation d'une loi normale présente l'avantage d'être simple à déterminer. Elle permet d'une part de faire une analyse globale à travers la moyenne et d'autre part, de pouvoir évaluer la répartition spatiale de cette grandeur à travers l'écart type. On présentera l'évolution temporelle de la moyenne sur la surface de la déformation plastique effective mais aussi la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique, que l'on notera $\Delta\varepsilon_{vp32}$ en fonction des paramètres étudiés. Cette grandeur peut s'exprimer de la façon suivante :

$$\Delta\varepsilon_{vp32} = \varepsilon_{vp}(N_T = 3) - \varepsilon_{vp}(N_T = 2) \quad (3.59)$$

N_T représente le nombre de périodes.

3.6.2.1 Influence de l'épaisseur de la puce

L'objectif est d'analyser l'impact de l'épaisseur de la puce d'un point de vue mécanique. Pour cela, cinq simulations avec des épaisseurs de puce différentes ont été réalisées. Les épaisseurs choisies sont comprises entre $70\mu m$ (celle d'un module) et $220\mu m$ (celle d'un échantillon).

La figure 3.45 (a), montre l'évolution de la déformation viscoplastique effective moyenne au niveau de la surface de contact au cours du temps. La figure 3.45 (b), quant à elle, présente la variation de la déformation viscoplastique effective durant le 3^{ème} cycle en fonction de l'épaisseur de puce $\Delta\varepsilon_{vp32}$. Ces résultats montrent l'impact de l'épaisseur de puce au niveau du pied de bonding. Il semble que la puce présente une inertie plus importante lorsque son épaisseur augmente, par conséquent, le fil de bonding a plus de mal à la déformer. Il se trouve donc davantage contraint. Nous avons pris soin d'évaluer l'évolution de l'écart type pour chaque résultat. D'un point de vue répartition, les tendances sont conservées avec un écart type qui confirme l'impact non négligeable d'une épaisseur de puce importante.

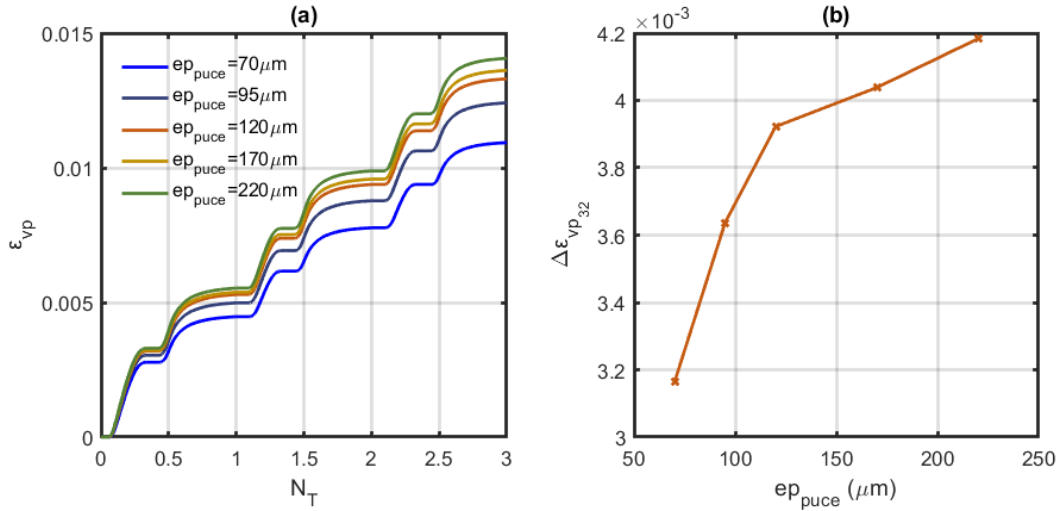


FIGURE 3.45: Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs épaisseurs de puce (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction de l'épaisseur de puce (b).

3.6.2.2 Influence de la surface de puce

Le deuxième paramètre considéré est la surface de puce. On se propose ici de réaliser des simulations en faisant varier les dimensions de la puce notées L_{puce} et l_{puce} . À noter que les variations de L_{puce} et l_{puce} sont liées de façon à conserver le coefficient L_{puce}/l_{puce} constant pour tous les essais et ainsi respecter les proportions de la puce.

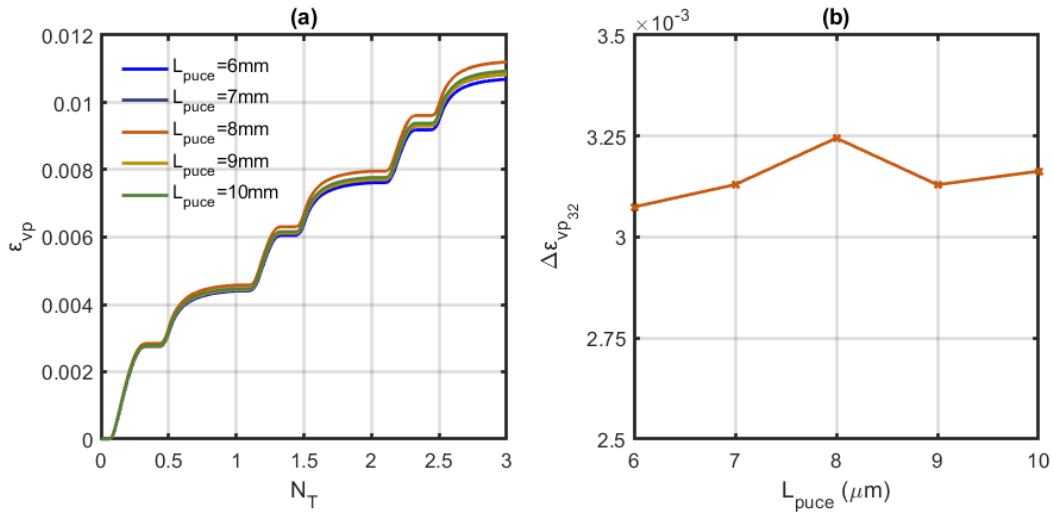


FIGURE 3.46: Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs longueurs de puce (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction de la longueur de la puce (b).

Les figures 3.46 (a) (b) sont de même nature que celles de la figure 3.45. La dimension l_{puce} varie dans les mêmes proportions que la longueur de puce L_{puce} qui sera donc le paramètre observé. Le résultat montre que la dimension de puce n'a aucune influence sur les sollicitations mécaniques au niveau du pied de bonding. L'écart type de la répartition de la déformation plastique effective ne varie quasiment pas avec les dimensions de la puce confirmant le premier résultat.

Au-delà de cette observation, ces résultats montrent que quelle que soit la position du bonding sur la puce, la grandeur importante reste la température. En effet, le pied de bonding peut être au centre ou sur le côté de la puce, pour une même contrainte thermique, le chargement mécanique sera le même. Dans la réalité, un gradient thermique existe sur la puce et les fils de bonding positionnés sur le bord de la puce sont moins contraints mécaniquement.

3.6.2.3 Influence de l'épaisseur de la métallisation

Cette étude concerne l'influence de la métallisation d'émetteur. Toujours dans l'optique d'analyser les différences entre les modules et les échantillons, une analyse de l'impact de l'épaisseur de métallisation est importante. Cette grandeur vaut $4\mu m$ pour les modules commerciaux tandis que pour les échantillons, cette épaisseur est d'environ $10\mu m$.

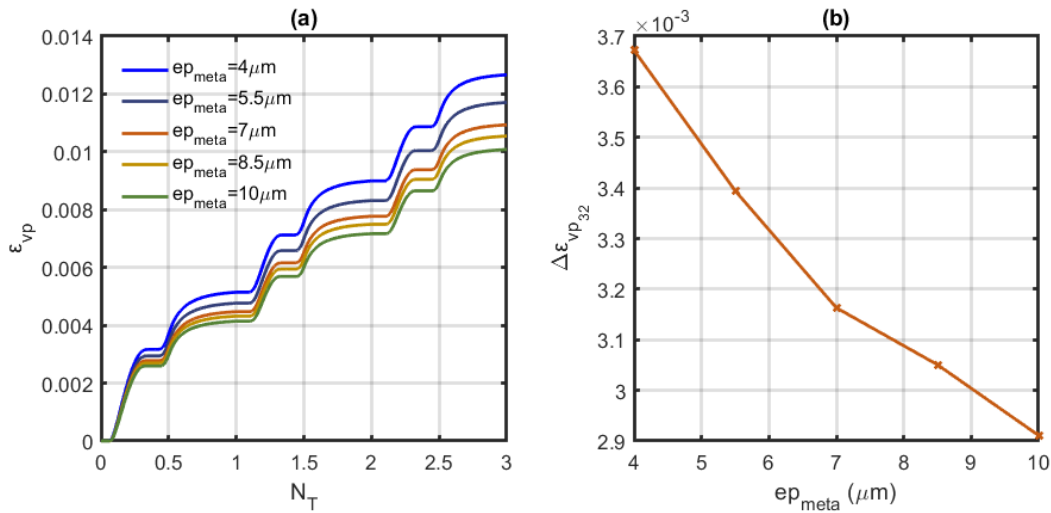


FIGURE 3.47: Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs épaisseurs de métallisation (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction de l'épaisseur de métallisation (b).

Les graphiques (Figure 3.47) montrent l'influence de cette épaisseur sur l'état de contrainte dans le pied de bonding. Pour des métallisations dont l'épaisseur est moindre, l'état de contraintes est moins important au niveau de l'interface. La métallisation "absorbe" une partie de l'effort de la puce. De façon imagée, la tendance du fil de bonding à se dilater est limitée par la puce mais la métallisation en aluminium va "assouplir" cette contrainte. En effet, elle présente un comportement similaire à celui du bonding en termes de dilatation/compression et va être le siège d'un gradient de déformation au travers de son épaisseur.

3.6.2.4 Influence de la boucle du bonding

Le câblage des fils de bonding par une machine "heavy wire bonder" nécessite de définir les paramètres de boucle. Dans cette partie, nous allons analyser l'impact de la forme des boucles sur les contraintes mécaniques au niveau de l'interface. Le procédé de soudure par ultra-sons n'est pas pris en compte ici : on partira d'un état de contrainte nul pour le fil de bonding mais il est évident que ce procédé a des conséquences sur le vieillissement des connexions [Eic13].

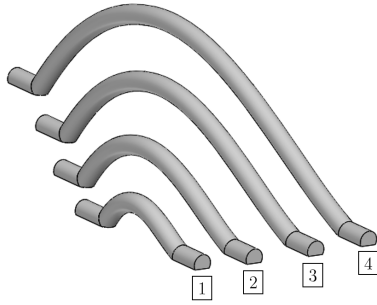


FIGURE 3.48: Géométries des bonding pour différentes longueurs de boucle.

	L_{bond}	h_{bond}
Bonding 1	3mm	0.5mm
Bonding 2	5mm	0.9mm
Bonding 3	7mm	1.4mm
Bonding 4	9mm	1.9mm

TABLE 3.5: Dimensions des bonding.

Les fils de bonding restent de la même "forme". En effet, le fil de bonding référence que nous avons réalisé à l'aide de photos (microscope) sert ici de base et un coefficient est appliqué sur la boucle pour augmenter son envergure. Ainsi l'angle formé entre le pied et la boucle elle-même ne varie pas. Seules la hauteur et la longueur varient proportionnellement aux dimensions du fil de référence. La figure 3.48 et le tableau 3.5 montrent les configurations étudiées.

Les résultats présentés sur la figure 3.49 montrent que la taille de la boucle a une influence vis à vis des sollicitations mécaniques mais celle-ci reste légère en regard de l'impact de l'épaisseur de la métallisation par exemple. Dans le cas de l'étude des dégradations suite à des fractures du bonding, cette boucle aurait sûrement une importance non négligeable [Dag18] mais ici l'impact est relativement faible. Sur les simulations, le second pied de bonding restant sur la puce est également soumis au cyclage thermomécanique.

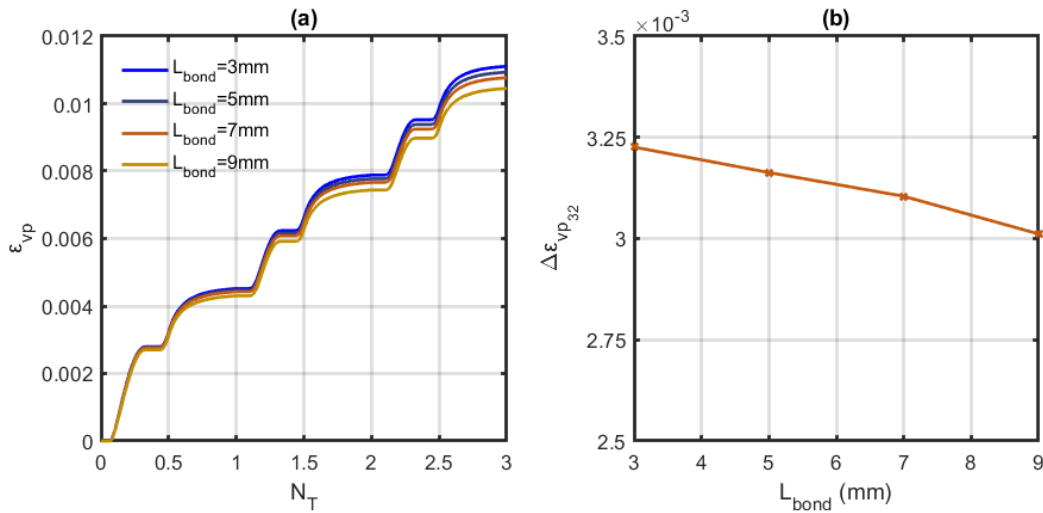


FIGURE 3.49: Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs longueurs de boucle de bonding (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction de la longueur de boucle du bonding (b).

Au cours de cette étude, nous nous sommes posés la question de la différence entre des fils de bonding avec et sans reprise d'émetteur. Pour réaliser l'analyse indépendamment du profil thermique du second pied de bonding (cyclage thermique important sur la puce et très faible sur une pastille extérieure), nous avons coupé le pied. Les contraintes mécaniques au niveau du premier pied restent inchangées (à forme de bonding donnée).

En utilisant le profil 4, nous avons réalisé une simulation sur un fil de bonding dont un pied est sur la puce et le second sur une pastille de cuivre non soumise au cyclage. Le résultat ne montre pas de différence significative avec celui du même bonding mais avec les deux pieds sur la puce. Cela permet de conclure sur la faible influence (moins de 10%) d'un pied de bonding sur l'autre pour les hauteurs et longueurs de boucles étudiées [Loh07].

3.6.2.5 Influence du diamètre du bonding

A travers cette série de simulations, nous allons analyser l'impact de l'épaisseur du bonding sur l'état mécanique de la surface de contact. En effet, nos échantillons sont réalisés avec du fil de $250\mu m$ alors que les modules classiques sont réalisés avec des fils de bonding d'une épaisseur de $300\mu m$.

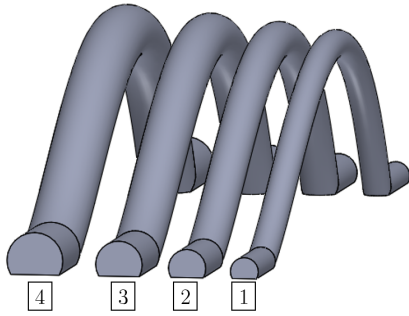


FIGURE 3.50: Géométries des bonding pour différents diamètres.

	D_{bond}
Bonding 1	$150\mu m$
Bonding 2	$200\mu m$
Bonding 3	$250\mu m$
Bonding 4	$300\mu m$

TABLE 3.6: Diamètres des bonding.

Les résultats de la figure 3.51 montrent l'impact du diamètre du fil de bonding sur l'état de contrainte dans le pied. Plus le fil présente un diamètre important, plus le champ de contraintes mécaniques est important [Wri14]. Cependant, on voit que l'impact entre un fil de $250\mu m$ et un de $300\mu m$ est relativement faible et ne peut pas expliquer à lui seul les écarts obtenus expérimentalement.

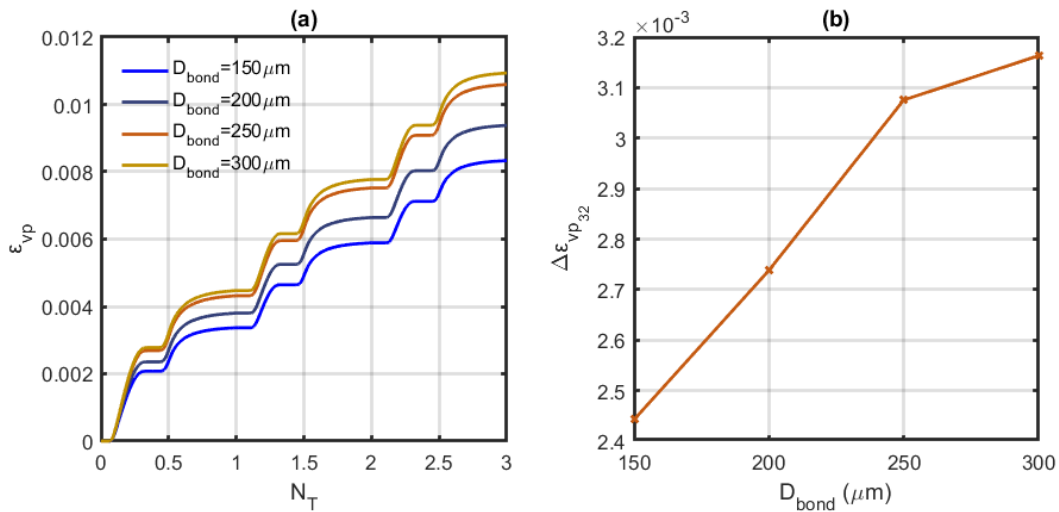
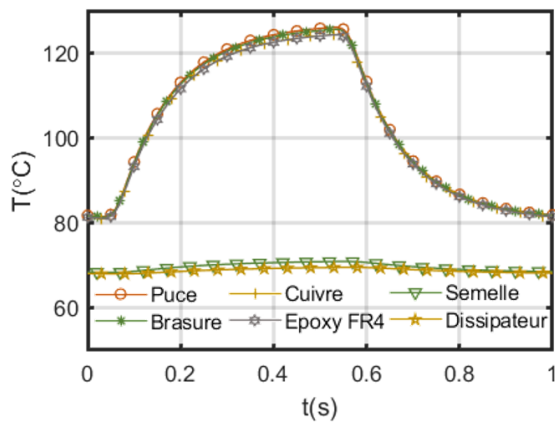


FIGURE 3.51: Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs diamètres de bonding (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction du diamètre du bonding (b).

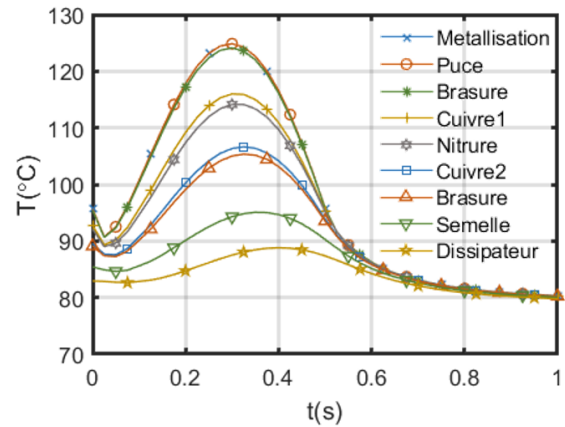
Par contre, cette simulation présente une limite. En effet, la taille des grains d'aluminium ou d'une façon générale la forme de la microstructure, doit avoir une influence non négligeable sur le comportement du fil en deçà d'un certain diamètre.

3.6.3 Influence du gradient de température dans l'épaisseur de la puce et de la brasure

Une importante différence apparaît entre les modules commerciaux et nos échantillons de test. Cette différence concerne le gradient de température à travers le composant. En effet, sur les échantillons, un matériau avec une résistance thermique importante est présent, réduisant considérablement les pertes électriques, à cyclage thermique donné, en comparaison d'un module classique. Pour une même ondulation thermique, le gradient dans l'ensemble puce/brasure est donc moins important en comparaison du module de MIRCOSMI[®]. Le gradient apparaît essentiellement dans la résine époxy à base de FR4 pour l'échantillon étudié alors que, pour un module, le gradient apparaît dans l'ensemble des couches.



(a) - Échantillon.



(b) - Module.

FIGURE 3.52: Profil thermique des différentes couches.

La figure 3.52 montre cette différence entre les échantillons et les modules. On peut se demander si cette différence entraîne des modifications du processus de vieillissement. En imposant directement la température sur les surfaces de la puce et sous la brasure, on peut faire varier le gradient thermique dans l'assemblage et analyser l'impact ou non d'un point de vue mécanique. En effet, au niveau de la brasure, le profil thermique imposé est le même que celui sur la surface de la puce à l'exception près que l'on applique un coefficient pour réduire l'amplitude. La figure 3.53 présente le résultat des simulations. ΔT représente ici, la différence de température entre la surface de la puce et celle de la brasure lorsque la température est maximale (haut du cycle thermique).

Ces résultats montrent l'indépendance de l'état mécanique du pied de bonding vis à vis du gradient thermique dans l'ensemble puce/brasure. L'aspect important dans la dégradation des fils de bonding sur ces nouveaux véhicules de test est la maîtrise en amplitude du cycle thermique, si l'on veut reproduire des conditions mécaniques semblables à celles que l'on retrouve dans un module classique.

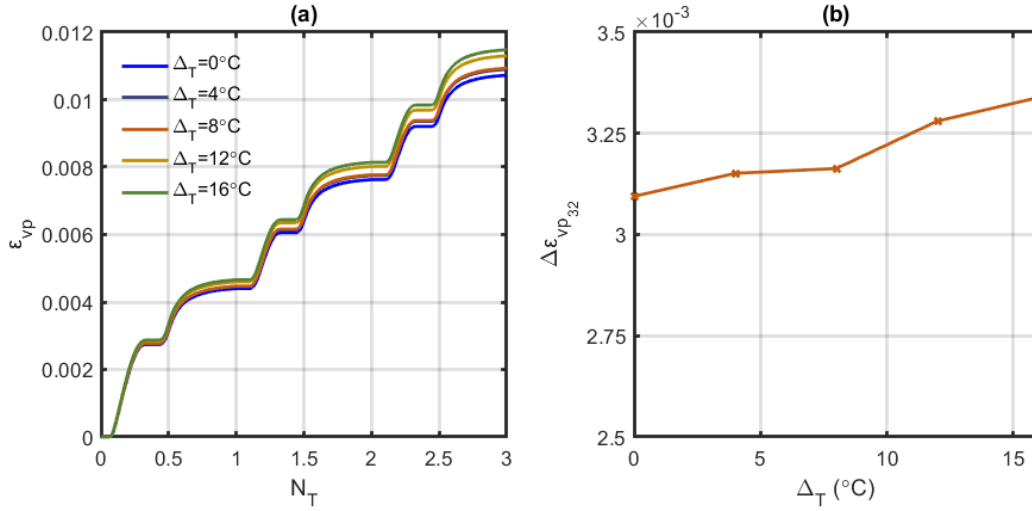


FIGURE 3.53: Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs diamètres de bonding (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction du diamètre du bonding (b).

Cependant, si on analyse plus finement ces résultats, on peut constater une légère influence qui laisserait supposer que plus le gradient est important, plus les contraintes seront importantes. C'est probable car on sait que la puce ne se dilate que très peu et impose sa dynamique au bonding. Par conséquent, si le gradient est plus important, cela veut dire que la puce se dilate globalement moins (température moindre des couches inférieures) et, par conséquent, le pied de bonding est plus contraint. Cette analyse est juste une piste de réflexion et, au vu du faible impact du gradient thermique dans la structure vis à vis des sollicitations mécaniques du pied de bonding, on peut considérer que nos véhicules de test, de ce point de vue-là, ne présentent pas de différences notables (pour la fatigue) avec les modules génériques.

3.6.4 Bilan de cette première analyse des paramètres influents

À travers le tableau 3.7, nous allons récapituler les résultats obtenus pour analyser l'impact des divers paramètres géométriques et thermiques sur les sollicitations mécaniques subies par les connexions.

Analyse	Commentaires
Vitesse de cyclage	Faible influence. Pour les fréquences étudiées, les vitesses ne jouent pas un rôle important.
Épaisseur de puce	Influence notable. Plus l'épaisseur de puce est importante, plus le bonding est contraint mécaniquement.
Surface de la puce	Faible influence. La position du bonding sur la puce ne semble pas avoir un impact significatif à profil thermique donné.
Épaisseur de la métallisation	Influence notable. Plus l'épaisseur de métallisation est importante plus l'état de contrainte au niveau du pied est faible.
Boucle de bonding	Faible influence. Plus la taille de la boucle est importante, plus les sollicitations mécaniques au niveau de l'interface métallisation/bonding sont faibles.
Diamètre de bonding	Influence notable. Plus le diamètre des fils de bonding est grand, plus les pieds de bonding sont contraints.
Gradient de température dans l'assemblage	Influence faible. C'est le profil thermique local qui est déterminant.

TABLE 3.7: Récapitulatif des analyses.

3.7 Conclusion du chapitre

Ce chapitre a été consacré à la modélisation des couplages électro-thermo-mécaniques mis en jeu au niveau des connexions par fils dans les modules de puissance à semi-conducteurs. Dans un premier temps, après quelques rappels théoriques, nous avons posé les bases des modèles physiques nécessaires à la simulation et présenté les équations qui ont été résolues dans le logiciel COMSOL Multiphysics®. Partant d'un problème d'alimentation électrique de composants, les irréversibilités électriques (pertes) entraînent un auto-échauffement du module. *Via* le caractère thermodilatable des matériaux constitutifs, il génère des champs de contraintes qui, cycle après cycle, entraîne une plastification de l'interface fil/puce. Cette modélisation électrothermo-mécanique s'est terminée par une rapide présentation des outils numériques utilisés pour simuler les effets de ce chargement cyclique.

La 2^{ème} partie de ce chapitre a été dédiée à la mise en place d'une simulation électro-thermique du problème. Nous avons défini un modèle des pertes (dissipations) électriques générées au niveau des puces dans une simulation par éléments finis. Après la définition de l'environnement de simulation, un volet "résultats" a permis de justifier l'intérêt de ce travail à l'aide d'une comparaison avec des résultats obtenus par thermographie infrarouge. Une présentation de ces divers résultats a permis d'analyser les profils thermiques au sein du module et d'observer l'important gradient au sein des couches. Cette simulation a servi de base à la modélisation thermo-mécanique du problème.

La suite a été consacrée à cette modélisation thermo-mécanique avec, en préliminaire, la présentation des essais de traction effectués pour identifier un modèle adapté à la description du comportement mécanique du fil de bonding. Ces essais ont été réalisés pour différentes valeurs de température et de vitesse de déformation. Après l'identification du modèle et son intégration dans le logiciel, nous avons présenté des premiers résultats de simulation. Divers graphiques ont permis de mettre en évidence une très forte plastification du pied de bonding dès le premier cycle de chargement. Le caractère isotrope de l'écrouissage plastique retenu pour l'aluminium constitutif du fil de bonding, a permis de mettre ensuite en évidence la mise en place d'une stabilisation (accommodation) cyclique. La présence de cette accommodation et donc d'une aire d'hystérésis dans la réponse mécanique cyclique est ici associée à une augmentation faible mais régulière de la déformation viscoplastique cumulée. Ce paramètre, récapitulant l'histoire des irréversibilités mécaniques, pourrait être rapproché de l'augmentation progressive de résistance observée expérimentalement au chapitre 2 pour construire une loi de fatigue.

La fin du chapitre est consacrée à une étude paramétrique pour tenter de comprendre la différence de résultats de durée de vie à cyclage thermique donné entre les échantillons réalisés et les modules commerciaux. Nous avons pu constater l'impact de l'épaisseur de puce, qui contraint davantage le fil de bonding, et l'effet contraire de l'épaisseur de métallisation, qui a tendance à diminuer le niveau des contraintes dans l'interface. Les dimensions des boucles ont peu d'influence, à l'inverse, le diamètre du fil a un effet significatif.

La combinaison des influences de l'épaisseur de métallisation et du diamètre du fil est donc une piste que l'on peut évoquer pour expliquer les différences expérimentales. Malheureusement, l'analyse approfondie de cette hypothèse aurait nécessité beaucoup plus de temps et de moyens de calculs. Dans l'hypothèse de poursuite de cette action, le plus simple serait peut-être de commencer par le test de nouveaux échantillons, avec des puces plus proches de celles des modules et des fils de $300\mu m$ de diamètre, opération qui prendrait quelques semaines. Si ces tests étaient concluants, il serait alors temps de consacrer les efforts nécessaires à la partie modélisation.

Pour terminer, nous avons vu que, dans ce processus de fatigue olygocyclique du fil, le point essentiel est d'imposer la même amplitude thermique au niveau de la zone d'interface, afin de pouvoir comparer des résultats entre eux.

Chapitre 4

Introduction à la fiabilité et premiers pas vers une modélisation de l'endommagement

4.1 Démarche

À travers cette thèse, nous avons développé les outils pour étudier la fatigue des connexions dans les modules de puissance.

Un banc d'essai dédié à l'étude du vieillissement des fils de bonding a tout d'abord été développé. À l'aide de cet outil, les premières études de fiabilité par un calcul du taux de défaillance par exemple peuvent être désormais faites afin de faciliter la construction et l'identification de modèles de durée de vie. Par ailleurs, ce banc permet une mesure de la résistance de contact, grandeur globale que nous pouvons choisir comme variable représentative de l'endommagement. L'analyse des courbes de résistance peut, là encore, faciliter le développement de modèle d'endommagement.

Une modélisation électro-thermo-mécanique au travers d'un outil de simulation numérique a été réalisée en parallèle permettant de mieux maîtriser le type de sollicitation thermomécanique supportée par le fil et son interface avec la puce. Ce travail nous a permis de mettre en évidence la mise en place, particulièrement lente, du cycle viscoplastique multiaxial stabilisé. Ce type de cycle conduit classiquement au développement progressif de l'endommagement. Sur le plan numérique, le nombre de cycles avant défaillance étant de plusieurs dizaines de milliers de cycles, il a été inenvisageable dans le cadre de ce travail de thèse de simuler toute la fatigue d'un module, en introduisant une variable d'endommagement dans le modèle thermo-élasto-viscoplastique identifié. C'est probablement une nouvelle stratégie numérique associée à des moyens de calcul autrement plus puissants que ceux utilisés qu'il conviendrait de mettre en place.

Toutefois, il nous a semblé intéressant, à travers ce chapitre de perspectives de réaliser une première analyse d'un point de vue fiabilité des échantillons que nous avons étudiés au cours de la thèse. Le but ici est de donner un bref aperçu des outils qui pourraient être utilisés dans l'avenir pour continuer sur l'étude des connexions dans les modules de puissance. Les méthodes, techniques et résultats montrés ci-après se veulent illustratifs et heuristiques.

Pour illustrer ce que pourrait être la suite de ce travail, une toute première modélisation de l'endommagement de l'interface fil-puce est proposée en utilisant simplement les potentialités offertes actuellement par COMSOL Multiphysics[®]. Les potentialités des modèles de zone cohésive (CZM) sont présentées au travers d'une simulation par éléments finis de la zone d'attache du bonding. Cette modélisation de la fatigue, vu le chargement envisagé, n'a pas pour objectif de prédire la durée de vie ou de quantifier correctement le vieillissement du bonding mais simplement d'illustrer la technique CZM.

4.2 Analyse de la fiabilité des essais expérimentaux

Même si les résultats des essais expérimentaux n'ont pas été concluants d'un point de vue représentativité des durées de vie et modes de défaillances des modules de puissance, ils ont le mérite d'avoir pu établir une première base de données. L'objectif ici est de mettre en pratique les outils entrevus dans le chapitre 1 pour réaliser une première analyse d'un point de vue fiabilité.

Les essais expérimentaux regroupent 39 résultats de vieillissement ($X_0 = 39$) au travers des 12 échantillons cyclés thermiquement. Les sollicitations électriques et donc thermiques sont identiques. Pour chaque résultat, la donnée intéressante ici reste la durée de vie. On se mettra dans le cas où l'on étudie la perte de fonction du composant quelle qu'en soit la cause.

4.2.1 Probabilité de survie et de défaillance

Les premiers concepts introduits sont la probabilité de survie et celle de défaillance notées respectivement $F(N_f)$ et $R(N_f)$. Ces grandeurs permettent de rendre compte de la probabilité au bout d'un certain cycle N_f que le composant soit en fonctionnement ou défaillant. Pour rappel, nous avons défini dans le chapitre 1 :

$$R(N_f) = \frac{X_s(N_f)}{X_0} = 1 - F(N_f) \quad (4.1)$$

Attention ici, la grandeur N_f est la durée de vie comptée en cycles, X_s et X_0 correspondant respectivement à un nombre d'échantillons défaillants au bout de N_f cycles et à un nombre d'échantillons total. Le graphique de la figure 4.1 représente le résultat de ces deux fonctions.

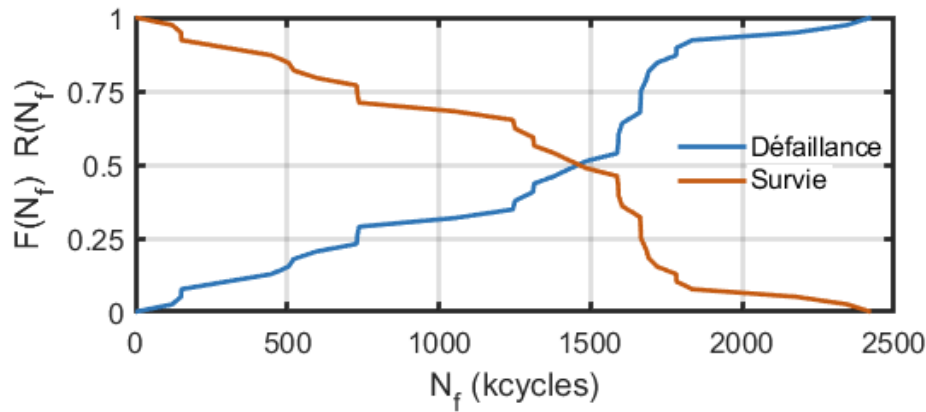


FIGURE 4.1: Probabilité de survie et de défaillance.

Cette première image de la fiabilité de nos échantillons permet de distinguer deux phases. La première phase linéaire de 0 à 1500 *kcycles* montre des défaillances régulières avant un emballement à partir de 1500 *kcycles* où la probabilité de survie devient très faible. Une grandeur intéressante correspondant au croisement des courbes permet de dire, d'un point de vue purement statistique, qu'il y a une chance sur deux qu'un échantillon puisse avoir une durée de vie supérieure à 1450 kcycles. Ceci reste valable dans le cadre de nos essais sans changement de puce, de technique de connexion...

4.2.2 Le taux de défaillance

L'analyse du taux de défaillance permet de rendre compte de la probabilité que le composant, en fonctionnement après N_{f1} cycles, tombe en panne sur un intervalle ΔN_f . Dans le chapitre 1, on a vu une description du taux de défaillance de la forme :

$$\lambda(N_f) = \frac{f(N_f)}{R(N_f)} = \frac{(-dR(N_f)/dN_f)}{R(N_f)} \quad (4.2)$$

Pour rappel, $f(N_f)$ correspond à la densité de défaillance. Le graphique présenté figure 4.2 montre l'évolution de cette grandeur en fonction du nombre de cycles.

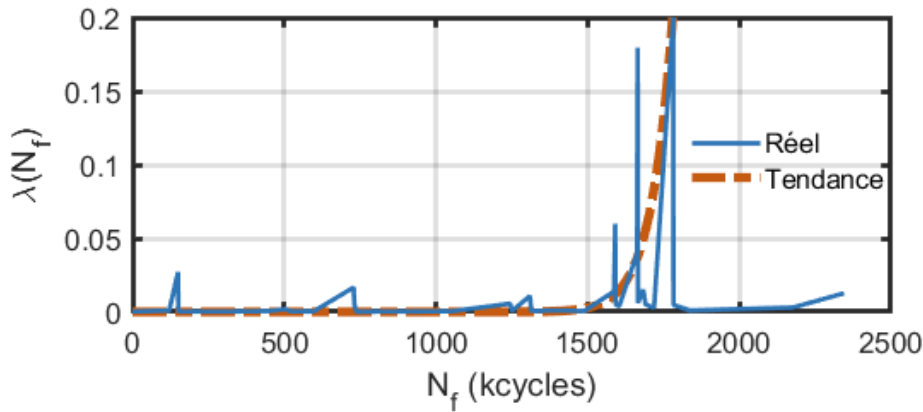


FIGURE 4.2: Taux de défaillance.

La courbe montre une forte augmentation du taux de défaillance à partir de 1500 *kcycles* confirmant ainsi la première idée à savoir une probabilité de survie très faible au delà de 1500 *kcycles*. On distingue alors une partie de la courbe en baignoire si on regarde la tendance de cette courbe. Le peu d'échantillons étudiés ne permet pas de juger de la forme réelle de cette courbe mais en première approximation, on retrouve une loi de Weibull.

4.2.3 Mean Time Before Failure MTBF

L'indicateur de fiabilité correspondant à l'espérance de durée de vie de notre composant peut être déterminé par la fonction MTBF. Pour rappel :

$$MTBF = \int_0^{\infty} N_f \cdot f(N_f) dN_f \quad (4.3)$$

Le calcul montre que le MTBF ici vaut 1200 *kcycles*.

Cette partie a permis de faire une première utilisation des outils de fiabilité visant à caractériser les modules de puissance. Le peu d'échantillons ainsi que la mauvaise maîtrise des paramètres de réalisation des échantillons ne permettent pas de rendre cette première étude suffisamment fiable pour décrire le vieillissement des connexions dans les modules à semi-conducteurs. Cependant, elle a le mérite de montrer les tendances que de futurs résultats pourront venir confirmer ou infirmer.

4.3 Résumé des essais expérimentaux d'un point de vue endommagement

Lors des essais expérimentaux du chapitre 2, nous avons étudié des échantillons spécifiques dédiés au vieillissement des fils de bonding. Des résultats ont été présentés avec la mise en avant des mécanismes de dégradation et modes de défaillance. Pour compléter cette approche expérimentale concernant ces échantillons, nous allons présenter les résultats d'un point de vue fatigue. L'endommagement tel qu'on l'a défini, n'est pas directement accessible grâce à des mesures mécaniques, cependant nous avons fait le choix de l'évaluer au travers d'une mesure électrique [Bel11] qui est la mesure de la résistance du fil de bonding (partie 2.3.3.3).

Les graphiques de la figure 4.3 montrent quelques tendances concernant la fatigue des modules de puissance en montrant une dépendance certaine de la variation de la résistance électrique du fil vis à vis de l'endommagement. Lemaitre et Chaboche ont défini un endommagement D relatif à la variation de courant [Lem96] :

$$\tilde{i} = \frac{i}{1 - D} \quad (4.4)$$

Cette équation est valable, si on considère que l'endommagement a une influence seulement sur la densité de courant et que les variations de la résistance ne sont dues qu'aux modifications géométriques relevant des déformations élastiques et plastiques.

Dans notre cas, on considère que l'endommagement a une influence sur la résistance *via* la dégradation de l'interface de contact. Si on part de la définition de l'endommagement donnée dans le chapitre 1 (Eq.1.11) et en posant la résistance de bonding endommagée R_b et celle initiale R_{b0} , on peut écrire :

$$D = \frac{S_D}{S} \quad R_b = \frac{1}{\sigma_{elec}} \frac{L}{S - S_D} \quad R_{b0} = \frac{1}{\sigma_{elec}} \frac{L}{S} \quad (4.5)$$

On considère que l'impact de l'endommagement se manifeste par une réduction de la surface de contact $\tilde{S} = S - S_D$. À partir de ces écritures, si on calcule R_b/R_{b0} :

$$\frac{R_b}{R_{b0}} = \frac{\frac{1}{\sigma_{elec}} \frac{L}{S - S_D}}{\frac{1}{\sigma_{elec}} \frac{L}{S}} = \frac{S}{S - S_D} = \frac{1}{1 - D} \quad (4.6)$$

On peut alors aboutir à la définition de l'endommagement :

$$D = \frac{R_b - R_{b0}}{R_b} \quad (4.7)$$

Si on regarde les courbes de la figure 4.3, l'évolution de résistance $(R_b - R_{b0})/R_b$, montre une tendance qui viendrait confirmer l'équation 4.7. Il est évident que la dispersion des résultats reste importante et que cette loi n'est qu'une première piste qui s'avère intéressante pour représenter l'état de fatigue des connexions.

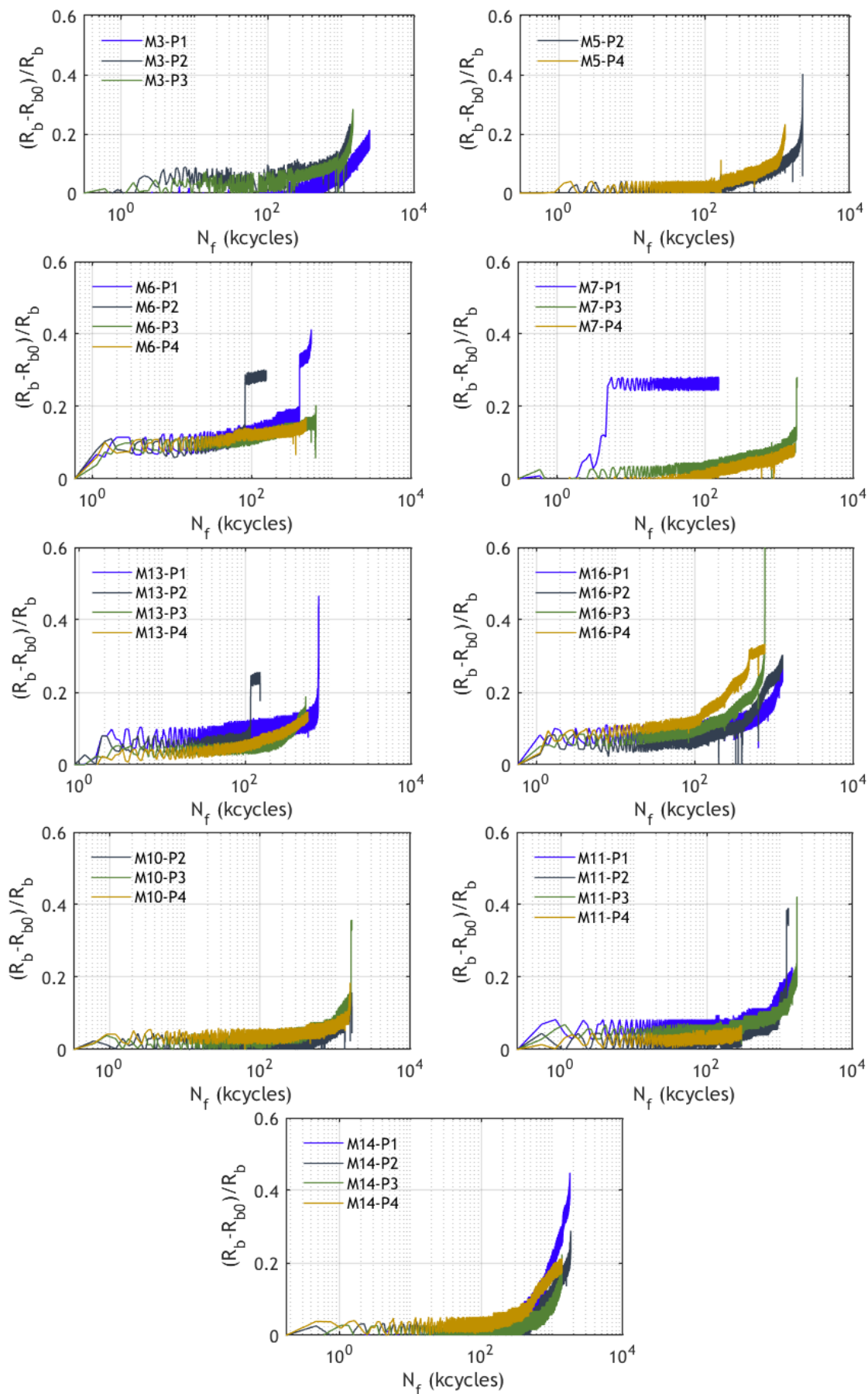


FIGURE 4.3: Variation relative des résistances.

4.4 Premiers pas vers une modélisation de l'endommagement par la méthode des zones cohésives

Cette partie constitue une rapide introduction vers la prise en compte de l'endommagement par la technique des zones cohésives présentée dans le chapitre 1 [Kaz16]. Le principal objectif de cette thèse était et reste la modélisation des phénomènes électrothermo-mécanique responsables de l'endommagement des connexions dans les modules de puissance à semi-conducteurs. Cependant, nous avons voulu commencer à étudier l'apport des approches cohésives dans la modélisation de l'endommagement du matériau et de la fissuration des structures [Gra13]. Le logiciel aux éléments finis COMSOL Multiphysics® utilisé durant cette thèse propose une gestion numérique des contacts entre deux interfaces par cette technique. Dans un premier temps, il semble que cette approche corresponde au besoin de notre problématique de la zone d'attache. Dans cette partie, nous présenterons succinctement le modèle proposé, puis quelques résultats de simulations réalisées sur une éprouvette de traction. Nous finirons par montrer les possibilités d'une telle modélisation sur la géométrie de l'interface du bonding.

4.4.1 Présentation d'un modèle élasto-endommageable

Le logiciel utilisé lors des précédentes simulations permet la gestion des interfaces de contact par la technique dite des zones cohésives. Le modèle est une loi triangle s'apparentant à un modèle élasto-endommageable [Cam03] [Ree90]. La courbe contrainte cohésive R_c en fonction du saut de déplacement $[u]$ est donnée en figure 4.4.

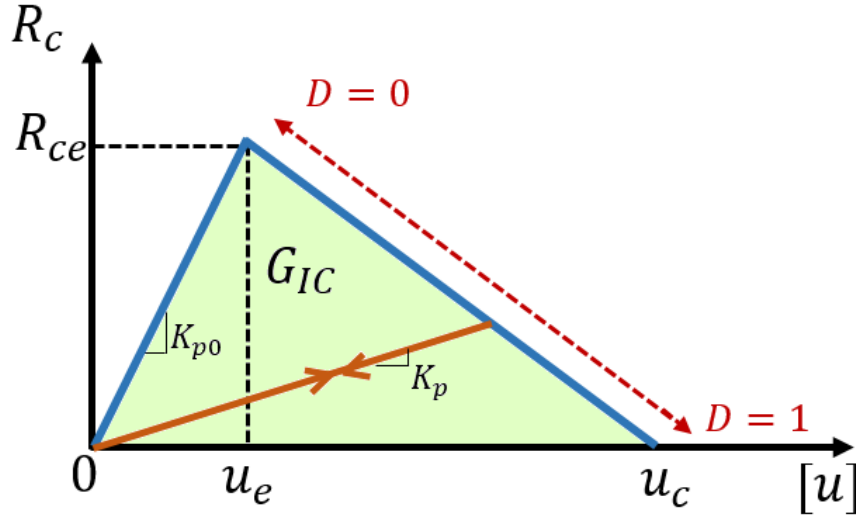


FIGURE 4.4: Courbe caractéristique de la zone cohésive.

La courbe présentée ici est caractérisée par un coefficient de raideur noté K_{p0} , une résistance à la traction limitant la zone d'élasticité représentée par un coefficient R_{ce} et pour lequel le saut de déplacement vaut u_e . Cette courbe est aussi caractérisée par un taux de libération d'énergie à la rupture noté G_{IC} . La grandeur u_c représente le saut de déplacement critique au-delà duquel l'effort de cohésion s'annule [Geo11].

Sur cette courbe, on distingue deux zones. La première pour une variation de saut de déplacement allant de 0 à u_e , où la contrainte est proportionnelle à $[u]$ *via* un coefficient K_{p0} . Lors de cette phase, le comportement de la zone cohésive reste élastique.

La deuxième phase, liée à l'endommagement, voit une chute de la contrainte cohésive lors de l'augmentation du saut de déplacement. La variable D augmente lors de cette phase. La relation entre R_c et $[u]$ est linéaire pour le modèle proposé. Lors de cette phase, si une décharge apparaît, la pente de raideur chute avec l'endommagement.

Les équations du modèle s'établissent pour les deux phases comportementales de la façon suivante :

- Un comportement élastique avec un saut de déplacement variant entre 0 et u_e où :

$$R_c([u]) = K_{p0} \times [u] \quad (4.8)$$

Avec $R_c(0) = 0$ et $R_c(u_e) = R_{ce}$.

On pourra alors déterminer le coefficient de raideur initiale K_{p0} comme étant le rapport de R_{ce} par u_e .

- Un comportement, lié à l'endommagement, pour un saut de déplacement $[u]$ variant entre u_e et u_c . Cette phase pourra être déterminée grâce au taux de libération d'énergie à la rupture G_{IC} .

$$G_{IC} = \int_0^{u_c} R_c([u])d[u] \quad (4.9)$$

Dans le cas d'une simple loi triangle l'équation 4.9 devient :

$$G_{IC} = \frac{R_{ce} \times u_c}{2} \quad (4.10)$$

En imposant, u_c on peut déterminer facilement G_{IC} .

La variable d'endommagement D est définie dans le logiciel COMSOL Multiphysics[®] par l'équation :

$$D = \min \left(1, \max \left(0, \frac{u_c}{[u]} \left(\frac{[u] - u_e}{u_c - u_e} \right) \right) \right) \quad (4.11)$$

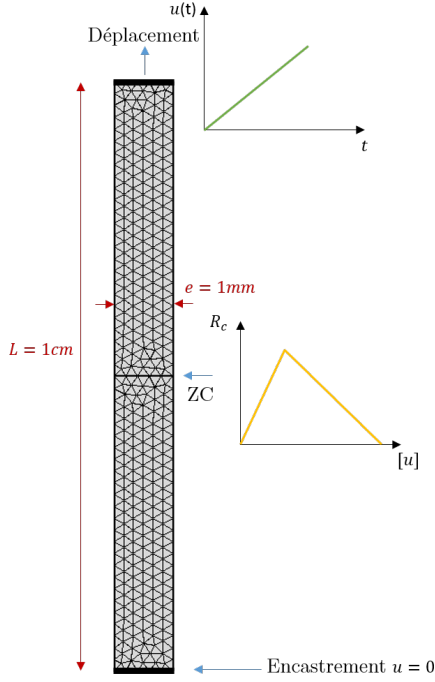
La raideur K_p chute avec l'endommagement :

$$K_p = (1 - D)K_{p0} \quad (4.12)$$

L'utilisation d'une loi triangle est un cas simple qui permet de faciliter la compréhension de la technique et de déterminer facilement les paramètres du modèle. COMSOL Multiphysics[®] propose d'autres formes de réponse effort de cohésion-saut de déplacement, comme par exemple un modèle avec une séparation polynomiale, ou encore avec une séparation multilinéaire.

4.4.2 Application sur un cas simple : une éprouvette de traction

Pour cet exemple on étudiera, une éprouvette de traction de 1cm de longueur pour 1mm de diamètre. Une zone d'endommagement est placée en son milieu. Pour illustrer ce modèle, des paramètres ont été fixés arbitrairement. On considérera que la résistance à la traction est de 40MPa pour un saut de déplacement de 0.4mm et qu'au-delà de 10% de déformation soit 1mm , nous avons une rupture locale du matériau. Avec ces données, déterminer K_{p0} et G_{IC} devient relativement évident.



R_{ce}	40MPa
u_e	0.4mm
u_c	1mm
K_{p0}	$1 \times 10^{11}\text{N/m}^3$
G_{IC}	20000J/m^2

TABLE 4.1: Paramètre de la ZC.

FIGURE 4.5: Principe de la simulation.

La figure 4.5 et la table 4.1 présentent le principe de la simulation et les paramètres de la loi triangle de la zone cohésive. Pour cette simulation 2D, le matériau utilisé est l'aluminium dont le comportement est supposé purement élastique-endommageable. Une zone cohésive 1D a été imposée au milieu de l'éprouvette. En termes de conditions aux limites, des conditions de type Dirichlet sont appliquées avec un encastrement sur la partie basse de l'éprouvette et un déplacement imposé sur la partie supérieure. De par la réalisation de cette simulation, l'éprouvette ne peut se fissurer qu'en son centre. Le calcul est réalisé en contraintes planes.

On notera que le modèle implanté dans le logiciel COMSOL Multiphysics® permet de modifier la réponse de la zone cohésive en fonction des contraintes normales et de cisaillement. Ici, on considérera les mêmes caractéristiques pour les deux types de réponse.

La figure 4.6 présente l'évolution de la contrainte cohésive normale R_c , l'endommagement D et l'évolution des taux d'énergie élastique, dissipée et de déformation en fonction du saut de déplacement $[u]$ pour les 3 modèles de cohésion proposés par le logiciel. Dans ce modèle, l'énergie dissipée est uniquement due à l'endommagement. Si on doit traduire l'essai en traction monotone, on voit une première phase où l'on augmente la force pour allonger le matériau jusqu'à la limite des 40MPa où le matériau s'endommage.

À la suite, pour un saut de déplacement imposé, la force à appliquer est moins importante, nous avons alors une décohésion du matériau jusqu'à la rupture globale. D'ailleurs les résultats sur les taux d'énergie confirment cette observation avec une augmentation de l'énergie dissipée par l'endommagement à partir de la limite de saut de déplacement de 4mm .

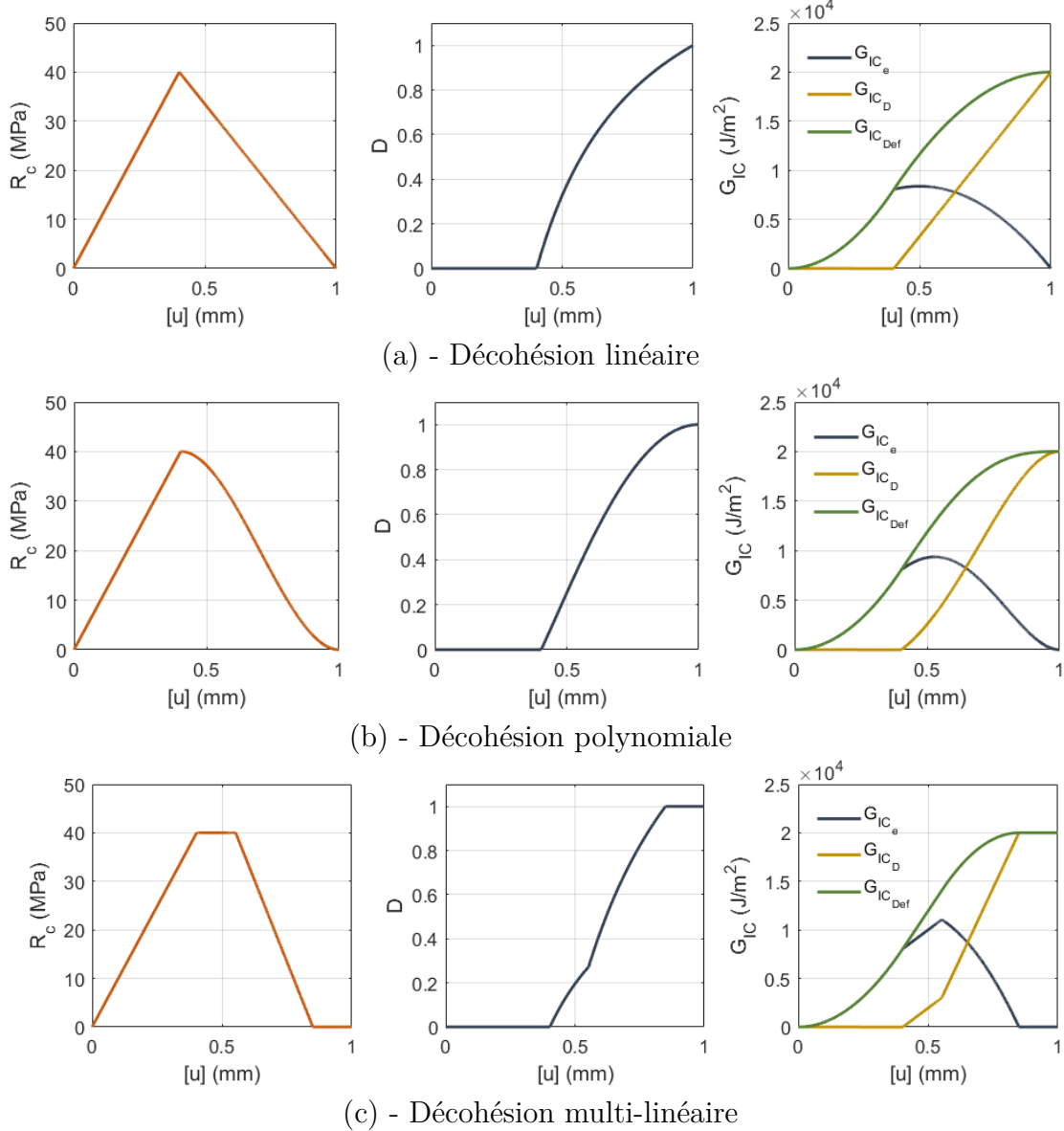


FIGURE 4.6: Réponse de la zone cohésive et énergie dissipée en réponse à un chargement monotone pour plusieurs modèles de décohésion.

Les courbes présentées ci-dessus sont issues de simulations d'essais de traction monotone. L'équation 4.12 montre une chute de la raideur de la zone cohésive en fonction de l'endommagement. Une simulation a été réalisée de manière à visualiser l'effet de l'endommagement sur cette raideur. Pour cela, nous avons simulé la réponse à un essai de traction avec deux décharges imposées.

La figure 4.7 montre la réponse de la zone cohésive à ce chargement. Sur la courbe contrainte - saut de déplacement, on distingue les deux décharges qui montrent la chute de raideur de la zone cohésive. Les deux décharges sont visibles également sur la courbe d'évolution de la variable d'endommagement en fonction du saut de déplacement.

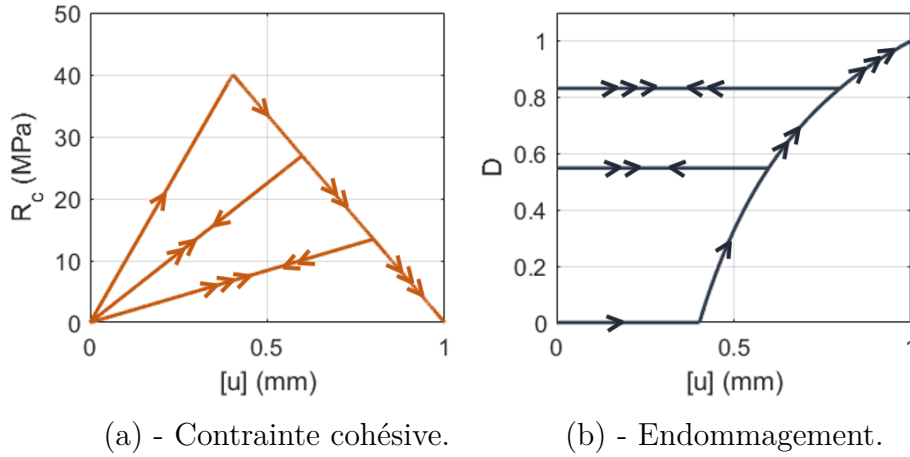


FIGURE 4.7: Réponse de la zone cohésive lors de cycles de charges/décharges.

Cette simulation a permis de découvrir la méthode des zones cohésives en l'appliquant sur un cas simple telle que la simulation d'un essai de traction. La suite consiste à l'insérer dans le programme de simulation du pied de bonding. Cependant, on se rend compte ici que le modèle n'est fonction que du déplacement global de la zone d'interface, or dans le cas de la dégradation du fil de bonding, c'est la répétition des efforts de dilatation-compression qui sont à l'origine de l'endommagement. Par ailleurs le comportement associé aux lois cohésives qui précèdent est de type élastique endommageable, propre aux matériaux fragiles. Ici la ductilité du pied de bonding ne fait aucun doute et un critère liant l'endommagement à la déformation plastique cumulée serait probablement plus adapté [Gra14].

4.4.3 Application sur le pied de bonding

Rappelons que l'objectif ici n'est pas de représenter fidèlement la dégradation de la zone de contact fil de bonding/métallisation sous cyclage thermique mais d'illustrer la mise en place d'une interface de contact gérée par la technique des zones cohésives. Comme dit précédemment, le critère en déplacement des zones cohésives proposé par le logiciel COMSOL Multiphysics® n'est pas adapté à notre problématique. Par conséquent, on va illustrer une démarche possible dans le futur pour aborder la problématique de la fatigue des connexions sous cyclage thermique. De nombreuses études ont montré que la dégradation des attaches des fils de bonding se fait par délamination de l'interface de contact [Pop16][Gra09].

La figure 4.8 illustre le principe d'utilisation d'opérateurs de couplage pour réduire la simulation sur la zone d'intérêt à savoir l'interface bonding/métallisation. Cette démarche est identique à celle décrite dans la partie 3.5.1 pour la partie thermique, avec une récupération du champ de déplacement de la simulation réduite (identique à celle de la figure 3.32) et une ré-application de ce champ comme conditions aux limites de type Dirichlet sur la zone d'interface. Sur la simulation 3 de la figure 4.8, on peut densifier ainsi le maillage sur la zone d'interface et appliquer une condition de contact gérant la cohésion à travers une loi adaptée. Cependant, ici, il est impossible d'utiliser ce type de couplage pour simuler l'endommagement car le seul critère proposé repose sur le saut de déplacement. Ici l'endommagement est principalement dû à la répétition des sollicitations en dilatation/compression et non à un chargement monotone.

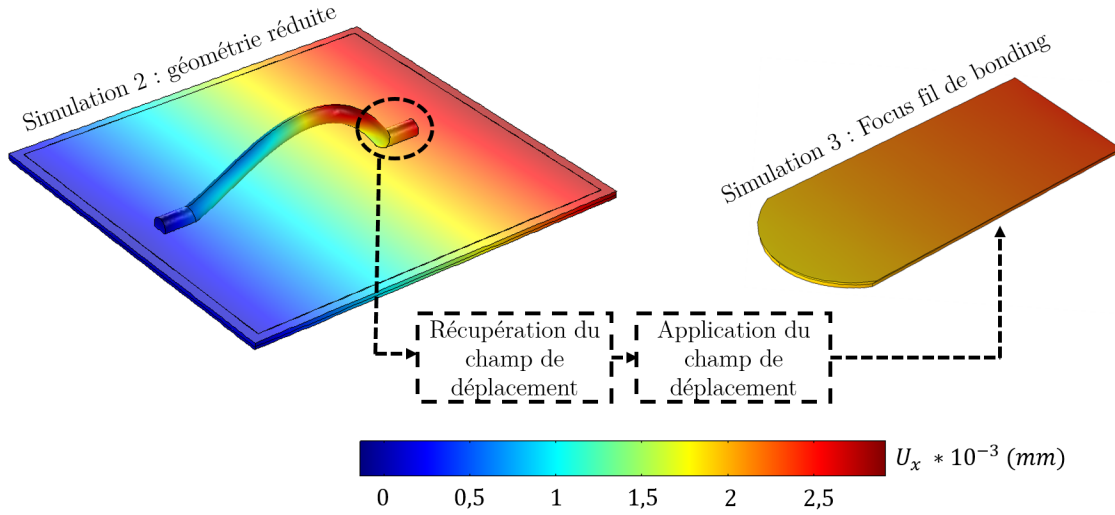


FIGURE 4.8: Réduction de la simulation thermo-mécanique pour se focaliser sur la zone d'attache.

C'est pourquoi, au lieu d'utiliser le chargement thermique comme sollicitation mécanique par le biais de la thermodilatation, nous avons appliqué un déplacement sur la partie supérieure de la zone d'interface et mis une zone de contact, gérée par la technique des zones cohésives et adaptée à la situation (Tableau. 4.2). La figure 4.9 illustre le résultat de la simulation.

Les données présentées dans ce tableau sont arbitraires. Elles ont été choisies en fonction des observations faites sur un cycle de charge/décharge sur la simulation thermomécanique présentée dans le chapitre 3.

R_{ce}	u_e	u_c	K_{p0}	G_{IC}
40MPa	6.5 μm	32.5 μm	61.5 $\times 10^{11} N/m^3$	650J/m ²

TABLE 4.2: Paramètre de la ZC pour la zone d'interface du bonding.

La condition de type Dirichlet appliquée sur la partie supérieure de la zone de contact correspond à un déplacement que l'on peut écrire $75 \times 10^{-6} \times t [m]$. Les résultats de la figure 4.9 illustrent la dégradation de l'interface du bonding en réponse à ce chargement. Sur cette figure, on voit le décollement de l'interface de contact au fur et à mesure que la sollicitation augmente.

Ces premiers résultats permettent de voir qu'il est possible de gérer la dégradation de la zone de contact fil de bonding/métallisation mais permet aussi de voir la complexité d'une telle simulation. La mise en place d'une zone d'endommagement reste un travail difficile. Cela requiert des puissances de calcul importantes, l'utilisation de logiciels adaptés ainsi que de nombreuses réflexions sur le modèle d'endommagement à implémenter.

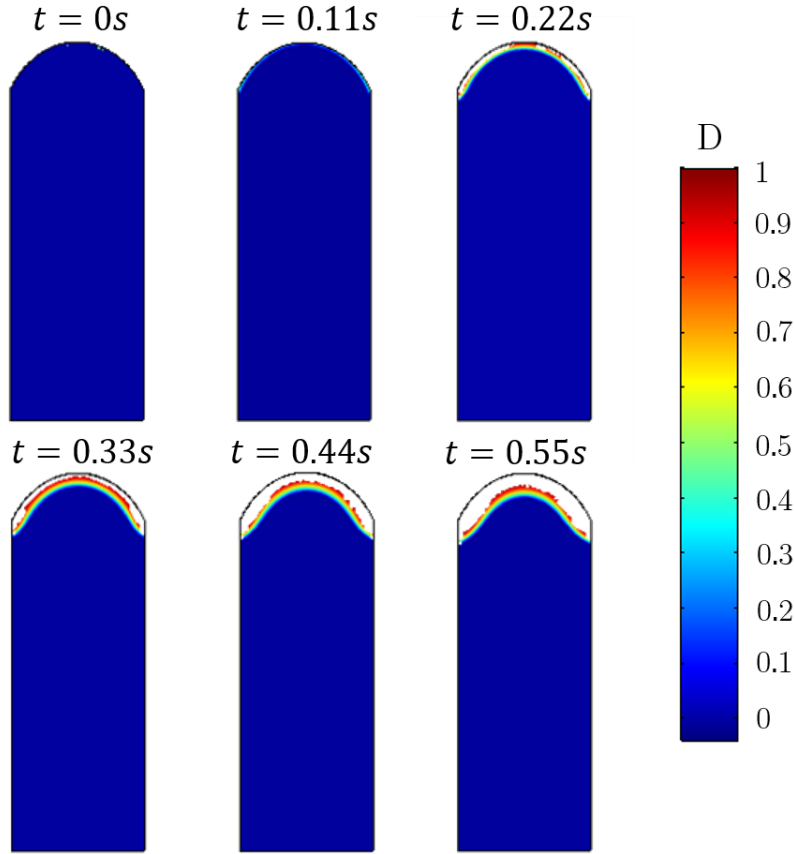


FIGURE 4.9: Évolution de l'endommagement du bonding au cours du temps en réponse à un chargement uniaxial.

4.5 Conclusion du chapitre

Ce chapitre n'est évidemment qu'un prélude de l'investissement qu'il faudrait consentir pour envisager l'intégration de modèles d'endommagement dans l'étude des connexions des modules de puissance. Notre unique objectif était de présenter les potentialités de quelques voies possibles de nature statistique ou déterministe, aptes à estimer la durée de vie des modules.

Au travers de ce chapitre, nous avons pu montrer la partie statistique d'une analyse de fiabilité ainsi que la possibilité d'évaluer l'endommagement à l'aide d'une grandeur électrique telle que la résistance.

Ce chapitre s'est terminé par une présentation de la méthode des zones cohésives pour gérer numériquement l'endommagement du contact fil de bonding/métallisation. Nous avons vu la complexité d'une telle simulation qui requiert sans doute des moyens de calculs mieux adaptés.

Conclusion générale

Il est maintenant temps de conclure ce manuscrit de thèse [Dus79]. Les travaux présentés ici ont permis de jeter les bases d'une méthodologie multi-physique pour analyser les mécanismes responsables de la dégradation des fils de bonding dans les modules de puissance à semi-conducteurs soumis à d'importantes contraintes thermiques.

Une partie des tests de vieillissement menés durant la thèse a été réalisée avec des bancs capables de reproduire des conditions réalistes pour les modules testés. Ces essais ont permis de mettre en avant la possibilité d'effectuer des tests de fatigue accélérés réduisant considérablement les durées d'essais. Des cyclages à des fréquences de $0.1Hz$, $1Hz$ et $5Hz$, ont permis d'évaluer la dépendance du vieillissement vis à vis de la vitesse de cyclage. Les résultats montrent que l'hypothèse d'indépendance est valable pour des fréquences inférieures à $2Hz$.

L'utilisation d'un tel banc de test demande une préparation particulière des modules et la mise en œuvre d'une caractérisation en temps réel du vieillissement des attaches, par une mesure de V_{CE} , reste relativement complexe. Nous avons donc proposé la réalisation d'échantillons de tests spécifiques. Nous avons présenté l'ensemble des étapes de réalisation de ces échantillons ainsi que la réalisation du banc associé. Nous avons choisi de mesurer la résistance du bonding afin d'évaluer, en temps réel, l'évolution de l'endommagement de la connexion. Les premiers résultats laissent à penser qu'une telle mesure est une bonne option pour analyser la fatigue des fils de bonding. Cependant, ces échantillons n'ont d'intérêt que s'ils peuvent représenter fidèlement, d'un point de vue vieillissement, la technologie des attaches que l'on retrouve sur les modules commerciaux. Les premiers résultats ne vont pas tout à fait dans ce sens. On observe des durées de vie plus importantes que celles obtenues sur des modules classiques, pour des cyclages thermiques similaires. Différentes hypothèses peuvent être avancées pour expliquer ces différences, notamment le diamètre des fils de bonding étudiés et les paramètres géométriques des puces utilisées comme moyen de chauffage. Cependant, malgré ce problème de représentativité qui doit être mieux analysé et résolu, l'intérêt de cette approche reste entier. La simplicité de mise en œuvre, la facilité d'implantation des mesures, la reproductibilité des contraintes appliquées, le gain énergétique, sont autant d'atouts qui rendent cette solution attractive.

L'objectif majeur de la thèse reste la mise en place progressive d'une modélisation électro-thermo-mécanique des connexions dans les modules de puissance qui font partie des maillons faibles de ces composants. Dès le début du chapitre 3, nous avons pu voir comment, en partant des sources de dissipations électriques et *via* des mécanismes de thermodilatation, apparaissent des contraintes mécaniques importantes au niveau du pied de bonding induisant une fatigue cyclique.

La mise en place d'une telle modélisation numérique demande des moyens logiciels importants. Notre choix s'est porté sur le logiciel de simulation par éléments finis COMSOL Multiphysics® qui apporte une certaine flexibilité dans la gestion des problèmes multiphysiques. Pour aborder cette problématique, nous avons fait le choix de diviser les phénomènes en deux simulations. Une première simulation électro-thermique du module complet permet d'en extraire sa cartographie thermique, à partir du calcul des pertes effectué à l'aide du logiciel MATLAB®. Elle permet une première calibration thermique des essais de vieillissement et sert aussi de base à une seconde simulation se focalisant sur l'ensemble brasure-puce-métallisation-bonding. La modélisation correspondante fait appel à des lois de comportements thermomécaniques des matériaux. Nous avons considéré un comportement purement thermoélastique pour la brasure et la puce, compte tenu des limites élastiques importantes des matériaux constitutifs. Pour l'aluminium, nous avons réalisé des essais de traction sur des éprouvettes du fil utilisé dans les échantillons, pour différentes températures et deux vitesses de d'allongement. Ces essais ont mis en avant un comportement thermo-élasto-visco-plastique, dont la visco-plasticité est de plus thermo dépendante, comportement que nous avons intégré à notre code de calcul. Les premiers résultats ont montré une plastification du pied de bonding dès le premier cycle. Une simulation sur cent périodes de cyclage a permis de mettre en évidence un phénomène d'accommodation cyclique associé à une augmentation faible mais régulière de la déformation plastique cumulée. Ce résultat, traduisant l'irréversibilité de l'histoire mécanique du matériau, montre la nécessité de poursuivre ce travail par la mise en place d'une modélisation de l'endommagement.

L'objectif du dernier chapitre est de proposer une approche pour mettre en place cette modélisation de l'endommagement. L'exploitation des résultats obtenus sur les variations de résistance de contact au cours des essais expérimentaux a permis de confirmer la faisabilité d'une "mesure" de l'endommagement *via* une mesure électrique. La prochaine étape pourrait être, à partir de ces résultats, d'élaborer un modèle de comportement adapté pour représenter la dégradation des attaches. La toute dernière partie du mémoire est consacrée à une brève présentation de l'approche de l'endommagement par la méthode des zones cohésives. Cette évocation rapide nous a tout de même permis d'entrevoir les potentialités d'un tel outil pour la suite du travail.

Cette thèse n'est qu'une contribution à la compréhension physique des mécanismes de dégradation des fils de bonding dans les modules de puissance. Nous avons abordé les interactions électrique-thermique (effet Joule), thermique-mécanique (thermodilatation et viscoplasticité) et avons évoqué pour finir l'introduction du concept d'endommagement dans le modèle mécanique. Mais il doit être clair qu'une fois les mécanismes d'endommagement introduits, il conviendra de considérer le couplage entre endommagement et distribution volumique des puissances électriques dissipées, complétant ainsi les interactions entre les différentes physiques mises en jeu. Il convient aussi de signaler qu'une prise en compte de l'état plastique initial du fil au niveau de la soudure est probablement important mais difficile à obtenir. Ceci n'a pas été pris en compte. Bien conscient de tout cela, il est clair que ces travaux de thèse ne sont que les prémices d'un travail de modélisation de la fatigue des modules de puissance. Ce travail risque d'être encore long et complexe avant d'aboutir à l'élaboration de modèles de durée de vie, fiables et représentatifs des mécanismes de vieillissement des composants utilisés dans les applications industrielles.

Annexe **A**

Fiches de suivi pour les modules 600V

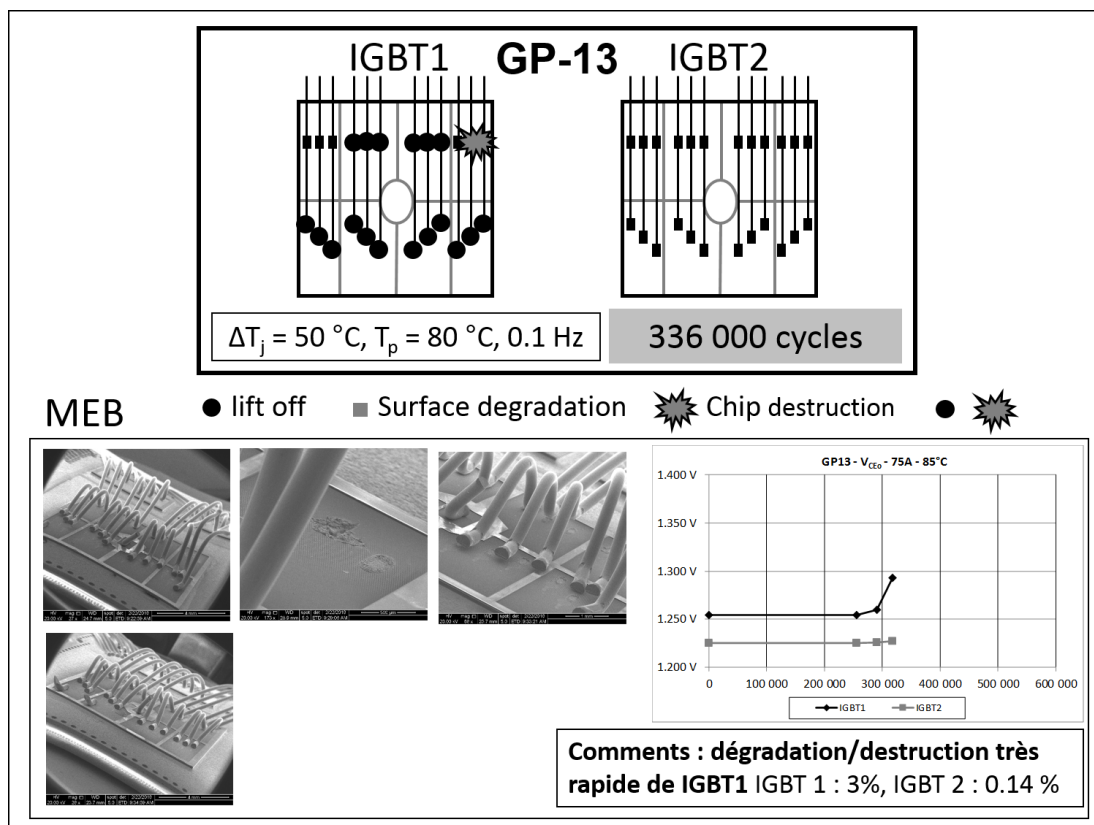


FIGURE A.1: Fiche de suivi du module GP-13.

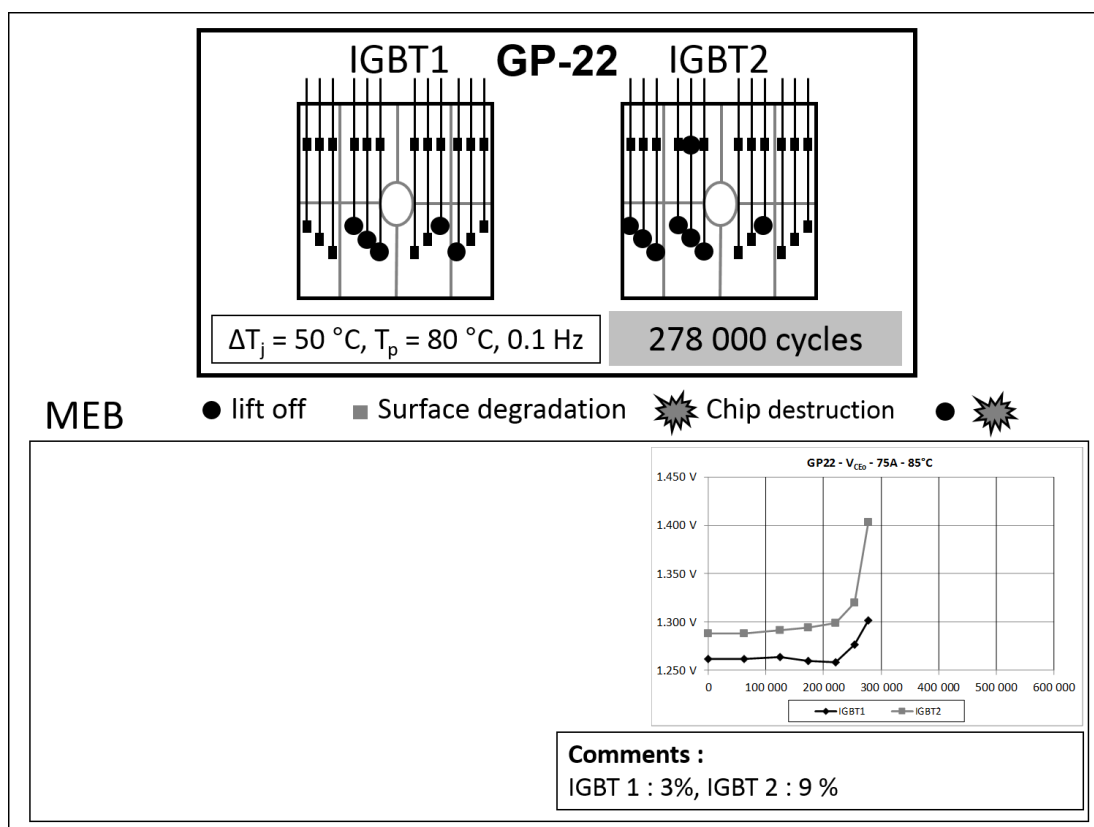


FIGURE A.2: Fiche de suivi du module GP-22.

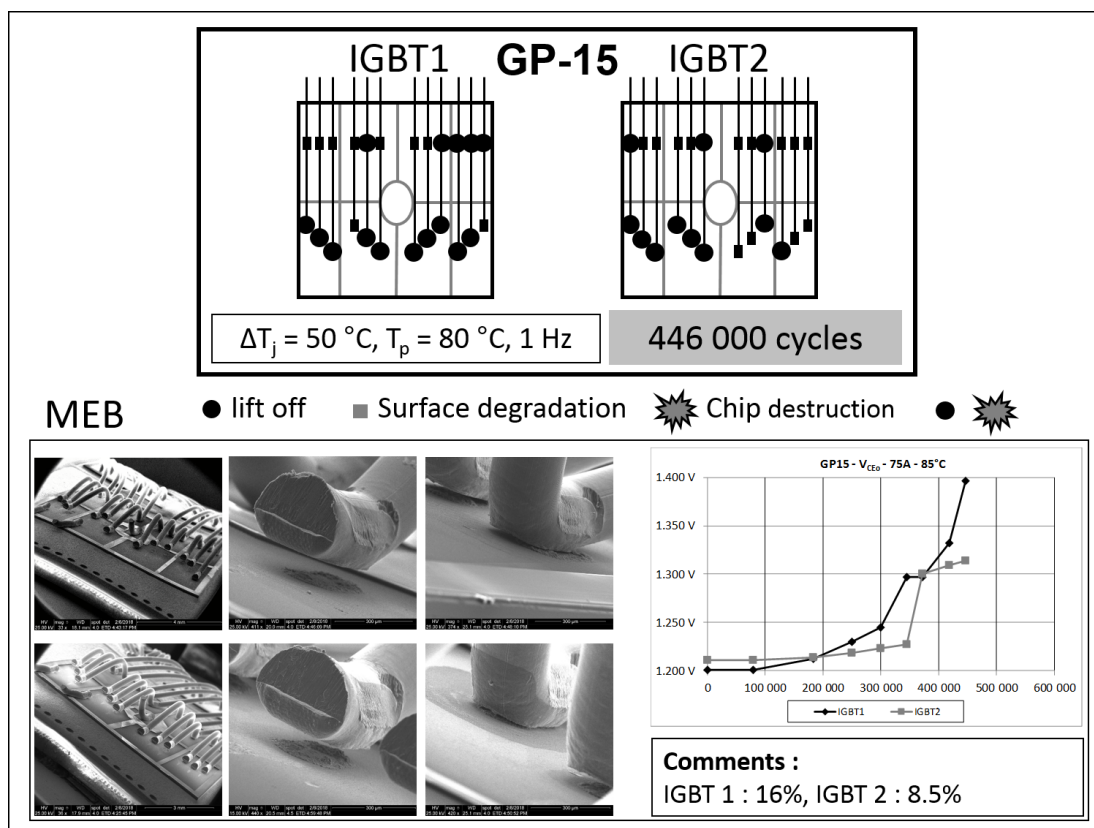


FIGURE A.3: Fiche de suivi du module GP-15.

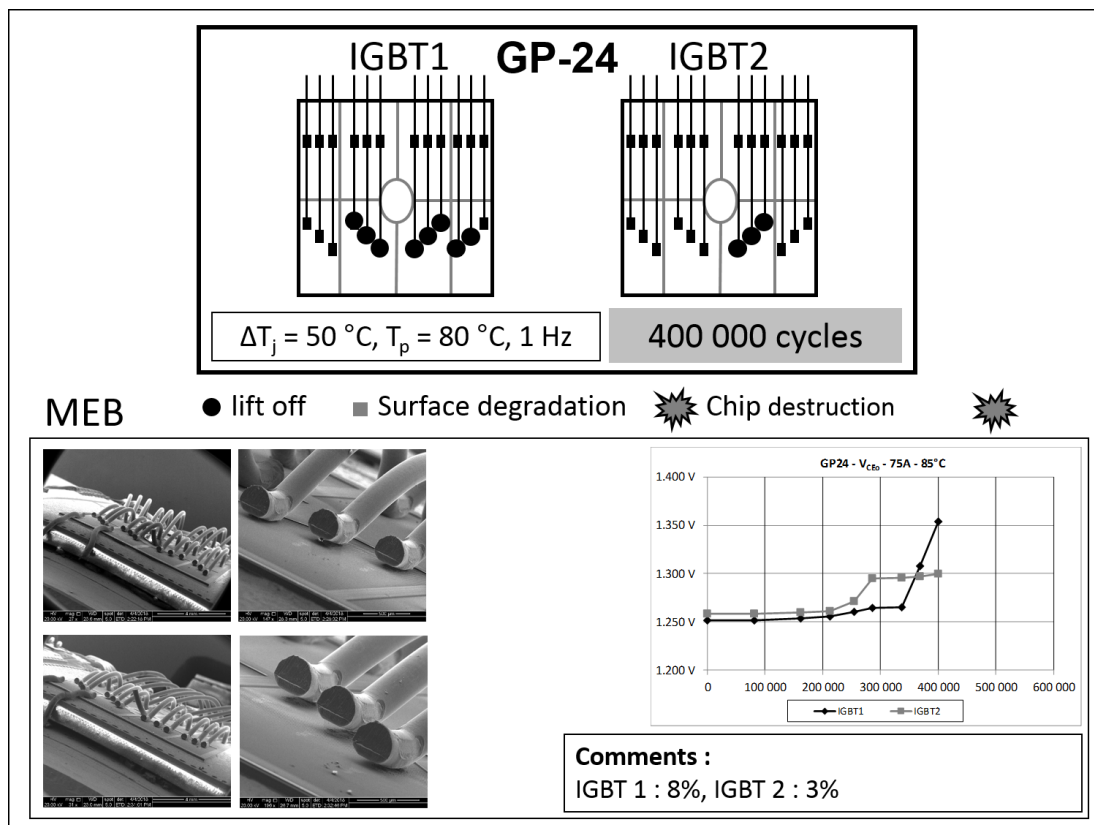


FIGURE A.4: Fiche de suivi du module GP-24.

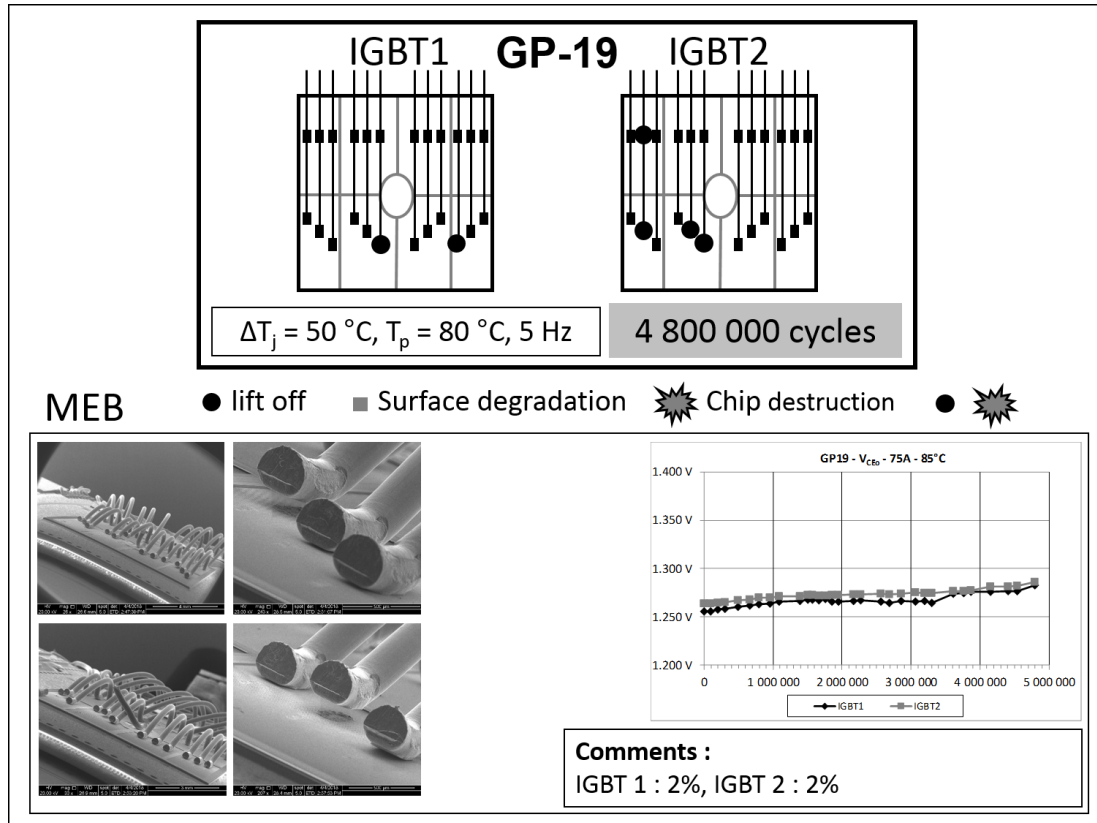


FIGURE A.5: Fiche de suivi du module GP-19.

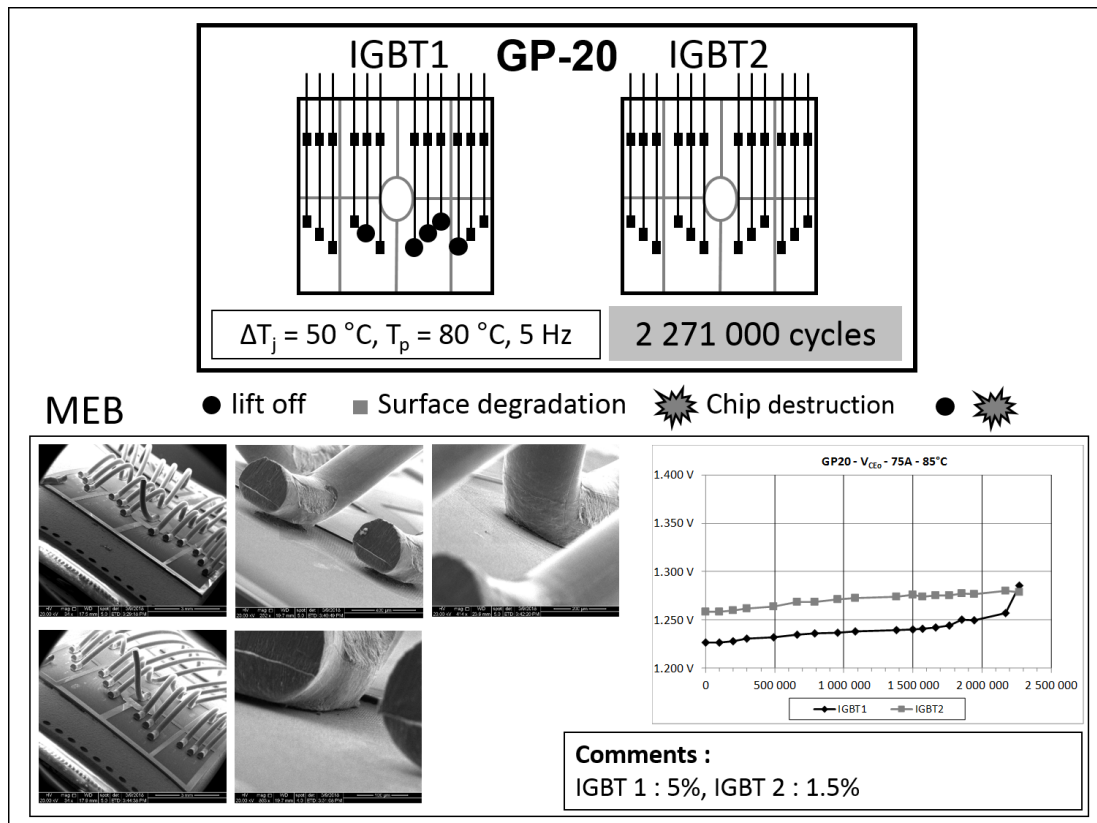


FIGURE A.6: Fiche de suivi du module GP-20.

Annexe	B
--------	----------

Fiche de suivi des échantillons

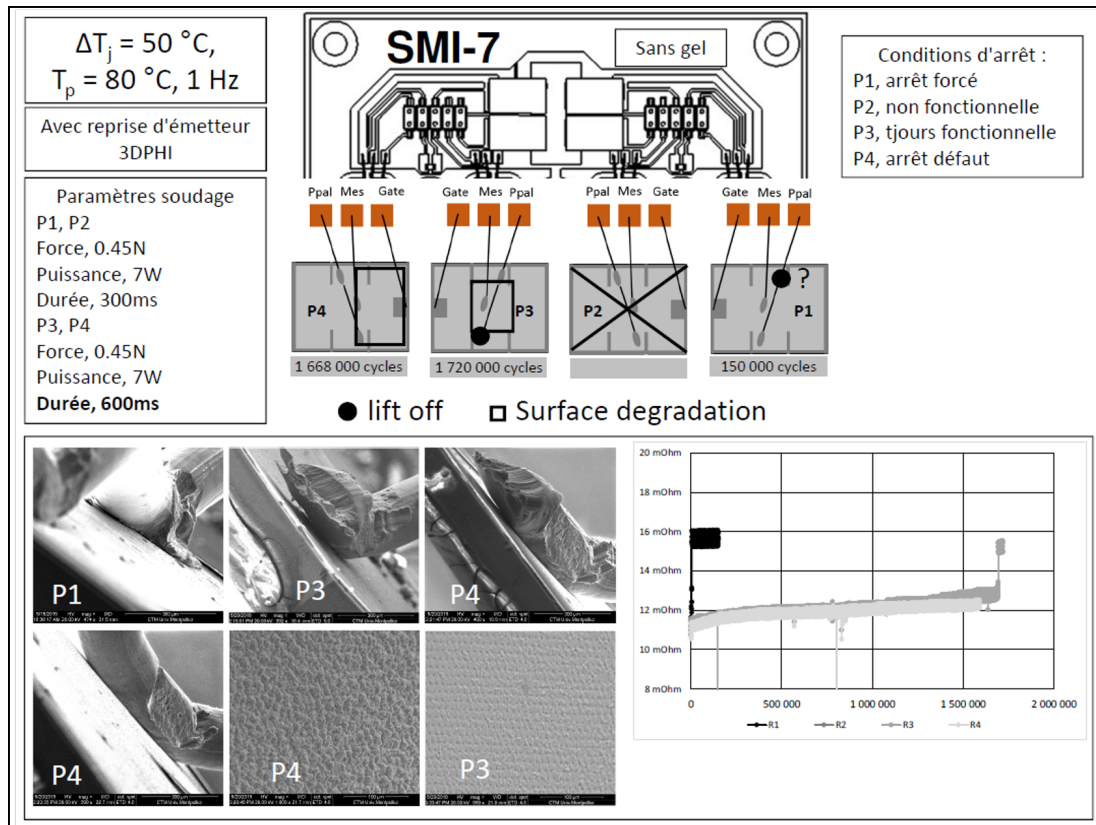


FIGURE B.1: Fiche de suivi de l'échantillon M7 (Deuxième campagne de cyclage à 1Hz).

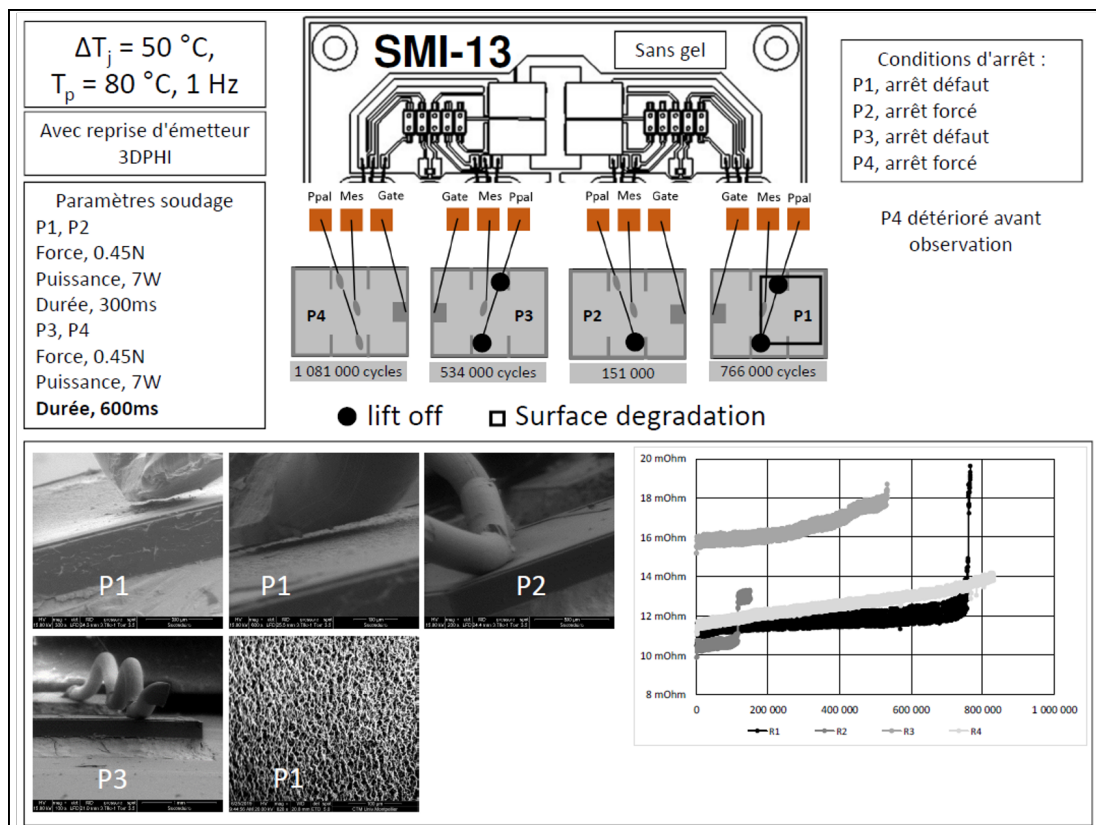


FIGURE B.2: Fiche de suivi de l'échantillon M13 (Deuxième campagne de cyclage à 1Hz).

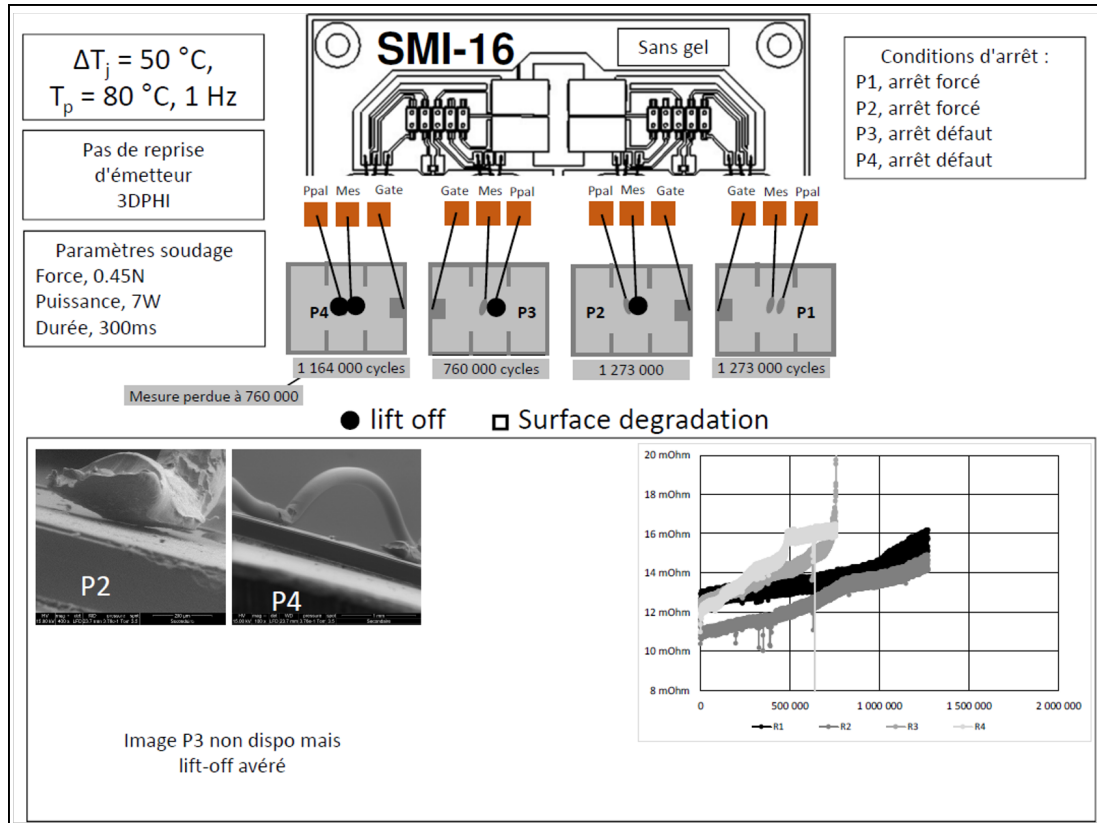


FIGURE B.3: Fiche de suivi de l'échantillon M16 (Deuxième campagne de cyclage à 1Hz).

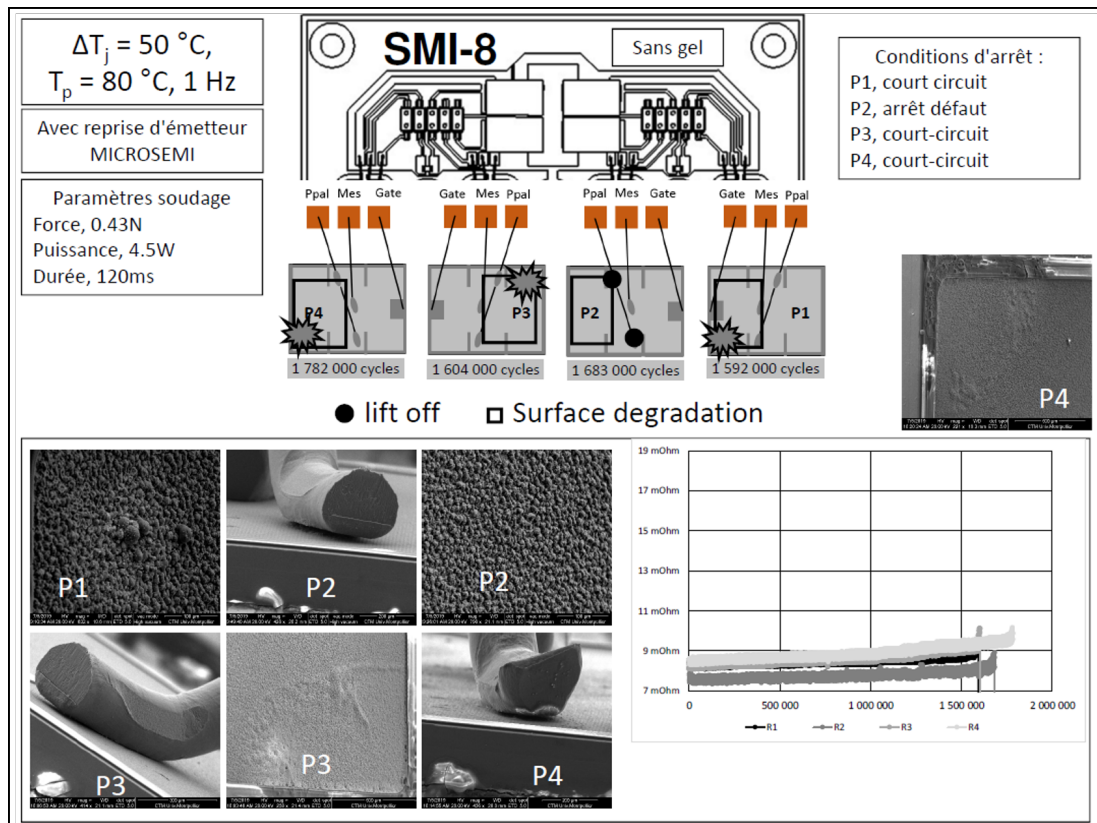


FIGURE B.4: Fiche de suivi de l'échantillon M8 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz).

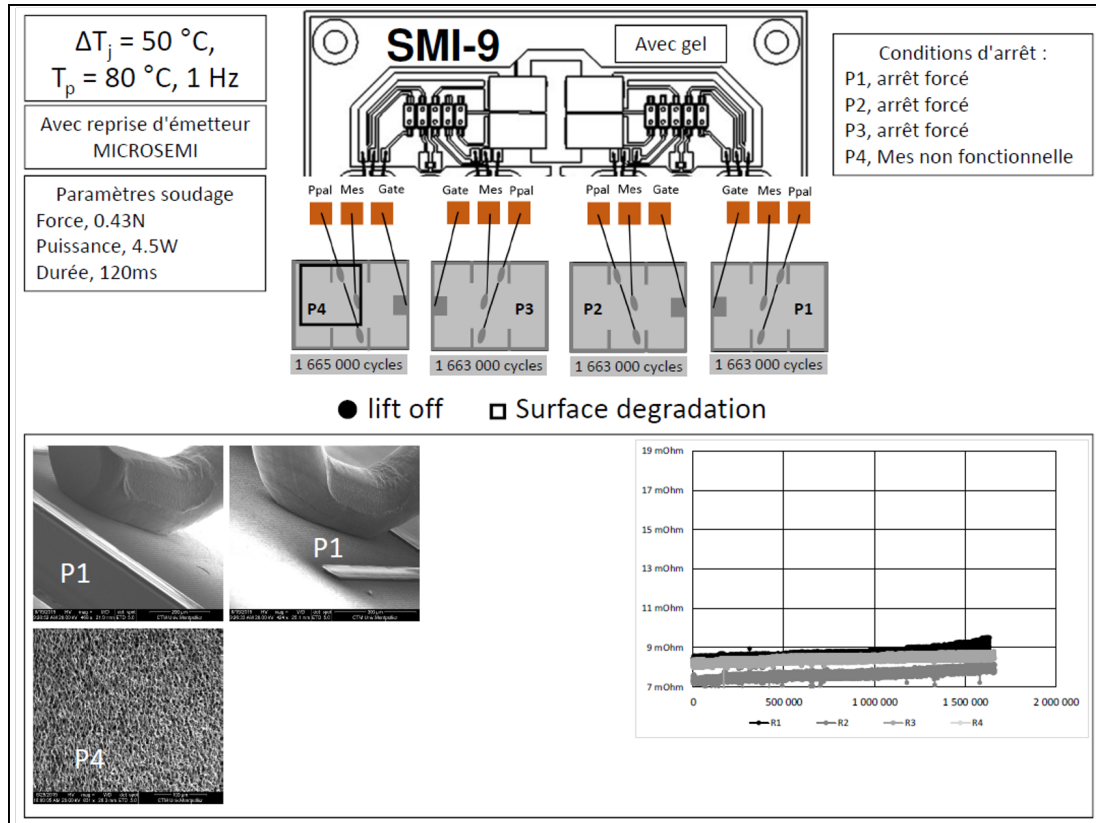


FIGURE B.5: Fiche de suivi de l'échantillon M9 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz).

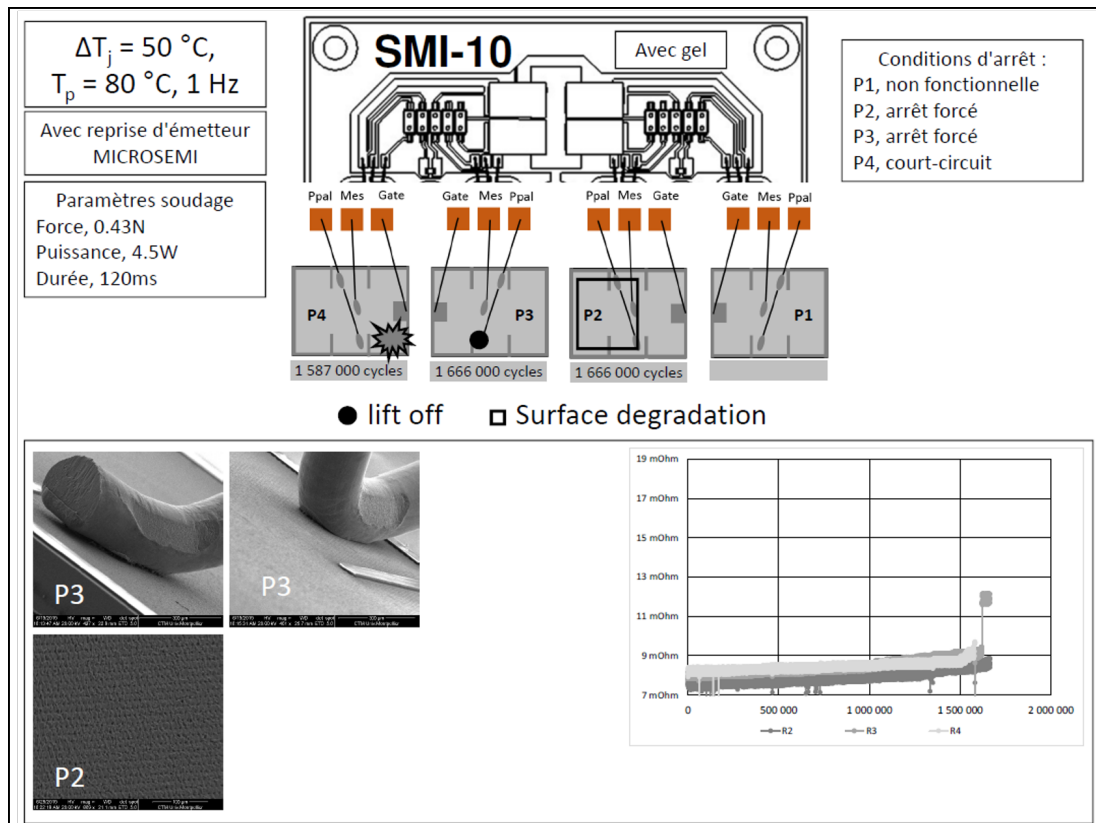


FIGURE B.6: Fiche de suivi de l'échantillon M10 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz).

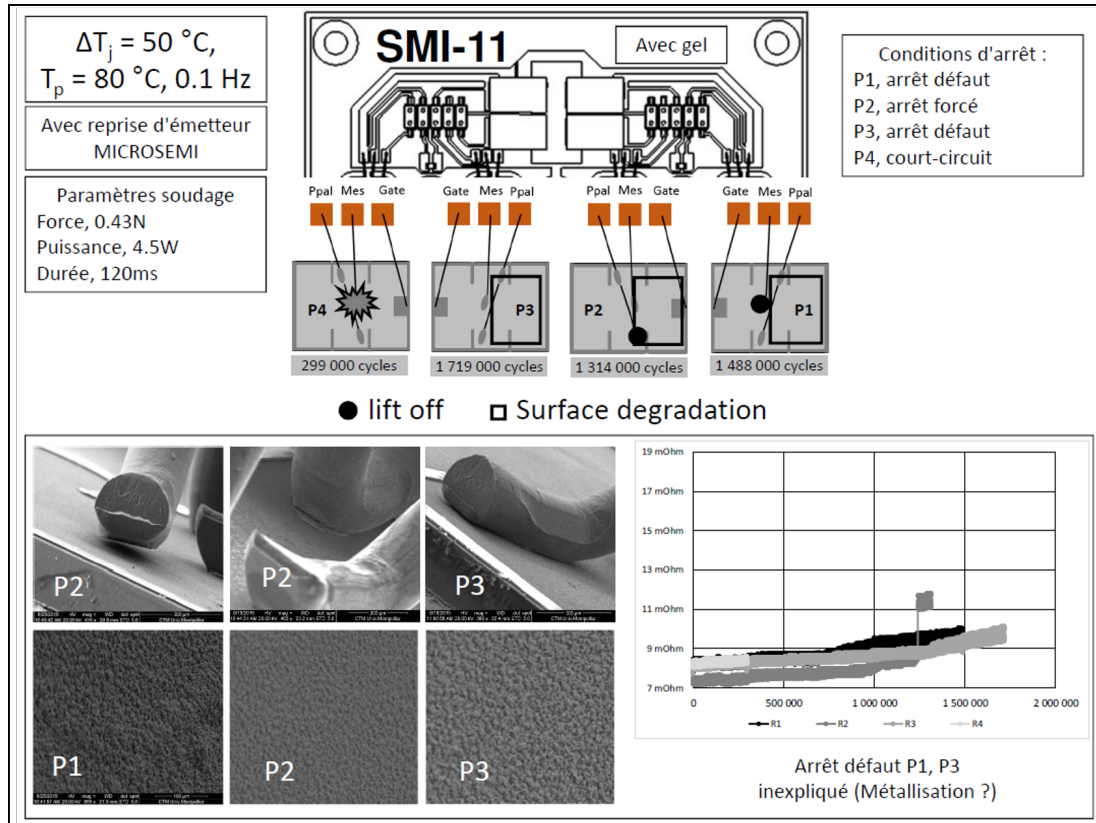


FIGURE B.7: Fiche de suivi de l'échantillon M11 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz).

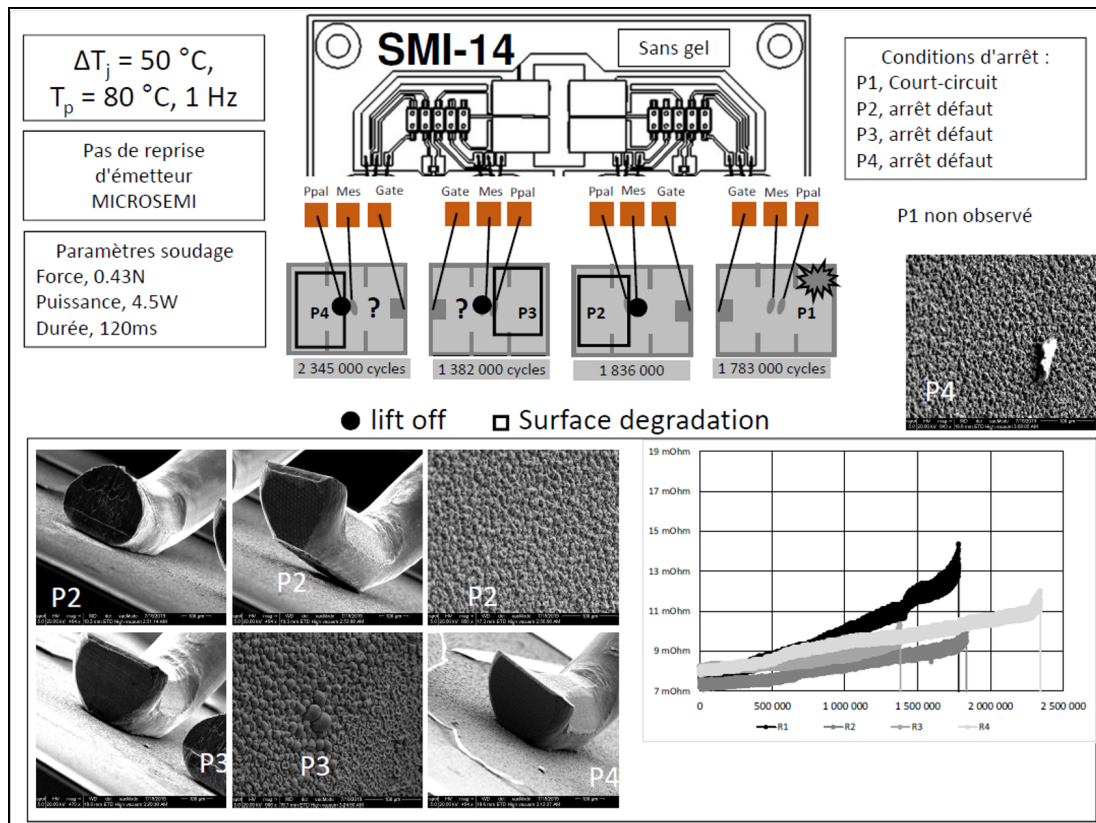


FIGURE B.8: Fiche de suivi de l'échantillon M14 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz).

Table des figures

1.1	Structure d'un module de puissance standard [EB13].	18
1.2	Structure d'un IGBT NPT et son schéma équivalent [Let02].	19
1.3	Vue des fils de bonding sur un module générique.	21
1.4	Technique du wedge bonding.	22
1.5	Technique du ball bonding.	22
1.6	Technique de connexion par ruban d'une puce IGBT.	23
1.7	Contraintes thermiques supportées par des systèmes électriques disposés près du réacteur d'un avion [Dia07].	23
1.8	Conditions thermiques de fonctionnement et durée de vie attendue des convertisseurs de puissance embarqués [BB08].	24
1.9	Illustration de l'impact de la différence des coefficients de dilatation ther- mique dans le cas du bilame [Sme10].	25
1.10	Dégradation de la métallisation d'émetteur.	26
1.11	Fracture des fils de bonding.	27
1.12	Zone d'attache du fil de bonding.	28
1.13	Phénomène d'adaptation, d'accommodation [Lem96].	31
1.14	Courbe de SN [Ber07].	32
1.15	Contrainte effective et équivalence en déformation [Lem96].	35
1.16	Illustration du principe d'une fissure cohésive [Bla13].	36
1.17	Modèle de zone cohésive : loi intrinsèque et extrinsèque (a) et illustration d'une loi cohésive (b)	37
1.18	Décomposition du comportement du matériau [Mad15].	38
2.1	Banc de test de l'IES-GEM.	43
2.2	Structure du banc de test.	44
2.3	Module de puissance IGBT APTGT200A60T3AG 600V, 200A.	45
2.4	Caractéristique en conduction de l'IGBT	46
2.5	Pertes par conduction dans un IGBT : Cyclage 1Hz.	46
2.6	Commande d'un IGBT.	47
2.7	Énergies de commutation d'un IGBT.	47
2.8	Répartition des pertes dans un IGBT pour un cyclage de 1Hz.	48
2.9	Protocole de cyclage thermique 0.1Hz - 1Hz - 5Hz.	49
2.10	Module peint pour imagerie thermique.	49
2.11	Profil thermique - cyclage 0.1Hz - 1Hz - 5Hz.	50
2.12	$V_{CE}(I_c, T_j)$ pour $V_{GE} = 15V$	50
2.13	Vue MEB d'une puce IGBT non vieillie.	51

2.14	Évolution de $V_{CE_{sat}}$ pour le cyclage 0.1Hz.	52
2.15	Dégradation de GP-01 et GP-13.	53
2.16	Evolution de $V_{CE_{sat}}$ pour le cyclage 1Hz.	54
2.17	Dégradation de GP-16 et GP-24.	54
2.18	Evolution de $V_{CE_{sat}}$ pour le cyclage 5Hz.	55
2.19	Dégradation de FID05 et FID12.	56
2.20	Évolution de la durée de vie en fonction de la fréquence.	56
2.21	Vue 3D d'une éprouvette SMI.	59
2.22	Simulation cyclage 1Hz (*).	59
2.23	Carte thermique d'un échantillon.	60
2.24	Substrat SMI - Zoom puce.	61
2.25	Machine "Heavy Wire Bonder".	61
2.26	Configuration de dépôt des bonding.	62
2.27	Schéma de principe du banc de test.	62
2.28	Vue d'ensemble du banc de test.	63
2.29	Schéma de principe de la régulation en courant.	64
2.30	Régulation analogique du courant de drain.	64
2.31	Cartes driver et contrôleur.	65
2.32	Vue 3D du système de refroidissement.	66
2.33	Mode de commande du ventilateur.	67
2.34	Principe de mesure de la résistance de contact.	67
2.35	Interface de supervision LabVIEW®.	68
2.36	Interface de supervision MATLAB®.	69
2.37	Plateforme de test pour le vieillissement des échantillons.	70
2.38	Protocole de cyclage 1Hz (*).	71
2.39	Évolution de la résistance - Cyclage 1.	72
2.40	Dégradation de la métallisation d'émetteur de M3-P2.	73
2.41	Comparaison soudure module-échantillon.	73
2.42	Évolution de la résistance de bonding - Cyclage 2.	75
2.43	Images MEB M6, M7, M13 et M16.	76
2.44	Exemple de fiche de test (M6).	77
2.45	Échantillons cablés par MICROSEMI®.	78
2.46	Exemple de dégradation de la métallisation.	80
2.47	Variation de résistances pour M10, M11 et M14.	81
3.1	Thermodilatation différentielle.	86
3.2	Couplage Multiphysique du problème de vieillissement des connexions. . .	87
3.3	Pertes par commutation dans une puce.	89
3.4	Composantes de la matrice représentative du tenseur σ des contraintes dans un élément δv par rapport au repère $(0, x, y, z)$	93
3.5	Caractéristique contrainte-déformation en traction d'un matériau [BB08]. .	94
3.6	Modèle rhéologique purement élastique.	94
3.7	Modèle rhéologique élasto-plastique à écrouissage isotrope (Prager [Lat07]).	96
3.8	Illustration d'un comportement élasto-plastique à écrouissage isotrope lors de cycles de dilatation-compression	97
3.9	Comportement élasto-visco-plastique à écrouissage isotrope.	98
3.10	Courbe d'écrouissage pour deux vitesses de déformations	99
3.11	Modèle rhéologique thermo-élasto-visco-plastique à écrouissage isotrope. .	100

3.12	Principe de la modélisation par éléments finis.	102
3.13	Suite des produits COMSOL Multiphysics®.	103
3.14	Assemblage d'un module 600V.	104
3.15	Géométrie Module 600V Comsol (*).	105
3.16	Principe de la simulation.	106
3.17	Simulation régime transitoire/permanent.	107
3.18	Détermination du coefficient de convection h_{conv}	108
3.19	Cartographie thermique d'un module.	109
3.20	Comparaison simulation-expérimentation.	110
3.21	Profil thermique à travers l'assemblage.	111
3.22	Profil thermique sur une diagonale de la puce.	111
3.23	Profil thermique le long d'un arc du bonding.	112
3.24	Évaluation de l'auto-échauffement d'un bonding. (à gauche) : champ de température sur le sommet du fil alimenté/non alimenté; (à droite), puissance dissipée par effet Joule par le fil.	112
3.25	Simulation électro-thermique du SMI.	113
3.26	Géométrie simplifiée.	114
3.27	Modèle rhéologique utilisé pour la simulation.	115
3.28	Dispositif expérimental pour les essais de traction.	116
3.29	Courbe de contrainte-déformation expérimentale.	117
3.30	Principe de la simulation d'un essai de traction.	119
3.31	Courbe de contrainte-déformation simulation.	119
3.32	Opérateur de couplage thermique.	120
3.33	Maillage.	121
3.34	Exemple de vérification des résultats thermomécaniques.	122
3.35	Répartition des contraintes de von Mises dans le pied de bonding.	123
3.36	Choix des 3 points d'étude à l'interface métallisation/bonding.	123
3.37	L'évolution dans le temps (a) de la température, (b) de la contrainte équivalente de von Mises et (c) de la déformation viscoplastique cumulée des 3 points sélectionnés.	124
3.38	Stabilisation des contraintes dans l'espace des contraintes principales (a) et des déformations dans l'espace des déformations principales (b).	125
3.39	Coefficient de triaxialité au point #3.	126
3.40	Dissipation plastique au cours du temps.	127
3.41	Évolution thermo-mécanique de la zone de contact pour 3 fréquences.	128
3.42	Zone d'évaluation des variables de la simulation.	129
3.43	Paramètres d'influence considérés dans les simulations.	130
3.44	Profil thermique imposé au niveau de la brasure et de la métallisation.	131
3.45	Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs épaisseurs de puce (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction de l'épaisseur de puce (b).	132
3.46	Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs longueurs de puce (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction de la longueur de la puce (b).	132
3.47	Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs épaisseurs de métallisation (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction de l'épaisseur de métallisation (b).	133

3.48	Géométries des bonding pour différentes longueurs de boucle.	134
3.49	Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs longueurs de boucle de bonding (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction de la longueur de boucle du bonding (b).	134
3.50	Géométries des bonding pour différents diamètres.	135
3.51	Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs diamètres de bonding (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction du diamètre du bonding (b). .	135
3.52	Profil thermique des différentes couches.	136
3.53	Évolution de la déformation viscoplastique effective en fonction du temps pour plusieurs diamètres de bonding (a) et de la variation de cette grandeur sur le troisième cycle thermique en fonction du diamètre du bonding (b). .	137
4.1	Probabilité de survie et de défaillance.	144
4.2	Taux de défaillance.	145
4.3	Variation relative des résistances.	147
4.4	Courbe caractéristique de la zone cohésive.	148
4.5	Principe de la simulation.	150
4.6	Réponse de la zone cohésive et énergie dissipée en réponse à un chargement monotone pour plusieurs modèles de décohesion.	151
4.7	Réponse de la zone cohésive lors de cycles de charges/décharges.	152
4.8	Réduction de la simulation thermo-mécanique pour se focaliser sur la zone d'attache.	153
4.9	Évolution de l'endommagement du bonding au cours du temps en réponse à un chargement uniaxial.	154
A.1	Fiche de suivi du module GP-13.	160
A.2	Fiche de suivi du module GP-22.	160
A.3	Fiche de suivi du module GP-15.	161
A.4	Fiche de suivi du module GP-24.	161
A.5	Fiche de suivi du module GP-19.	162
A.6	Fiche de suivi du module GP-20.	162
B.1	Fiche de suivi de l'échantillon M7 (Deuxième campagne de cyclage à 1Hz). 165	
B.2	Fiche de suivi de l'échantillon M13 (Deuxième campagne de cyclage à 1Hz).165	
B.3	Fiche de suivi de l'échantillon M16 (Deuxième campagne de cyclage à 1Hz).166	
B.4	Fiche de suivi de l'échantillon M8 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz). 166	
B.5	Fiche de suivi de l'échantillon M9 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz). 167	
B.6	Fiche de suivi de l'échantillon M10 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz). 167	
B.7	Fiche de suivi de l'échantillon M11 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz). 168	
B.8	Fiche de suivi de l'échantillon M14 (Troisième campagne de cyclage à 1Hz). 168	

Liste des tableaux

2.1	Paramètres électriques pour un cyclage thermique $80^{\circ}C - 130^{\circ}C$	49
2.2	Modules vieillis par cyclage thermique.	51
2.3	Protocole $0.1Hz$ avec $T_r = 80^{\circ}C$ et $\Delta T_j = 50^{\circ}C$	52
2.4	Protocole $1Hz$ avec $T_r = 80^{\circ}C$ et $\Delta T_j = 50^{\circ}C$	53
2.5	Protocole $5Hz$ avec $T_r = 80^{\circ}C$ et $\Delta T_j = 50^{\circ}C$	54
2.6	Protocole $2Hz$ avec $T_r = 80^{\circ}C$ et $\Delta T_j = 50^{\circ}C$	55
2.7	Résultat échantillons 3 et 5 - Cyclage $1Hz$	72
2.8	Résultat échantillons 6, 7, 13 et 16 - Cyclage $1Hz$	74
2.9	Résultat échantillons 8, 9, 10, 11 et 14 - Cyclage $1Hz$	79
3.1	Paramètres des matériaux utilisés pour la simulation.	106
3.2	Résumé simulation.	108
3.3	Paramètres des matériaux utilisés pour la simulation thermo-mécanique.	115
3.4	Coefficient de $\sigma_{sat}(T)$ et $\beta(T)$	118
3.5	Dimensions des bonding.	134
3.6	Diamètres des bonding.	135
3.7	Récapitulatif des analyses.	138
4.1	Paramètre de la ZC.	150
4.2	Paramètre de la ZC pour la zone d'interface du bonding.	153

Bibliographie

- [AO02] M A. Occhionero, K P. Fennessy, R W. Adams, and Glenn Sundberg. *AlSiC Baseplates for Power IGBT Modules : Design, Performance and Reliability*. 2002.
- [BA10] Kaouther Ben Azouz. *Relation entre propriétés rhéologiques et structure microscopique de dispersions de particules d'argile dans des dispersions de polymères*. PhD Thesis, 2010.
- [Bat08] Claude Bathias and André Pineau. *Fatigue des matériaux et des structures - Tome 1, Introduction, endurance, amorçage et propagation des fissures, fatigue oligocyclique et gigacyclique*. Hermes science publications edition, 2008.
- [BB08] Mounira Bouarroudj-Berkani. *Étude 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*. PhD Thesis, 2008.
- [Bel11] Yassine Belmehdi. *Contribution à l'identification de nouveaux indicateurs de défaillance de modules de puissance à IGBT*. Theses, Université Sciences et Technologies - Bordeaux I, May 2011.
- [Bel16] Zahir Belkaid. *Modèles et outils pour la conception de composants magnétiques HF dédiés à l'électronique de puissance*. PhD Thesis, 2016.
- [Ber07] Bruno Berthel. *Mesures thermographiques de champs de dissipation accompagnant la fatigue à grand nombre de cycles des aciers*. PhD Thesis, 2007.
- [Bie06] J. Bielen, J. Gommans, and F. Theunis. Prediction of high cycle fatigue in aluminum bond wires : A physics of failure approach combining experiments and multi-physics simulations. In *EuroSime 2006 - 7th International Conference on Thermal, Mechanical and Multiphysics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems*, pages 1–7. April 2006. doi :10.1109/ESIME.2006.1644022.
- [Bla12] Antoine Blanche. *Effets dissipatifs en fatigue à grand et très grand nombre de cycles*. PhD Thesis, 2012.
- [Bla13] Nawfal Blal. *Modélisation micromécanique et identification inverse de l'endommagement par approches cohésives*. PhD Thesis, 2013.
- [Bru15] Julien Brunello. *Conception de convertisseurs de puissance DC-DC isolés pour l'avion plus électrique*. PhD Thesis, 2015.
- [Cam03] P. P. Camanho, C. G. Davila, and M. F. de Moura. Numerical Simulation of Mixed-Mode Progressive Delamination in Composite Materials. *Journal of Composite Materials*, 37(16) :1415–1438, 2003. doi :10.1177/0021998303034505.

- [Car03] Stéphane Carubelli. *Contribution à l'identification et à l'estimation des contraintes de fatigue thermique des convertisseurs intégrés pour la traction électrique*. PhD Thesis, 2003.
- [Che66] G. G. Chernyi. Fundamental Problems in Viscoplasticity. volume 9 of *Advances in Applied Mechanics*, pages 243 – 377. Elsevier, 1966. doi :10.1016/S0065-2156(08)70009-7.
- [Chi91] N. V. Chidambaram. A numerical and experimental study of temperature cycle wire bond failure. In *1991 Proceedings 41st Electronic Components Technology Conference*, pages 877–882. May 1991. doi :10.1109/ECTC.1991.163982.
- [Cho16] Ui-Min Choi, Soeren Joergensen, and F Blaabjerg. Advanced Accelerated Power Cycling Test for Reliability Investigation of Power Device Modules. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 31 :1–1, 2016. doi :10.1109/TPEL.2016.2521899.
- [Cho18] Ui-Min Choi, S Jørgensen, Francesco Iannuzzo, and F Blaabjerg. Power cycling test of transfer molded IGBT modules by advanced power cyler under different junction temperature swings. *Microelectronics Reliability*, 88-90, 2018. doi : 10.1016/j.microrel.2018.07.002.
- [Chr12] André Chrysochoos. Infrared thermography applied to the analysis of material behavior : a brief overview. *Quantitative InfraRed Thermography Journal*, 9(2) :193–208, 2012. doi :10.1080/17686733.2012.746069.
- [Cia01] Mauro Ciappa. *Some Reliability Aspects of IGBT Modules for High-Power Applications*. 2001. ISBN 3-89649-657-3. doi :10.13140/RG.2.1.3644.4006.
- [Cia02a] Mauro Ciappa. Selected failure mechanisms of modern power modules. *Microelectronics Reliability*, 42(4) :653 – 667, 2002. ISSN 0026-2714. doi : [https://doi.org/10.1016/S0026-2714\(02\)00042-2](https://doi.org/10.1016/S0026-2714(02)00042-2).
- [Cia02b] Mauro Ciappa, Flavio Carbognani, Paolo Cova, and Wolfgang Fichtner. A Novel Thermomechanics -Based Lifetime Prediction Model for Cycle Fatigue Failure Mechanisms in Power Semiconductors. *Microelectronics Reliability*, 42 :1653–1658, 2002. doi :10.1016/S0026-2714(02)00206-8.
- [Coi13] Jean Coirier and Carole Nadot-Martin. *Mécanique des milieux continus*. Dunod, 4ème édition edition, 2013.
- [Coq00] G. Coquery and R. Lallemand. Failure criteria for long term Accelerated Power Cycling Test linked to electrical turn off SOA on IGBT module. A 4000 hours test on 1200a–3300v module with AlSiC base plate. *Microelectronics Reliability*, 40(8) :1665 – 1670, 2000. ISSN 0026-2714. doi :[https://doi.org/10.1016/S0026-2714\(00\)00191-8](https://doi.org/10.1016/S0026-2714(00)00191-8).
- [Cze16] Bernhard Czerny and G Khatibi. Interface reliability and lifetime prediction of heavy aluminum wire bonds. *Microelectronics Reliability*, 58 :65–72, 2016. doi :10.1016/j.microrel.2015.11.028.
- [Dag13] Dagdelen, Turker. *Failure Analysis of Thick Wire Bonds*. UWSpace, 2013.
- [Dag18] Turker Dagdelen, Eihab Abdel-Rahman, and Mustafa Yavuz. Reliability Criteria for Thick Bonding Wire. *Materials (Basel, Switzerland)*, 11(4) :618, April 2018. ISSN 1996-1944. doi :10.3390/ma11040618.
- [Dia07] Sombel Diahm. *Etude du comportement sous haute température de matériaux polyimides en vue de la passivation de composants de puissance à semi-conducteurs grand gap*. PhD Thesis, 2007.

- [Dup06] Laurent Dupont. *Contribution to study of lifetime duration of power assemblies in high temperature environments with a thermal cycling of great amplitude*. Theses, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, June 2006.
- [Dup17] Laurent Dupont, Yvan Avenas, and Paul Étienne Vidal. Évaluation de la température des composants actifs de puissance. *Techniques de l'ingénieur*, (ref. article : d3114), 2017.
- [Dur16] Camille Durand, Markus Klingler, Coutellier Daniel, and Hakim Naceur. Power Cycling Reliability of Power Module : A Survey. *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*, 16 :1–1, 2016. doi :10.1109/TDMR.2016.2516044.
- [Dus79] Jean-Claude Dusse. *Les bronzés font du ski! "Et puis en plus je sens que ce soir... j'veais conclure"*. 1979.
- [EB13] Kamal El Boubkari. *Impact de la modélisation physique bidimensionnelle multicellulaire du composant semi-conducteur de puissance sur l'évaluation de la fiabilité des assemblages appliqués au véhicule propre*. PhD Thesis, 2013.
- [EG06] Mohamed El Ghazouani. *Conception d'une plate-forme flexible de vieillissement haute température pour modules IGBT sous contraintes*. PhD Thesis, 2006.
- [Eic13] P. Eichwald, W. Sextro, S. Althoff, F. Eacock, M. Schnietz, K. Guth, and M. Brökelmann. Influences of bonding parameters on the tool wear for copper wire bonding. In *2013 IEEE 15th Electronics Packaging Technology Conference (EPTC 2013)*, pages 669–672. December 2013. doi :10.1109/EPTC.2013.6745803.
- [Fis13] Andreas C. Fischer, Jan G. Korvink, Niclas Roxhed, Göran Stemme, Ulrike Wallrabe, and Frank Niklaus. Unconventional applications of wire bonding create opportunities for microsystem integration. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 23(8) :083001–, 2013. doi :10.1088/0960-1317/23/8/083001.
- [For06] F. Forest, J. Huselstein, S. Faucher, M. Elghazouani, P. Ladoux, T. A. Meynard, F. Richardeau, and C. Turpin. Use of opposition method in the test of high-power electronic converters. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 53(2) :530–541, April 2006. ISSN 0278-0046. doi :10.1109/TIE.2006.870711.
- [For17] F. Forest, J. Huselstein, G. Pellecuer, and S. Bontemps. A Power Cycling Test Bench Dedicated to the Test of Power Modules in a Large Range of Cycling Frequency. In *PCIM Europe 2017; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*, pages 1–7. May 2017.
- [Fre13] Sylvain Frecon. *Estimation du dommage en fatigue par un contrôle non destructif*. Master's thesis, January 2013.
- [FST10] Jen-Luc Fock-Sui-Too. *Caractérisation et modélisation de composants IGBT et diode PIN dans leur environnement thermique sévère lié aux applications aéronautiques*. Theses, Université Paul Sabatier - Toulouse III, April 2010.
- [Geh80] B. Gehman. Bonding Wire Microelectronic Interconnections. *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*, 3(3) :375–383, September 1980. ISSN 0148-6411. doi :10.1109/TCHMT.1980.1135623.
- [Geo11] Dominique Geoffroy, Vincent Chiaruttini, Jérôme Crépin, Eva Héripé, and Arjen Roos. Mise en place d'un modèle de zone cohésive à base physique dans un bicristal de γ -TiAl. In *10e colloque national en calcul des structures, May 2011, Giens, France*. 2011.

- [Gil66] P. P. Gillis. Manson-Coffin fatigue. *Acta Metallurgica*, 14(12) :1673 – 1676, 1966. ISSN 0001-6160. doi :[https://doi.org/10.1016/0001-6160\(66\)90019-8](https://doi.org/10.1016/0001-6160(66)90019-8).
- [Gra09] J Grandcoin, Adnane Boukamel, and Stéphane Lejeunes. Modélisation mécanique et numérique de l’endommagement en fatigue d’un élastomère chargé. In *Conference : 9e Colloque National en Calcul des Structures, June 2009, Giens, France*. 2009.
- [Gra13] Arian Grams, T Prewitz, Olaf Wittler, J Kripfgans, S Schmitz, Andreas Middendorf, W.H. Muller, and K Lang. Simulation of an aluminum thick wire bond fatigue crack by means of the cohesive zone method. In *14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems, EuroSimE 2013*, pages 1–8. 2013. ISBN 978-1-4673-6138-5. doi :[10.1109/EuroSimE.2013.6529961](https://doi.org/10.1109/EuroSimE.2013.6529961).
- [Gra14] A. Grams, T. Prewitz, O. Wittler, S. Schmitz, A. Middendorf, and K. Lang. Modelling the lifetime of aluminum heavy wire bond joints with a crack propagation law. In *2014 15th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE)*, pages 1–6. April 2014. doi :[10.1109/EuroSimE.2014.6813828](https://doi.org/10.1109/EuroSimE.2014.6813828).
- [Gra15] Arian Grams, J. Höfer, A. Middendorf, S. Schmitz, O. Wittler, and K. Lang. A geometry independent lifetime modelling method for aluminum heavy wire bond joints. In *2015 16th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*, pages 1–6. April 2015. doi :[10.1109/EuroSimE.2015.7103091](https://doi.org/10.1109/EuroSimE.2015.7103091).
- [Guo16] Y. Guo, Y. Xu, L. Liang, and Y. Liu. Bonding wire fatigue life prediction of power module in thermal cycling test. In *2016 17th International Conference on Electronic Packaging Technology (ICEPT)*, pages 482–485. August 2016. doi :[10.1109/ICEPT.2016.7583180](https://doi.org/10.1109/ICEPT.2016.7583180).
- [Hab07] Wasim Habra. *Développement de modèles thermiques compacts en vue de la modélisation électrothermique des composants de puissance*. Theses, Université Paul Sabatier - Toulouse III, June 2007.
- [Ham99] A. Hamidi, N. Beck, K. Thomas, and E. Herr. Reliability and lifetime evaluation of different wire bonding technologies for high power IGBT modules. *Microelectronics Reliability*, 39(6) :1153 – 1158, 1999. ISSN 0026-2714. doi :[https://doi.org/10.1016/S0026-2714\(99\)00164-X](https://doi.org/10.1016/S0026-2714(99)00164-X).
- [Ivy02] Ivy Wei Qin, P. Reid, R. E. Werner, and D. Doerr. Automatic wedge bonding with ribbon wire for high frequency applications. In *27th Annual IEEE/SEMI International Electronics Manufacturing Technology Symposium*, pages 97–104. July 2002. doi :[10.1109/IEMT.2002.1032732](https://doi.org/10.1109/IEMT.2002.1032732).
- [Jab06] Mohamad Jabbado. *Fatigue polycyclique des structures métalliques : durée de vie sous chargements variables*. Theses, Ecole Polytechnique X, March 2006.
- [Jac17] Sebastien Jacques. The Importance of Interconnection Technologies’ Reliability of Power Electronic Packages. 2017. ISBN 978-953-51-3705-4. doi :[10.5772/intechopen.69611](https://doi.org/10.5772/intechopen.69611).
- [Jer15] Hana Jerbi, Daniel Nelias, and Marie-Christine Baietto. Etude et modélisation de l’endommagement du contact revêtu soumis à des sollicitations de fretting-fatigue. In *22ème Congrès Français de Mécanique, 24 au 28 août 2015, Lyon, France (FR), AFM*. 2015.

- [Jul12] Jean-Baptiste Jullien. *Etude de fiabilité et définition de modèles théoriques de vieillissement en très haute température pour des systèmes électronique et micro-électronique*. PhD Thesis, 2012.
- [Kam07] Myriam Kaminski. *Modélisation de l'endommagement en fatigue des super-alliages monocristallins pour aubes de turbines en zone de concentration de contrainte*. Theses, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, November 2007.
- [Kaz16] Cyril Kazymyenko. *Formation Aster GC : Modélisation d'endommagement*. 2016.
- [Lam93] H. D. Lambilly and H. O. Keser. Failure analysis of power modules : a look at the packaging and reliability of large IGBTs. *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*, 16(4) :412–417, June 1993. ISSN 0148-6411. doi :10.1109/33.237930.
- [Lam07] S Lambert, Leila Khalij, and E Pagnacco. *Contribution à l'analyse de l'endommagement par fatigue et au dimensionnement de structures soumises à des vibrations aléatoires*. PhD Thesis, 2007.
- [Lat07] Felix Latourte. *Identification des paramètres d'une loi élastoplastique de Prager et calcul de champs de contrainte dans des matériaux hétérogènes*. PhD Thesis, 2007.
- [Leb06] T. Lebey, D. Malec, S. Dinculescu, V. Costan, F. Breit, and E. Dutarde. Partial discharges phenomenon in high voltage power modules. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, 13(4) :810–819, August 2006. ISSN 1070-9878. doi :10.1109/TDEI.2006.1667740.
- [Lef05] Pierre Lefranc. *Etude, conception et réalisation de circuits de commande d'IGBT de forte puissance*. PhD Thesis, 2005.
- [Lem96] Jean Lemaitre and Jean-Louis Chaboche. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 2ème édition edition, 1996.
- [Let02] Philippe Leturcq. Semi-conducteurs de puissance unipolaires et mixtes (partie 2). *Techniques de l'ingénieur Composants actifs en électronique de puissance*, base documentaire : TIB245DUO.(ref. article : d3109), 2002.
- [Loh07] W. Loh, M. Corfield, H. Lu, S. Hogg, T. Tilford, and C. M. Johnson. Wire Bond Reliability for Power Electronic Modules - Effect of Bonding Temperature. In *2007 International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation Experiments in Microelectronics and Micro-Systems. EuroSime 2007*, pages 1–6. April 2007. doi :10.1109/ESIME.2007.360057.
- [Mé08] Ludovic Ménager. *Contribution à l'intégration des convertisseurs de puissance en 3D*. PhD Thesis, 2008.
- [Mad15] Tarik Madani. *Identification expérimentale de comportements élastoplastiques de matériaux hétérogènes pour des sollicitations complexes*. PhD Thesis, 2015.
- [Man66] S.S Manson and T.J Dolan. Thermal Stress and Low Cycle Fatigue. *Journal of Applied Mechanics*, 33(4) :957–957, 1966. ISSN 0021-8936. doi :10.1115/1.3625225.
- [Man18] Subramani Manoharan, nga man li, Chandradip Patel, Stevan Hunter, and Patrick McCluskey. Mechanics of Copper Wire Bond Failure due to Thermal Fatigue. pages 874–881. 2018. doi :10.1109/EPTC.2018.8654436.

-
- [Maz84] Jacky Mazars. *Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture du béton de structure*. Thèse de doctorat d'état de l'Université Paris VI., 1984.
 - [Med12] Hassen Medjahed. *Contribution à la simulation électro-thermomécanique numérique 3d : appliquée à l'étude de la fiabilité des interrupteurs à semiconducteurs packages, utilisés en traction ferroviaire*. PhD Thesis, 2012.
 - [Mer14] L Merkle, M Sonner, and Matthias Petzold. Lifetime prediction of thick aluminium wire bonds for mechanical cyclic loads. *Microelectronics Reliability*, 54 :417–424, 2014. doi :10.1016/j.microrel.2013.10.009.
 - [Mih07] Alin Gabriel Mihalache. *Construction et évaluation de la sûreté de fonctionnement de systèmes industriels complexes : application sur système embarqué*. PhD Thesis, 2007.
 - [MM14] Jeff Moussodji Moussodji. *Caractérisation et modélisation électro-thermique distribuée d'une puce IGBT : Application aux effets du vieillissement de la métallisation d'émetteur*. Theses, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, April 2014.
 - [Mon00] Yann Monerie. *Fissuration des matériaux composites : rôle de l'interface fibre-matrice*. PhD Thesis, 2000.
 - [Mor03] A Morozumi, K Yamada, T Miyasaka, S Sumi, and Y Seki. Reliability of power cycling for IGBT power semiconductor modules. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, 39 :665 – 671, 2003. doi :10.1109/TIA.2003.810661.
 - [Nar08] Sreekant Narumanchi, Mihalic , Kenneth Kelly, and Easley . Thermal interface materials for power electronics applications. In *Proceedings of the 2008 ITherm Conference, Orlando, FL*. 2008. doi :10.1109/ITHERM.2008.4544297.
 - [Nga97] Kimtanger Ngargueudedjim. *Contribution à l'étude des lois d'endommagement en fatigue*. PhD Thesis, 1997.
 - [Ous13] Jean-Pierre Ousten. *Etude du comportement au vieillissement des interfaces thermiques pour modules électroniques de puissance dédiés à des applications transports*. PhD Thesis, 2013.
 - [Pas07] Marie-Laetitia Pastor. *Contribution à l'étude en fatigue de structures en aluminium renforcées par patches composites*. Theses, Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, September 2007.
 - [Ped15] Kristian Pedersen and Kjeld Pedersen. Dynamic Modeling Method of Electro-Thermo-Mechanical Degradation in IGBT Modules. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 31, 2015. doi :10.1109/TPEL.2015.2426013.
 - [Pel16] Guillaume Pellecuer. *Mesure de durée de vie de modules de puissance à IGBT*. Stage, 2016.
 - [Per12] X. Perpiñà, L. Navarro, X. Jordà, M. Vellvehi, Jean-François Serviere, and M. Mermet-Guyennet. Reliability and Lifetime Prediction for IGBT Modules in Railway Traction Chains. In Xavier Perpinya, editor, *Reliability and Safety in Railway*. IntechOpen, Rijeka, 2012. doi :10.5772/38268.
 - [Pie10] Sylvain Pietranico. *Analyse de matériaux pour la modélisation des mécanismes de défaillance dans les modules électroniques de puissance*. PhD Thesis, 2010.
 - [Pin15] Samuel Pin. *Etude des mécanismes de fatigue thermomécanique d'assemblages collés à base de composants électroniques pour applications spatiales*. PhD Thesis, 2015.

- [Pop16] Vladimir Popok, Kristian Pedersen, Peter Kristensen, and Kjeld Pedersen. Comprehensive physical analysis of bond wire interfaces in power modules. *Microelectronics Reliability*, 58 :58–64, 2016. doi :10.1016/j.microrel.2015.11.025.
- [Pou05] Gilles Poupon. *Remplacement du plomb dans les alliages de soudure en micro-électronique*. CEA-LETI, 2005.
- [Qia18] Cheng Qian, Amir Gheithaghy, Jiajie Fan, Hongyu Tang, Bo Sun, Huaiyu Ye, and G.Q. Zhang. Thermal Management on IGBT Power Electronic Devices and Modules. *IEEE Access*, PP :1–1, 2018. doi :10.1109/ACCESS.2018.2793300.
- [Qin18] W. Qin, H. Anderson, T. Anderson, G. Chang, and D. Barrientos. Corrosion Mechanisms of Cu Wire Bonding on Al Pads. In *2018 IEEE 68th Electronic Components and Technology Conference (ECTC)*, pages 1446–1454. May 2018. doi :10.1109/ECTC.2018.00221.
- [Ram98] S. Ramming, P. Türkes, and G. Wachutka. Crack mechanism in wire bonding joints. *Microelectronics Reliability*, 38(6) :1301 – 1305, 1998. ISSN 0026-2714. doi :https://doi.org/10.1016/S0026-2714(98)00141-3.
- [Ram00] S. Ramming, N. Seliger, and G. Wachutka. Reliability model for Al wire bonds subjected to heel crack failures. *Microelectronics Reliability*, 40(8) :1521 – 1525, 2000. ISSN 0026-2714. doi :https://doi.org/10.1016/S0026-2714(00)00139-6.
- [Ras14a] Amgad Rashed. *Mise en oeuvre de protocoles de vieillissement accélérés dédiés à l'étude de composants de puissance à semi-conducteur type "IGBT" en régime de cyclage actif*. PhD Thesis, 2014.
- [Ras14b] Amgad Rashed, François Forest, Jean-Jacques Huselstein, Thierry Martiré, and Philippe ENRICI. Banc de test dédié au vieillissement accéléré de modules IGBT en cyclage thermique : Méthode, instrumentation, résultats. In *Symposium de Génie Électrique 2014*. Cachan, France, July 2014.
- [Ree90] James R. Reeder and John H. Rews. Mixed-mode bending method for delamination testing. *AIAA Journal*, 28(7) :1270–1276, 1990. doi :10.2514/3.25204.
- [Ric12] Vincent Richefeu, André Chrysochoos, Vincent Huon, Yann Monerie, Robert Peyroux, and Bertrand Wattrisse. Towards local identification of cohesive zone models using digital image correlation. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 34 :38–51, 2012.
- [Rod00] M.P. Rodriguez, N.Y.A. Shammass, A.T. Plumpton, D Newcombe, and D.E. Crees. Static and dynamic finite element modelling of thermal fatigue effects in insulated gate bipolar transistor modules. *Microelectronics Reliability*, 40 :455–463, 2000. doi :10.1016/S0026-2714(99)00250-4.
- [Sar15] Saritas, Resul. *Experimental Techniques for Static and Dynamic Analysis of Thick Bonding Wires*. Mechanical and Mechatronics Engineering. UWSpace, 2015.
- [Sch12] O. Schilling, M. Schäfer, K. Mainka, M. Thoben, and F. Sauerland. Power cycling testing and FE modelling focussed on Al wire bond fatigue in high power IGBT modules. *Microelectronics Reliability*, 52 :2347–2352, 2012.
- [Sed12] Josef Sedlmair. *Which Ultrasonic Frequency is Best for Wire-Bonding?* Toulouse, 2012.
- [She15] Krishna Shenai. The Invention and Demonstration of the IGBT [A Look Back]. *Power Electronics Magazine, IEEE*, 2 :12–16, 2015. doi :10.1109/MPEL.2015.2421751.

- [Sme10] Vanessa Smet. *Aging and failure modes of IGBT power modules undergoing power cycling in high temperature environments*. PhD Thesis, 2010.
- [Sme13] Vanessa Smet, François Forest, Jean-Jacques Huselstein, AMGAD RASHED, and Frédéric Richardeau. Evaluation of Vce Monitoring as a Real-Time Method to Estimate Aging of Bond Wire-IGBT Modules Stressed by Power Cycling. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 60(7) :2760 – 2770, July 2013. doi : 10.1109/TIE.2012.2196894.
- [Tan19] Y. Tan, C. Chen, Z. Huang, C. Zang, T. Liu, and Y. Kang. Reliability analysis and optimization of aluminum bonding wire for SiC power module with stacked substrates. In *PCIM Europe 2019; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*, pages 1–6. May 2019.
- [Tho01] M Thoben, X Xie, D Silber, and Jürgen Wilde. Reliability of Chip/DCB Solder Joints in AlSiC Base Plate Power Modules : Influence of Chip Size. *Microelectronics Reliability*, 41 :1719–1723, 2001. doi :10.1016/S0026-2714(01)00210-4.
- [Val03] Jérôme Vallon. Introduction à l’étude de la fiabilité des cellules de commutation à IGBT sous fortes contraintes, December 2003.
- [Vas05] Claudine Vasseur. Les méthodes d’assemblages. Technical report, ESIEEE, 2005.
- [Vid12] Paul-Etienne Vidal, Hassen Medjahed, and Bertrand Nogarède. Thermo-mechanical stress of bonded wires used in high power modules with alternating and direct current modes. *Microelectronics Reliability*, vol. 52 :pp. 1099–1104, 2012. doi :10.1016/j.microrel.2012.01.013.
- [Voc55] E. Voce. Analysis of Stress Strain Curves. *The Journal of the Royal Aeronautical Society*, 59(534) :442–442, 1955. doi :10.1017/S0368393100118759.
- [Wri14] A. Wright, A. Hutzler, A. Schletz, and P. Pichler. Thermo-mechanical simulation of plastic deformation during temperature cycling of bond wires for power electronic modules. In *2014 15th International Conference on Thermal, Mechanical and Mult-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE)*, pages 1–5. April 2014. doi :10.1109/EuroSimE.2014.6813813.
- [Yan11a] Li Yang, Pearl Agyakwa, and Mark Johnson. A time-domain physics-of-failure model for the lifetime prediction of wire bond interconnects. *Microelectronics Reliability*, 51 :1882–1886, 2011. doi :10.1016/j.microrel.2011.07.052.
- [Yan11b] S. Yang, A. Bryant, P. Mawby, D. Xiang, L. Ran, and P. Tavner. An Industry-Based Survey of Reliability in Power Electronic Converters. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 47(3) :1441–1451, May 2011. ISSN 0093-9994. doi : 10.1109/TIA.2011.2124436.
- [Öz14] Emre Özkol, Samuel Hartmann, and Gontran Pâques. Improving the power cycling performance of the emitter contact of IGBT modules : Implementation and evaluation of stitch bond layouts. *Microelectronics Reliability*, 54, 2014. doi : 10.1016/j.microrel.2014.08.015.

Fatigue thermomécanique des connexions dans les modules de puissance à semi-conducteurs

Le sujet de thèse porte sur le vieillissement des modules de puissance à semi-conducteurs. En fonctionnement, ces modules subissent un échauffement propre qui peut varier cycliquement dans le temps quand l'application impose un régime électrique variable. On parle alors de cyclage thermique, mécanisme qui impose d'importantes contraintes thermomécaniques sur les connexions internes et peut conduire à leur endommagement. Cette problématique constitue le cœur du travail de thèse. Il s'appuie sur l'intégration de lois de comportement adaptées dans des outils logiciel de type "éléments finis" pour conduire l'étude d'un module représentatif de la technologie actuelle. D'un point de vue expérimental, la mise en œuvre de tests sur des modules "classiques" est relativement complexe et l'exploitation des résultats par des techniques d'imageries demande un travail préalable important. Pour pallier ces inconvénients, le travail présenté ici propose une démarche de réalisation d'échantillons spécifiques se focalisant sur le vieillissement d'un fil de bonding. L'utilisation de ces nouveaux véhicules de tests permet de suivre plus aisément l'endommagement et facilite l'analyse post-vieillessement. En complément, des études de vieillissement sur des modules génériques pour différentes valeurs de vitesses de cyclage permettent d'évaluer l'hypothèse de l'indépendance de la fatigue vis à vis de cette vitesse de cyclage.

Mots clés : Modules de puissance à semi-conducteurs, connexions, modélisation, interactions électro-thermo-mécaniques

Thermomechanical fatigue of connections in semiconductor power modules

The thesis topic is the aging of semiconductor power modules. During operation, these modules undergo a specific heating which can vary cyclically over time when the application requires a variable electric mode. This is referred to as thermal cycling, a mechanism that imposes significant thermomechanical stresses developed by the internal connections and can lead to their damage. This problem constitutes the core of the thesis work. It will rely on the integration of adapted constitutive behavioural laws into "finite element" software tools to study a module representative of current technology. From an experimental standpoint, the implementation of tests on "classical" modules is relatively complex and the exploitation of the results by imaging techniques requires significant preliminary work. To overcome these drawbacks, the work presented here proposes a specific sample production approach focusing on the ageing of a bonding wire. The use of these new test vehicles makes the monitor damage easier as well as post-ageing analysis. In addition, ageing studies on generic modules for different cycling frequencies should help us to better understand the hypothesis of the independence of fatigue with respect to cycling speed.

Keys words : Power semiconductor modules, connections, modeling, electro-thermo-mechanics interactions

Discipline : Électronique

Institut d'Électronique et des Systèmes
860, rue Saint Priest, Bâtiment 5, 34090 Montpellier
Laboratoire de Mécanique et Génie Civil
860, rue Saint Priest, Bâtiment 2, 34090 Montpellier