



HAL
open science

Contribution à l'étude de la fiabilité des modules de puissance pour application automobile

Mathieu Rizzi

► **To cite this version:**

Mathieu Rizzi. Contribution à l'étude de la fiabilité des modules de puissance pour application automobile. Electronique. Université Sciences et Technologies - Bordeaux I, 2008. Français. NNT : . tel-00988362

HAL Id: tel-00988362

<https://theses.hal.science/tel-00988362>

Submitted on 7 May 2014

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

présentée à

L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX I

ÉCOLE DOCTORALE DE SCIENCES PHYSIQUES ET DE
L'INGENIEUR

par Mathieu RIZZI

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ: ÉLECTRONIQUE

Contribution à l'étude de la fiabilité des modules de puissance pour application automobile

Soutenue le : 28 mars 2008

Après avis des rapporteurs :

M. Zoubir Khatir ..	Chargé de recherche HDR (INRETS)	Rapporteur
M. Patrick Lagonotte	Professeur à l'Université de Poitiers	Rapporteur

Devant la commission d'examen composée de :

M. Eric Woirgard ..	Professeur à l'Université Bordeaux 1	Directeur de thèse
M. Stéphane Azzopardi	Maître de Conférences ENSEIRB .	Co-directeur de thèse
M. Pierre Solomalala .	PEARL - Alstom	Examineur
M. Claude Pellet ...	Professeur à l'Université Bordeaux 1	Président

Remerciements

Je remercie Monsieur le Professeur FOUILLAT, directeur du laboratoire IMS pour m'avoir accueilli dans son laboratoire durant mes travaux.

Je remercie également le Professeur PELLET pour l'honneur qu'il m'a fait en présidant le jury de ma soutenance.

Je tiens à remercier Messieurs KHATIR et LAGONOTTE pour avoir accepté de rapporter mon manuscrit. Qu'ils soient remerciés ici pour leurs critiques constructives.

Je remercie également Monsieur SOLOMALALA pour avoir accepté de faire partie de ce jury et pour son regard éclairé sur l'industrie qu'il a apporté lors de la soutenance.

Je tiens à exprimer ma sincère gratitude envers Monsieur le Professeur Eric WOIRGARD pour son enseignement et ses conseils.

Je remercie également Stéphane AZZOPARDI pour m'avoir co-encadré et poussé dans cette aventure. Merci également de m'avoir permis d'apprendre le Japonais (Arigatou Akiko sensei!).

Merci à tout les membres de l'équipe "Puissance", particulièrement Isabelle pour son écoute, Jean-Yves pour son aide et son indulgence quand je remplie les disques, Jean-Michel pour ses conseils, Alexandrine pour son aide, Walid pour sa gentillesse, Adel (si si, c'est possible! Accroches toi!), Jérôme et les petits nouveaux.

Je remercie également tous les membres du laboratoire IMS. En particulier, Bernard PLANO pour son aide et ses conseils (scientifiques et motocyclistes), Nicole LAVIGNE et Serge DESTOR.

Je remercie particulièrement les gars du 1234 et du poker, Greg, J.-C., Tiger F.D., Fab, PY, Cyril, Fernando, Pat et tout les autres, pour toutes ces heures passées à discuter de la dure vie de scientifique.

Merci également à Homer, Marge, Kéké et Brice pour les soirées des amis du vendredi et les fermetures du Lucifer. Merci d'être toujours partant qu'en on a besoin de remonter la pente... ou pas.

Je remercie également les personnes qui m'ont soutenu à distance. En particulier, Yumi, Marina, Fumie, Gabro et Marion.

Je voudrais remercier particulièrement mes deux amis les plus chers. Tout d'abord mon petit Pascal que je vois pas souvent, mais sans lui je ne serais pas là non plus. Merci pour ton amitié. Grâce à toi je suis un peu celui que je suis aujourd'hui. Finalement, celui sans qui j'aurais pas fait une thèse, et celui sans qui je serais jamais allé au bout de tout

ça. J'ai nommé Brice, le Dude. La liste des choses pour lesquelles je dois te remercier est trop longue, alors je la ferai courte et surtout non exhaustive. Merci pour ton gratin de pâtes, ton riz cantonnais, les sushis, le poulet au cury ... Merci de me pousser quand il le faut et que je le vois pas et surtout quand je le vois et que j'ai pas envie. Merci de m'insulter quand t'en as envie... T'es le seul qui a le droit !

Mes derniers mots pour exprimer mon amour et ma profonde gratitude à mes parents et à mes sœurs. Je les remercie de m'avoir supporté et soutenu durant toutes ces années. Je sais que ce n'est pas facile.

– *A mes parents,*
A mes sœurs.

La plus grande gloire n'est pas de ne jamais tomber, mais de se relever à chaque chute –

CONFUCIUS

Table des matières

Table des figures	11
-------------------	----

Introduction

Chapitre 1

État de l'art de l'électronique de puissance pour l'automobile

1	Introduction : Une prise de conscience écologique	18
1.1	Les faits	18
1.2	Les solutions	20
1.3	Le prix de l'or noir	21
1.4	Evolution des transports	22
2	Vers des véhicules propres	25
2.1	Les véhicules électriques et hybrides	25
2.2	VEH : Solutions concrètes et disponibles	31
3	Modules et composants de puissance pour l'automobile	34
3.1	Les organes électriques	34
3.2	Les composants	35
3.3	Les modules et les substrats	38
4	Conclusion	41

Chapitre 2

Présentation du projet PEPPER et études préliminaires

1	Le projet PEPPER	44
1.1	Les participants	44
1.2	Les enjeux et les objectifs de ce projet	45
1.3	Le véhicule de test	47
2	Caractérisation des véhicules de test	49
2.1	Évaluation du pourcentage de lacunes dans les joints brasés	50
2.2	État mécanique résiduel de la puce	53
2.3	Mesures de différences de coplanéité	57

2.4	Conclusions sur les mesures préliminaires	61
3	Modélisation	61
3.1	Données sur le processus de brasage laser	61
3.2	Les simulations multi-physiques sous ANSYS	63
3.3	Modélisation du comportement des alliages de brasure	65
3.4	Influence des contraintes résiduelles	68
3.5	Simulation du processus de refusion par tir laser	70

<p>Chapitre 3 Méthodologie et évaluation de la durée de vie</p>
--

1	Méthodologie	78
1.1	Détail du schéma de principe de la méthodologie	78
1.2	Véhicule de test	79
2	Experimentations	82
2.1	Critère de défaillance	82
2.2	Mesure de l'impédance thermique de l'assemblage	83
2.3	Les tests de vieillissement accélérés	97
2.4	Résultats des tests de vieillissement	99
2.5	Microsection et visualisation de fissures	101
3	Simulations	102
3.1	Le modèle utilisé	102
3.2	Simulations du procédé de report	104
3.3	Simulations des tests de vieillissement	104
3.4	Simulations du profil de mission	110
4	Synthèse des résultats et critique	116
4.1	Calcul de la durée de vie	116
4.2	Critique des résultats et conclusion	118

<p>Chapitre 4 Évolution des solutions de gestion thermique et de fiabilité des modules de puissance</p>
--

1	Influence de l'évacuation double face sur la fiabilité	122
1.1	Évolution des composants de puissance et des systèmes de refroidissement	122
1.2	Méthodologie et présentation du modèle	129
1.3	Simulations des chocs thermiques	131
1.4	Simulation du profil de mission et calcul de la durée de vie	133
1.5	Comparaison de la fiabilité d'une solution double face et simple face	135

2	Perspectives : Evaluation en temps réel de l'état de fatigue d'un module de puissance	140
2.1	Mesure en ligne d'impédance thermique	140
2.2	Contraintes dans le silicium	141
3	Conclusion	149

Conclusion

Bibliographie

155

Table des figures

1.1	Variation de la température, du niveau des mers et de la couverture neigeuse depuis 1850 [Gree 07]	18
1.2	Élévation de température depuis un siècle [Gree 07]	19
1.3	Émissions de gaz à effet de serre de 1970 à 2004 [Gree 07]	20
1.4	Prix du pétrole entre 1983 et 2007	21
1.5	Alstom AGV	22
1.6	Dernières générations d'avions de ligne	23
1.7	Exemple de voiture propre	24
1.8	Système de traction électrique [Bere 05]	26
1.9	Hybride série [Bere 05]	27
1.10	Hybride parallèle [Bere 05]	28
1.11	Hybride Série-Parallèle : Exemple de la Prius [Bere 05]	29
1.12	Système alterno-démarrreur StARS de VALEO	30
1.13	Véhicule électrique Mitsubishi iMiev sport [Ogaw 07]	32
1.14	Honda FCX Clarity à base de PAC	33
1.15	Structure Hacheur ou Onduleur	35
1.16	Caractéristiques comparées des composants de puissance [Moha 02]	36
1.17	Le MOSFET	37
1.18	L'IGBT	38
1.19	Séquence de câblage par wedge bonding	39
1.20	Substrats DBC et SMI	40
2.1	Cycle de vie d'un produit	46
2.2	Le module PEPPER.	48
2.3	Schématisation du tir laser	49
2.4	Exemple d'évaluation des lacunes dans une brasure uniforme.	51
2.5	Exemple d'évaluation des lacunes dans une brasure présentant une inclinaison.	52
2.6	Moyenne du taux de lacunes par type d'échantillon	52
2.7	Schéma de l'effet bilame produit dans l'assemblage lors de la refusion	54
2.8	Fonctionnement de la sonde $300\mu m$	55

2.9	Extraction d'une surface à l'aide du profilomètre.	55
2.10	Extraction d'un profil à partir des surfaces.	56
2.11	Rayon de courbure	57
2.12	Rayons de courbure moyens mesurés par type d'échantillon	57
2.13	Relevé à l'aide de la sonde 3mm d'une puce pour la mesure de hauteur de marche.	58
2.14	Extraction de profil et mesure de hauteur de marche.	59
2.15	Inclinaison de puce brasée	59
2.16	Modélisation par éléments finis[Thom 06]	64
2.17	Mise en évidence des contraintes résiduelles	68
2.18	Résultat d'erreur sur la comparaison des tests de vieillissement avec et sans prise en compte des contraintes résiduelles	69
2.19	Représentation de la géométrie du modèle FEM utilisé	71
2.20	Diagramme de simulation du processus de refusion classique	71
2.21	Déformations obtenues par simulation du processus de refusion classique (S2)	72
2.22	Diagramme de simulation du processus laser	73
2.23	Simulation thermique du tir laser.	73
2.24	Représentation du spot laser par rapport aux matériaux de l'assemblage.	74
2.25	Comparaisons des déformations obtenues lors des simulations S2, S4 et S5	75
2.26	Comparaison des rayons de courbure mesurés et calculés par simulation (jaune)	76
3.1	Méthodologie d'évaluation de la durée de vie	78
3.2	Prototype PEPPER	80
3.3	Description du module PEPPER	81
3.4	Echange thermique dans un système électronique	86
3.5	Influence de la température sur la tension de seuil d'une diode de structure de MOSFET	87
3.6	Exemple de caractéristique d'impédance thermique	89
3.7	Exemple d'évolution d'impédance thermique lors des vieillissements	90
3.8	Influence de la variation de la conductivité thermique de la brasure sur la courbe de Zth. Obtenue par la simulation	91
3.9	Banc de mesure d'impédance thermique	92
3.10	Schéma de calibration de la jonction d'un composant	92
3.11	Calibration de jonction en fonction de la température	93
3.12	Exemple de SOA d'un MOSFET	94
3.13	Module monté sur boîte à eau	95
3.14	Comparaison d'impédance obtenue sur front montant et descendant.	96
3.15	Le MOSFET	97

3.16 Réseau RC	97
3.17 Profil thermique de chocs thermiques Liquide / Liquide	98
3.18 Augmentation de la Rth du module C6_01 au cours des cycles	101
3.19 Photo MEB d'une fissure après vieillissement	102
3.20 Fissure dans l'assemblage C6_03 T2	102
3.21 Modèle 3D de l'assemblage complet	103
3.22 Géométrie du modèle simplifié.	103
3.23 Courbe d'évolution des contraintes de cisaillement en fonction des défor- mations dans la brasure pendant les cycles.	105
3.24 Contraintes et déformations en fonction du temps.	106
3.25 Contraintes dans la brasure.	108
3.26 Comparaison du résultat entre les deux méthodes de calcul de la densité d'énergie de déformation.	109
3.27 Densité d'énergie de déformation accumulée au cours de 5 cycles	109
3.28 Accumulation de densité d'énergie de déformation par cycle.	110
3.29 Evolution du plastic work durant les cycles de vieillissement pour deux types de puces	110
3.30 Profil de mission en puissance	112
3.31 Détails du profil de mission	112
3.32 Image thermique	113
3.33 Température maximale dans la puce résultant du profil de mission.	114
3.34 Plastic work durant le profil de mission	115
3.35 Description de l'accumulation de fatigue dans le joint durant le profil de mission	116
3.36 Linéarisation de l'accumulation de DED	118
4.1 Technologies courantes simple face avec bonding	124
4.2 Modèles simples double face	125
4.3 Modèles développés par CPES	125
4.4 DirectFET (IR)	126
4.5 Modèles double face BGA	127
4.6 Solution PEARL pour application ferroviaire [Merm 06]	128
4.7 Module GTO de type press-pack par ABB	128
4.8 Méthodologie pour le modèle Double Face	129
4.9 Modèle double face	130
4.10 Contraintes équivalentes dans les joints brasés à la fin des cycles.	132
4.11 Contraintes équivalentes (SEQV) et Déformations totales (EPTO)	133
4.12 Evolution de la densité d'énergie de déformation au cours des premiers cycles simulés	134
4.13 Température maximale durant le profil de mission	135

4.14	Évolution de la DED dans le coin extérieur des joints supérieurs et inférieur du modèle DS	135
4.15	Comparaison des cycles contrainte - déformation pour les modèles Simple face (OS) et Double face (DS)	136
4.16	Comparaison des contraintes et déformations pour des modules simple et double face (OS et DS) dans les parties les plus sensibles des joints brasés .	137
4.17	Comparaison de l'accumulation du plastic work pour des modules simple et double face (OS et DS)	138
4.18	Agrandissement d'une partie des profils de température OS et DS	138
4.19	Accumulation du plastic work dans les solutions OS et DS	139
4.20	Représentation 2D de la structure IGBT utilisée pour les simulations.	143
4.21	Caractéristiques $I_c(V_{ce})$ d'un IGBT planar pour différentes valeurs de contraintes en x et en y.	143
4.22	Répartitions des contraintes en x dans un assemblage double face	145
4.23	Répartitions des contraintes en x dans un assemblage simple face	145
4.24	Contrainte en x au centre (C) et à l'extérieur (E) de la puce pour un composant simple (OS) et double (DS) face durant les cycles de vieillissement	145
4.25	Dépendance de la caractéristique $I_c(V_{ce})$ de l'IGBT trench [Usui 05]	146
4.26	Schématisation de la mesure de contraintes dans un joint grâce à un paramètre électrique	148
4.27	Principe de prototypage	149

Introduction

La révolution industrielle, en apportant l'invention, le développement et l'essor des transports, mais aussi du modernisme et du confort au cours des deux derniers siècles, a progressivement amené l'homme moderne à se soucier prioritairement de son confort personnel au détriment de l'environnement dans lequel il évolue. Aujourd'hui, il tente de réagir en espérant qu'il n'est pas trop tard pour changer son comportement et sauver la planète tout en préservant son confort.

Un des principaux secteurs responsables de cette situation est le domaine des transports. Avec l'utilisation d'un carburant fossile qui rejette des gaz à effet de serre et des particules, il est évident que la voiture et l'avion sont parmi les premières sources de pollution aujourd'hui. Mais que ce soit pour l'un ou pour l'autre de ces domaines, les constructeurs ont désormais pris conscience de la responsabilité qu'ils avaient vis à vis de notre environnement ont finalement décidé de s'adapter afin d'avoir un impact de moins en moins important sur notre nature.

L'électronique de puissance a toujours joué un rôle dans le développement de l'automobile. D'abord dans la gestion de l'énergie à bord du véhicule, mais aujourd'hui également dans le pilotage des organes essentiels au fonctionnement et au confort à bord. Avec l'arrivée des véhicules électriques et hybrides, c'est un domaine qui prend une place encore plus importante dans ce secteur industriel.

Le travail présenté dans ce manuscrit part de ce constat et a pour but de pouvoir contribuer à l'évolution des technologies employées pour les modules de puissance dans le domaine automobile et plus généralement celui des transports.

Une large part est faite dans le premier chapitre aux problèmes de pollution. Quelques solutions sont décrites succinctement avant de se pencher plus précisément sur les problèmes liés aux transports. Le prix et la raréfaction du pétrole, sont également à l'origine du changement de cap effectué par bon nombre de constructeurs automobiles en faveur de l'environnement.

Les solutions de remplacement aux automobiles actuelles sont alors abordées. Les véhicules électriques et hybrides sont en plein développement et pour certains comme Toyota déjà une réalité commerciale depuis plusieurs années. Les différents type d'hybridation sont décrits suivant leur architecture, mais également selon les fonctions spécifiques.

Ce chapitre se conclue sur la description de la réalisation concrète au travers des modules de puissance des fonctions électroniques spécifiques à l'automobile.

Le second chapitre de ce manuscrit, traite du travail réalisé lors du projet PEPPER. Ce projet visait à réaliser une nouvelle technologie de modules de puissance pour application automobile. Cette technologie apporte deux innovations. La première étant la rapidité de fabrication en mettant au point un processus de brasage laser. La seconde est basée sur l'adaptation du module à son environnement afin qu'il puisse être placé au plus près des organes qu'il pilote. L'application pour laquelle ce module est développé est l'alternodémarrreur, une des fonctions principales de l'hybridation.

Ce chapitre traite également de la caractérisation des prototypes au travers de différentes mesures préliminaires. Puis, la modélisation de ces prototypes est décrite de manière détaillée avant d'aborder les simulations du processus de refusion. Ce dernier étant très spécifique, les simulations ont posé différents problèmes qui sont décrits et résolus.

Dans le chapitre suivant, la méthodologie d'évaluation de la durée de vie de ces prototypes en conditions réelles de fonctionnement est décrite avant d'être mise en pratique au travers de vieillissements accélérés et de simulations par éléments finis. Les vieillissements accélérés sont présentés en détail, ainsi que leur résultat.

Dans un deuxième temps, les simulations de ces vieillissements accélérés et du profil de mission sont abordés. Finalement, les résultats de cette évaluation de durée de vie, grâce à la corrélation entre les expérimentations et les simulations sont synthétisés et commentés.

Dans le dernier chapitre l'évolution technologique envisagée pour ces modules de puissance est abordé. On y décrira le problème de l'évolution des contraintes thermiques et mécaniques dues aux solutions envisagées. Une étude comparative basée sur des simulations sera alors menée entre le module du projet PEPPER et une solution double face basée sur ce même module.

Finalement les perspectives à ce travail sont décrites dans une dernière partie, traitant de la possibilité de suivi de l'évolution du vieillissement de l'assemblage de ces modules au travers de la mesure de certains paramètres électriques variant suivant la contrainte mécanique subie par le composant.

Chapitre 1

État de l'art de l'électronique de puissance pour l'automobile

Sommaire

1	Introduction : Une prise de conscience écologique	18
1.1	Les faits	18
1.2	Les solutions	20
1.3	Le prix de l'or noir	21
1.4	Evolution des transports	22
2	Vers des véhicules propres	25
2.1	Les véhicules électriques et hybrides	25
2.2	VEH : Solutions concrètes et disponibles	31
3	Modules et composants de puissance pour l'automobile . . .	34
3.1	Les organes électriques	34
3.2	Les composants	35
3.3	Les modules et les substrats	38
4	Conclusion	41

Dans ce premier chapitre sont présentés les enjeux de l'électronique de puissance pour le domaine automobile. Dans un premier temps, la prise de conscience écologique qui s'est développée peu à peu au cours de ces dernières décennies est présentée, avant de se focaliser sur le rôle des transports. Dans une seconde partie, on s'intéressera à la solution qu'apportent les véhicules électriques et hybrides. Un descriptif de leurs architectures et de leurs fonctions spécifiques associées est fait. Finalement, la réalisation électrique de ces fonctions au travers de modules dédiés est abordée.

1 Introduction : Une prise de conscience écologique

1.1 Les faits

"The warming of global climate is now unequivocal. There are many observations of increasing air and ocean temperatures, widespread melting of snow and ice, and rising sea levels."

Cette affirmation est tirée du rapport scientifique de consensus produit en 2007 par le Groupe d'Experts Intergouvernemental sur l'Évolution du Climat (GIEC) [Gree 07].

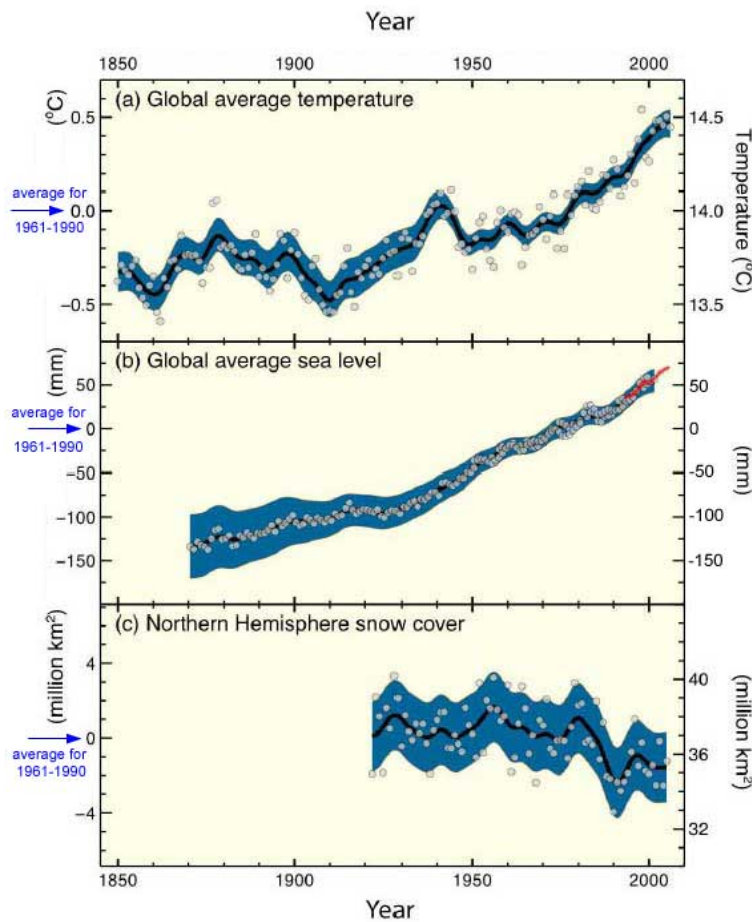


FIG. 1.1 – Variation de la température, du niveau des mers et de la couverture neigeuse depuis 1850 [Gree 07]

Il s'agit donc d'un fait désormais scientifiquement établi et reconnu par les experts, notre planète se réchauffe de manière globale. Pour preuve, la figure 1.1 nous montre à quel point, la température atmosphérique augmente, le niveau des mers monte, et la couverture neigeuse diminue. La température moyenne a augmentée de $0,74^{\circ}\text{C}$ en cent ans (fig. 1.2) et le niveau de la mer a augmenté de 17cm . Les experts prévoient une augmentation de la température au cours du siècle à venir (d'ici 2090) allant de $1,8^{\circ}\text{C}$ à $4,0^{\circ}\text{C}$ selon les modèles et les scénarios de consommation d'énergie utilisés.

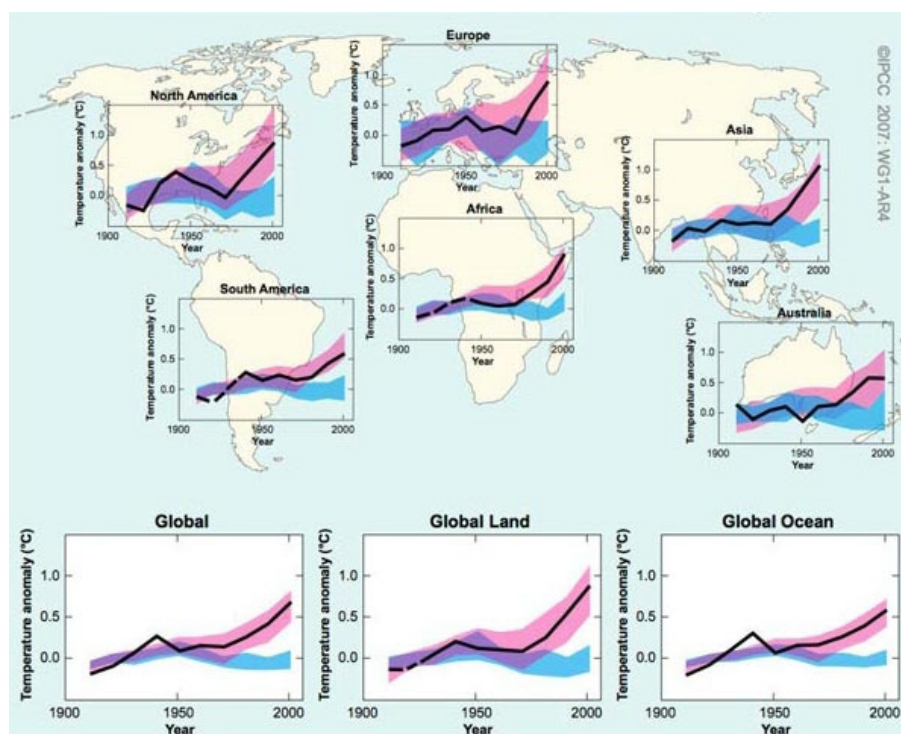


FIG. 1.2 – Élévation de température depuis un siècle [Gree 07]

Coïncidence ou pas, "*les concentrations atmosphériques de gaz à effet de serre tels que le dioxyde de carbone (CO_2), le méthane (CH_4) et l'oxyde nitreux (N_2O) ont crû de façon notable depuis le début de la révolution industrielle*" [Gree 07]. Les experts attribuent principalement ces augmentations aux activités humaines, comme l'utilisation de combustible fossile, ou encore le changement d'affectation des terres et l'agriculture.

L'activité humaine aurait eu un impact sur le réchauffement de la planète depuis 1750. Il est indéniable désormais que la cause principale en est l'activité humaine. Du fait de la globalisation du phénomène, les répercussions affecteront non seulement la vie humaine, mais toute forme de vie sur notre planète.

Les conséquences que nous connaissons déjà partiellement, devraient continuer et s'amplifier au cours du siècle à venir. Principalement des événements climatiques intensifiés, tels que des vagues de chaleur ou des précipitations amplifiées pourraient revenir à une fréquence importante suivant les régions, provoquant sécheresse ou inondations et ayant pour conséquences de fragiliser les populations et d'influencer fortement l'agriculture locale.

Si l'on ne peut imputer le réchauffement climatique actuel complètement à l'homme, il est par contre quasiment certain que depuis les années soixante, ce réchauffement est directement lié à l'activité humaine, et notamment à l'utilisation de combustibles fossiles. En effet, les émissions de gaz à effet de serre ont augmentées de 70% entre 1970 et 2004 (fig.1.3).

Il est évident, que plus on attend, plus l'adaptation sera difficile. Cependant, même sans avoir complètement pris conscience de ces changements, l'homme a commencé à

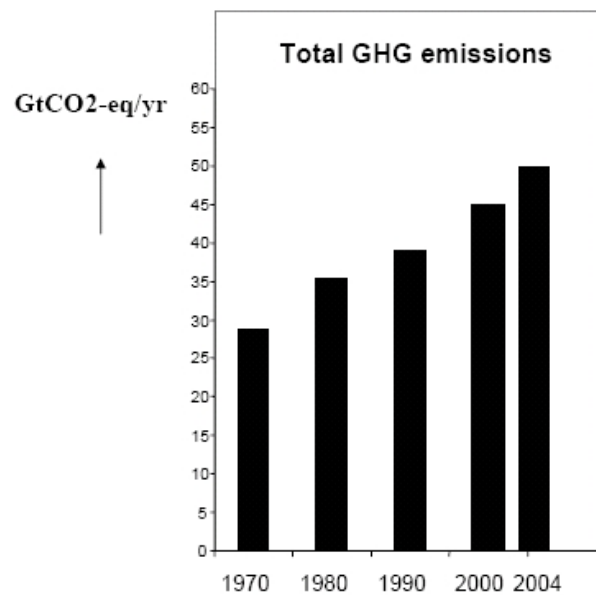


FIG. 1.3 – Émissions de gaz à effet de serre de 1970 à 2004 [Gree 07]

s'adapter à ces mutations climatiques. Bon nombre de solutions techniques pour cette adaptation existent. Cependant, ces solutions restent coûteuses et difficilement accessibles aux pays pauvres, qui sont parfois les plus touchés.

1.2 Les solutions

La solution la plus évidente et qui aurait le plus d'impact sur le changement climatique est la prise de conscience suivi du changement de comportement de la population. Des modes de consommation et de production respectueux de l'environnement doivent être enseignés dès le plus jeune âge.

Secteur par secteur, les solutions d'adaptation doivent être mise en œuvre afin de réduire la production de gaz à effet de serre.

Le premier de ces secteurs est bien sûr celui de la production d'énergie lui même. L'utilisation de solutions plus écologiques telles que le remplacement des centrales au charbon par du gaz, l'investissement dans la réduction de la consommation plutôt que l'augmentation de sites de production, le recours à l'énergie nucléaire malgré ses problèmes de sécurité ou stockage de déchets, ou encore l'utilisation des sources d'énergies renouvelables (éolienne, géothermie...) ou cogénératrices (production simultanée d'électricité et de chaleur) doivent prioritairement voir le jour.

Le secteur de l'industrie, plus particulièrement les industries à forte consommation d'énergie, sont susceptible de permettre les plus grandes économies grâce à des solutions existantes en grand nombre, comme la récupération de chaleur et d'électricité, le recyclage, le contrôle et la maîtrise des émissions de gaz à effet de serre.

Le secteur du bâtiment est également un des secteurs les plus enclins à améliorer leur

rendement énergétique. Notamment en utilisant des sources internes d'énergie (solaire), des systèmes performants de chauffage et d'isolation.

L'agriculture, la gestion des forêts et des déchets peuvent également jouer un rôle important dans cette lutte écologique.

Finalement, le dernier secteur qui peut apporter une contribution importante à cette lutte se trouve être le domaine des transports. Pour ce dernier, les possibilités d'évolution vers une solution respectueuse de l'environnement semble tout à fait possible et accordable avec le développement de la mobilité inter et intra-urbaine. Une urbanisation orientée vers la réduction de la nécessité de conduire, le développement des transports publics et ferroviaires au détriment du transport routier, l'encouragement à l'utilisation de véhicules moins gourmands en carburant, utilisant des biocarburants, voire hybrides sont quelques unes des solutions envisageables pour la réduction d'émission de gaz à effet de serre.

1.3 Le prix de l'or noir

Nous venons de le voir, les transports sont un enjeu majeur pour le siècle à venir. Mais pas seulement pour des raisons écologiques.

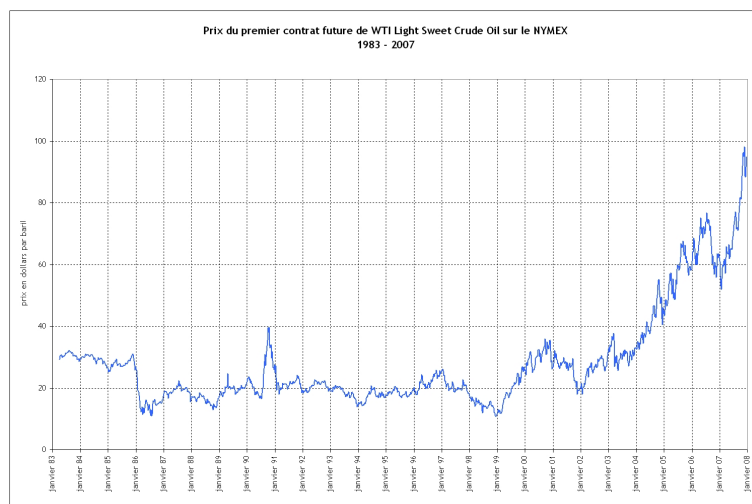


FIG. 1.4 – Prix du pétrole entre 1983 et 2007

La production de pétrole suit un schéma bien connu et modélisé par Marion King Hubbert. Le modèle mis en place par Hubbert montre en fait que la production atteint un pic, lorsque l'on atteint environ la moitié des ressources connues, avant de décroître jusqu'à épuisement. Cette modélisation peut s'appliquer à la production d'un gisement, d'un pays voire au niveau mondial. Le pic pétrolier a déjà été atteint dans beaucoup de pays, notamment les États unis d'Amérique qui ont atteint ce cap au début des années 70. Il aurait même été atteint au niveau mondial en 2006, et la production de pétrole déclinerait maintenant de 3% par an.

Comme on le voit sur la figure 1.4, le prix du pétrole ne cesse d'augmenter depuis

le début des années 2000, ce qui pourrait coïncider avec le pic mondial. On comprend donc que désormais, la raréfaction aidant, le prix de l'or noir ne fera plus machine arrière. Cette ressource indispensable à nos transports actuels est en voie de disparition. Cette raréfaction entraîne dans son sillage une augmentation de son prix.

Il est donc maintenant nécessaire de changer de mode de transports ou d'adapter ces derniers aux nouvelles contraintes de ce monde qui change. Notamment, des solutions de remplacement ou d'adaptation des moteurs thermiques doivent être développées. Nous allons maintenant nous attarder sur l'évolution des transports.

1.4 Evolution des transports

1.4.1 Le train



FIG. 1.5 – Alstom AGV

Un des types de transports qui ne souffre que très peu de cette nécessité d'adaptation d'un point de vue écologique, est le train. En effet, ce dernier qui depuis longtemps déjà utilise pour une très large majorité des trajets commerciaux l'électricité est un des moyens de transport les plus écologiques.

Avec le lancement il y a peu de l'AGV (Automotrice Grande Vitesse) (fig.1.5), Alstom a franchi un palier de plus. Ce nouveau train utilise des automotrices sur chaque voiture. Ceci a plusieurs avantages, comme l'augmentation de 20% la capacité à bord d'une rame, mais surtout la réduction de 20% de la consommation d'énergie. De plus, ce nouveau train devient modulable, permettant plusieurs configurations allant de 7 à 14 voitures. Ceci permet une meilleure adaptation du train aux besoins de l'opérateur.

Avec l'augmentation du temps d'embarquement des avions, le train devient une solution de plus en plus rentable d'un point de vue temps/coût. Le train ne nécessite aucune

procédure d'embarquement et dépose les passagers directement au centre ville. Avec l'augmentation de la vitesse commerciale (l'AGV roulera en vitesse commerciale à 360 km/h), ce dernier sera susceptible de parcourir 1000 km en moins de 3h, concurrençant encore plus sérieusement l'avion.

1.4.2 L'avion

Comme on vient de le voir, l'avion est une solution qui d'un point de vue pratique, mais surtout pollution est loin de pouvoir faire concurrence au train. Cependant, ce dernier reste indispensable pour les trajets de longue et moyenne distance. Ainsi, les constructeurs (principalement Airbus et Boeing) font des efforts considérables lors des phases de développement afin d'intégrer la prise en compte de l'environnement dans la conception de leurs avions.

Airbus a donc, lors de la conception de l'A380 (fig.1.6(a)), pris en compte la consommation en carburant de l'avion. Le développement de réacteurs performants et l'allègement par l'utilisation de matériaux composites a permis de gagner 15 à 20% de consommation par rapport à son concurrent direct, le boeing 747. Dans le même temps, Boeing a décidé d'adopter une autre politique, en développant des avions plus petits, donc à capacité réduite, mais avec le même rayon d'action que l'A380. Ainsi, le Boeing 787 Dreamliner (fig.1.6(b)) a la même portée que l'A380 et peut atteindre des vitesses de croisière identiques, mais avec une capacité réduite. De plus il consomme 20% de carburant en moins par rapport à ses concurrents de même capacité et des efforts ont été fait concernant le rejet de gaz nocifs.

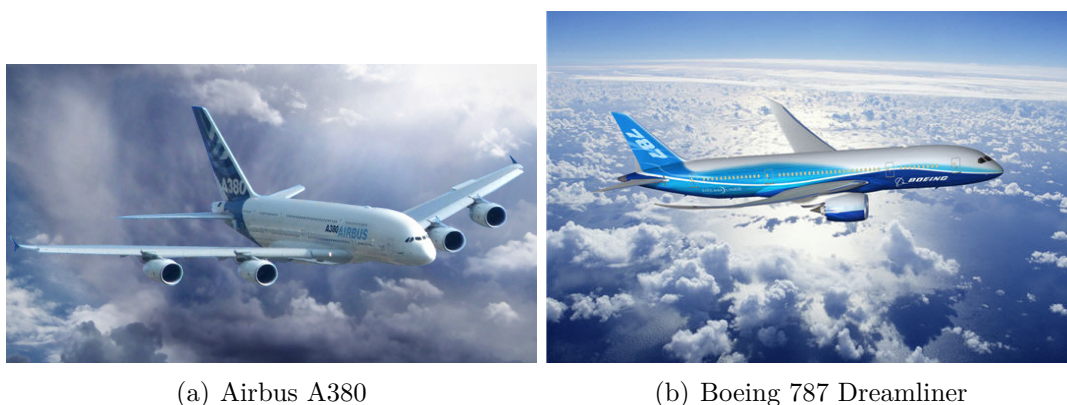


FIG. 1.6 – Dernières générations d'avions de ligne

Il sera par contre très difficile dans le domaine de l'avion de remplacer le mode de propulsion. En effet, si chaque nouvelle génération peut apporter de nouvelles solutions afin de baisser la consommation ou la pollution atmosphérique et sonore, il paraît à l'heure actuelle difficile d'envisager à court terme le remplacement des réacteurs actuels utilisant du kérosène, donc une énergie fossile, par une solution alternative "verte".

1.4.3 Le transport routier

Concernant les transports routier, que ce soit pour des raisons écologiques, ou bien économiques, il est désormais impératif de développer et d'employer des solutions qui utilisent des ressources qui ne sont pas tirées des hydrocarbures ou bien de limiter ces dernières.



FIG. 1.7 – Exemple de voiture propre

D'un point de vue politique, beaucoup de solutions sont connues et doivent être mises en place au niveau des transports routiers urbains et interurbains. Concernant les déplacements urbains, il faut développer les transports en commun afin de limiter les déplacements individuels en voiture. Le métro, le bus, le tramway, les solutions sont déjà présentes dans nos villes, mais pas toujours en nombre assez important pour inciter les usagers à changer de comportement et de moyen de transport pour les trajets quotidiens. De plus, une politique d'incitation accompagnée du développement d'infrastructures pour l'utilisation du vélo ou du co-voiturage ainsi que la mise en place de transports urbains adaptés permettrait une action efficace pour la réduction des émissions de gaz à effet de serre.

Au niveau interurbain, le développement du ferroutage permettrait notamment de réduire le flux des camions encombrant nos autoroutes et largement contributeurs de la pollution atmosphérique.

D'un point de vue technique, beaucoup de solutions de remplacement aux moteurs thermiques classiques sont actuellement développées. Ces solutions consistent pour certaines à utiliser des carburants alternatifs, appelés biocarburants issus d'huiles végétales pour la plupart. Ces solutions sont tout à fait adaptables aux moteurs thermiques diesels présents sur les véhicules actuels. Il existe également quelques solutions atypiques comme le moteur à air comprimé.

Les constructeurs quant à eux, se focalisent essentiellement sur des solutions électriques ou hybrides. Ce sont ces solutions que nous allons détailler maintenant.

2 Vers des véhicules propres

2.1 Les véhicules électriques et hybrides

2.1.1 Les véhicules électriques

Le rendement d'un moteur thermique¹ équipant de nos jours les automobiles à moteur thermique est d'environ 30%. On comprend aisément que certains se soient penchés depuis longtemps sur une solution plus efficace pour la propulsion de nos véhicules. Ainsi, le véhicule électrique existe depuis la fin du XIX^{ème} siècle. En 1894, Henry Morris et Pedro Salom fabriquent un prototype nommé l'Electrobat. Par la suite, le véhicule électrique va se développer et aura même une certaine popularité jusque dans les années 1920, surtout pour les trajets en ville, avant d'être supplanté peu à peu à cause notamment de la plus grande autonomie et la facilité de ravitaillement de l'automobile à moteur thermique.

Année	Électrique	Essence	Vapeur
1899	1575	936	1681
1904	1495	18699	1668
1909	3826	120393	2374
1914	4669	564285	-
1924	391	3185490	-

TAB. 1.1 – Évolution des filières aux États-Unis pour les voitures individuelles.[Bere 05]

En effet, la faible autonomie du véhicule électrique a attiré de moins en moins d'acheteurs, entraînant peu à peu la baisse d'investissement dans son développement. Ainsi, les problèmes d'autonomie du véhicule électrique persistent encore de nos jours, alors que nous sommes entrés de plein pied dans le XXI^{ème} siècle.

Le tableau 1.1 présente l'évolution aux États-Unis d'Amérique du nombre de véhicules individuels par type de moteur. On constate que jusque dans les années 20, l'automobile électrique est restée une concurrente sérieuse à celles équipées de moteurs thermiques.

Le véhicule électrique, comme le véhicule thermique est monofilière énergétique ou encore monosystème énergétique. C'est à dire qu'un seul type d'énergie est utilisé. Le système de traction électrique (fig.1.8) est composé d'une partie générateur et d'une partie chaîne de traction. La chaîne de traction est composée des roues, de son différentiel, de la boîte de vitesse et d'un moteur qui transforme l'énergie provenant du système de génération d'énergie en énergie mécanique. Le générateur quant à lui permet le stockage et/ou la génération de l'énergie alimentant la chaîne de traction.

Comme on l'a dit précédemment, l'inconvénient majeur de ce type de traction est l'autonomie, ce qui implique directement le stockage d'énergie. Trois systèmes de stockage d'énergie sont principalement utilisés actuellement dans le développement des véhicules

¹Rapport entre l'énergie disponible sur le vilebrequin et l'énergie disponible dans le carburant.

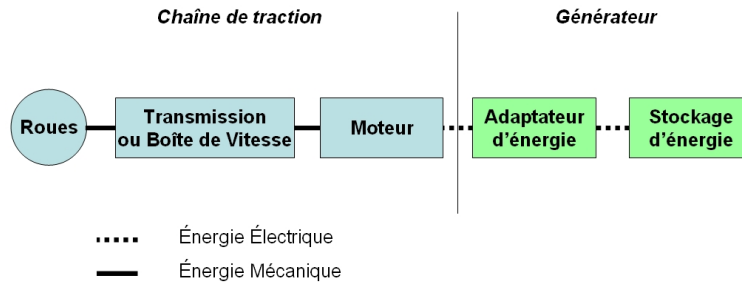


FIG. 1.8 – Système de traction électrique [Bere 05]

électriques. Les batteries d'accumulateurs (BA), la pile à combustible (PAC) et les supercondensateurs (SC). On retrouve logiquement ces systèmes dans les solutions hybrides utilisant un moteur électrique.

Dans les véhicules électriques, on privilégie les sources d'énergie spécifique importante au détriment de la puissance spécifique, ce qui a pour inconvénient majeur de limiter les capacités d'accélération du véhicule mais de permettre de maximiser l'autonomie.

Les batteries d'accumulateurs et les piles à combustible sont considérées comme des sources d'énergie, alors que les supercondensateurs sont des sources de puissance. Ainsi, la BA ou la PAC fournira la majorité de l'énergie électrique nécessaire afin de permettre la dynamique du véhicule, alors que le SC permettra de répondre aux transitoires de puissance notamment lors des accélérations. Contrairement aux deux autres, la PAC n'est pas réversible, ce qui ne empêche la récupération d'énergie lors du freinage. Elle est destinée à fournir un courant relativement constant et se trouve mal adaptée pour les variations rapides de puissance. Cependant, d'un point de vue écologique, c'est une solution parfaite, puisqu'elle ne consomme que des gaz et ne rejette que de l'eau. [Lajn 06]

Dans tous les cas, de par leurs spécifications technologiques, il est souvent nécessaire d'associer une source d'énergie spécifique importante PAC ou BA à une source de puissance spécifique tel que les SC.

2.1.2 Les véhicules hybrides

Afin de pallier au frein que représente, pour le moment, la faible autonomie des voitures électriques, et grâce à l'évolution des technologies, l'industrie automobile a donné naissance à la voiture hybride. Solution qui semble provisoire avant de passer au tout électrique, la voiture hybride est née du mariage entre une voiture à moteur thermique polluante et d'une voiture électrique peu autonome. De deux défauts est né une voiture de qualité, joignant les avantages de l'une et de l'autre pour faire un tout équilibré.

C'est le constructeur japonais Toyota qui le premier a su mettre au point une voiture hybride commercialisable, avec la désormais célèbre Prius et son système THS (Toyota Hybrid System) [Toyo 03]. Depuis, la plupart des constructeurs mondiaux lui ont emboité

le pas. On assiste alors à une explosion de l'offre hybride au niveau mondial trainant dans son sillage une évolution des solutions électriques également.

Il n'existe pas un seul type de solution hybride, et il n'existe pas une seule manière de les répertorier. Ainsi, on peut utiliser de manière classique, le système de traction afin de différencier les modèles, mais on utilise également de plus en plus les fonctions connexes qui sont associés à l'hybridation pour les différencier.

2.1.2.1 Classification par système de traction

Un système de traction hybride est constitué de l'hybridation de 2 ou plusieurs systèmes de traction simple. Le schéma général du système de traction est identique à celui d'un véhicule thermique ou électrique (fig.1.8), composé d'une partie chaîne de traction et d'une partie générateur ou source d'énergie. Cependant, ce système pourra posséder par exemple plusieurs moteurs ou encore plusieurs systèmes de stockage d'énergie.

2.1.2.1.1 Hybride série

Le système de traction par hybridation série (fig.1.9) est en fait un hybride de générateurs d'énergies. On ne trouvera donc qu'un seul moteur sur cette chaîne entraînant le véhicule. En revanche plusieurs sources/générateurs d'énergie seront couplés afin d'alimenter la chaîne de traction. Sans rentrer dans les détails, on voit sur le schéma 1.9 que ce couplage peut se faire à différents niveaux.

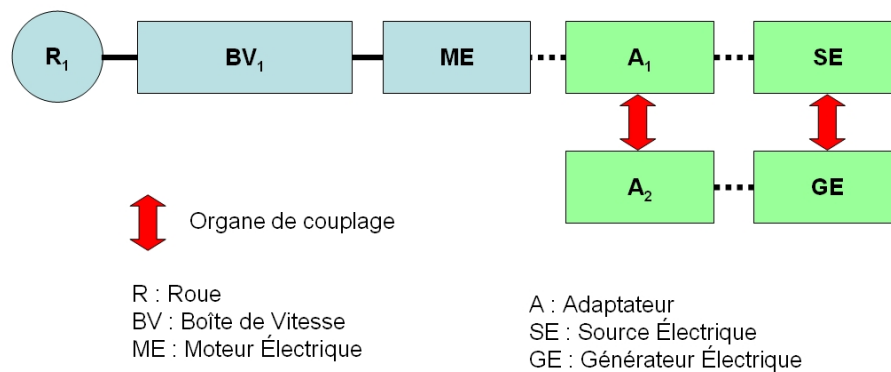


FIG. 1.9 – Hybride série [Bere 05]

On peut noter qu'une des sources d'énergie électrique peut être remplacée par un moteur à combustion interne entraînant un générateur électrique permettant de recharger le système de stockage ou de fournir de l'énergie supplémentaire au moteur électrique, suivant la dynamique du véhicule.

2.1.2.1.2 Hybride parallèle

Le système de traction par hybridation parallèle (fig.1.10), à la différence du série est une hybridation de la chaîne de traction. On trouvera donc deux ou plusieurs chaînes de traction couplées. Par conséquent, il y aura bien entendu un générateur associé à chaque chaîne.

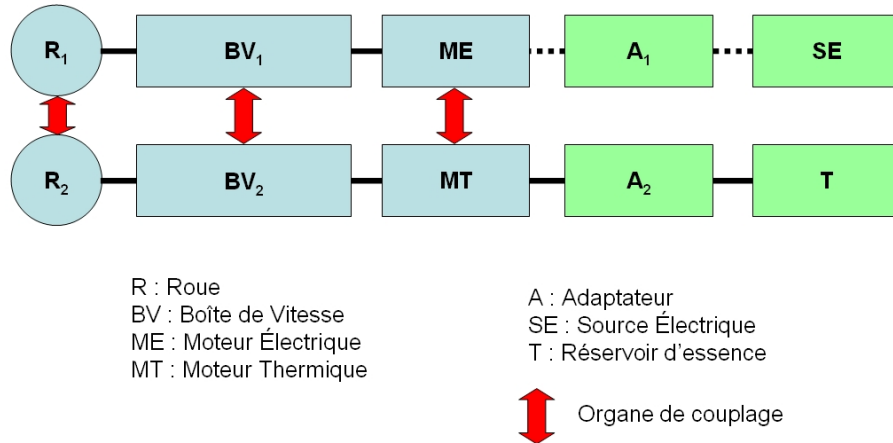


FIG. 1.10 – Hybride parallèle [Bere 05]

Il s'agit d'un couplage mécanique qui peut se faire à différents niveaux. On trouve donc trois types d'architectures parallèles. La principale étant celle utilisant un couplage au niveau de la boîte de vitesse. Permettant l'utilisation de manière indépendante du moteur électrique et du moteur thermique.

S'agissant d'une architecture utilisant deux moteurs pour la propulsion, ces derniers pourront être utilisés suivant les besoins. Ainsi, pour le décollage et à faible allure, et si la charge de la batterie le permet, le mode électrique sera privilégié afin de ne pas utiliser le moteur thermique dans une partie défavorable de sa courbe puissance-rendement. Le moteur thermique, quant à lui, sera utilisé de manière quasi exclusive sur route ou autoroute. Dans ce cas, le moteur électrique peut encore servir en tant que "booster".

2.1.2.1.3 Hybride série-parallèle

Dans le cas de la Toyota Prius (fig.1.11), véhicule hybride de référence aujourd'hui, on observe une combinaison des systèmes série et parallèle, tirant le meilleur des deux systèmes. Comme pour l'architecture parallèle, les moteurs sont utilisés de manière indépendante suivant le mode de roulement du véhicule, soit tout électrique, soit thermique, ou encore en mode "boost" l'électrique supportant le thermique en phase d'accélération. Cette architecture permet en même temps (chaîne du milieu) de produire de l'énergie électrique qui sert à recharger les batteries d'accumulateurs.

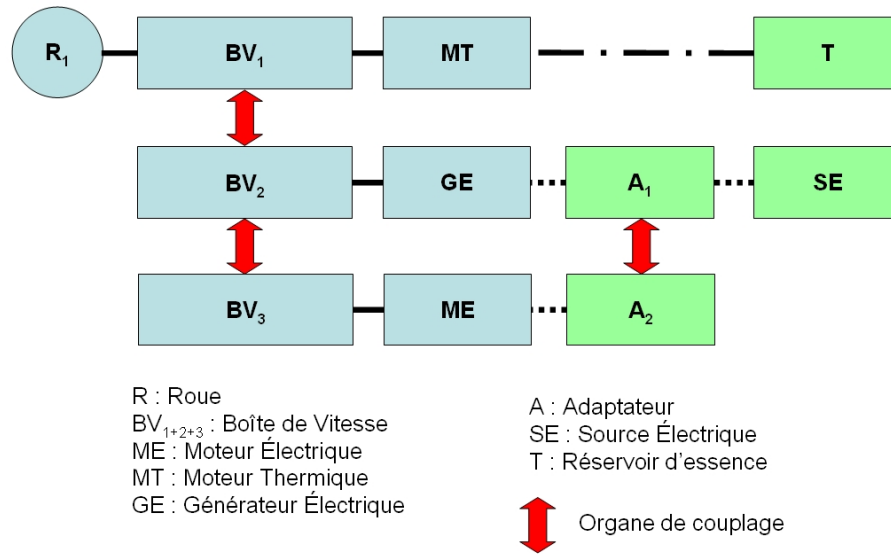


FIG. 1.11 – Hybride Série-Parallèle : Exemple de la Prius [Bere 05]

2.1.2.2 Classification par fonctionnalités

Armiroli et al. [Armi 06] proposent une classification des véhicules hybrides suivant les fonctions spécifiques qu'ils intègrent pour leur hybridation. Cette dernière semble partagée par bon nombre de constructeurs depuis. Ainsi, indépendamment du type d'hybridation choisie, on peut distinguer trois catégories :

- micro-hybrid,
- mild-hybrid, et
- full-hybrid.

2.1.2.2.4 Alterno-démarrreur

Le Micro Hybrid est le premier niveau d'hybridation et intègre simplement la fonction d'arrêt du moteur lorsque le véhicule n'est plus en mouvement et le redémarre au moment de repartir. Cette fonction est naturelle dans le cas d'une solution hybride série, car la propulsion est assurée par le moteur électrique seul. Elle est remplie par un système appelé alterno-démarrreur. La figure 1.12 représente la solution StARS mise au point par VALEO. Elle est également intégrable à un véhicule équipé simplement d'un moteur thermique. Elle permet un gain de 6 à 15% de consommation en mode urbain.

La fonction démarrreur du module est réversible, permettant de générer de l'électricité, remplissant donc également le rôle d'alternateur, d'où son nom d'alterno-démarrreur. Les démarrrages à chaud d'un tel système doivent être rapide ($<0,5s$) contrairement à un démarrage à froid qui peut atteindre 1,2s. D'un point de vue de la robustesse, un tel système doit supporter un nombre beaucoup plus important de démarrrages qu'un module démarrreur classique, soit plusieurs centaines de milliers. Dernier point, ce système com-

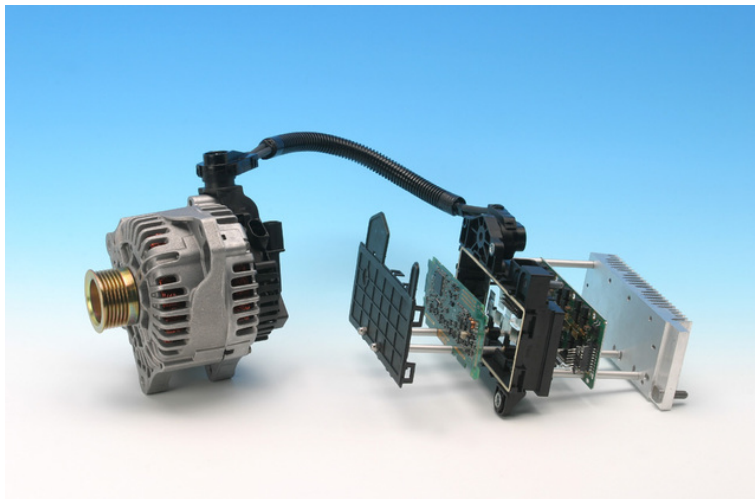


FIG. 1.12 – Système alerno-démarrreur StARS de VALEO

porte l'inconvénient de priver de l'action du moteur les auxiliaires qui lui sont dépendant tels que le chauffage ou la climatisation. Cependant, des solutions de remplacement sont déjà envisagées mais imposent une augmentation de la capacité des systèmes de stockage électrique du fait de l'ajout d'auxiliaires.

Il s'agit de la fonction sur laquelle se base l'application du projet PEPPER décrit au chapitre 2.

2.1.2.2.5 Assistance au moteur thermique

Cette fonction consiste à coupler de manière mécanique les moteurs électrique et thermique. On entre dans la catégorie du Mild Hybrid. Avec cette fonction, associée à la précédente, on peut baisser la consommation de 15 à 30%.

L'addition du moteur électrique permet d'avoir un meilleur couple au décollage. Cependant, ce dernier peut avoir deux conséquences sur le choix du moteur thermique. Soit on optimise la taille du moteur thermique en le sous dimensionnant (downsizing). On compte alors sur le moteur électrique pour combler le manque de puissance. Soit on garde un moteur de cylindrée identique et le moteur électrique permet de gagner uniquement en agrément de conduite.

2.1.2.2.6 Récupération d'énergie au freinage

Cette fonction est utile pour une solution hybride utilisant une machine électrique et un système de stockage réversible. Ainsi, il est possible de récupérer l'énergie durant les phases de freinage, de roue libre (pas d'accélération) ou de descente. La solution hybride série est avantagée dans ce cas là car la machine électrique est plus grosse.

En cycle urbain, cette solution est d'autant plus efficace. En effet, les phases de freinage sont beaucoup plus fréquentes, de plus les faibles vitesses favorisent la réduction des pertes aérodynamiques.

2.1.2.2.7 Mode tout électrique

Le mode tout électrique, permet au moteur électrique de fonctionner sans le moteur thermique pour faire avancer le véhicule. C'est un mode qui est surtout adapté pour l'hybride série car le moteur électrique dans ce cas là est dimensionné de manière maximale par rapport à la traction, au contraire de la solution parallèle. De plus, la récupération au freinage est facilitée de par le fait que le moteur thermique est déconnecté.

2.2 VEH : Solutions concrètes et disponibles

Recenser de manière exhaustive les véhicules électriques et hybrides qui sont proposés et présentés par les constructeurs et qui seront très bientôt disponibles sur le marché est désormais très difficile tant l'offre devient importante. Le dernier Tokyo Motor Show a par exemple proposé une foison d'initiatives et d'innovations.

Récemment, les offres de voitures électriques en France se limitaient à des voitures possédant un faible nombre de places, ou de taille réduite afin d'augmenter l'autonomie sans sur-dimensionner les batteries. Ainsi, l'offre ne correspondait pas à la demande principalement à cause des limitations techniques. Cependant, deux initiatives françaises de développement de véhicules électriques sont à noter. Tout d'abord la Bluecar du groupe Bolloré et la Cleanova du groupe Dassault allié à Heulliez. Elles affichent toutes les deux des autonomies d'environ 200km, ce qui est une performance appréciable quand on sait qu'un trajet moyen journalier (hors weekend) ne dépasse pas 25km pour 95% de la population.

Renault de son côté n'a pas encore annoncé la commercialisation au grand public de véhicules électriques ou hybrides, le constructeur semble miser pour le moment sur l'amélioration et l'optimisation des moteurs diesel actuel pour réduire la consommation et les émissions. On peut également penser que ce dernier compte profiter de sa collaboration avec Nissan pour rattraper son retard.

Cependant, récemment Renault-Nissan associé à project better place a été choisi afin de fournir de nouvelles infrastructures à la ville de Jérusalem afin de réduire les émissions de CO2 et de particules. Le gouvernement Israélien a donc choisi le constructeur français pour fournir des véhicules tout électrique à grande échelle dans ce projet.

Nissan quant à lui propose une première solution hybride essence/électrique sur l'Altim. Le système hybride de cette voiture est fourni par Toyota, puisque les deux constructeurs ont un accord depuis 2002 pour la fourniture des composants hybrides et une coopération technique.

De son côté, PSA indique clairement sa préférence pour l'hybride et se distingue par la mise au point d'un système hybride à base de moteur diesel HDI (High pressure Direct Injection) dont il équipera sa gamme d'ici 2010. C'est déjà Citroën qui avait lancé la C3 Start&Stop, équipée de l'alternateur StARS de l'équipementier VALEO.



FIG. 1.13 – Véhicule électrique Mitsubishi iMiev sport [Ogaw 07]

La iMiev sport de Mitsubishi Motors (fig. 1.13) est testée en tant que véhicule commercial par plusieurs sociétés japonaises. Initialement prévue pour la commercialisation auprès des particuliers en 2010, elle pourrait finalement être mise sur le marché dès 2009. Cette voiture électrique est dotée d'une batterie Li-ion lui conférant une autonomie de 200km et une vitesse maximale de 180 km/h. Elle est rechargeable sur borne dédiée en mode de charge rapide ou sur secteur avec des prises 100V et 200V. Cette voiture possède également deux systèmes de recharge supplémentaires, qui sont cependant très faibles en rendement. D'une part, le toit est pourvu de cellules photovoltaïques, et d'autre part, deux petites turbines à l'avant utilisent l'écoulement de l'air pour produire également de l'énergie.

Subaru a récemment présenté la R1e, développée avec TEPCO, qui a une autonomie de 80 km pour un temps de charge d'environ 8h sur prise domestique (100V). Quarante véhicules sont actuellement utilisés par TEPCO et la commercialisation est prévue pour 2010.

Les constructeurs Mitsubishi et Subaru, en partenariat avec TEPCO développent des bornes de charge rapide afin de rendre l'approvisionnement en énergie pour la recharge de véhicules électriques aussi disponibles que pour les véhicules à essence.

Tiré du FCX Concept, Honda propose désormais la FCX-Clarity (fig.1.14) qui sera commercialisée courant 2008 au Japon et aux États-unis. Il s'agit d'un modèle alimenté par une PAC de technologie Honda associée à une batterie Li-ion comme source supplémentaire. Le tout devrait atteindre une autonomie d'environ 430 km, ce qui est une performance remarquable.

Mazda propose quant à lui la Premacy Hydrogen RE Hybrid fonctionnant à l'hydrogène et à l'essence. Cela lui confère une autonomie de 200km. Elle est actuellement au



FIG. 1.14 – Honda FCX Clarity à base de PAC

stade des essais de terrain et devrait être commercialisée en 2010.

Volvo a récemment présenté un concept le ReCharge. Un concept hybride série avec 4 moteurs électriques montés directement sur les roues. Les batteries permettent une autonomie de 100km environ en mode full électrique, puis le moteur thermique prend le relais pour alimenter les moteurs et recharger la batterie. De plus elle est rechargeable sur secteur.

Les constructeurs de voitures haut de gamme tente également maintenant d’apprivoiser la technologie hybride afin de faire baisser la consommation de leurs véhicules souvent gourmands. Ainsi, BMW a développé le X6 ActiveHybrid. De son côté, l’autre constructeur Allemand, Mercedes prévoit de commercialiser huit modèles hybrides d’ici 2010, mais pour le moment, rien de concret.

Concernant Toyota, la nouvelle version de son modèle hybride phare, la Prius, a été présentée en version plug-in, permettant ainsi de mettre en charge le véhicule sur une prise domestique et de le recharger complètement en une nuit. Le constructeur mise également sur l’utilisation de moteurs flex-fuel (ou polycarburant) permettant l’utilisation de différents type de carburants, notamment les biocarburants en plein développement actuellement. De plus, le constructeur japonais diversifie de plus en plus son offre, en adaptant également son haut de gamme avec les modèles Lexus hybrid et Toyota Crown qui devraient être commercialisés en 2008.

Toyota compte faire passer le nombre de véhicules de sa gamme équipés de sa technologie THS de 7 à 14 à l’horizon 2010. En France, Toyota s’est associé à EDF afin de tester les véhicules rechargeable sur secteur en vue de leur commercialisation future. EDF va donc tester les véhicules en conditions réelles de fonctionnement en utilisant le système de recharge sur secteur, mais également par borne publique dédiée.

Les constructeurs américains proposent également de plus en plus de modèles hybrides

dans leur gamme. Général Motors, au travers de ses filiales GMC, Chevy et Saturn propose déjà 5 modèles et en comptera 8 à la fin de l'année 2008, allant de la berline au SUV (Sport Utility Vehicle). Mais GM compte également beaucoup sur les moteurs flex-fuel utilisant de l'éthanol pour réduire les émissions de ses véhicules (8 véhicules). Il développe en parallèle des véhicules électriques ainsi que ses propres PAC depuis les années 90 et devrait d'ici peu mettre sur le marché deux modèles dont un en cours d'homologation aux États-Unis, le Chevrolet Equinox Fuel Cell. GM semble être le constructeur américain le plus soucieux du problème de l'environnement et en avance par rapport à ses concurrents américains.

Son concurrent direct, Ford a lui aussi développé ses propres véhicules à base de PAC depuis les années 90, mais a passé un accord comme Nissan avec Toyota pour la fourniture de systèmes hybrides. Les modèles C-max et Focus de la gamme Ford peuvent être équipés de moteurs flex-fuel. Un projet de taxis hybrides est en cours avec la ville de Chicago.

On a pu voir dans ce paragraphe, que l'offre mondiale des véhicules électriques et hybrides est en train de littéralement exploser et ne tardera pas à toucher l'Europe. D'un point de vue technologique, il est clair que les constructeurs japonais ont pris une avance indéniable, notamment Toyota qui a déjà vendu son système à d'autres constructeurs, démontrant ainsi sa supériorité technologique.

3 Modules et composants de puissance pour l'automobile

3.1 Les organes électriques

Le rôle de l'électronique de puissance (EP) est de permettre la transformation de l'énergie électrique d'une forme à une autre en changeant sa forme (alternative ou continue), son amplitude ou éventuellement sa fréquence. Il s'agit là d'un rôle essentiel dans le domaine de la traction électrique. En effet, le système de stockage généralement BA ou PAC, fournit une tension et un courant continu, mais l'on trouve à bord des véhicules des organes générateurs ou récepteurs qui ne travaillent pas à partir des mêmes tensions. Ainsi, on trouve dans un véhicule principalement trois types de convertisseurs.

- Les convertisseurs AC-DC : Redresseurs,
- Les convertisseurs DC-DC : Hacheurs,
- Les convertisseurs DC-AC : Onduleurs.

Dans les véhicules électriques, les redresseurs sont chargés de transformer le courant et la tension alternatifs provenant soit du réseau d'alimentation extérieur, soit de l'alternateur, en une tension et un courant continus pour le système de stockage. Il existe différents types de redresseurs à base de diodes, de thyristors, ou encore MLI (Modulation

de Largeur d'Impulsion) à base d'IGBT et de diodes.

Les hacheurs servent principalement à adapter la tension de la batterie à celle des auxiliaires. C'est également le hacheur qui permettra d'adapter la tension dans le cas de l'utilisation d'un moteur à courant continu pour la traction du véhicule. Ce dernier permettra, entre autre, le réglage du couple et de la vitesse du moteur électrique.

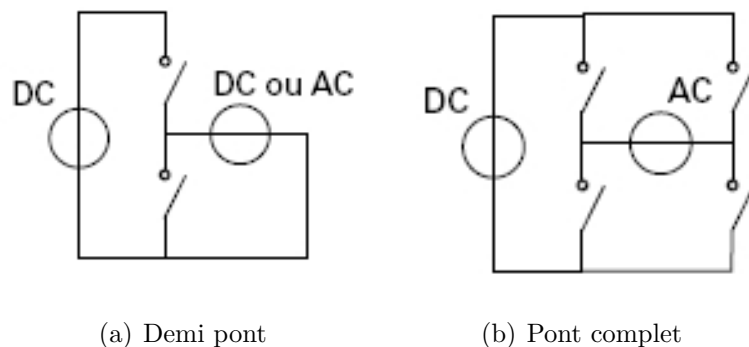


FIG. 1.15 – Structure Hacheur ou Onduleur

L'onduleur permet d'adapter la tension continue provenant de la batterie pour l'alimentation de moteur à courant alternatif. On va également au travers de ce dispositif gérer le couple et la vitesse du moteur.

Les machines électriques utilisées pour la traction étaient historiquement les moteurs à courant continu car plus simple à mettre en œuvre. Mais les progrès faits à ce niveau permettent des choix différents maintenant. Ainsi, différentes machines sont désormais utilisées pour la traction automobile, comme les machines asynchrones ou synchrones à aimants permanents ou rotor bobiné. De plus les moteurs à courant alternatif ont une puissance massique supérieure à ceux à courant continu, ce qui renforce leur avantage pour l'utilisation en traction.

L'alternateur-démarrateur, qui nous intéresse plus particulièrement aura deux modes de fonctionnement. En mode démarreur, l'onduleur va prendre du courant de la batterie (DC) et le transformer en courant alternatif (AC) pour entraîner la machine électrique qui entrainera à son tour le moteur thermique pour le faire démarrer. En mode alternateur, le moteur thermique entraine la machine électrique qui délivrera une tension alternative (AC) qui sera à son tour redressée (DC) pour recharger la batterie.

L'alternateur-démarrateur StARS de VALEO utilise une machine synchrone de 2,5kW sous 14V.

3.2 Les composants

Les convertisseurs que nous venons de citer, utilisent des composants semiconducteurs pour remplir le rôle d'interrupteur commandé afin de laisser passer ou non le courant. Suivant la fonction à remplir, ces interrupteurs seront commandés de manière différente

au sein du circuit dans lequel ils sont placés. Le fait de parler d'interrupteur désigne simplement l'utilisation des composants dans leur zone bloqué/saturé. Cela implique ainsi que dans l'état bloqué le courant ne passe pas, et le composant doit alors pouvoir tenir une tension importante à ses bornes. Au contraire, lorsque le composant est passant, il doit être capable de faire passer de forts courants, en opposant la résistance la plus faible à ce dernier.

On comprend alors que la principale caractéristique qui va nous intéresser dans ces composants est leur tenue en tension et en courant, et que le choix d'un composant se fait principalement suivant ces critères.

Il existe plusieurs types de composants avec des caractéristiques différentes. Les plus utilisés en traction électrique sont le transistor MOSFET (Metal Oxyde Semiconductor Field Effect Transistor), et l'IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor) ils sont souvent accompagnés de diodes de puissance dites de roue libre. Il en existe d'autres (thyristor...) mais les caractéristiques de ces deux transistors sont particulièrement adaptées à la traction électrique et aux puissances mises en jeu dans le domaine automobile.

Ces composants sont souvent associés en parallèle afin de pouvoir commuter des courants importants, suivant la puissance de la machine.

D'un point de vue commutatif, le MOSFET comme l'IGBT sont des interrupteurs normalement fermés.

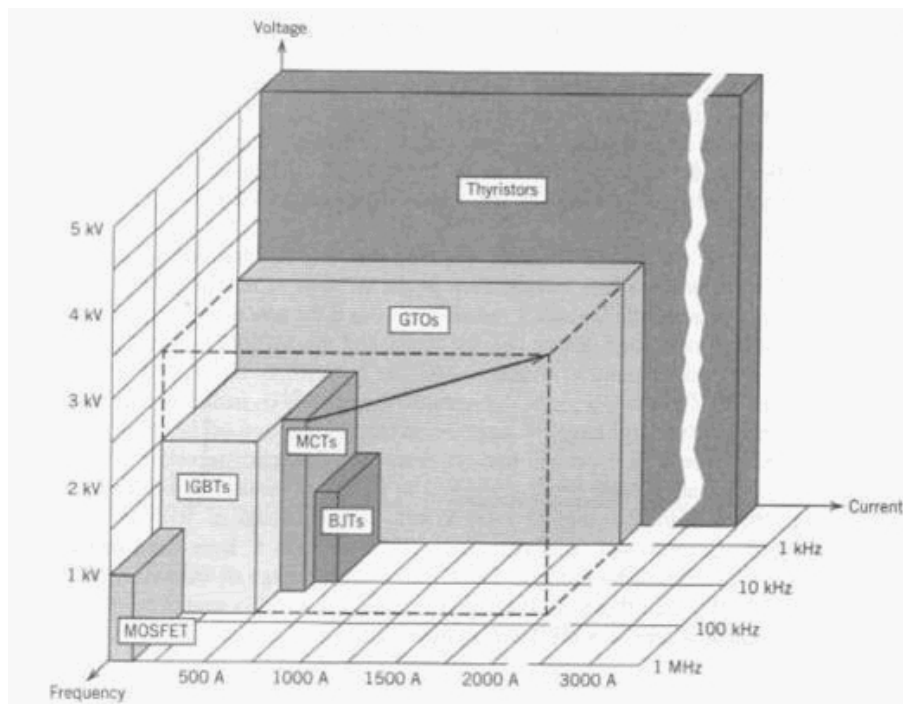


FIG. 1.16 – Caractéristiques comparées des composants de puissance [Moha 02]

La figure 1.16 permet de la comparaison des différents composants de puissance. Si l'on regarde de plus près le MOSFET et l'IGBT, on voit clairement que l'IGBT permet une tenue en tension et en courant plus importante, alors que le MOSFET peut travailler

à des fréquences plus élevées. Ces caractéristiques détermineront le choix du composant suivant l'application visée où la fréquence de travail désirée.

3.2.1 Le MOSFET

Le MOSFET est un composant unipolaire commandé en tension. Comme on le voit sur la figure 1.17(a), la structure générale du composant est verticale. La structure de grille présentée ici est de type planar, cependant la structure dite tranchée (trench) tend à se généraliser. La verticalité du composant est liée à la nécessité d'avoir d'une part des surfaces de contact importantes à cause de l'importance des courants et d'autre part, une tenue en tension de blocage importante, ce qui est réalisé par l'épaisseur importante de silicium. La grille enterrée permet d'avoir une surface de grille identique sur une surface de silicium réduite. On augmente la miniaturisation du composant, mais également la densité de courant, ce qui implique un échauffement plus important aussi. En effet, on passe d'une structure d'environ $20\ \mu\text{m}$ et une densité de courant de $100\text{A}/\text{cm}^2$ à une structure de $5\ \mu\text{m}$ pour une densité de courant de $250 - 300\text{A}/\text{cm}^2$, ce qui accroît l'importance du refroidissement.

Les caractéristiques les plus importantes de ce composant sont sa vitesse de commutation, sa résistance à l'état passant, sa tenue en tension.

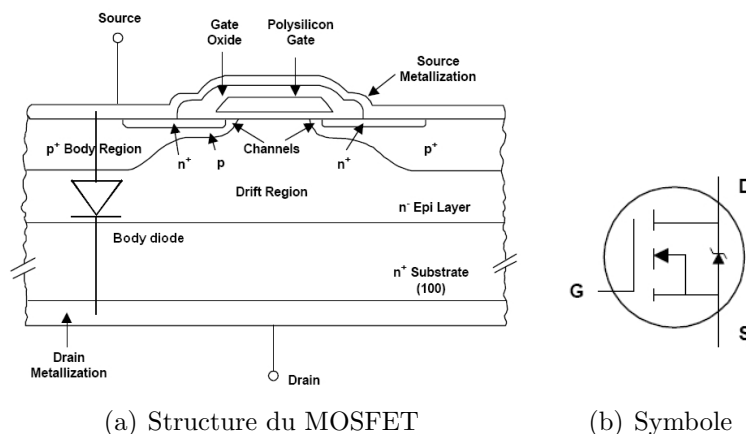


FIG. 1.17 – Le MOSFET

3.2.2 L'IGBT

L'IGBT est une association de la technologie MOSFET et de la technologie bipolaire sur une même puce de silicium. Le premier permettant une commande en tension mais les caractéristiques de conduction entre l'émetteur et le collecteur sont celles d'un transistor bipolaire. De ce fait c'est un composant bipolaire.

La structure de l'IGBT est représentée à la figure 1.18(b). on peut voir qu'elle est peu différente de celle d'un MOSFET. D'un point de vue géométrique, le composant reste vertical et la grille est également enterrée dans la plupart des composants récents.

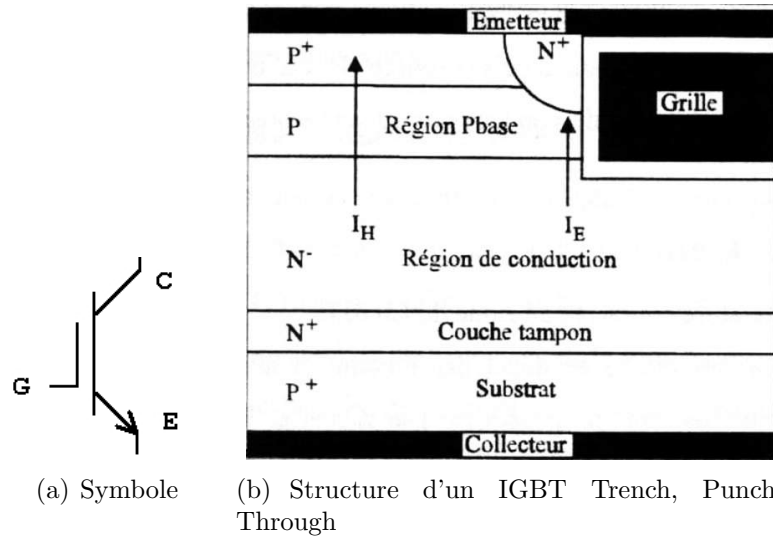


FIG. 1.18 – L'IGBT

La gamme d'utilisation des IGBT va de 600V à 6500V environ, et pour des courants pouvant aller jusqu'à 2400A par modules. Il peut être utilisé notamment sur les onduleurs de 50kW alimentant les machines pour la traction électrique sur les véhicule hybride. Il équipe également les convertisseurs de traction pour le TGV.

3.3 Les modules et les substrats

Que ce soit les MOSFET ou les IGBT, les composants nécessaires à une fonction simple (pont, demi-pont...), sont souvent réunis sous forme de modules, où ils sont déjà connectés électriquement de manière optimisée. Ces modules sont constitués de plusieurs éléments. Tout d'abord les composants semiconducteurs (MOSFET, IGBT, diode) qui sont reportés sur un substrat servant de support mécanique, mais surtout qui les relie électriquement entre eux. Le module est fermé et se présente sous forme de boîtier, qui est posé sur un dissipateur. Le rôle du substrat, qui est aussi le fond de boîtier, est d'isoler électriquement les composants du dissipateur tout en permettant une conduction thermique optimisée vers l'extérieur.

Le report entre le composant et le substrat se fait par brasage et remplit trois fonctions (électrique, mécanique et thermique). Tout d'abord il permet le contact électrique entre la puce et le substrat, ensuite le maintien mécanique du composant sur le module et finalement l'évacuation de la chaleur produite par le composant vers l'extérieur.

3.3.1 Micro-câblage

Les composants de puissance présentent des électrodes sur leurs deux faces. Si l'assemblage par brasure connecte la face inférieure, la face supérieure est le plus souvent reliée par câblage filaire appelé "wire bonding". Deux techniques de câblage sont employées. La

première appelée wedge bonding (fig.1.19) est une soudure à froid réalisée en combinant pression et vibration ultrasonore. Les fils utilisés pour ce câblage sont en aluminium d'un diamètre de 18 à 50 μm .

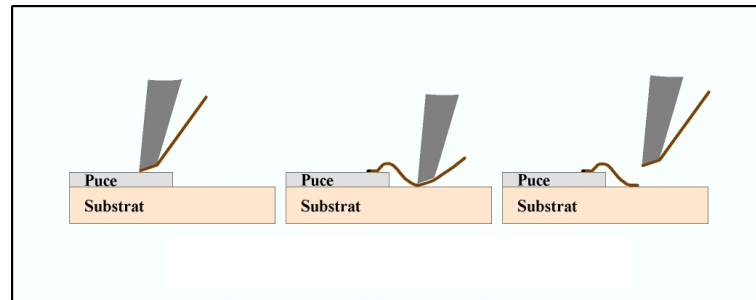


FIG. 1.19 – Séquence de câblage par wedge bonding

La seconde technique appelée ball bonding utilise des fils d'or. Le bout du fil forme une boule qui est créée par une décharge électrique ou une flamme. Cette boule est alors pressée sur la surface à connecter, puis le fil est amené vers la seconde connexion, où la même technique est employée pour se connecter.

La technique de wedge bonding est plus souvent employée en EP car elle permet de repartir après le soudage. Cependant, même s'il est très répandu, le wire bonding présente certains inconvénients.

D'un point de vue électrique tout d'abord, ce type de câblage filaire ajoute des inductances parasites qui peuvent perturber le fonctionnement de la commande ou du composant de puissance. Même s'il est possible de quantifier leur effet, la longueur du fil doit être limitée. En outre, le courant traversant un composant induit une densité de courant importante dans les fils. Ces derniers sont donc la plupart du temps dédoublés afin de limiter la densité de courant dans un seul fil en répartissant le courant dans plusieurs fils en parallèle.

Le câblage se faisant point à point, il y a également des risques de création de points chauds au niveau de la connexion, au contraire d'un joint de brasure qui se répartit sur toute la surface de la métallisation.

Finalement, un des modes de défaillance des modules provient du décollement des fils de connexion. Cela provient essentiellement des contraintes engendrées mécaniquement et thermiquement entre la puce et le fil tout au long de la vie du module.

3.3.2 Substrats

Il existe principalement deux types de substrats utilisés en électronique de puissance et plus particulièrement pour les applications automobiles. Le DBC (Direct Bonded Copper) et le SMI (Substrat Métallique Isolé) La figure 1.20 représente ces deux substrats. Leur rôle est à la fois l'interconnexion électrique des composants du module et l'évacuation calorifique vers le système de refroidissement situé sous le substrat.

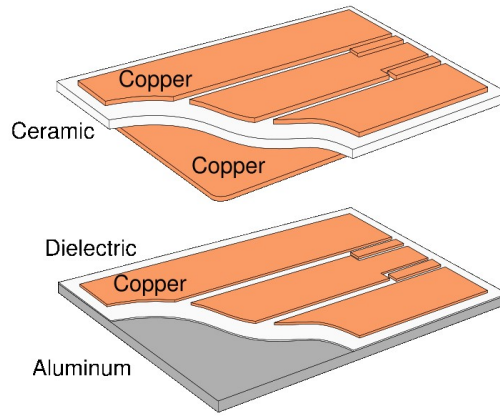


FIG. 1.20 – Substrats DBC et SMI

3.3.2.1 Substrat DBC

Le DBC est constitué de deux couches de cuivres (0,2 à 0,3 mm) assemblées sur une céramique. Plusieurs types de céramiques peuvent être utilisées :

- AlN : Nitrure d'aluminium qui présente une excellente conductivité thermique et un coefficient de dilatation proche de celui du silicium. Cependant il s'agit d'une solution très chère.
- Al_2O_3 : Alumine qui est la solution la plus couramment employée grâce à son coût modéré, mais des performances moins bonnes que le nitrure d'aluminium.
- BeO : Oxyde de Béryllium a une meilleure conductivité thermique que l'alumine, mais c'est un matériau toxique et donc difficile à travailler.

Cette solution a de nombreux avantages, notamment une isolation électrique excellente, une conductivité thermique elle aussi très bonne grâce aux matériaux utilisés. De plus, d'un point de vue de la robustesse, l'emploi de deux couches de cuivre identiques entraîne une limitation des contraintes dans le substrat puisque les matériaux sont identiques sur chaque face.

3.3.2.2 Substrat SMI

Le substrat SMI est de constitution assez similaire au DBC, puisqu'il se compose d'une couche de cuivre, d'un isolant électrique et d'une semelle métallique. Les matériaux utilisés pour l'isolant sont le FR4 ou de la résine chargée, alors que la semelle utilise du cuivre ou de l'aluminium. Cette solution est plus rentable au niveau coût, puisque les matériaux sont plus courants. Cependant sa robustesse est moins bonne que le DBC. En effet contrairement à ce dernier, le SMI utilise des matériaux inhomogènes du point de vue des coefficients de dilatation, ce qui entraîne plus de contraintes dans le substrat.

3.3.3 Assemblages

La liaison entre le substrat et le composant se fait au travers du joint de brasage. Ce joint est un alliage de brasage qui se forme par refusion dans un four à passage. L'accrochage de la brasure avec la puce et le substrat se fait au travers des intermétalliques qui se forment à la liaison entre les matériaux.

La fiabilité de ces modules est directement liée à la robustesse de cette liaison. En effet le joint de brasure, lien crucial entre le composant et le reste du circuit, va subir des contraintes mécaniques dues à la différence des coefficients de dilatation des matériaux qui l'entourent. Ce phénomène est décrit dans le chapitre suivant.

En dehors des cas de dysfonctionnement, les composants sont peu souvent la source de la défaillance d'un module.

4 Conclusion

Dans ce chapitre introductif, il a tout d'abord été question de la prise de conscience actuelle à propos du souci de notre environnement qui se dégrade par l'action même de l'homme. Nous avons pu comprendre que les comportements individuels doivent changer. Les solutions existent et doivent désormais être mises en application. Les problèmes liés aux transports ont ensuite été abordés, soulignant tout de même l'effort de la plupart des constructeurs dans ce domaine depuis quelques années.

Nous nous sommes focalisé ensuite sur les transports routiers et leur évolution en regardant les technologies électriques et hybrides qui arriveront bientôt sur le marché. Les différentes architectures hybrides et les nouvelles sources d'énergie ont été détaillées. La classification de ces architectures suivant leur structure et les fonctions qu'elles apportent a été décrite en détail.

Finalement, le détail des composants et modules d'électronique de puissance que l'on peut rencontrer dans le domaine de l'automobile ainsi que les problèmes liés à leur fiabilité ont également été présentés.

Ce premier chapitre nous a permis de développer les différentes formes d'hybridation possibles. Dans la suite de ce manuscrit, nous allons nous focaliser sur la solution micro hybride et donc d'un point de vue applicatif à l'alternateur-démarrreur. En effet, la collaboration avec VALEO établie dans le cadre du projet PEPPER s'est effectuée sur cette application particulière.

Chapitre 2

Présentation du projet PEPPER et études préliminaires

Sommaire

1	Le projet PEPPER	44
1.1	Les participants	44
1.2	Les enjeux et les objectifs de ce projet	45
1.3	Le véhicule de test	47
2	Caractérisation des véhicules de test	49
2.1	Évaluation du pourcentage de lacunes dans les joints brasés	50
2.2	État mécanique résiduel de la puce	53
2.3	Mesures de différences de coplanéité	57
2.4	Conclusions sur les mesures préliminaires	61
3	Modélisation	61
3.1	Données sur le processus de brasage laser	61
3.2	Les simulations multi-physiques sous ANSYS	63
3.3	Modélisation du comportement des alliages de brasure	65
3.4	Influence des contraintes résiduelles	68
3.5	Simulation du processus de refusion par tir laser	70

Dans ce chapitre la présentation du projet PEPPER est abordée ainsi que ses objectifs et enjeux. La description des études préliminaires est ensuite faite afin de permettre une meilleure approche de l'évaluation de la durée de vie des prototypes. Pour finir, la modélisation de tels modules est présentée en détail.

1 Le projet PEPPER

La majeure partie des travaux présentés dans ce manuscrit ont été réalisés dans le cadre de la participation au projet Européen PEPPER (Power Electronics Packaging Providing System Integration and Extended Reliability) sous la tutelle de l'institut PIDEA. Ce projet visait à développer une nouvelle technologie de modules de puissance spécifiques à l'application automobile.

Nous allons dans un premier temps détailler les enjeux du projet avant de voir en détail la technologie PEPPER.

1.1 Les participants

Ce projet PIDEA a été mené en collaboration avec plusieurs industriels et instituts français et allemands.

- VALEO, un des leaders mondial de l'équipement automobile. À l'origine et leader du projet ;
- SERMA Technologie, spécialiste de l'analyse, du contrôle, de la mesure et des tests pour les composants et systèmes dans les domaines de l'électronique et des matériaux. SERMA possède une grande expérience dans ce domaine et a dirigé la partie fiabilité du programme ;
- L'INRETS (Institut National de Recherche sur les Transports et leur Sécurité) a également participé au projet en tant qu'institut majeur dans la recherche et le développement des nouvelles technologies liées aux transports ;
- International Rectifier a fourni la majeure partie des composants nécessaires à la fabrication des modules ;
- IREPA Laser qui est un institut spécialisé dans les applications des lasers. IREPA a joué un grand rôle dans le choix des paramètres et composants du processus de brasage.
- IMS, a apporté sa contribution dans l'évaluation de la fiabilité et de la durée de vie du prototype en environnement réel de fonctionnement.

Le projet a connu différentes étapes faisant successivement appel aux compétences de chacun des participants. Il a tout d'abord été nécessaire de démontrer la faisabilité du processus. Pour cela, de multiples essais ont été menés par Valeo et l'institut IREPA afin de déterminer les paramètres du brasage. S'agissant d'un nouveau procédé utilisant un laser, il a donc été important de choisir le type de laser et d'en déterminer la puissance. Ce choix a également dû prendre en compte l'encombrement de cet équipement afin d'en prévoir l'intégration aisée dans une chaîne de fabrication.

Une fois la faisabilité démontrée, le projet s'est orienté vers l'évaluation de la fiabilité de cette technologie. L'IMS s'est attaché à évaluer la durée de vie du module en environnement réel de fonctionnement.

1.2 Les enjeux et les objectifs de ce projet

1.2.1 Enjeux industriels

Différents types de modules de puissance ont depuis longtemps été développés pour des applications telles que le ferroviaire. La plupart de ces solutions emploient la technologie DBC. Cependant, les spécifications pour ces modules ne correspondent pas exactement à celles du domaine automobile, particulièrement en terme de tenue en tension, température ambiante, vibrations, compacité, volume de production et donc de rentabilité au niveau du coût [More 06]. Bien que ces modules soient employés en application automobile, il est maintenant nécessaire de concevoir une nouvelle technologie de modules spécifiques à l'automobile afin d'en prévoir l'intégration directe au plus près des organes de commande.

Le projet PEPPER a donc pour but de développer ce même genre de structure dédiée au domaine de l'automobile. Ce projet doit permettre un changement majeur dans la technologie d'assemblage de puces nues, permettant de répondre aux contraintes de rentabilité prépondérantes dans le domaine automobile, tout en maintenant une fiabilité maîtrisée [More 06].

Le projet apporte deux innovations majeures visant à permettre une meilleure conformité des modules de puissance au domaine de l'automobile. La première est l'utilisation de modules spécifiquement conçus pour s'adapter à son environnement proche. La seconde concerne le fait d'utiliser un nouveau processus de report, permettant de réduire le temps de fabrication du module. Cette dernière innovation est possible grâce à l'utilisation d'un faisceau laser venant frapper un endroit précis du module afin de permettre la refusion de la brasure. Ces innovations seront détaillées ultérieurement.

Ce projet se place également dans la lignée du développement de solutions visant à faciliter le passage à des véhicules plus écologiques, puisque l'application de démonstration du projet PEPPER est un alerno-démarrreur du type Stop&Start équipant les séries spéciales Citroën C3. Il s'agit donc ici, comme expliqué dans le chapitre 1, d'un module pour application micro-hybride.

1.2.2 Écoconception

"L'écoconception est une démarche préventive qui se caractérise par la prise en compte de l'environnement lors de la phase de conception ou d'amélioration d'un produit. L'objectif de cette démarche est d'améliorer la qualité écologique du produit, c'est-à-dire réduire ses impacts négatifs sur l'environnement tout au long de son cycle de vie (fig. 2.1), tout en conservant sa qualité d'usage."

Agence de l'Environnement et de la Maitrise de l'Énergie (ADEME) [ADEM 07]

Le fait d'utiliser un processus tel que le brasage laser a de nombreux avantages. L'utilisation du laser pour produire un échauffement local, induit une réduction considérable

du temps du processus. En effet, le brasage laser ne chauffe plus l'ensemble du module, mais uniquement la partie nécessaire. La zone d'échauffement est fortement réduite, donc plus rapide à chauffer et à refroidir. On passe ainsi de plusieurs minutes pour un processus classique par four à passage à quelques secondes à peine pour le processus mis en place lors du projet PEPPER.

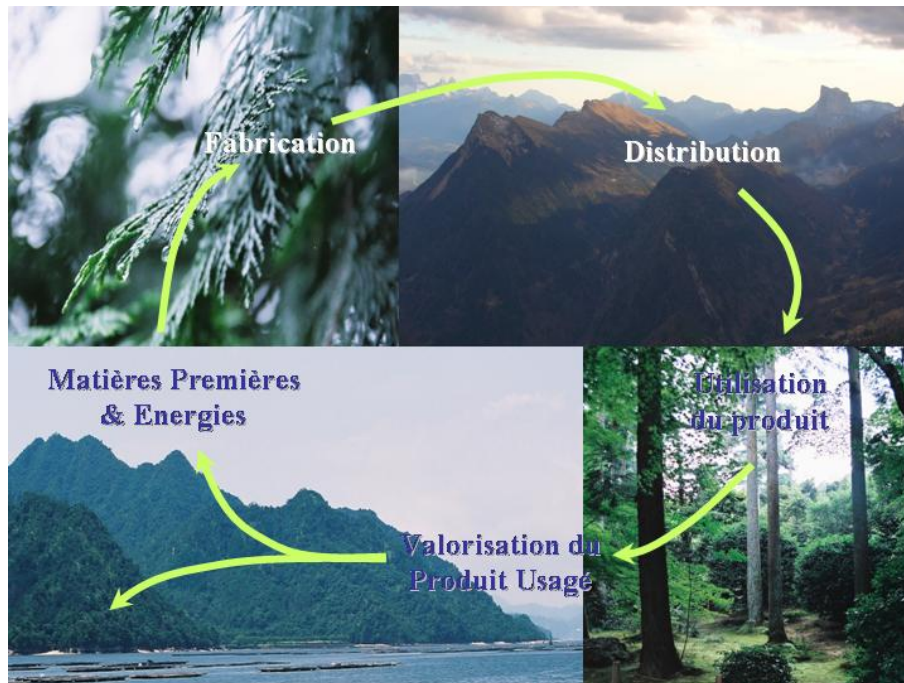


FIG. 2.1 – Cycle de vie d'un produit

Il en résulte plusieurs conséquences si l'on regarde tout cela d'un point de vue soucieux de l'environnement. Tout d'abord, la réduction du temps de processus entraîne une réduction du temps global de fabrication. Ce gain de temps se répercute principalement sur une dépense d'énergie moindre. En effet, on comprend aisément, qu'un échauffement local par laser qui prendra quelques secondes consommera beaucoup moins d'énergie qu'un four à passage dont le cycle de fonctionnement sera de plusieurs minutes. De plus, ce dernier consommera beaucoup d'énergie afin d'échauffer tout le module sans compter les pertes calorifiques largement diffusées aux alentours de tels fours. Les alimentations en électricité de tels appareillages sont bien plus importantes qu'un banc composé d'un laser du type utilisé pour le projet et de l'ensemble des composants de placement et maintien de la puce.

Gain de temps donc, mais gain de place également. Tout d'abord un tel équipement prend beaucoup moins de place que les fours à passage longs de plusieurs mètres. Gain de place également de par le fait que l'augmentation de la vitesse de production induit également une réduction du temps de stockage. Ainsi, ce double gain de place peut éventuellement permettre d'utiliser cet espace pour autre chose, ou bien tout simplement pour réduire la place du site de fabrication et ainsi moins empiéter sur la nature.

Un autre aspect de la prise en compte de l'environnement dans la conception d'un tel produit passe également par l'utilisation de produits sans-plomb. Le plomb est un produit toxique pour l'homme, pouvant causer des dégâts sur les systèmes nerveux et sanguin. Pour cela, depuis plus de quinze ans maintenant, l'Union Européenne et les États Unis d'Amérique prennent des mesures afin d'interdire l'utilisation de cette substance.

Le plomb est présent dans l'électronique notamment dans les assemblages en quantité plus ou moins importante. Depuis la mise en application en juillet 2006 de la directive Européenne RoHS (Restriction of use on certain Hazardous Substances), à quelques exceptions près, la plupart des industriels n'ont désormais plus le choix que de le bannir. Concernant le monde de l'électronique, l'alliage eutectique $Sn_{63}Pb_{37}$ se voit remplacé désormais par des composés $SnAgCu$ [Grac 05]. Cependant, il existe dans cette législation des dérogations concernant les alliages haute température tels que ceux utilisés actuellement dans l'électronique de puissance. Mais, des efforts doivent d'ores et déjà être faits afin de se mettre en conformité sans attendre le couperet de la réglementation.

Lors du projet PEPPER, des alliages avec et sans plomb ont été étudiés afin de pouvoir apporter une éventuelle solution au passage au sans plomb.

1.3 Le véhicule de test

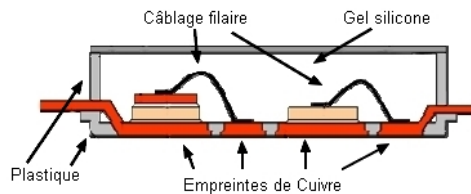
Deux innovations majeures apparaissent dans ce projet. La première concerne l'amélioration de la structure même du module qui devient plus adaptée à l'environnement automobile. La seconde concerne le processus de brasage des puces nues dans le module.

1.3.1 La structure du module

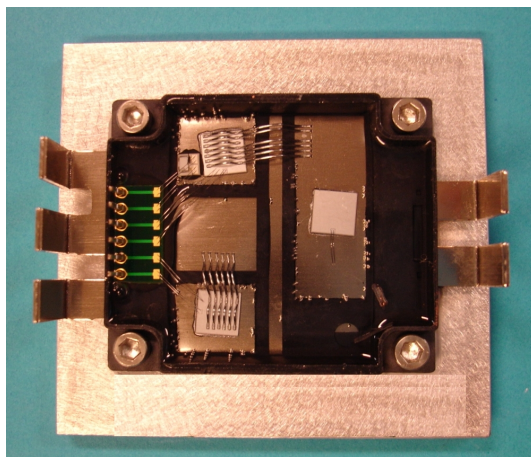
Comme on l'a dit au chapitre 1, le DBC, bien que très efficace a un coût élevé du fait des matériaux utilisés. Ainsi, pour des applications automobiles, milieu dans lequel le coût a une très grande importance, une nouvelle solution a donc été développée dans l'optique de réduire le coût tout en gardant une fiabilité satisfaisante. La figure 2.2(a) représente la structure en coupe du module PEPPER. Cette dernière se compose d'un leadframe de cuivre directement moulé dans du plastique. Cette structure est appelée IML (Insert Moulded Leaframe).

Les puces nues sont brasées directement sur ces empreintes de cuivre épaisses. Cette épaisseur de cuivre dépend du niveau de courant à conduire. Dans notre cas, une épaisseur d'environ 1mm a été utilisée. Les connexions électriques sur le haut du module se font par fils de câblage, comme on le voit sur la figure 2.2(b).

Les empreintes de cuivre sont apparentes sur la face arrière du module. Ces dernières sont libres durant le processus de report des puces. Un dissipateur est ensuite directement reporté à l'aide d'une colle conductrice thermique et isolante électrique afin d'évacuer la chaleur le plus vite possible. Le chemin thermique vers le dissipateur est ainsi raccourci



(a) Coupe schématique du module PEPPER



(b) Photo d'un prototype PEPPER

FIG. 2.2 – Le module PEPPER.

à son maximum. La colle ayant une bonne conductivité thermique permet d'évacuer les calories vers le dissipateur, tout en évitant les court-circuits entre les empreintes de cuivre.

Les modules sont référencés par une lettre correspondant au type de brasure utilisé pour l'assemblage du module désigné, et d'un chiffre qui dépend du type de puce reporté sur le module. Quatre types de brasures ont été employés, dont une sans plomb. Cependant, pour des raisons de confidentialité, ni les références des brasures, ni celles des puces ne peuvent être révélées. Nous noterons donc les brasures par des lettres allant de A à D. Quant aux puces, il y en a une carrée de 6mmX6mm et l'autre rectangulaire de 5mmX7mm. Leur référencement se fera par leur longueur, 6 ou 7. Enfin, comme il y a plusieurs modules par type de brasure et de puce, un numéro est apposé à la fin pour différencier chaque échantillon.

1.3.2 Le processus de report des puces

Ce processus emploie une technique de report extrêmement rapide par échauffement local à l'aide d'un laser (fig. 2.3). Le module est placé sur un support, dans lequel sont présentes des fenêtres de tir laissant apparaître le leadframe du module. Ainsi, le laser va venir frapper les empreintes de cuivre au niveau des fenêtres de tir, provoquant un échauffement local. Cet échauffement va, par conduction de la chaleur dans le cuivre,

faire entrer en fusion la pâte à braser, ou les préformes, présentes sur ce leadframe et sur lesquelles sont placées les puces.

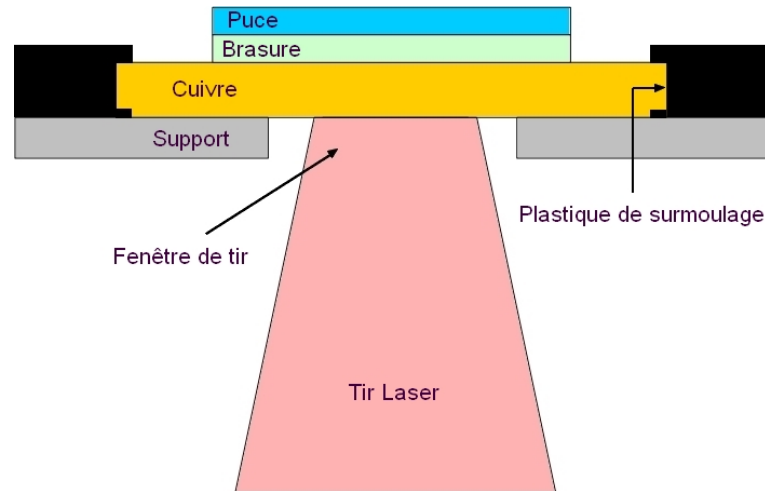


FIG. 2.3 – Schématisation du tir laser

Le processus est délicat et difficile à mettre en œuvre. Un compromis doit être trouvé entre la puissance du laser et la durée d'exposition. La puissance doit être suffisamment importante pour créer un échauffement conséquent qui permettra la refusion de la brasure, sans être pour autant trop forte afin de ne pas endommager les composants ou le module lui-même. La durée d'impulsion quant à elle ne doit pas être trop longue, puisque le gain majeur de ce processus doit justement être la réduction de la durée de fabrication. Si elle est trop courte, la puissance laser devra être augmentée pour les raisons que l'on vient d'évoquer. D'autre part, la taille et la forme du faisceau laser ne sont pas choisis au hasard non plus. Il faut que ces derniers soient le plus adaptés possible.

Les résultats de cette étude effectuée par Valeo et IREPA dans la première phase du projet, ne peuvent être révélés dans ce manuscrit pour des raisons de confidentialité. Une évaluation a cependant été faite afin de pouvoir mettre en place les simulations de ce processus nécessaires à l'étude menée par l'IMS (Cf. §3.1).

2 Caractérisation des véhicules de test

Différents tests et mesures visant à caractériser la qualité des premiers échantillons produits par Valeo et IREPA ont été effectués. Dans un premier temps, la qualité des joints brasés est évaluée par mesure à l'aide d'un nano-foyer X. Puis, l'état mécanique résiduel de la puce, ainsi que les différences de coplanéité sont mesurés à l'aide d'un profilomètre.

2.1 Évaluation du pourcentage de lacunes dans les joints brasés

2.1.1 But de la mesure

L'évaluation du pourcentage de lacunes dans les joints de brasure permet d'évaluer la qualité d'une brasure de manière quantitative. Un joint brasé possédant un fort taux de lacunes ne peut prétendre à une fiabilité assez haute, quelle qu'en soit l'application visée. Il est donc important de juger de ce taux de lacunes avant les vieillissements. Cela permet également de donner une première idée de la qualité d'un tel procédé. L'évaluation du pourcentage de lacunes dans une brasure peut se faire notamment grâce à un micro/nano-foyer X. En effet, la différence de densité des joints brasés, et a fortiori un manque de matière, est facilement identifiable au travers de mesures par rayon X.

Un appareil tel que le Fox-160.25 de Fein Focus permet d'avoir une source assez précise pour détecter des lacunes de taille micrométrique. Ainsi, une mesure précise du pourcentage de lacunes dans un joint brasé peut être effectué au travers d'un traitement numérique de l'image prise par le nano-foyer X.

2.1.2 Fonctionnement du nano-foyer X

Le rayonnement X est produit par l'impact d'électrons accélérés sur une cible. Un courant d'électrons se forme entre une anode et la cible grâce à une forte tension électrique appliquée entre les deux (20 à 400kV). Le freinage des électrons sur la cible métallique provoque l'émission de rayonnement X.

Les rayons X sont produits dans un tube sous vide (typiquement $10^{-4}Pa$) appelé tube de Coolidge. Les électrons sont émis par effet thermoïonique en chauffant un filament de tungstène par un courant électrique (5 – 50mA). Ce filament qui est la cathode du tube émet donc les électrons qui sont accélérés par la forte tension électrique et ces derniers viennent frapper l'anode métallique.

L'intensité du courant dans l'anode va déterminer la quantité d'électrons émis et donc de rayons X produits. La tension entre anode et cathode va déterminer l'énergie des rayons X émis.

Les rayons X ont la propriété de traverser les matières peu denses et d'être absorbés par les matières denses. Une fois produits, ces rayons vont traverser l'échantillon à analyser et leur intensité va être modifiée par la densité des différents matériaux rencontrés.

Afin d'être visible par la caméra de prise de vue, les rayons X vont être collectés par un intensificateur d'image qui permet de transformer la radiographie en image visible par la caméra. Une fois acquise, l'image peut être traitée numériquement par un logiciel intégré permettant notamment d'intégrer ou de filtrer l'image afin d'en améliorer la qualité.

En jouant sur l'intensité du courant cathode et la valeur de la tension d'accélération, on va pouvoir faire varier l'intensité et le contraste de l'image obtenue.

2.1.3 Exploitation des mesures

La figure 2.4(a) représente une image prise par le nano-foyer X d'un joint brasé obtenu sur l'un des prototypes PEPPER. Le traitement de l'image appliqué ici pour calculer le taux de lacunes est basé sur le contraste de l'image. Comme on le voit sur la figure 2.4(b), une zone de calcul est définie dans un premier temps. Cette zone doit définir approximativement l'aire de la puce afin que le calcul soit représentatif. Puis, le contraste entre les zones sombres où le joint est présent et les zones claires représentatives d'un manque de matière permet de définir les lacunes. Afin que le logiciel puisse traiter correctement l'information, la luminosité et le contraste de l'image doivent au préalable être réglés le plus précisément possible. Enfin, le logiciel définit des limites dans le contraste afin de considérer les zones comme étant des manques de matière ou non. Pour cela, il faut définir ces valeurs de manière interactive au cours de chaque mesure. Le résultat final est donné en pourcentage de la surface de la zone définie par l'utilisateur.

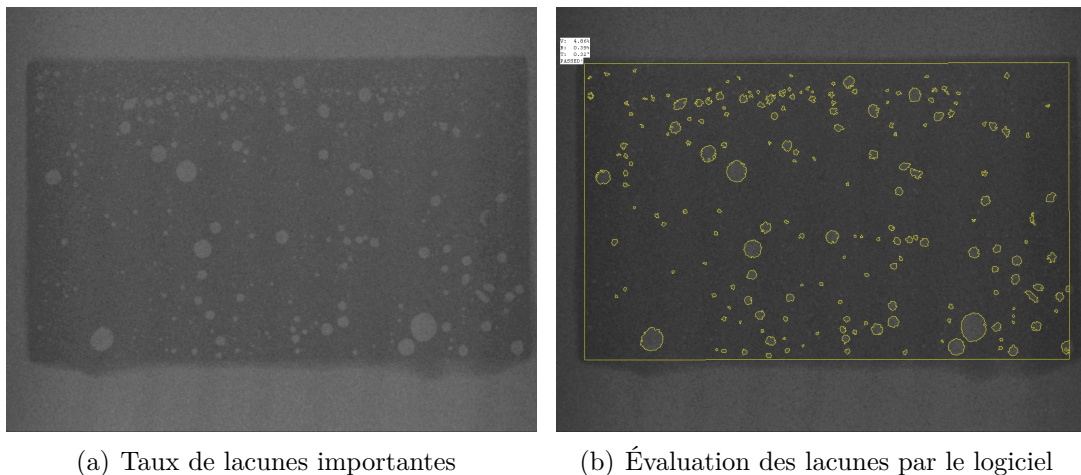


FIG. 2.4 – Exemple d'évaluation des lacunes dans une brasure uniforme.

La mesure étant basée sur le contraste entre le clair représentant un manque de matière et le sombre représentant la présence de matière, la mesure sur une puce inclinée sera plus difficile. En effet, une puce inclinée présentera un joint brasé plus mince du côté où la puce penche, et plus épais à l'opposé, faisant apparaître ainsi un contraste graduel entre une partie de la puce et son opposé. On a pu observer sur certaines puces grâce aux rayons X une inclinaison (fig.2.5(a)). Cette inclinaison a rendu particulièrement délicate la mesure des lacunes puisqu'il a fallu prendre en compte la différence de contraste entre la zone du joint peu épaisse et celle qui l'était plus (fig.2.5(b)).

Le résultat de ces mesures est synthétisé sur la figure 2.6. Cette figure représente une moyenne des taux de lacunes pour chaque type d'échantillon. On voit que le taux de lacunes reste en moyenne inférieur à 3%, ce qui est très bon. Bien que cette mesure n'ait pas été faite sur tous les échantillons, on constate que seuls deux échantillons se trouvent au delà des 4% de lacunes, et un seul au delà de 10%.

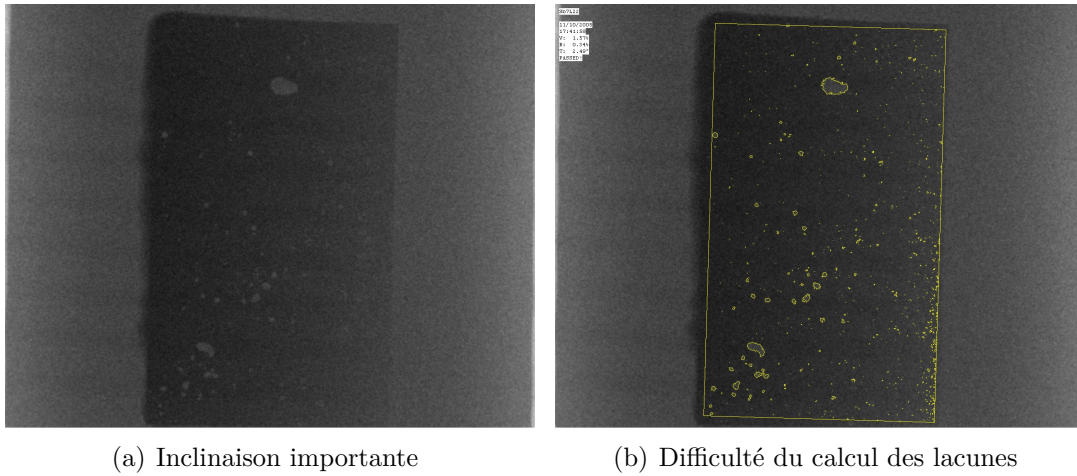


FIG. 2.5 – Exemple d'évaluation des lacunes dans une brasure présentant une inclinaison.

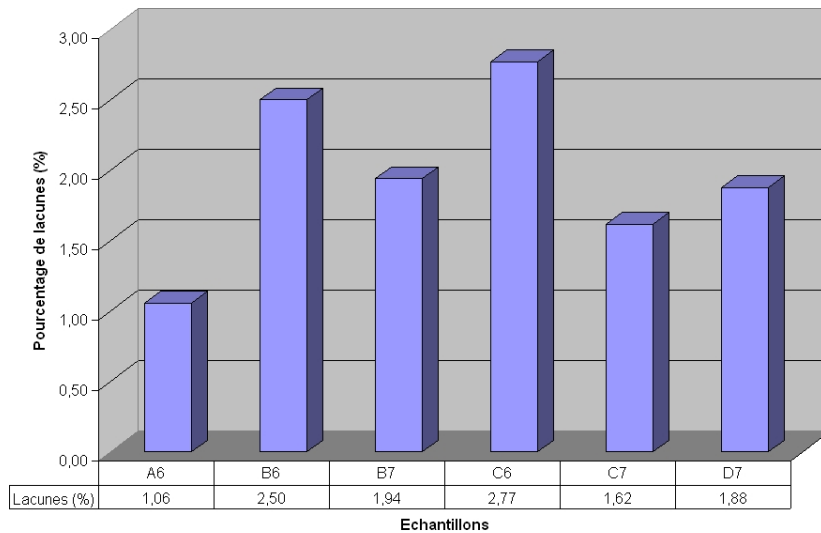


FIG. 2.6 – Moyenne du taux de lacunes par type d'échantillon

Modéliser un joint brasé avec un pourcentage élevé de lacunes est peu aisé. Le pourcentage de lacunes à partir duquel on ne peut plus définir la brasure comme étant un seul bloc n'est pas déterminé. Néanmoins, lors de nos mesures nous avons rencontré des pourcentages de lacunes assez faibles par rapport à un report classique qui peut donner un pourcentage de lacunes de 10 à 30% [More 06]. La bonne qualité des joints mesurés a permis, lors des simulations, d'assimiler la brasure à un seul bloc compact. Une telle assimilation aurait été fautive dans le cas de joints de mauvaise qualité avec un taux de lacunes élevé.

2.2 État mécanique résiduel de la puce

2.2.1 Apparition de contraintes résiduelles

Un processus de refusion classique est une opération assez simple consistant à faire monter en température les matériaux d'un assemblage afin de faire entrer la brasure en fusion, puis de refroidir l'ensemble ou de le laisser revenir à température ambiante par convection naturelle.

La température maximale atteinte est celle de refusion de la brasure. On évite de faire subir aux matériaux, et plus particulièrement à la puce de silicium des températures trop élevées qui pourrait l'endommager. À ce moment là, l'effet de la chaleur entraîne une dilatation des matériaux. Chaque matériau se dilate suivant le coefficient de dilatation thermique qui lui est propre (voir tableau 2.1). Cependant, ces derniers ne sont pas contraints puisque, la brasure étant en fusion, ils sont libres de tout mouvement (Fig. 2.7-b).

Matériaux	C.T.E. ($10^{-6}/K$)
Si	2.8
Cu	17
$Pb_{95}Sn_5$	28.9

TAB. 2.1 – Valeurs des Coefficients de dilatation

Partant de cet état non contraint mais dilaté des matériaux, l'assemblage va redescendre à la température ambiante. C'est pendant ce temps là que se forment les contraintes résiduelles dans l'assemblage. En effet, la brasure refroidissant, elle repasse sous son point de fusion et provoque l'accrochage mécanique des matériaux entre eux par la formation des intermétalliques correspondants. La différence des coefficients de dilatation thermique entre les constituants de l'assemblage crée un effet bilame. Ceci se traduit par un gauchissement convexe de la puce (Fig. 2.7-c). Ce gauchissement se traduit également au sein des matériaux par une concentration importante de contraintes, ou encore l'accumulation de densité d'énergie de déformation.

Le gauchissement des puces induit par le processus de brasage PEPPER a été quantifié lors de mesures à l'aide d'un profilomètre. Ces mesures doivent permettre dans un premier temps de recalibrer les simulations du processus laser en comparant le résultat des mesures à ceux des simulations. On peut ensuite comparer ces résultats avec les simulations de processus dit classique afin de déterminer si ce nouveau procédé entraîne plus de contraintes ou non qu'un processus classique.

2.2.2 Présentation du profilomètre

Le profilomètre utilisé pour ces mesures est un appareil de la société Cotec de type Altisurf500. L'appareil possède deux sondes de mesure avec chacune une sensibilité diffé-

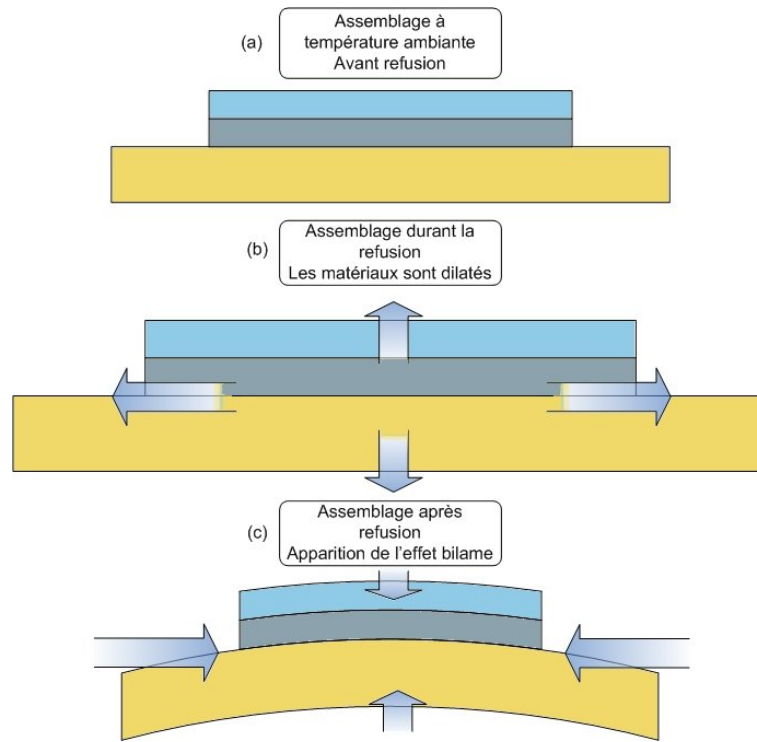


FIG. 2.7 – Schéma de l'effet bilame produit dans l'assemblage lors de la refusion

rente. Le tableau 2.2 présente les caractéristiques principales de chaque sonde. Cet appareil permet des mesures optiques, donc sans contact. Il utilise pour cela une lumière blanche polychromatique issue d'une lampe halogène. Cette lumière est guidée par fibre optique jusqu'à la sonde qui est munie d'une lentille à forte aberration chromatique qui va décomposer le faisceau lumineux en longueurs d'ondes monochromatiques sur une certaine distance, appelée gamme de mesure (fig.2.8). En fonction du relief de la surface mesurée, certaines longueurs d'ondes vont être réfléchies puis interprétées en terme d'altitude.

Sonde	Plage de mesure	Résolution	Distance de travail	Diamètre du spot
$300\mu m$	$0 - 300\mu m$	$10nm$	$4,5mm$	$1\mu m$
$3mm$	$0 - 3mm$	$100nm$	$38mm$	$25\mu m$

TAB. 2.2 – Caractéristiques des sondes du profilomètre

Lors de la mesure de gauchissement, c'est la sonde $300\mu m$ qui a été utilisée car elle possède la meilleure résolution et travaille dans la gamme de mesure qui nous intéresse.

2.2.3 Mesure de gauchissement

La figure 2.9(a) représente le relevé d'une surface à l'aide du profilomètre. Il s'agit du résultat brut de la mesure. Il faut alors, à partir de ce relevé, effectuer un traitement à l'aide du logiciel du profilomètre afin de pouvoir extraire le gauchissement réel de la puce. On voit clairement sur le relevé que la puce est inclinée dans le sens Nord-Ouest Sud-Est. Cette inclinaison peut être due soit à l'inclinaison de l'échantillon durant la mesure, soit

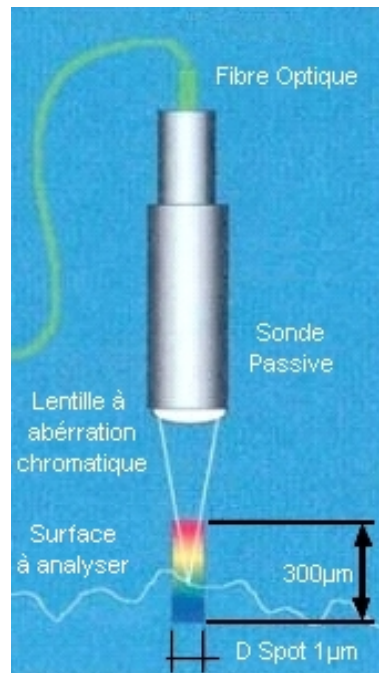


FIG. 2.8 – Fonctionnement de la sonde 300µm

à l'inclinaison de la puce par rapport à son plan de report apparue durant le processus de refus, ou bien encore à une combinaison des deux. La mesure du gauchissement de la puce se fera à partir de l'extraction d'un profil depuis le relevé de la surface. Cette pente qui empêche de mettre en évidence le gauchissement de la puce doit donc être extraite. On peut alors procéder de deux manières. Dans un premier cas, il s'agit de procéder au redressement de la surface brute (figure : 2.9(b), puis d'extraire le profil. Dans le second cas, on extrait d'abord le profil (fig.2.10(a)), que l'on redresse ensuite. Que ce soit l'un ou l'autre des cas, on trouvera in fine le même résultat présenté à la figure 2.10(b).

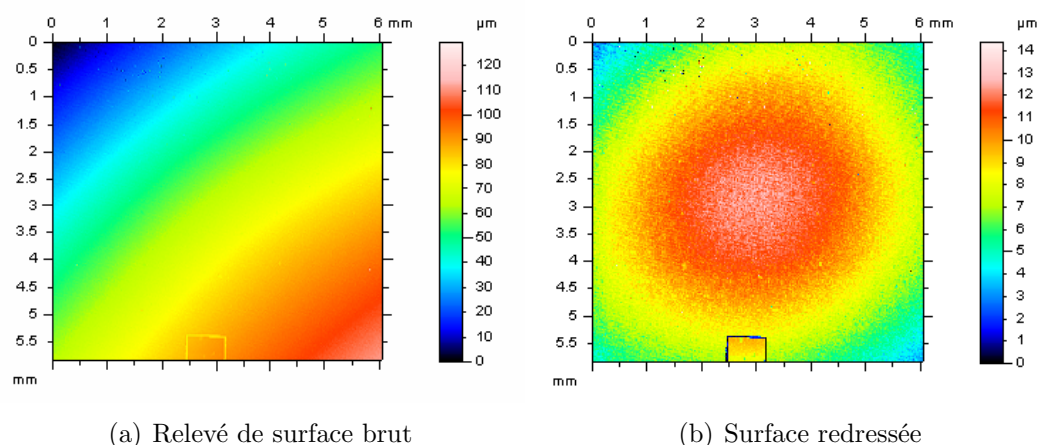
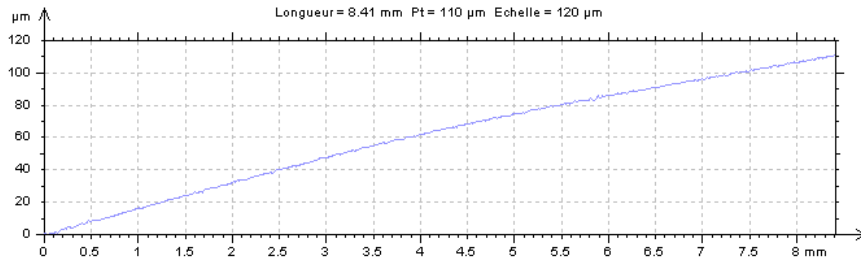


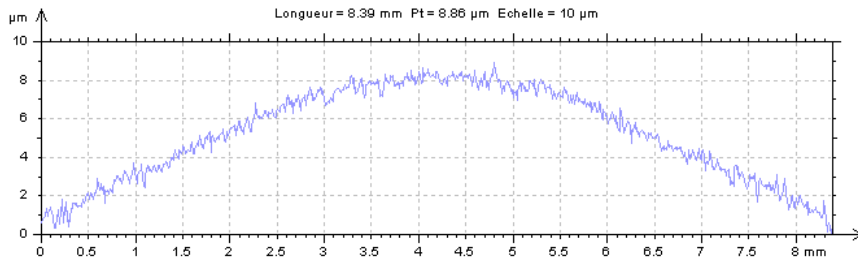
FIG. 2.9 – Extraction d'une surface à l'aide du profilomètre.

Ce profil, une fois extrait doit de nouveau être traité. En effet, un tel profil révèle toutes les aspérités présentes à la surface de la puce. Il est donc nécessaire, afin de faire

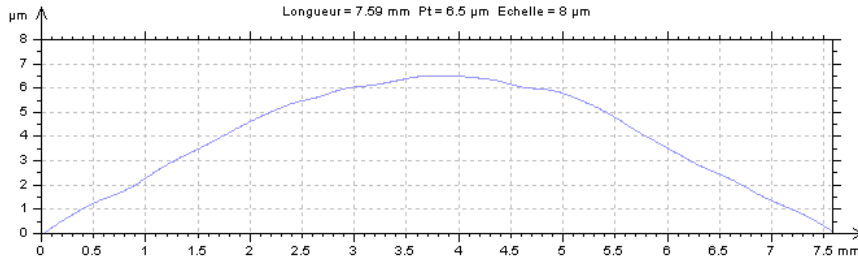
une mesure assez précise du gauchissement, de filtrer cette courbe, en ne gardant que l'allure générale, la courbure, de manière à éliminer la rugosité.



(a) Profil brut non redressé



(b) Profil brut redressé



(c) Profil final filtré

FIG. 2.10 – Extraction d'un profil à partir des surfaces.

La figure 2.10(c), présente un exemple de profil final obtenu après traitement numérique. Le logiciel fournit alors la longueur et la flèche du profil ainsi achevé.

Les mesures effectuées sur les échantillons sont calibrées à chaque pièce. Ainsi, la longueur de la mesure du profil diffère d'un échantillon à l'autre. Afin de pouvoir parvenir à une comparaison fiable, on a recours au rayon de courbure de la puce. En effet, celle-ci étant courbée de manière convexe, on va calculer le rayon du cercle osculateur à sa surface (fig.2.11).

On utilise pour cela la formule suivante :

$$d = \frac{c^2}{4 \cdot h} + h \quad (2.1)$$

Dans cette équation, c est la longueur de la corde d est le diamètre du cercle osculateur, et h , la hauteur du gauchissement mesuré.

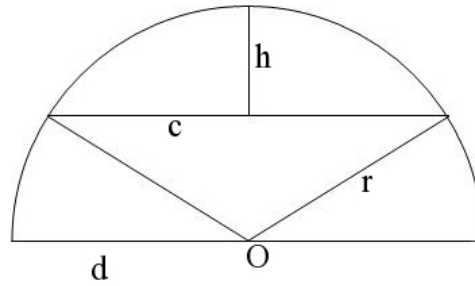


FIG. 2.11 – Rayon de courbure

2.2.4 Résultats et conclusion

La figure 2.12 montre que les rayons de courbure mesurés sont équivalents quel que soit le type de brasure utilisé. Ces mesures n'ont pas été effectuées sur tous les échantillons. Ainsi, étant donné que ces échantillons sont le résultat de tests de paramétrage pour l'impact laser, il est normal de trouver des différences entre eux, y compris au sein d'un même type de brasure.

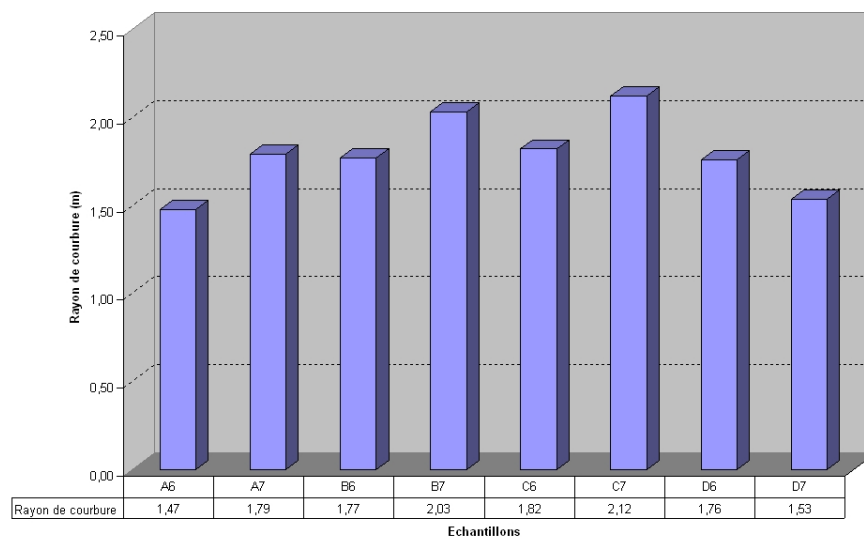


FIG. 2.12 – Rayons de courbure moyens mesurés par type d'échantillon

Cette mesure nous permettra par la suite de confronter les résultats des simulations à la réalité afin de pouvoir juger de la conformité du modèle et de comparer le procédé classique au procédé PEPPER.

2.3 Mesures de différences de coplanéité

De même que le joint de brasure ne doit pas contenir une part trop importante de lacunes, on peut juger également de sa qualité par l'inclinaison de la puce par rapport

à son support. Pour un volume de brasure jugé suffisant par rapport à la surface de la puce reportée, on peut tout de même voir apparaître une répartition de matière dans le joint, entraînant une inclinaison de la puce lors du report. Bien qu'il n'existe pas de règle pour juger de l'angle maximal acceptable de la puce, on considère, de manière empirique, qu'il faut une épaisseur minimale de brasure de $30\mu\text{m}$ pour former un joint de brasure "acceptable".

Comme nous l'avons constaté lors de la mesure des lacunes grâce au nano-foyer X, certains échantillons présentent une différence de coplanéité, appelée également "tilt", non négligeable.

Le profilomètre employé précédemment pour l'évaluation du gauchissement des puces (Cf. §2.2) nous a permis, grâce à la seconde sonde qui travaille dans une gamme de mesure plus étendue, d'effectuer des relevés permettant de calculer l'épaisseur des joints.

2.3.1 Exploitation des mesures

La figure 2.13(a) présente le relevé d'une surface brute obtenue à l'aide du profilomètre. Ce relevé inclue la puce et son contour, permettant ainsi de faire une mesure de hauteur de marche. Comme pour les mesures de gauchissement, le relevé brut inclue systématiquement une inclinaison plus ou moins importante du plan de mesure. Pour corriger ce défaut, la mesure est retraitée afin de définir une nouvelle surface de référence, comme sur la figure 2.13(b). Des profils sont ensuite extraits 2.14(a) afin de pouvoir effectuer la mesure de hauteur de marche (fig.2.14(b)).

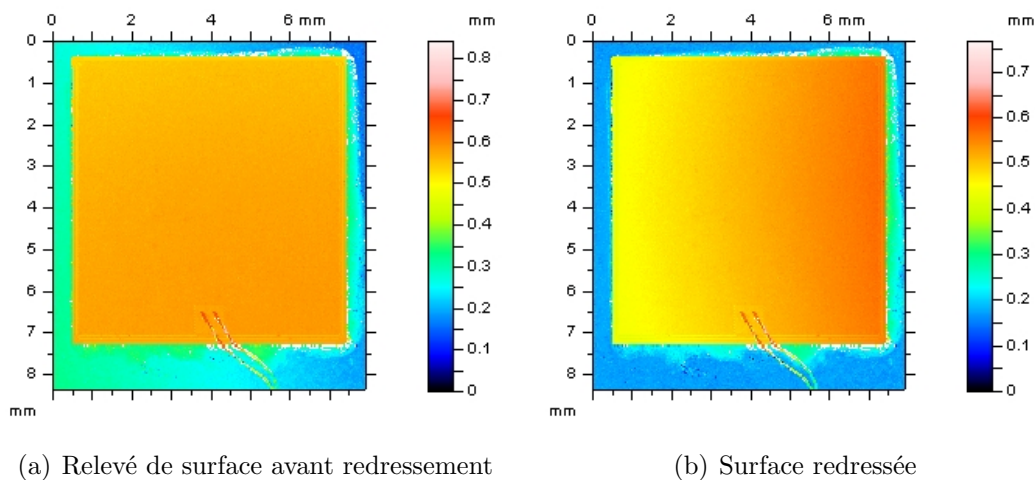
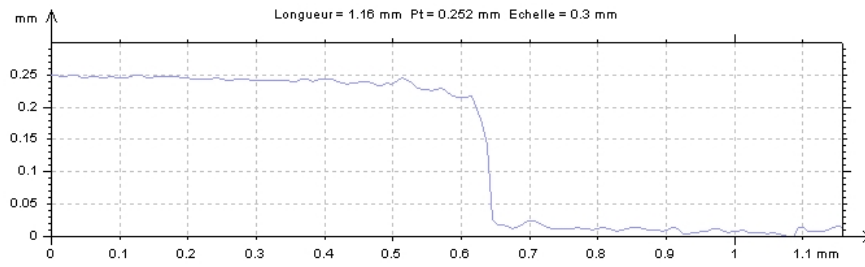
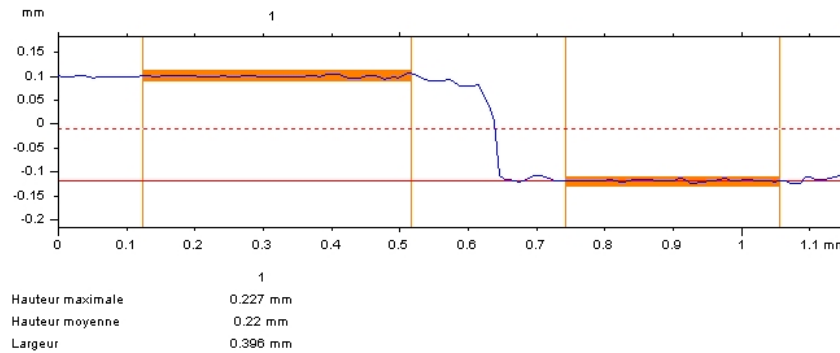


FIG. 2.13 – Relevé à l'aide de la sonde 3mm d'une puce pour la mesure de hauteur de marche.

Les hauteurs de chaque marche sont extraites aux quatre coins de la puce et permettent de calculer l'angle d'inclinaison de la puce par rapport à son plan de report. Ces résultats sont résumés dans le tableau 2.3.



(a) Profil d'une marche après redressement



(b) Evaluation de la hauteur de marche

FIG. 2.14 – Extraction de profil et mesure de hauteur de marche.

On peut voir grâce à ces mesures que l'inclinaison des puces brasées par le processus PEPPER est non négligeable. Bien que nous ayons différents types de paramètres laser pour le brasage des puces, l'inclinaison est présente sur la quasi-totalité des échantillons.

La rapidité du processus laser est probablement à l'origine de ce phénomène. Le processus étant extrêmement rapide, le temps de refusion de la brasure est très court. Le flux présent dans la pâte à braser produit un dégazage lorsque la brasure entre en fusion qui s'échappe alors par un côté soulevant ainsi la puce. Cependant, ce moment reste trop court pour que la puce revienne en place. Cette dernière reste alors figée, inclinée lorsque la brasure repasse en dessous de sa température de fusion.

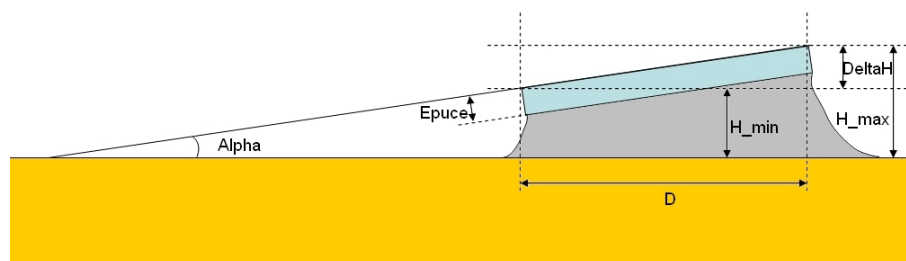


FIG. 2.15 – Inclinaison de puce brasée

A partir de la figure 2.15, on déduit les grandeurs nécessaires au calcul de l'épaisseur

	A6_03	A7_04	B6_05	B7_03	C6_03	C7_04	D6_01	D7_03
$H_a(\mu m)$	281	241	265	194	268	321	272	316
$H_b(\mu m)$	329	23	394	308	247	218	377	22
$H_c(\mu m)$	294	301	278	204	379	304	259	322
$H_d(\mu m)$	359	0297	401	301	386	241	301	187
$H_{min}(\mu m)$	281	23	265	194	247	218	259	187
$H_{max}(\mu m)$	359	301	401	308	386	321	377	322
$D(mm)$	959	766	695	455	966	454	942	445
$\Delta H(\mu m)$	78	71	136	114	139	103	118	135
$\alpha(10^{-3}rad)$	8,13	9,26	19,5	25,0	14,3	22,6	12,5	30,3
$\alpha(deg)$	0,46	0,53	1,12	1,43	0,82	1,29	0,71	1,73
Épaisseur de brasure côté minimum								
$Hbr_{max}(\mu m)$	52	52	36	16	18	40	30	9
$Hbr_{min}(\mu m)$	2	2	-13,9	-33,9	-31,9	-9,9	-19,9	-40,8
Calcul de Tilt [Evan 98]								
$H_{moy}(\mu m)$	329	268	340	258	325	264	341	284
H_{moy}/H_{min}	1,17	1,16	1,28	1,33	1,31	1,21	1,31	1,52
Épaisseur de brasure côté maximum								
$Hbr_{max}(\mu m)$	130	123	172	130	157	143	148	144
$Hbr_{min}(\mu m)$	80	73	122	80	107	93	98	94

TAB. 2.3 – Calcul des angles de Tilt et de l'épaisseur minimale de brasure

minimale de brasure sous la puce.

$$H_{br} = \Delta H - E_{puce} \cdot \cos(\alpha) \quad (2.2)$$

L'épaisseur minimale de brasure calculée ici (eq.2.2) est fonction de l'épaisseur du wafer (E_{puce}) utilisé pour les puces ainsi que de l'angle α d'inclinaison de cette dernière. La tolérance sur l'épaisseur du wafer étant importante ($\pm 10\%$), le calcul a été effectué pour chaque valeur extrême. Le calcul donne donc une fourchette et non une valeur précise.

On voit ainsi apparaitre dans le tableau 2.3 une valeur minimale et une valeur maximale d'épaisseur de brasure. On constate que pour certaines valeurs minimales de hauteur de brasure, c'est à dire l'épaisseur maximale de wafer, on trouve des valeurs négatives. Ces valeurs ne sont bien sûr pas réalistes, mais démontre seulement que l'épaisseur du wafer pour ce cas précis est inférieure à cette valeur maximale.

D'autre part, pour les valeurs d'épaisseur de wafer minimale, le joint a une épaisseur faible. On en déduit que la valeur d'épaisseur du wafer est certainement plus proche de l'épaisseur minimale calculée que de la maximale.

Un calcul de tilt utilisé par Evans [Evan 98], et défini par le rapport de l'épaisseur moyenne (H_{moy}) sur l'épaisseur minimale (H_{min}), est également donné dans le tableau. Cela permet une définition différente de la mesure d'inclinaison de la puce.

Evans et. al définissent le tilt d'une manière différente [Evan 98], en utilisant le rapport de l'épaisseur moyenne (H_{moy}) sur l'épaisseur minimale (H_{min}). Cet autre calcul de

l'inclinaison de la puce permet une classification identique mais avec un calcul donnant des valeurs proches, donc sur une échelle différente et surtout non négative.

2.3.2 Conclusion

D'après Evans [Evan 98], le paramètre d'inclinaison des puces n'est pas à négliger puisqu'il peut entraîner des contraintes qui réduisent la durée de vie de l'assemblage et donc du module. En effet, un joint de brasure dont l'épaisseur n'est pas uniforme a de fortes possibilités de voir une accumulation plus importante et prématurée de contraintes du côté de l'épaisseur minimale, augurant l'apparition de fissures plus tôt lors du vieillissement. Bien que l'on ne puisse pas en mesurer l'impact directement, la durée de vie d'un tel assemblage se trouve donc forcément affectée.

Les véhicules de test utilisés dans cette étude sont des prototypes. Afin de pallier à ce problème de tilt, des solutions ont été envisagées et appliquées à de nouvelles séries de pièces. L'étude n'ayant pu se faire sur ces produits améliorés, on ne peut savoir si le problème est complètement résolu.

2.4 Conclusions sur les mesures préliminaires

Après les mesures préliminaires effectuées avant l'évaluation de durée de vie du module produit par le procédé PEPPER, on peut tirer les conclusions suivantes. Tout d'abord, le faible taux de lacunes observé permet de conclure à une très bonne qualité du joint produit. La contrepartie à ceci est l'inclinaison des puces observées, provoquée par la rapidité du processus par tir laser. Enfin, le gauchissement mesuré nous permettra par la suite de conclure à la justesse des simulations du procédé de report et pourront ensuite être comparées pour recalibrer le modèle ainsi mis au point.

3 Modélisation

3.1 Données sur le processus de brasage laser

La simulation d'un processus de refusion classique est une chose assez courante et largement maîtrisée. Cependant, le brasage laser de composants électroniques, comme utilisés dans le projet PEPPER, n'a jamais été simulé sous ANSYS. Ainsi, des zones d'ombres doivent être éclaircies avant de pouvoir établir un modèle et simuler le processus.

Dans un premier temps, une évaluation de l'énergie nécessaire pour la refusion de la brasure en utilisant le procédé PEPPER est faite.

3.1.1 Evaluation de l'énergie nécessaire au processus de refusion

Au début du projet PEPPER, très peu de travaux relataient l'utilisation du laser comme technique de brasage. On peut citer tout de même, Fleckenstein et Komlodi [Flec 02] qui ont traité le cas des composants CMS et de la fiabilité du procédé par sa simulation. De même, Flanagan et. al [Flan 96] ont utilisé un laser de type YAG et le même type de composants. Les deux techniques décrites se focalisent sur des composants discrets CMS et l'impact du laser se fait directement sur la broche du composant.

Il est à noter que cette technique n'est pas envisageable dans le cas de puces nues, puisque l'on risquerait d'endommager le composant.

Afin de procéder aux simulations du processus laser, il est important d'évaluer la puissance nécessaire pour ce dernier. L'ordre de grandeur de la puissance émise par le laser nécessaire pour faire entrer en fusion une préforme de brasure dans le cas du processus de report développé dans le programme PEPPER peut être évalué par un calcul simple. On considère pour cela le cas d'un leadframe de cuivre sur lequel repose une préforme surmontée d'une puce de silicium avant refusion. Le calcul va déterminer la quantité d'énergie nécessaire pour augmenter la température dans chaque matériau de l'assemblage de l'ambiante à celle de fusion de la brasure. Nous prenons pour ce calcul la brasure de type étain-plomb haute température : $Pb_{95}Sn_5$ ayant pour température de fusion approximativement $300^{\circ}C$.

Les dimensions géométriques de chaque constituant sont données dans le tableau 2.4 ci-dessous en considérant des matériaux de longueur L , de largeur l et d'épaisseur e .

Matériau	$L(mm)$	$l(mm)$	$e(mm)$	Volume (m^3)
Puce	6	6	0,3	$10,8 \cdot 10^{-9}$
Brasure	6	6	0,1	$3,6 \cdot 10^{-9}$
Cuivre	18	8	1	$144 \cdot 10^{-9}$

TAB. 2.4 – Dimensions de chaque matériau

La quantité d'énergie ΔQ nécessaire à l'élévation de température ΔT d'un matériau de masse m est donné par la formule :

$$\Delta Q = m \cdot C \cdot \Delta T \quad (2.3)$$

Où C représente la chaleur massique du matériau.

Pour cela, on doit connaître la masse de chaque composant de l'assemblage. Concernant la brasure, on prend donc 5% de masse d'étain et 95% de masse de plomb. Les propriétés nécessaires pour chaque matériau sont données dans le tableau 2.5.

Les résultats des calculs de la masse des matériaux et de l'énergie nécessaire à leur élévation de température sont donnés dans le tableau 2.6

En plus de chaque quantité d'énergie pour l'élévation de température, on doit prendre en compte l'énergie nécessaire au changement de phase de la brasure. Connaissant l'en-

Matériau	$\rho(kg/m^3)$	$C(J/kg.K)$
Puce	2340	761
Etain	7300	228
Plomb	11340	129
Cuivre	8900	389

TAB. 2.5 – Masse volumique ρ et chaleur massique C de chaque matériau

Matériau	masse (kg)	Q (J)
Puce	$25,27 \cdot 10^{-6}$	5,28
Etain	$1,314 \cdot 10^{-6}$	$82,4 \cdot 10^{-3}$
Plomb	$37,78 \cdot 10^{-6}$	1,375
Cuivre	$1,28 \cdot 10^{-3}$	136,92

TAB. 2.6 – Résultats du calcul d'énergie

thalpie de changement d'état (L_f) pour l'étain et le plomb, (respectivement : $59,2kJ/kg$ et $23kJ/kg$), on calcule cette énergie par la formule :

$$q = L_f \cdot m \quad (2.4)$$

Bien que très faibles par rapport aux énergies précédemment calculées, ($77,8 \cdot 10^{-3}J$ pour l'étain et $0,892J$ pour le plomb) ces énergies doivent tout de même être prises en compte.

Le résultat final pour le calcul de l'énergie totale nécessaire à faire entrer en fusion la brasure haute température PbSn, nous donne une valeur de $144,7J$.

Ce calcul nous a permis de faire une approximation réaliste de la valeur de la puissance nécessaire pour le processus laser PEPPER. Ainsi, nous avons pu utiliser cette valeur comme point de départ pour la simulation de ce procédé. Après plusieurs essais, nous avons opté pour une impulsion laser de $250W$ durant $0,7s$, produisant donc une énergie de $175J$.

3.2 Les simulations multi-physiques sous ANSYS

3.2.1 Introduction aux éléments finis

La Modélisation par Elements Finis (MEF) est largement employée dans l'industrie et ce, dans des domaines très divers. Que ce soit pour des problèmes thermiques, mécaniques, électromagnétiques voire même souvent multi-physiques cette méthode est utilisée afin de trouver des solutions, et ce quelle que soit l'échelle considérée.

La MEF a vu le jour dans les années 50 du regroupement de la mécanique des systèmes discrets et de la mécanique des milieux continus.

Comme on le voit sur la figure 2.16, on peut représenter la MEF comme étant au confluent de trois disciplines. La modélisation des problèmes physiques, l'analyse numé-

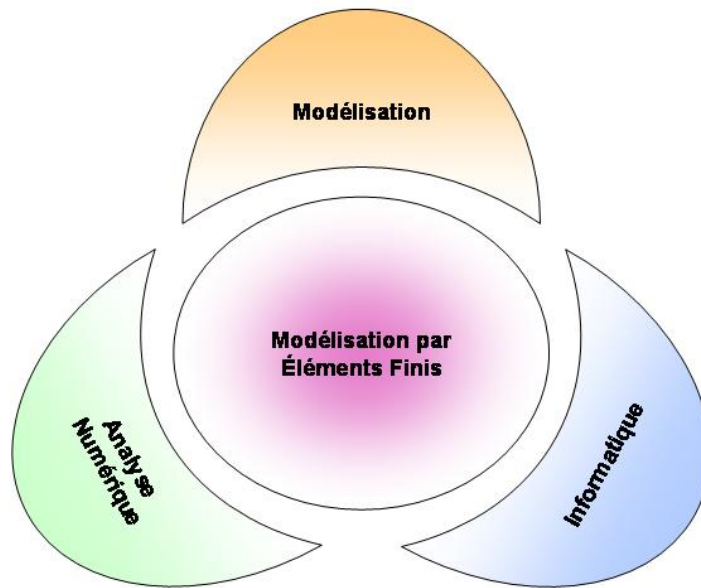


FIG. 2.16 – Modélisation par éléments finis[Thom 06]

rique et l’informatique appliquée.

La méthode des éléments finis invoque ces trois disciplines avec la préoccupation commune de pouvoir faire une approximation du problème par un nombre fini de paramètres représentant les grandeurs physiques à calculer : ce procédé s’appelle la **discrétisation**. [Thom 06]

- La modélisation : consiste à mettre en équations les phénomènes fondés sur la répartition spatiale des grandeurs physiques (ce sont les équations aux dérivées partielles), ou encore à formuler les lois d’interaction entre ces grandeurs.
- L’analyse numérique : consiste à élaborer des procédures de calcul spécifiques, ou à utiliser au mieux les algorithmes généraux existants, pour résoudre numériquement les équations des modèles physiques.
- L’informatique : consiste à développer des logiciels permettant de construire et manipuler les données numériques, en agencant comme il faut des modules de résolution, des gestionnaires de base de données, et des interfaces homme-machine.

Une analyse numérique donne un point de vue différent par rapport à une solution analytique. En effet, une solution numérique donne une réponse précise pour un domaine et des conditions aux limites précises. Au contraire, la solution analytique permet de voir l’influence de chaque paramètre sur la solution. Concernant la solution numérique, il faudra faire plusieurs calculs en utilisant des valeurs de paramètre différents afin d’estimer l’influence sur la solution. [Garr 02] - [Lega 06]

3.2.2 Le logiciel ANSYS

Les simulations par éléments finis ont été effectuées grâce au logiciel Ansys de la société ANSYS Inc.. Le déroulement des simulations se fait en trois étapes. Tout d'abord le *pre-processing* qui est la phase durant laquelle la géométrie du modèle va être construite avec son maillage et le choix du type d'éléments utilisés. On va également définir les différents paramètres matériaux ainsi que les conditions aux limites.

La seconde phase est l'étape de calcul ou *Solution* durant laquelle les chargements et conditions de simulations sont définies et le calcul effectué par le calculateur.

Enfin, la dernière phase appelée *post-processing*, est l'étape où sont traités et extraits les résultats issus du calcul.

Le logiciel permet deux types d'approches de la simulation. La première est le mode interactif au travers du GUI (Graphic User Interface), où toutes les commandes sont accessibles par des menus et effectuées les unes après les autres par l'utilisateur.

La seconde approche, se fait au travers de scripts de commande écrits par l'utilisateur et exécutés par le calculateur. Ce mode de fonctionnement, bien que moins convivial du point de vue de l'environnement de travail permet une modification et un suivi plus aisé des paramètres. Le plus gros avantage est de permettre l'exécution de la simulation en mode *batch* qui est un mode automatique effectué en tâche de fond sur la machine de calcul. Cela a pour avantage, sur certaines machines, d'accélérer le calcul en limitant le travail du système au calcul et à la sauvegarde du résultat. Le calculateur se trouve alors soulagé de la tâche d'affichage et gagne en rapidité. Ce mode est également préféré pour de grosses simulations demandant plusieurs jours de calcul et des écritures importantes sur les disques.

3.3 Modélisation du comportement des alliages de brasure

Lors des simulations effectuées, les matériaux constituant l'assemblage sont considérés comme des milieux homogènes et isotropes. On considère également, que à l'exception des alliages de brasage, les matériaux formant les assemblages (cuivre, silicium) restent dans leur domaine d'élasticité durant leur cycle de vie ou conditions de test.

Les alliages utilisés pour former les brasures en électronique, ont un comportement visco-plastique, ainsi que des propriétés thermo-mécaniques dépendantes de la température, mais aussi de la durée des sollicitations mécaniques. Une des caractéristiques importantes de ces alliages, vient du fait que leur température d'utilisation se situe au delà de la moitié de la température de fusion de l'alliage exprimé en Kelvin. On se situe donc toujours à haute température pour ces alliages. Ainsi, il est nécessaire de prendre en compte le fluage qui apparaît à ces températures et qui dépend également du temps.

La discussion sur la modélisation des assemblages en électronique apportée par Gracia [Grac 05], nous montre que le modèle proposé par Anand [Brow 89] est la meilleure solu-

tion à adopter pour prendre en compte le comportement complexe des alliages de brasure aux températures d'utilisation et de test courantes (-55°C/+150°C) en électronique.

La modélisation apportée par Anand se fait au travers de trois équations (2.5 - 2.6 - 2.7) prenant en compte la réponse mécanique des matériaux en fonction du temps. Ce modèle utilise une seule variable interne appelée résistance à la déformation qui est notée s . C'est un paramètre qui a les dimensions d'une contrainte mais qu'on ne peut pas mesurer. Le modèle d'Anand est valable pour des matériaux n'ayant pas subi de déformation entraînant un endommagement et permet de prendre en compte, entre autre, la dépendance à la température.

Vitesse de déformation plastique :

$$\frac{d\epsilon_p}{dt} = A \cdot e^{-\frac{Q}{RT}} \left[\sinh \left(\frac{\xi \sigma}{s} \right) \right]^{\frac{1}{m}} \quad (2.5)$$

- A : Facteur pré-exponentiel (s^{-1})
- Q : Energie d'activation ($kJ/mol.$)
- R : Constante des gaz parfaits ($kJ/mol.K$)
- ξ : Multiplicateur de contraintes (sans dimension)
- σ : contrainte équivalente
- s : Résistance à la déformation (Pa^{-1})
- m : Sensibilité à la contrainte de la vitesse de déformation (sans dimension)

Vitesse de résistance à la déformation plastique :

$$\dot{s} = \left[h_0 \left| 1 - \frac{s}{s^*} \right|^a \cdot \text{sign} \left(1 - \frac{s}{s^*} \right) \right] \cdot \frac{d\epsilon_p}{dt} \quad (2.6)$$

- \dot{s} : Vitesse de résistance à la déformation
- h_0 : Constante de durcissement/adoucissement (MPa)
- s^* : Valeur de saturation de la résistance à la déformation (MPa) associé à une valeur de T et de $\frac{d\epsilon_p}{dt}$
- $a > 1$: Sensibilité de la consolidation ou de l'adoucissement avec la vitesse de déformation

Valeur de saturation de la résistance à la déformation :

$$s^* = \hat{s} \left[\frac{\dot{\epsilon}_p}{A} \cdot e^{\left(\frac{Q}{RT} \right)} \right]^n \quad (2.7)$$

- \hat{s} : Coefficient de la valeur de saturation de la résistance à la déformation (MPa)
- n : Sensibilité à la vitesse de déformation de la valeur de saturation de la résistance à la déformation (sans dimension)

L'application de ce modèle se fait au travers de 9 paramètres. Le tableau 2.7 donne les

valeurs des neuf constantes utilisées pour l'alliage $Pb_{95}Sn_5$, ainsi que son module d'Young associé en fonction de la température (2.8).

Constante	Valeur
C1 : S_0	15,09MPa
C2 : Q/R	15583K
C3 : A	$3,25 \cdot 10^{12} s^{-1}$
C4 : ξ	7
C5 : m	0,143
C6 : h_0	1787Mpa
C7 : \hat{s}	72,73Mpa
C8 : n	$4,37 \cdot 10^{-3}$
C9 : a	3,73

TAB. 2.7 – Valeurs des constantes du modèle de Anand [Wang 01]

Température (K)	Module d'Young
298	15,7 GPa
373	13,6 GPa
473	10,7 GPa
600	100 kPa

TAB. 2.8 – Valeurs du module d'Young en fonction de la température [Wang 01]

Les 9 paramètres du modèle de Anand permettent donc de décrire le comportement d'un matériau au travers des trois équations du comportement. Ce modèle est directement intégré dans Ansys, le logiciel de simulation multi-physique par éléments finis utilisé dans notre étude. On peut donc, en définissant les constantes associées aux matériaux décrire le comportement non linéaire des brasures qui nous concernent. Le calcul de ces constantes est complexe et ne sera pas traité ici. Nous avons dans notre cas utilisé les valeurs trouvées dans la littérature. Comme nous ne pouvons pas donner les différents types de brasure testés dans le projet PEPPER, il ne sera pas fait mention des valeurs des constantes utilisées. Seul l'exemple du $Pb_{95}Sn_5$ fourni par [Wang 01] est donné (tab.2.7).

Les paramètres de Anand, permettant de modéliser notamment les alliages de brasure, sont calculés à partir de données réalistes tirées d'essais de traction sur des éprouvettes de taille macroscopique. Il en est de même pour la modélisation de matériaux tels que le cuivre. On peut alors se poser la question de la représentativité de la modélisation par rapport à son utilisation dans un modèle de taille microscopique. Il est en effet légitime de penser que la modélisation d'un matériau au niveau macroscopique sera représentative de ce dernier seulement dans la limite où les dimensions géométriques du modèle dans lequel on emploie ces paramètres sont identiques. Ainsi, la validité des paramètres tirés d'éprouvettes macroscopiques et employés pour des modèles de taille microscopique reste posée.

3.4 Influence des contraintes résiduelles

3.4.1 Contraintes résiduelles

Nous venons de voir quelle est la conséquence du processus de fabrication sur un assemblage de puce nue. L'accumulation de densité d'énergie de déformation dans le joint brasé est synonyme de fatigue pour ce dernier. En effet, tout au long de sa vie, un assemblage va accumuler de l'énergie de déformation jusqu'au point de rupture.

Ainsi, une certaine fatigue se trouve présente au sein de l'assemblage dès sa phase de conception. La question que l'on se pose maintenant est de savoir si cette fatigue sera ou non négligeable sur le calcul de sa durée de vie. Cela revient à savoir si lors d'une simulation de test de vieillissement on doit prendre en compte ou non la densité d'énergie de déformation accumulée durant le processus de refusion.

La position généralement adoptée dans la plupart des études est de ne pas prendre en compte cette énergie résiduelle car elle est considérée comme négligeable. Est-ce que cela se justifie ?

Pour cela, une série de simulations simples, modélisant un assemblage classique subissant différents tests de vieillissement permet de répondre à cette question. Une modélisation en 2D d'un assemblage Puce/Brasure/Cuivre a été réalisée. La brasure $Pb_{95}Sn_5$ a été utilisée. Le modèle de Anand présenté au chapitre précédent a été employé. Comme présenté sur la figure 2.17, un modèle va subir le processus de refusion puis un test de vieillissement, pendant qu'un autre identique subira directement le test de vieillissement. La différence de densité d'énergie de déformation entre les deux résultats (W_{PC} résultat avec la prise en compte des contraintes résiduelles et W_{NC} résultat sans la prise en compte de ces contraintes résiduelles) permettra de conclure sur la nécessité de la prise en compte des contraintes résiduelles sur le calcul de la durée de vie d'un assemblage.

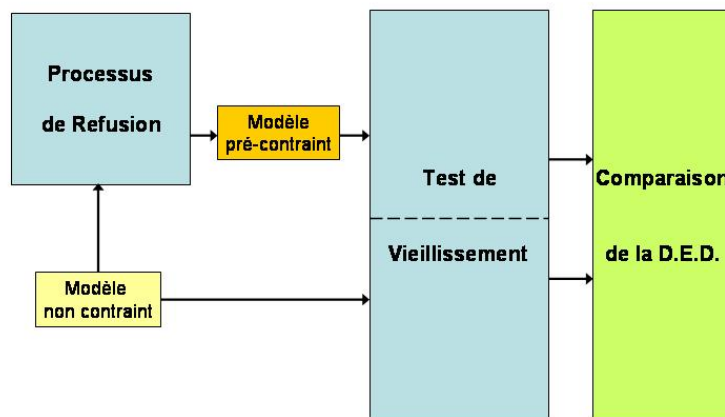


FIG. 2.17 – Mise en évidence des contraintes résiduelles

Plusieurs types de tests de vieillissement sont aujourd'hui employés pour tester les assemblages. Concernant les tests passifs, on trouve essentiellement les Variations Rapides de Température (V.R.T.) et les chocs thermiques (Air/Air ou Liquide/Liquide). Concernant les tests actifs, on emploie la méthode de l'auto-échauffement. Ces trois types de tests sont simulés. Les conditions de simulation sont les suivantes :

- V.R.T. : Des paliers de 15 minutes aux températures de -55°C et $+125^{\circ}\text{C}$, avec des pentes de 12°C par minute ;
- Chocs Thermiques : Des paliers aux températures de -55°C et $+125^{\circ}\text{C}$, avec des pentes brusques, quasi-instantanées ;
- Auto-échauffement : Un échauffement avec une puissance de 70W , à une fréquence d'environ 5kHz et une température imposée de fond de boîtier de 100°C .

3.4.2 Résultats

La figure 2.18 montre l'évolution de l'erreur (Équ. 2.8) commise sur le résultat du calcul de la densité d'énergie de déformation en fonction du nombre de cycles simulés. Il apparaît très clairement que suivant le type de test effectué, cette influence sera plus ou moins importante. De plus, le nombre de cycles simulés n'est pas non plus négligeable sur le résultat. En effet, si l'on se contente de simuler seulement 3 cycles et d'en tirer une loi d'évolution linéaire, on trouvera un résultat loin de la réalité.

$$Erreur = \frac{(W_{PC} - W_{NC})}{W_{PC}} \cdot 100 \quad (2.8)$$

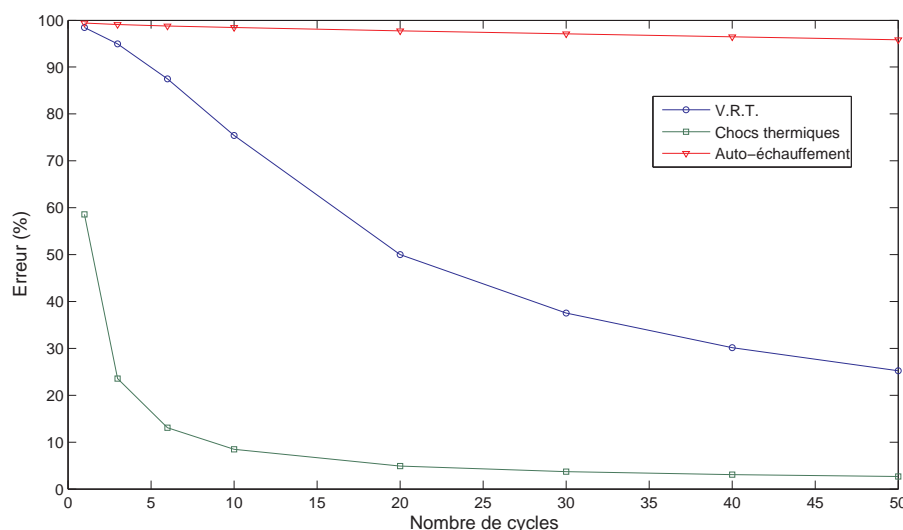


FIG. 2.18 – Résultat d'erreur sur la comparaison des tests de vieillissement avec et sans prise en compte des contraintes résiduelles

La figure 2.18 montre clairement que l'erreur reste au delà des 90% après 50 cycles simulés pour l'autoéchauffement. Par contre, cette erreur est beaucoup moins importante dans le cas des simulations de tests passifs. On peut expliquer cette différence de la manière

qui suit. Les contraintes engendrées dans les joints brasés sont principalement dues aux variations de température. Ainsi, lors d'un test par auto-échauffement, le vieillissement se fait à une température moyenne élevée alors que les variations autour de cette moyenne sont faibles. Il s'agit de tests doux qui mettront longtemps à atteindre la défaillance. Au contraire dans le cas des tests passifs, les variations de température sont beaucoup plus importantes, entraînant des contraintes plus conséquentes. On comprend donc aisément comment les tests passifs vont produire un vieillissement plus rapide dans le joint brasé que des tests d'auto-échauffement. Ainsi, ces fortes contraintes induites lors des cycles passifs vont avoir tendance à rapidement dépasser, voire rendre négligeable, les contraintes résiduelles induites par le processus de fabrication.

Dans cet exemple, l'erreur devient négligeable au delà d'une dizaine de cycles. Cependant, on constate de manière générale dans la littérature que seulement 5 cycles sont simulés puis généralisés, se trouvant donc ainsi dans une partie de la courbe dont l'erreur est non négligeable. Il est donc important avant de généraliser une telle évolution de vérifier que cette erreur est non négligeable.

3.5 Simulation du processus de refusion par tir laser

Lors du projet PEPPER, une fois la faisabilité démontrée par la pratique d'essais, la question principale à laquelle il était important de répondre concernait la fiabilité d'un tel procédé.

Comme démontré au chapitre précédent, les contraintes résiduelles dans un assemblage après le processus de refusion ne sont pas négligeables. Ainsi, un processus, comme celui mis en œuvre dans le cadre du projet PEPPER, doit être au moins aussi performant qu'un assemblage provenant d'un processus classique. Sur ce point fondamental repose l'avenir d'une telle technologie.

Les contraintes engendrées par un processus de type classique peuvent être considérées comme uniformes. En effet, lors d'un passage dans un four de refusion, ce dernier se trouve dans un environnement à température élevée avec un faible gradient. Concernant le processus PEPPER, c'est l'inverse qui se passe. La température ambiante est peu élevée, mais le gradient de température induit par le tir laser est très important. Ainsi, la question que l'on peut se poser est la suivante : Ce gradient influence-t-il les contraintes résiduelles ? Et par cette question, on cherche à répondre à la question qui nous intéresse : Qu'en est-il de la fiabilité de l'assemblage obtenu par ce processus ?

En effet, si les contraintes résiduelles sont peu différentes alors, on peut considérer que les deux assemblages sont dans un état équivalent après refusion. Ainsi, la durée de vie d'un assemblage PEPPER sera équivalente à celle d'un assemblage classique.

Pour cela deux séries de simulations ont été mises en place. La première concernant le processus de refusion classique appliqué au même assemblage que le projet PEPPER. La seconde visant à simuler le processus de refusion par laser du projet.

Lors de ces simulations, puis ultérieurement, Le modèle géométrique utilisé lors de ces simulations, puis ultérieurement est représenté sur la figure 2.19. Les valeurs données dans le tableau 2.9 sont les caractéristiques géométriques de ce modèle.

Matériau	$L(mm)$	$l(mm)$	$e(mm)$
Puce	7	7	0,19
Brasure	7	7	0,06
Cuivre	12,8	7,5	1

TAB. 2.9 – Dimensions de chaque matériau du modèle

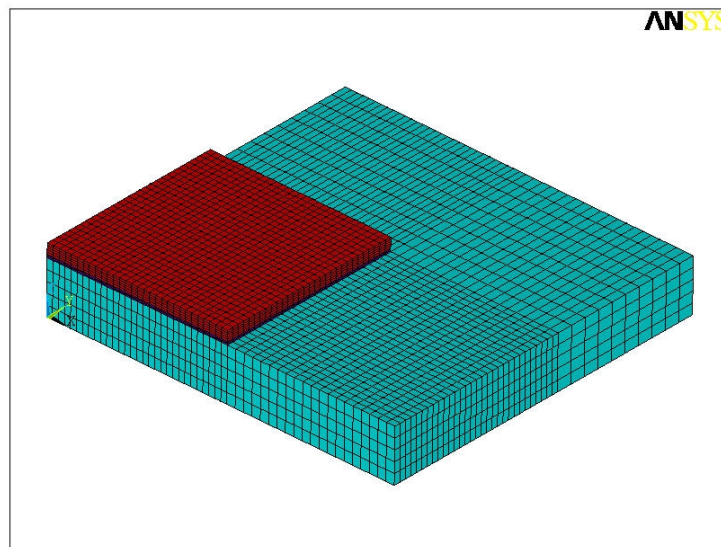


FIG. 2.19 – Représentation de la géométrie du modèle FEM utilisé

3.5.1 Processus classique

Le diagramme 2.20 représente les deux étapes de simulation du processus classique. Cette simulation ne peut être effectuée en une seule fois car les températures de référence sont différentes pour chaque simulation.

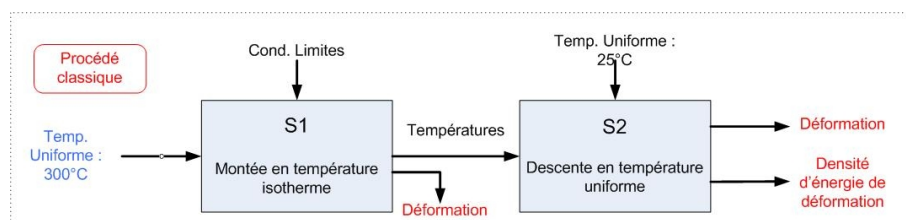


FIG. 2.20 – Diagramme de simulation du processus de refusion classique

Il s'agit donc, lors de la simulation S1, d'appliquer une température uniforme sur notre modèle afin d'en calculer les déformations induites lors de la montée en température. La température maximale atteinte est celle de refusion de la brasure. À ce moment là, les

matériaux sont dilatés mais pas contraints puisque, la brasure étant en fusion, ces derniers sont libres de tout mouvement.

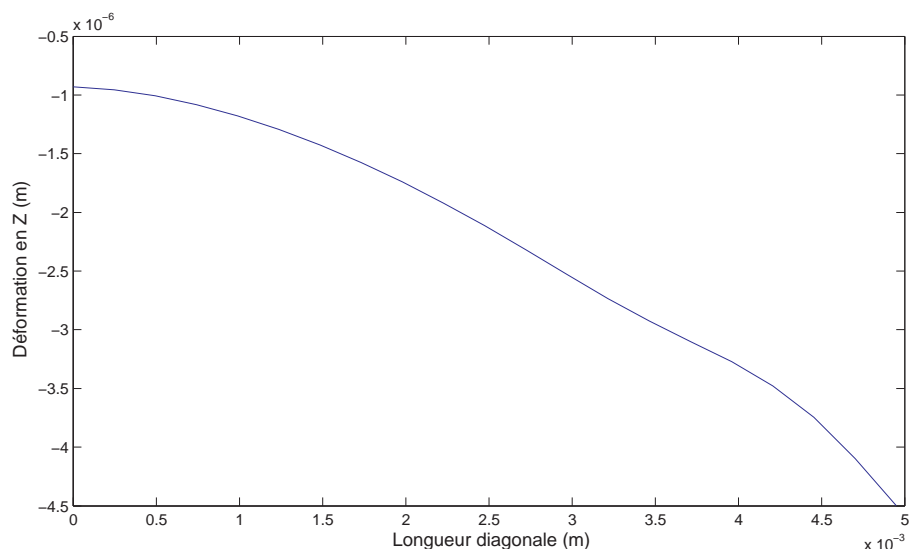


FIG. 2.21 – Déformations obtenues par simulation du processus de refusion classique (S2)

Lors de la simulation S2, on part de cet état non contraint, et on ramène l'ensemble du modèle à la température ambiante (25°C). C'est à ce moment là que se forment les contraintes résiduelles dans l'assemblage. En effet, la brasure refroidissant, elle repasse sous son point de fusion et provoque l'accrochage mécanique des matériaux entre eux. La différence des coefficients de dilatation thermique entre les constituants de l'assemblage crée un effet bilame. Ceci se traduit par un gauchissement de la puce. Un temps de stockage de huit jours est ajouté à la fin de la simulation.

La figure 2.21 présente le gauchissement de la puce relevé à la fin de la simulation S2. On mesure alors une flèche de $3,57\mu\text{m}$.

3.5.2 Processus laser

Le diagramme 2.22 présente les différentes étapes des simulations réalisées pour l'étude concernant le refroidissement après le tir laser.

Comme précédemment, pour le processus classique, il y a deux étapes pour la simulation du processus. Une première concerne la montée en température, puis une seconde pour la descente. Cependant, deux simulations de descente en température ont été effectuées. L'une procédant à la descente en température du module après refusion de manière uniforme. La simulation S3 concerne l'échauffement local du module par tir laser. Ces simulations ont été réalisées en début de projet, alors que les caractéristiques du laser n'étaient pas encore arrêtées. Ainsi, comme nous l'avons calculé précédemment (cf. §3.1), la puissance et la durée de l'impulsion laser ont été ajustées de manière indépendante à ce processus de choix. Nous avons choisi une durée d'impulsion courte, de 0,7 secondes et une puissance de 250W, soit une énergie de 175J.

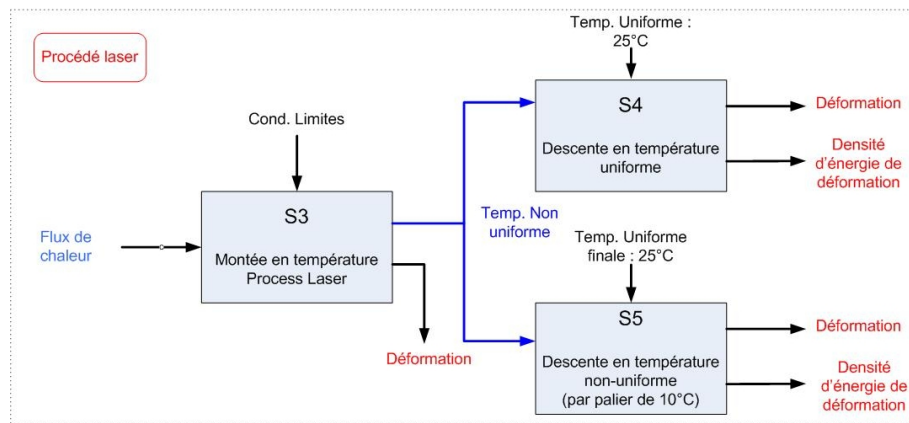


FIG. 2.22 – Diagramme de simulation du processus laser

Une des questions soulevées lors de ces simulations concerne le refroidissement et de son influence. En effet, dans le cas d'un processus classique, l'échauffement se fait avec un gradient de température faible car il est provoqué par une élévation de la température ambiante. Le module s'échauffe de manière globale avec un gradient faible. Mais dans le cas du processus laser, la température ambiante reste constante et c'est un fort gradient de température qui est imposé directement au module. Ainsi, dans le premier cas le gradient de température interne à l'assemblage est faible, et on peut penser que le module refroidit de manière quasi-uniforme, mais dans le cas du tir laser, le refroidissement se fait de manière non-uniforme car le gradient de température dans l'assemblage est important.

La figure 2.23 représente un résultat de simulation thermique de l'impact laser sur le cuivre uniquement. On observe alors que le gradient de température atteint 200°C entre le bord et le centre du cuivre.

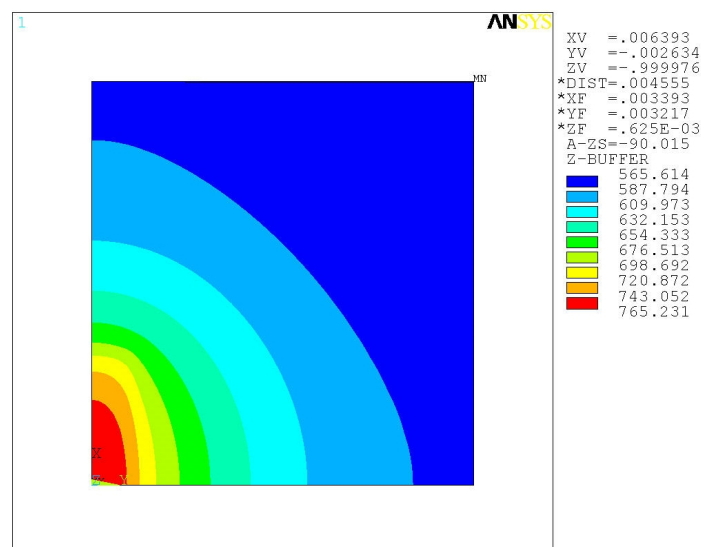


FIG. 2.23 – Simulation thermique du tir laser.

Que peut on dire de l'influence de ce type d'échauffement et de refroidissement ? Pour

cela, deux simulations ont été effectuées pour les deux modes de refroidissement.

3.5.2.1 Simulation de l'impact laser

La simulation S3 propose une modélisation du tir laser. Comme cela a été modélisé, (figure 2.24), le faisceau a une forme qui n'est pas symétrique (ronde ou carrée). La simulation a pris en compte cette forme rectangulaire du faisceau.

Cette simulation a été tout d'abord effectuée à l'aide d'éléments de contact qui permettent, comme leur nom l'indique, de simuler un contact entre deux parties de l'assemblage. Le but était avant tout de pouvoir appréhender la propagation du flux de chaleur au travers de l'empilement des matériaux qui sont au départ seulement posés les uns sur les autres et donc qui n'ont pas un contact parfait entre eux. Grâce aux éléments de contact, il doit être possible de voir également l'influence d'une pression appliquée sur l'empilement. En effet, en réduisant l'interstice entre chaque matériau, on facilite la conduction calorifique. Ainsi, on aide à la refusion et accélère le processus. Cette pression permet également de maintenir les matériaux en place durant la phase où la brasure est en fusion, et de réduire le tilt.



FIG. 2.24 – Représentation du spot laser par rapport aux matériaux de l'assemblage.

L'utilisation des éléments de contact nécessite de connaître certains paramètres mécaniques des matériaux telles que la rugosité ou encore la pente moyenne des aspérités sur la surface. Cette dernière donnée n'étant pas accessible par la mesure au travers de nos moyens, il a été impossible de donner une valeur correcte afin de modéliser ces contacts.

Une modélisation simplifiée, sans prise en compte de l'effet de contact a donc été utilisée par la suite. Un ajustement des paramètres a permis de recréer un impact laser réaliste.

3.5.2.2 Problème de la descente en température

Comme expliqué précédemment, la descente en température jusqu'à l'ambiante de l'assemblage une fois échauffé par tir laser ne se fait pas de manière uniforme dans la réalité. Comme on peut le voir sur le diagramme de simulation 2.22, deux types de simulations ont été effectués pour la descente en température. La première est uniforme, quant à la seconde elle se fait par paliers de 10 degrés en respectant les isothermes jusqu'au retour complet à l'ambiante. Il est évident que ces deux simulations ne sont pas représentatives de la réalité, mais que le refroidissement réel du module après l'impact laser se situe entre ces deux cas extrêmes.

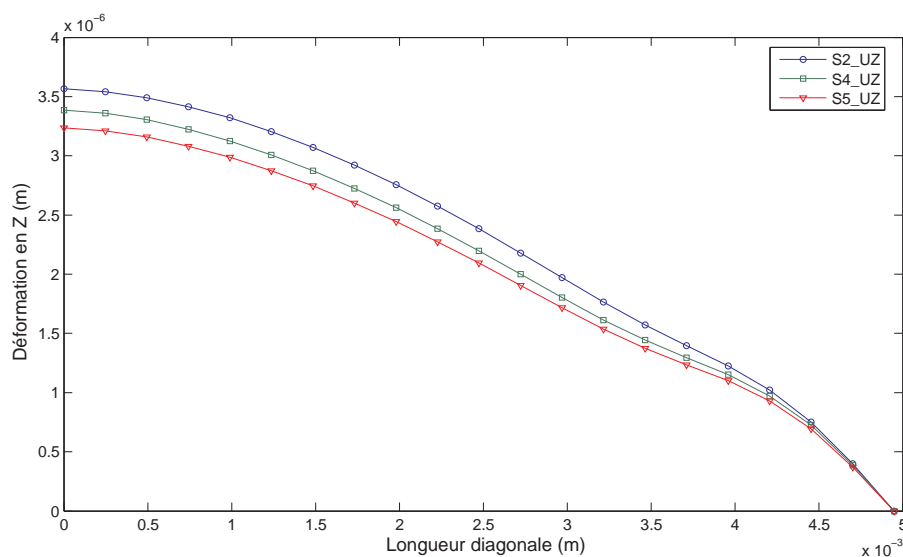


FIG. 2.25 – Comparaisons des déformations obtenues lors des simulations S2, S4 et S5

La figure 2.25 montre les courbures obtenues par les 3 simulations S2, S4 et S5. On voit que ces résultats sont quasiment identiques. On trouve précisément, des valeurs de $3,39\mu m$ pour S4 et $3,24\mu m$ pour S5. Il s'avère que d'un point de vue des déformations, on retrouve des valeurs équivalentes. On démontre ainsi que le type de refroidissement n'est pas un facteur déterminant sur les contraintes résiduelles. En effet, la réalité se situant entre ces deux cas, et puisque l'on trouve des résultats similaires, on peut en conclure que dans la réalité, les contraintes engendrées sont identiques à ce que nous venons de calculer.

3.5.3 Conclusion sur la modélisation du processus

La figure 2.26 résume les résultats des mesures de rayon de courbure effectués sur une partie des échantillons en comparaison avec ceux trouvés par simulation. On constate une légère différence, avec des valeurs plus basses pour les simulations. Cette légère différence peut être imputée à la modélisation imparfaite de l'assemblage.

Le tableau 2.10 donne la synthèse des gauchissements calculés après chaque simulation,

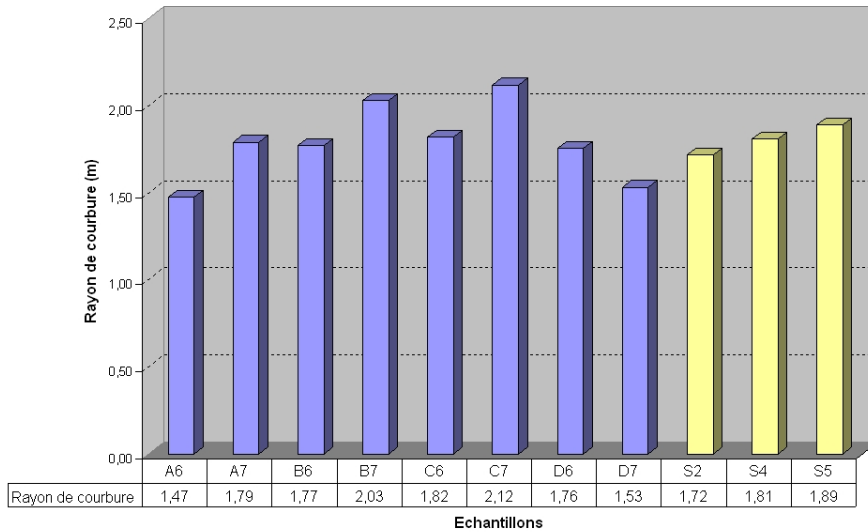


FIG. 2.26 – Comparaison des rayons de courbure mesurés et calculés par simulation (jaune)

ainsi que la contrainte induite dans la brasure au point le plus critique. On constate que les 3 simulations sont équivalentes.

Simulation	h (μm)	Contraintes ($10^6 Pa$)
S2	3,57	8,95
S4	3,39	9,56
S5	3,24	9,12

TAB. 2.10 – Synthèse des résultats de simulation

On peut considérer la modélisation du processus PEPPER et de l’assemblage satisfaisante puisque les valeurs trouvées par simulations ne sont pas aberrantes et proches des mesures. Nous venons de voir que les résultats des simulations des processus classiques et PEPPER, concernant le gauchissement de puce et les contraintes induites dans la brasure, sont équivalentes. Il apparait donc que ces deux processus sont équivalents d’un point de vue de la fatigue mécanique engendrée. Par la suite, il ne sera plus nécessaire de simuler un processus laser complexe, mais on pourra le remplacer directement par la simulation d’un processus classique pour toute étude mécanique.

Finalement, il est important de noter ici que les simulations effectuées semblent montrer que la contrainte dans l’assemblage ne dépend pas du type de processus de fabrication employé. Ainsi, par extrapolation, on peut en conclure que le processus PEPPER engendrant des contraintes résiduelles identiques à celles d’un module produit par un processus classique, les deux modules devraient avoir une durée de vie identique, s’ils rencontrent des conditions de vie semblables.

Chapitre 3

Méthodologie et évaluation de la durée de vie

Sommaire

1	Méthodologie	78
1.1	Détail du schéma de principe de la méthodologie	78
1.2	Véhicule de test	79
2	Experimentations	82
2.1	Critère de défaillance	82
2.2	Mesure de l'impédance thermique de l'assemblage	83
2.3	Les tests de vieillissement accélérés	97
2.4	Résultats des tests de vieillissement	99
2.5	Microsection et visualisation de fissures	101
3	Simulations	102
3.1	Le modèle utilisé	102
3.2	Simulations du procédé de report	104
3.3	Simulations des tests de vieillissement	104
3.4	Simulations du profil de mission	110
4	Synthèse des résultats et critique	116
4.1	Calcul de la durée de vie	116
4.2	Critique des résultats et conclusion	118

Dans ce chapitre est présentée dans un premier temps la méthodologie employée lors du projet PEPPER afin d'évaluer la durée de vie en conditions réelles de fonctionnement des prototypes réalisés grâce à cette nouvelle technologie. Puis sa mise en application est décrite. Finalement, les résultats obtenus sont expliqués et discutés.

1 Méthodologie

Comme nous l'avons vu précédemment, le but de cette étude au sein du projet PEP-PER, est l'évaluation de la durée de vie d'un module destiné à une application de type alterno-démarreur. Cette évaluation est basée sur la quantification de la fatigue accumulée dans les joints de brasure de l'assemblage. Le paramètre représentatif de cette fatigue utilisé ici est la densité d'énergie de déformation.

1.1 Détail du schéma de principe de la méthodologie

La figure 3.1 schématise la méthodologie employée pour l'évaluation de la durée de vie de l'assemblage en conditions réelles de fonctionnement. Deux parties bien distinctes sur le schéma composent cette méthodologie. Tout d'abord sur la partie gauche se trouve la partie expérimentale, donnant accès à des échantillons, ainsi que les données spécifiques à chaque étude. Quant à la partie de droite, la théorie, elle fournit des informations non spécifiques à l'étude. La théorie regroupe les paramètres et constantes physiques des matériaux du modèle, ainsi que les lois de la physique gérant les phénomènes que l'on va simuler.

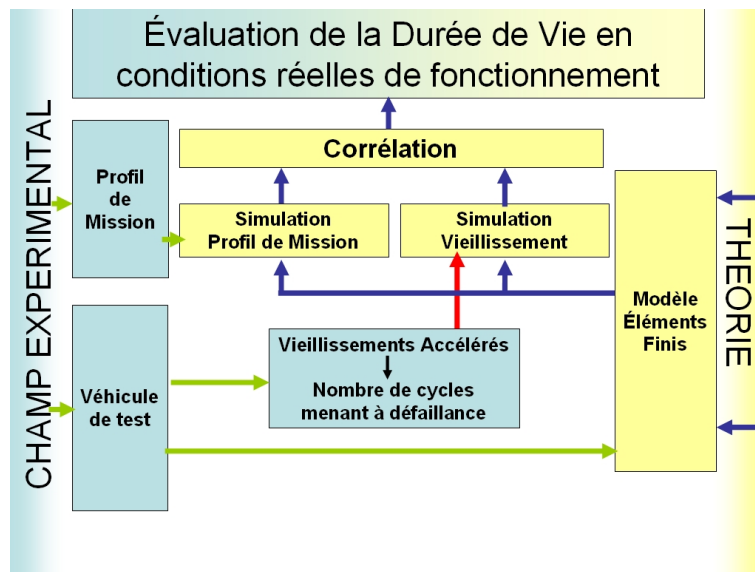


FIG. 3.1 – Méthodologie d'évaluation de la durée de vie

1.1.1 Champ expérimental

Tout d'abord, nous nous intéressons au champ expérimental. Ce sont principalement des données provenant soit directement du terrain, soit d'expérimentations préalables. Deux choses essentielles en provenance du champ expérimental sont nécessaires à notre méthodologie. Il est avant tout nécessaire de posséder un profil de mission. Il s'agit dans

notre cas d'un profil de la puissance injectée dans les puces composant le module durant un certain temps. Ce profil doit être relevé durant une utilisation normale du module et pendant un temps assez long. Les caractéristiques du profil de mission qui nous concerne sont décrites dans le chapitre 3.4 traitant de leur simulation. Il est également nécessaire de posséder un véhicule de test. Il doit présenter des caractéristiques identiques à celles d'un module qui sera ensuite utilisé dans l'application finale. Le véhicule de test est décrit de manière plus précise dans le chapitre 1.2.

1.1.2 La théorie

La partie théorique doit permettre de construire à partir de paramètres matériaux tirés de la littérature un modèle à éléments finis du véhicule de test. Ce modèle sera ensuite utilisé afin de simuler les différentes étapes de la vie du module, mais également les tests de vieillissement accélérés que le véhicule de test subira. Grâce à ces simulations, nous allons pouvoir juger de l'état de fatigue du module au travers de la densité d'énergie de déformation emmagasinée dans le joint brasé.

1.1.3 Tests, simulations et corrélation

Le véhicule de test subit un vieillissement accéléré jusqu'à atteindre la défaillance. Cette dernière étant définie au préalable au travers du critère de défaillance (voir chapitre 2.1). Ces tests nous permettent de connaître le nombre de cycles de vieillissement menant à la défaillance pour chaque échantillon. À l'aide du modèle à éléments finis, nous pouvons ensuite simuler ces mêmes tests et en déduire la densité d'énergie de déformation menant à la défaillance.

De même, à partir du profil de mission, la simulation permet de calculer la densité d'énergie de déformation emmagasinée dans le joint brasé pour une utilisation représentative du module et pour une certaine durée. Par corrélation des résultats des deux simulations, il est possible de faire une évaluation de la durée de vie de l'assemblage en condition réelle de fonctionnement.

1.2 Véhicule de test

1.2.1 Utilisation

Tout d'abord, il est nécessaire de posséder des véhicules de test représentatifs de l'application future et réalisés dans une technologie ou grâce à un procédé identique à celui qui sera utilisé au final. Ils doivent également être conçus de manière à permettre de faire les mesures nécessaires pour les tests le plus aisément possible. Il faut donc adapter la connectique, et éventuellement ajouter des capteurs pour les différentes mesures (température par exemple). Dans notre cas, ces échantillons ont été réalisés à l'aide de

la technique de brasage laser en utilisant différentes pâtes à braser. Les véhicules de test utilisés pour l'étude qui nous concerne sont issus de tests paramétrés sur la durée et la puissance du tir laser. Ainsi, tous les véhicules de test n'ont pas la même qualité de brasage.

La première utilisation de ces véhicules de test (figure 3.2) est de servir de modèle pour la création de sa représentation 3D par éléments finis. Une fois un premier modèle défini, la simulation du procédé de report d'une puce est faite. On compare alors l'état mécanique résiduel d'une puce obtenu expérimentalement sur l'échantillon avec le résultat de la simulation. En cas d'erreur trop importante, le modèle est alors corrigé en paramétrant à nouveau les données matériau ou encore en revoyant les hypothèses de départ et conditions limites.

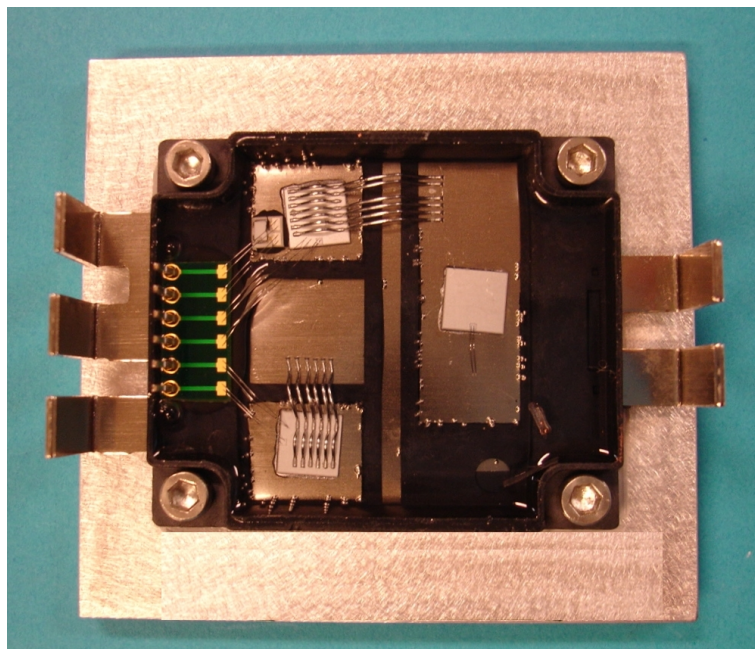


FIG. 3.2 – Prototype PEPPER

L'état mécanique résiduel de l'assemblage a été évalué à l'aide d'un profilomètre comme décrit dans le chapitre 3. Puis nous avons utilisé un nano-foyer X afin de visualiser l'état du joint brasé obtenu grâce au procédé laser. Cette mesure nous a permis de quantifier avec précision le taux de lacunes dans les joints et d'en déduire ainsi la qualité de ces derniers. Les résultats obtenus alors nous ont permis, dans le modèle par éléments finis, d'assimiler les joints à des blocs pleins de brasure, nous affranchissant ainsi de la modélisation des lacunes, puisque nous les considérons comme négligeables.

Une fois que le modèle par éléments finis obtenu est jugé satisfaisant par rapport au véhicule de test, la campagne de vieillissements accélérés peut être lancée.

1.2.2 Description et préparation

D'un point de vue électrique, le véhicule de test (fig.3.3(a)) se compose de trois transistors de puissance de type MOSFET, reliés par câblage filaire aux bornes de sortie. Le transistor numéro 3 est court-circuité entre la grille et le drain. Seul les transistors 1 et 2 ont été utilisés pour les tests.

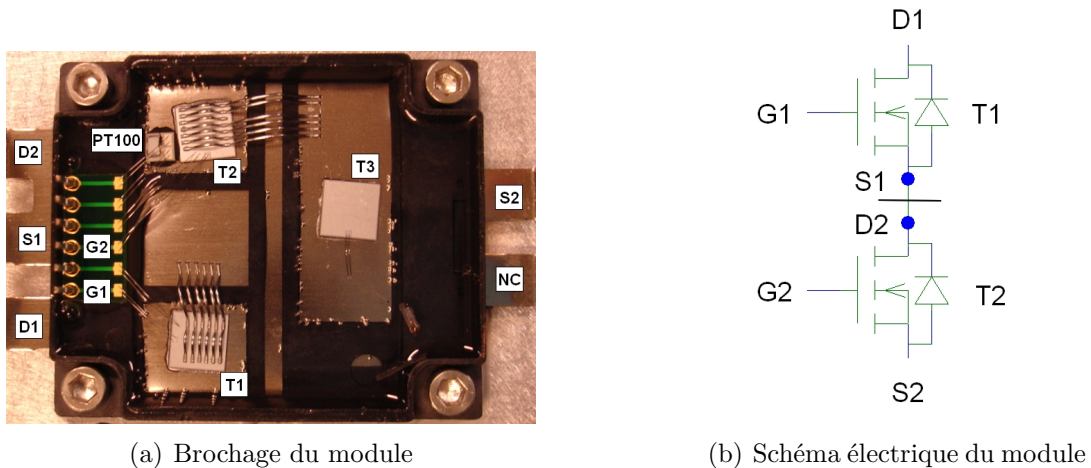


FIG. 3.3 – Description du module PEPPER

D'un point de vue de l'assemblage, les pastilles de silicium sont reportées sur des "leadframe" de cuivre nickelé d'environ 1mm d'épaisseur. Ces leadframes sont directement moulés dans un plastique de type PPS (Polysulfure de phénylène) ayant une température de polymérisation d'environ 270°C. Le module est directement vissé et collé à un dissipateur d'aluminium. Il s'agit d'une colle conductrice thermique mais isolante électrique afin d'éviter les courts-circuits avec la semelle en aluminium.

Comme nous l'avons dit précédemment, quatre types de brasure ont été utilisés pour la fabrication de ces modules. Nous ne pouvons révéler la composition de ces dernières. L'une de ces brasures est de type sans plomb, quant aux autres, elles ont des températures de fusion élevées du fait de leur type d'utilisation.

Pour rappel, les modules sont nommés en fonction du type de brasure utilisé, ainsi que du type de puce. En effet, 2 puces du même fondeur ont été employées, ayant des caractéristiques électriques quasiment identiques, mais des formes différentes, l'une étant carrée, l'autre rectangulaire. La puce carrée possède une surface d'environ 50mm² alors que la puce rectangulaire possède une surface d'environ 35mm². Enfin, un numéro est apposé à la fin puisqu'il y a plus d'un module par combinaison. Les brasures sont notées de A à D, les puces numérotées P6 ou P7 suivant leur longueur (la 6 étant la carrée et la 7 la rectangulaire).

Les puces sont recouvertes d'un gel siliconé, conducteur thermique, qui permet d'évacuer une partie de la chaleur dissipée par ces dernières, tout en les protégeant des chocs mécaniques. Ce gel permet également d'éviter les arcs entre deux électrodes de potentiels

extrêmes. Lors de la première étape de cette étude, ce gel a été enlevé de manière chimique sur la plupart des modules reçus. Cette étape a été réalisée afin de pouvoir permettre une mesure directe des déformations de la puce à l'aide du profilomètre optique. En effet, la consistance de ce gel ne permettait pas une mesure à l'aide du profilomètre. L'attaque chimique effectuée en plongeant les modules entiers dans un bain de solvant a engendré pour certains un endommagement de la colle maintenant le module sur la semelle d'aluminium. Cet endommagement très différent suivant les modules, allant d'une attaque légère du bord de la colle à un décollement quasiment complet du module, a introduit par la suite des disparités sur les résultats de mesure de Z_{th} .

La figure 3.3(b) présente le brochage électrique des modules de test. Sur cette figure, S1 et D2 sont reliés. Par la suite, ces broches ont été désolidarisées afin de pouvoir tester indépendamment les deux transistors.

2 Experimentations

2.1 Critère de défaillance

Afin de définir s'il y a apparition ou non d'une défaillance, et ce quel que soit le domaine dans lequel on se place, il est nécessaire de définir un critère de défaillance. Cette normalisation de la défaillance est nécessaire afin de définir jusqu'à quel point un composant ou un système peut être utilisé. Cela permet également une comparaison des résultats de vieillissement.

2.1.1 Définition

Le critère de défaillance est défini tout d'abord, par le choix du paramètre indicateur du vieillissement. Il s'agit du paramètre qui permet de juger de l'état du composant. Cet indicateur doit être représentatif du mode de défaillance rencontré en environnement de fonctionnement réel, sans faire intervenir de défaillance qui n'apparaîtrait pas en conditions normales.

Puis il faut fixer la valeur limite de ce paramètre au delà de laquelle on considère la défaillance comme existante. Le paramètre choisi varie pendant son cycle de vie et lorsqu'il atteint la limite prédéfinie, on considère alors le système étudié comme défaillant.

2.1.2 Choix du critère de défaillance

En électronique, les joints brasés des assemblages ont trois fonctions à remplir. Tout d'abord la fonction mécanique qui a pour but l'attache et le maintien de la puce ou du composant sur son support. Cela est vrai pour un composant CMS tout comme une puce nue reportée sur un *leadframe*. La deuxième fonction est essentielle, puisqu'il s'agit de

la fonction électrique. Elle concerne le contact électrique entre l'électrode face arrière du composant et la piste à laquelle il est rattaché. Enfin, la dernière fonction, qui est d'autant plus importante dans le monde de l'électronique de puissance, est la fonction thermique. En effet, c'est au travers de cette interface que va se produire la grande majorité du transfert calorique. Généralement, les phénomènes de transfert de convection et de rayonnement sont assez négligeables pour que l'on n'en tienne pas ou peu compte.

Le problème du transfert thermique est donc d'une importance capitale dans le cas des composants de puissance. Les cycles d'échauffement et refroidissement successifs dans l'assemblage vont se transmettre et ainsi faire travailler les matériaux constitutifs tout au long de la vie de l'assemblage, modifiant ainsi son impédance thermique. En effet, l'échauffement d'un matériau va créer des déformations au travers du coefficient de dilatation thermique (ou Coefficient of Thermal Expansion). Les matériaux constituant un assemblage ayant des CTE différents, il apparaît ainsi un travail au sein de ces matériaux proportionnel à la fatigue engendrée par les déformations. Cette fatigue peut être évaluée par la densité d'énergie de déformation calculable au travers de simulations, comme cela est présenté au chapitre 3.

L'usure des modules de puissance étant donc liée aux phénomènes d'échauffement et de refroidissement du composant et des assemblages, il est logique de prendre un critère de défaillance représentatif de ces phénomènes. Dans notre cas, c'est l'impédance thermique de l'assemblage qui a été utilisée comme paramètre représentatif de la fatigue induite dans l'assemblage durant son cycle de vie. Cette dernière augmentant petit à petit au fur et à mesure de l'apparition de défauts dans le joint brasé rendant plus difficile la diffusion de la chaleur vers l'extérieur. En pratique, la défaillance est considérée comme occurrente après une augmentation de 20% de la valeur de la résistance thermique.

2.2 Mesure de l'impédance thermique de l'assemblage

2.2.1 Principes et théorie

Il existe trois modes de transfert de la chaleur. La conduction qui se situe à l'intérieur de matériaux solides ou entre deux matériaux solides en contact, la convection qui est le résultat de l'effet d'un fluide sur un solide de température différente, et le rayonnement qui est un phénomène complexe qui se passe de support matériel.

Le rayonnement est un phénomène qui n'a que très peu d'incidence dans la plupart des domaines de l'électronique. Concernant l'électronique de puissance, il n'est généralement pas pris en compte. Il n'en est pas de même concernant la conduction qui est le mode de transfert de chaleur principal dans un système de puissance. La convection quant à elle, joue un rôle important à partir du moment où l'on cherche à refroidir un système soumis à un auto-échauffement conséquent.

2.2.1.1 Conduction

Dans un milieu continu, on définit le transfert de chaleur qui s'effectue toujours de la zone chaude vers la zone froide par l'équation de Fourier (3.1) :

$$q = -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial n} \quad (3.1)$$

$$q = \frac{dP}{dA} = \frac{d^2 E}{dA dt} \quad (3.2)$$

Avec :

$\frac{\partial T}{\partial n}$	Gradient de température suivant la normale de l'aire considérée,
$E(J)$	Quantité de chaleur,
$P(W)$	Flux de chaleur ou quantité de chaleur par unité de temps à travers la surface $A(m^2)$,
$q(W/m^2)$	Densité de flux de chaleur ou flux de chaleur par unité de surface,
$\lambda[W/(m.K)]$	Conductivité thermique du milieu.

La conduction thermique utilise les mêmes lois que la conduction électrique si l'on utilise les analogies suivantes :

Température	→	Potentiel Electrique
Chaleur	→	Quantité d'électricité
Flux de chaleur	→	Courant électrique
Densité de flux de chaleur	→	Densité de courant électrique

Ainsi, on pourra définir une résistance thermique d'un matériau de conductivité thermique λ de longueur L et de section A , de la manière suivante :

$$R_{th} = \frac{L}{\lambda A} \quad (3.3)$$

Cette résistance thermique s'exprime en K/W (ou $^{\circ}C/W$).

De même, on peut définir la capacité thermique d'un matériau uniforme. Cette dernière n'intervient que dans les régimes transitoires, suivant la loi 3.4 qui dépend également de la masse M du matériau.

$$\frac{dT}{dt} = \frac{P}{M \cdot c} \quad (3.4)$$

La capacité thermique massique c d'un matériau est appelée aussi chaleur massique² et

²On parle également de chaleur spécifique, qui est en fait un abus de l'anglais specific heat.

s'exprime en $J/(kg.K)$ [Lecl]. Elle peut être également définie comme la quantité d'énergie nécessaire que l'on doit apporter à un volume du matériau équivalent à une unité de masse pour élever sa température d'une unité de température.

On peut donc également définir la capacité thermique d'un matériau pour un exemple donné si l'on en connaît sa masse. Cette dernière s'exprimera donc en J/K .

La conduction se produit également entre deux solides en contact. Une interface entre deux solides n'étant pas parfaite, le contact réel s'effectue uniquement entre certains points des surfaces, représentant un pourcentage de surface assez faible par rapport à l'aire totale (quelques pour mille). Ainsi, il apparaît une résistance thermique, même entre deux matériaux identiques. L'espace entre les points de contact est occupé par de l'air ou un autre fluide de conductivité généralement plus faible [Lecl]. Cette résistance de contact peut être améliorée de plusieurs façons :

- En améliorant la planéité des surfaces en contact,
- En appliquant une forte pression de serrage entre les deux solides,
- Par l'utilisation d'un fluide ayant une conductivité thermique élevée afin de combler les espaces, ou un intercalaire thermique.

Ces résistances de contact sont très difficiles à évaluer.

2.2.1.2 Convection

La convection est le mode de transfert de chaleur d'un solide vers un fluide. Généralement en électronique de puissance, elle est utilisée afin d'évacuer les calories produites par l'échauffement d'un composant. La convection dite naturelle, qui se fait généralement entre le solide considéré et l'air ou l'eau ambiant(e) a un effet assez limité car son pouvoir d'extraction est faible. On lui préfère souvent la convection forcée pour laquelle, le fluide est brassé par un ventilateur ou une pompe et parfois même régulé par un circuit de refroidissement. Cela permet ainsi une extraction beaucoup plus importante. Cet échange peut être quantifié par un coefficient d'échange h et approximé par l'équation 3.5. Il dépend entre autre, du type de fluide, de la vitesse et du type d'écoulement.

$$P = hA\Delta T \quad (3.5)$$

Avec :

A Surface d'échange,

P Flux de chaleur,

ΔT Différence de température entre le solide et le fluide.

Les échanges thermiques au sein d'un système de puissance sont brièvement résumés sur la figure 3.4. On voit donc que le phénomène d'échauffement qui se produit dans la puce (1) se propage par conduction dans le système (2) de manière préférentielle, puisque sur le dessus de la puce la convection n'est pas assez importante pour extraire les calories. Les modules sont montés sur des dissipateurs qui permettent d'extraire plus facilement la

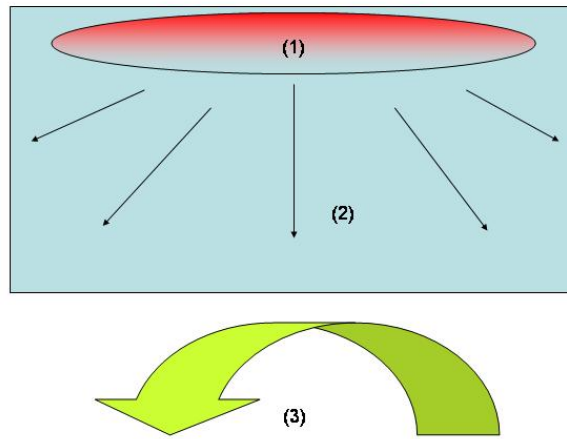


FIG. 3.4 – Echange thermique dans un système électronique

chaleur. Ces mêmes dissipateurs sont généralement refroidis par un système de convection forcée(3). Le fluide de refroidissement étant généralement soit de l'eau (système à pompe et circuit de régulation), soit de l'air (ventilation). Le tableau 3.1 [Jann 03] donne quelques valeurs du coefficient h suivant le type de convection.

Configuration	h ($W/m^2.K$)
Convection naturelle	
Dans un gaz	2 à 10
Dans un liquide	100 à 1000
Convection forcée	
Avec un gaz	10 à 200
Avec un liquide	100 à 5000

TAB. 3.1 – Valeurs du coefficient de convection h .

2.2.2 Mesure

2.2.2.1 Résistance thermique

La résistance thermique est définie par la différence de température entre deux surfaces isothermes finies divisée par le flux de chaleur total entre elles. Cela implique qu'il n'y a aucune accumulation ou génération de chaleur à l'intérieur, c'est à dire que toute la chaleur entrant par une surface traverse l'autre. Dans la pratique, la détermination de la résistance thermique se fait par la formule : 3.6. En connaissant ou mesurant le flux de chaleur P traversant le matériau dont on fait la mesure, et en relevant les températures aux points déterminés, ici T_j pour la température de jonction, et T_c pour la température

de boîtier. Cette mesure se fait bien évidemment en régime établi.

$$R_{th_{jc}} = \frac{T_j - T_c}{P} \quad (3.6)$$

Les conditions décrites précédemment ont une certaine incidence lors de la mesure de la résistance ou impédance thermique. En effet, on doit alors s'assurer que, au moins pendant la durée de la mesure, les conditions aux limites doivent être maîtrisées le mieux possible. Si l'on prend le cas de notre auto-échauffement, le flux généré dans la jonction du composant et qui est connu, doit traversé entièrement l'assemblage. Si des pertes sont provoquées par des conditions extérieures, elles doivent être identifiées et quantifiées, afin que le bilan énergétique soit maîtrisé et ainsi le calcul possible.

La méthode la plus communément utilisée pour mesurer la température dans un composant à semi-conducteur, est d'utiliser la chute de tension à l'état passant d'une jonction P-N du composant. Dans le cas du MOSFET, l'échauffement est provoqué par un état passant du transistor, alors que la mesure de température au sein du silicium se fait par la diode de structure du composant (figure :3.5).

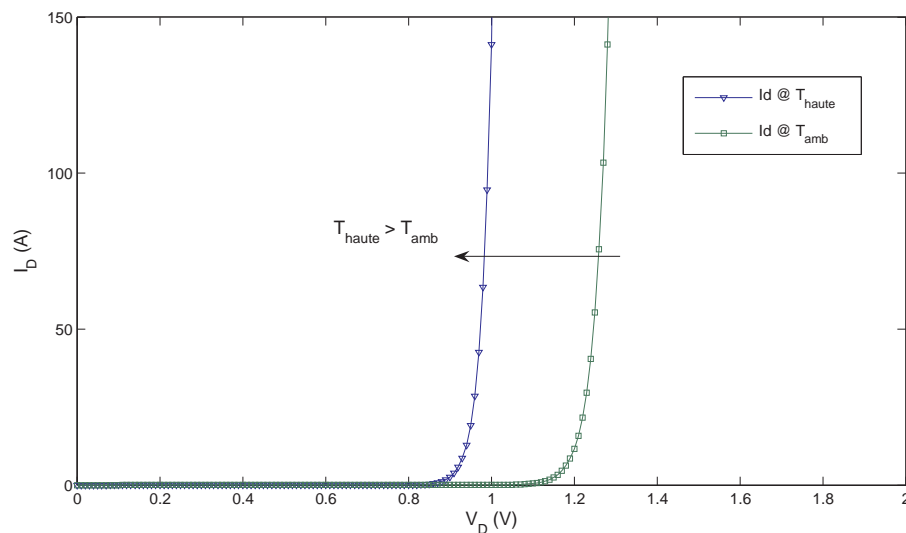


FIG. 3.5 – Influence de la température sur la tension de seuil d'une diode de structure de MOSFET

Les équations 3.7 et 3.8, montrent la dépendance en température de la tension aux bornes d'une jonction PN.

$$I_D = I_S \left[\exp \frac{qV_D}{kT} - 1 \right] \quad (3.7)$$

$$V_D = \frac{kT}{q} \ln \left[\frac{I_D}{I_S} \right] \quad (3.8)$$

V_D : Tension aux bornes de la jonction PN ;

I_D : Courant direct parcourant la jonction PN ;

I_S : Courant de saturation ;

k : Constante de Boltzmann : $1,38.10^{-23} J/K$;

T : Température locale ;

q : Charge des porteurs ;

E_G : Énergie du band gap.

Cette dépendance, comme l'a redémontré Sulima [Suli 05] est linéaire 3.9.

$$\left. \frac{\Delta V_D}{\Delta T} \right|_{I_D=cte} = \frac{1}{T} \left[V_D - \frac{E_G}{q} \right] \quad (3.9)$$

Cette pente vaut environ $-2mV/K$ pour le silicium pur, et varie légèrement d'un composant à l'autre.

Une fois la jonction calibrée, nous connaissons l'équation exacte de la droite $V_f = f(T)$ et il est possible de déduire à tout moment la température de jonction à partir de la valeur de sa tension.

Une première mesure de cette résistance thermique avant les vieillissements nous permet de connaître l'état initial de l'assemblage. La défaillance est considérée comme atteinte lorsque la résistance thermique augmente au moins de 20% par rapport à sa valeur initiale.

2.2.2.2 Impédance thermique

L'impédance thermique est définie comme la différence de température entre deux surfaces isothermes divisée par le flux entrant par la surface la plus chaude (eq : 3.10). L'impédance thermique à l'équilibre est synonyme de résistance thermique. Au contraire de la résistance qui est définie uniquement à l'équilibre, l'impédance est spécifique pour une durée et une puissance donnée.

$$Z_{th} = \frac{\Delta T}{P(\tau)} = \frac{T_j(t) - T_c(t)}{P(\tau)} \quad (3.10)$$

La mesure de l'impédance thermique est un moyen efficace, s'il est assez précis, pour révéler la structure interne d'un assemblage de manière non destructrice. Cela permet ainsi, d'évaluer les performances thermiques de ce dernier et d'en détecter l'évolution au cours du temps, voire la défaillance. Puisque un assemblage est un empilement de matériaux de résistances et capacités thermiques différentes, le fait de l'exciter thermiquement va provoquer un échauffement à l'intérieur de la structure qui dépendra de la puissance et des différentes résistances et capacités thermiques des matériaux, tout comme un courant traversant un circuit électrique.

La mesure d'impédance thermique va s'effectuer en appliquant un échelon de puissance au système et en relevant sa réponse indicielle. Au bout d'un temps plus ou moins long, suivant le système étudié, on atteint un équilibre ce qui revient à la mesure de résistance thermique. La caractéristique résultante (fig.3.6), est tracée en semi-log afin de mettre en évidence les phénomènes survenant à des temps très courts.

Une telle caractéristique peut également être interprétée comme une image en coupe

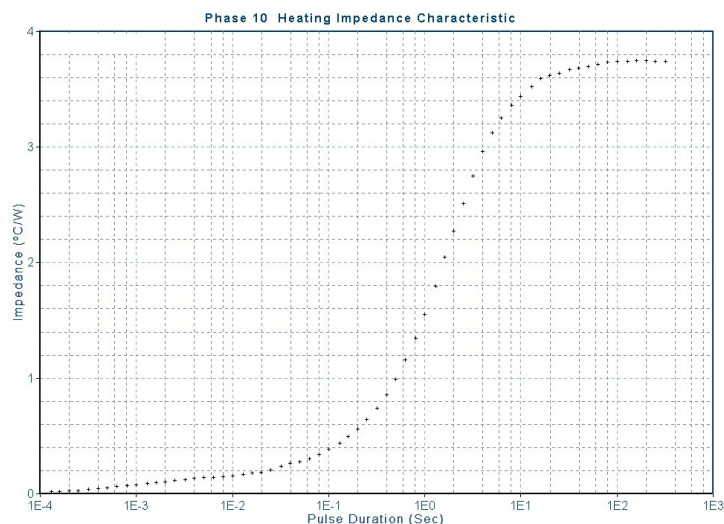


FIG. 3.6 – Exemple de caractéristique d'impédance thermique

transversale des résistances et capacités thermiques internes de l'assemblage étudié [Sofi 95]. Les plateaux et ondulations de la courbe sont associés aux capacités et résistances des différents matériaux.

La chaleur traversant progressivement les matériaux durant l'excitation thermique, va rencontrer peu à peu des barrières thermiques influençant directement la température moyenne de la puce. Si la chaleur partant de la puce elle-même ne peut pas se propager efficacement, elle va s'emmagasiner peu à peu et faire augmenter la température du silicium. On comprend donc que la température dans le silicium est liée à la faculté qu'aura la chaleur à se diffuser dans l'assemblage. Ainsi, pour des durées d'impulsion courtes, on mettra en évidence des phénomènes se situant au plus près de la puce. Alors que la masse importante des matériaux plus épais composant le leadframe par exemple, ou un boîtier, mettra plus de temps à se révéler, nécessitant ainsi des impulsions beaucoup plus longues.

Partant de ce constat, on peut dire qu'une telle courbe peut être interprétée comme une représentation de l'empilement des matériaux traversés. On a donc une image des résistances et capacités thermiques des différents matériaux de l'assemblage en fonction de leur distance avec la zone d'échauffement, la puce. Chaque point de la courbe représente ainsi une certaine distance parcourue dans l'empilement depuis la puce. Si cet empilement se dégrade, on comprend que l'on pourra mettre en évidence la zone qui s'est dégradée, puisque la valeur en ce même point aura évolué. [Sofi 95]

L'examen de telles courbes peut permettre d'évaluer à quel endroit de l'assemblage se situe la barrière thermique la plus élevée. Lorsque la courbe montre une pente importante, la résistance thermique à cet endroit de l'assemblage est donc importante. Si cette pente se situe dans les temps courts, alors le matériau résistant se situe près de la source de chaleur, ici la puce. Au contraire, si ce genre de pente se situe au temps longs, alors le matériau se situe près de l'extérieur de l'assemblage. [Sofi 95]

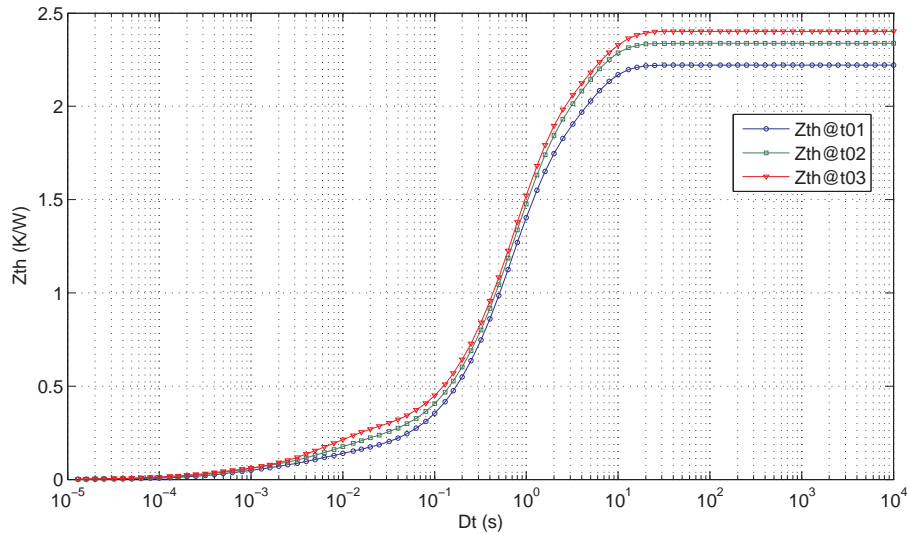


FIG. 3.7 – Exemple d'évolution d'impédance thermique lors des vieillissements

Ces courbes peuvent donc être utilisées dans le domaine de la fiabilité. En effet, elles peuvent permettre de déterminer lors d'un vieillissement accéléré de composant, où se situe la partie défaillante du module. On voit par exemple sur la figure 3.7 représentant l'évolution de la courbe de Z_{th} d'un assemblage à différents moments d'un vieillissement, que l'augmentation de la résistance du joint brasé se répercute de manière visible sur la courbe.

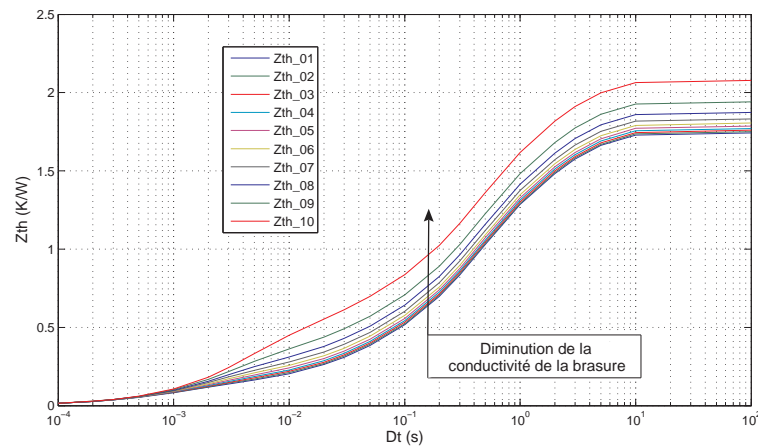
Il reste cependant difficile de déterminer avec précision à quel endroit de l'assemblage se situe la dégradation des propriétés thermiques. Cependant, dans les assemblages électroniques tels que celui étudié ici, nous savons de manière empirique que cette dégradation va se situer très certainement dans le joint brasé, puisqu'il s'agit de la zone la plus sensible d'un point de vue thermo-mécanique.

2.2.2.3 Influence des matériaux sur la courbe de Z_{th}

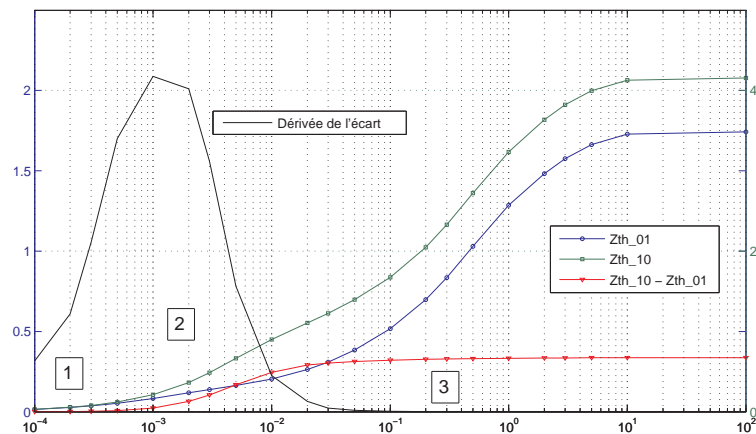
Une série de simulations de la mesure d'impédance thermique sur notre modèle complet a permis de mettre en évidence l'influence de chaque matériau sur la courbe d'impédance thermique. Cette série de courbes a été réalisée en faisant varier de manière significative les conductivités thermiques de la brasure du modèle. La figure 3.8(a) montre l'influence de la dégradation de la brasure.

Sur la figure 3.8(b), sont isolées la courbe de référence, ainsi qu'une courbe dégradée. En traçant l'écart entre ces deux courbes on peut mettre en évidence trois zones. La première (1) durant laquelle les deux courbes étant superposées, leur différence est nulle, puis la partie où l'on traverse le matériau dégradé (2), et donc l'écart augmente petit à petit. Enfin, dans la troisième zone (3), où les matériaux traversés n'étant plus dégradés, on retrouve une courbe d'écart qui est constante.

En traçant la dérivée de cette courbe d'écart, on met en évidence les variations de cette



(a) Variation de la Zth



(b) Définition de la zone d'influence de la brasure

FIG. 3.8 – Influence de la variation de la conductivité thermique de la brasure sur la courbe de Zth. Obtenue par la simulation

dernière plus nettement. La zone d'influence du matériau concerné est ainsi visualisée de manière précise. Cette courbe peut être tracée pour chaque matériau, permettant ainsi de matérialiser la zone d'influence de chacun d'eux sur la courbe d'impédance thermique.

2.2.3 Description du banc de mesure

Le banc de mesure (figure : 3.9) est composé d'un analyseur de semi-conducteurs de type Phase10 de la société Analysis Tech qui permet de caractériser thermiquement un assemblage ou un composant. Cet appareillage est complété par un générateur de puissance permettant de faire des tests en utilisant des courants plus importants lorsque c'est nécessaire. Le module est monté sur une boîte à eau reliée à un cryothermostat. Ce dernier maintient à une température de consigne l'eau circulant dans la boîte à eau. Ainsi, durant la mesure, le fond de boîtier est maintenu à une température quasiment constante. Le dispositif est complété par un bain de liquide inerte servant à la calibration.

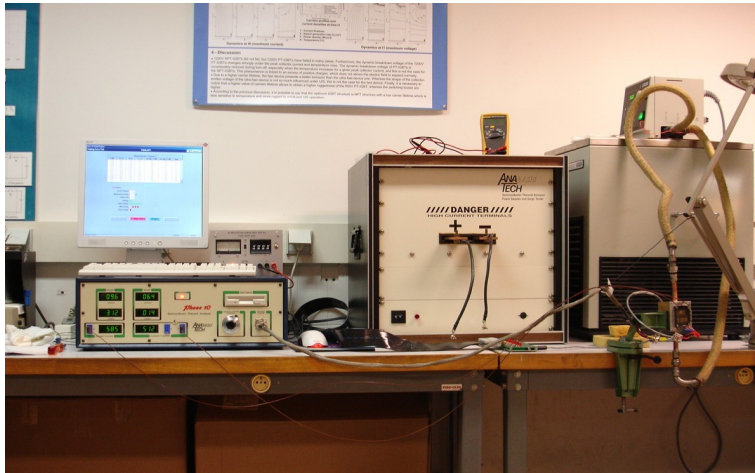


FIG. 3.9 – Banc de mesure d'impédance thermique

2.2.4 Méthodes

La mesure de résistance thermique se déroule en deux phases. La première est la calibration de la jonction permettant la mesure de température au niveau de cette dernière, et la seconde est la mesure de la résistance thermique elle-même.

2.2.4.1 Calibration de la jonction

Comme on l'a vu au paragraphe 2.2, il existe une relation linéaire entre la tension aux bornes d'une jonction PN et la température. La calibration permet de définir avec précision les valeurs de l'équation de la droite.

L'appareil possède plusieurs voies de mesures. Ainsi plusieurs calibrations ou mesures peuvent être effectuées en même temps.

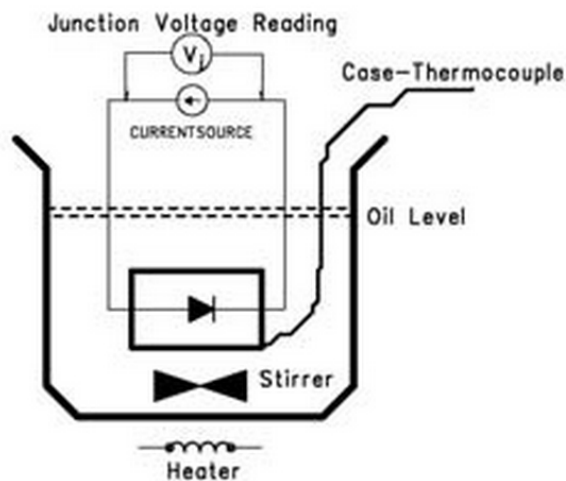


FIG. 3.10 – Schéma de calibration de la jonction d'un composant

Le dispositif de calibration est simple (fig.3.10). Le composant sous test est relié à l'appareil de mesure qui surveille régulièrement la tension aux bornes de la jonction à

calibrer. Pour cela un faible courant de 10mA vient polariser la jonction. La valeur de ce courant est important et dépend du composant testé. En effet, un courant trop faible ne permettra pas une mesure correcte (erreur de mesure), et un courant trop fort pourrait engendrer un auto-échauffement parasite, faussant ainsi la mesure. Un thermocouple placé sur le boîtier au plus près du transistor relève également la température en permanence.

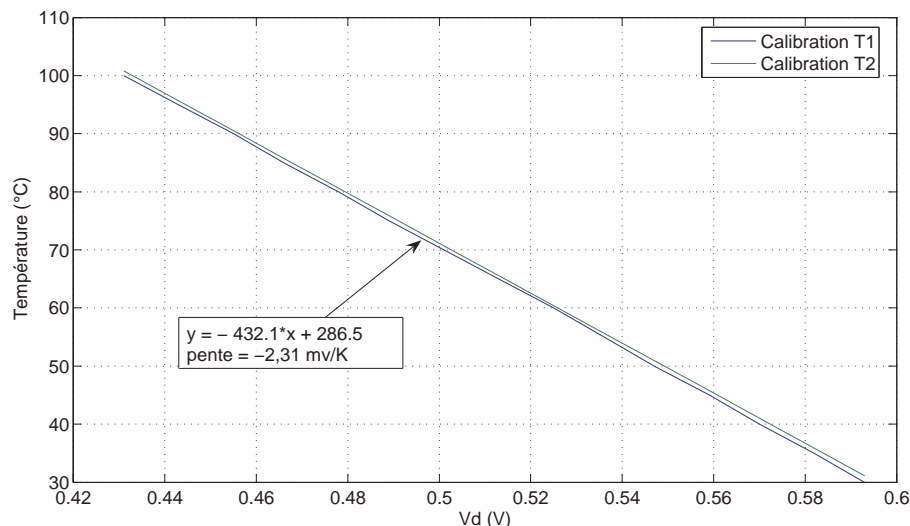


FIG. 3.11 – Calibration de jonction en fonction de la température

Le composant est placé dans un bain de liquide inerte agité en permanence. La température du liquide est portée progressivement à 100°C. Une fois cette température atteinte, la chauffe du bain est arrêtée. C'est durant la phase de retour à la température ambiante du liquide que l'opération de calibration proprement dite se fait. Pendant cette période qui peut durer plusieurs heures, on relève tous les 5°C la température et la tension aux bornes de la jonction. Étant donné la lenteur de la descente en température due à l'inertie du fluide, on considère que la température relevée est la même que celle de la jonction du composant. Ainsi on obtient une courbe de la température de jonction en fonction de sa tension (fig.3.11).

Cette courbe est alors approximée à une droite dont l'équation est automatiquement calculée. Il en résulte deux paramètres, que sont la pente et l'ordonnée à l'origine et qui seront utilisés lors de la mesure de résistance thermique pour déterminer la température de jonction.

2.2.4.2 Mesure de Résistance Thermique

Les mesures de résistance et d'impédance thermique mettent en jeu un auto-échauffement du composant que l'on veut tester. Ainsi, il est important de respecter la zone de fonctionnement du composant appelée SOA (Safe Operating Area) fig. 3.12, qui définit l'aire de sécurité en puissance dans laquelle le point de fonctionnement du composant doit être placé afin de ne pas endommager ce dernier. Le transistor étant polarisé sous une tension

V_D de 10V, c'est le courant qui fixera la puissance dissipée. Compte tenu des caractéristiques des composants présents sur les modules de test, la puissance a été fixée à 30W, soit 3A sous 10V.

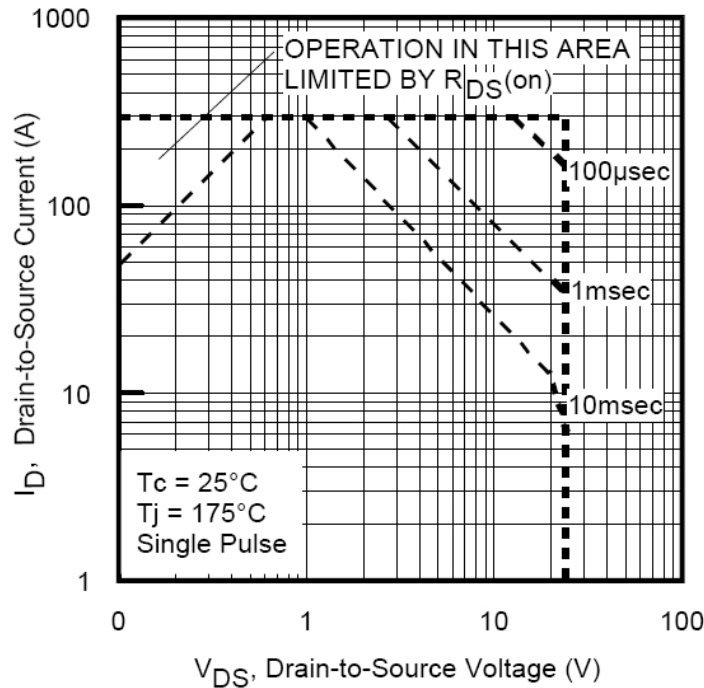


FIG. 3.12 – Exemple de SOA d'un MOSFET

La mesure de résistance consiste simplement à exciter le composant de manière continue jusqu'à ce qu'il atteigne un équilibre thermique. Le banc de mesure surveille la température de boîtier à travers un ou plusieurs thermocouples ainsi que la température de jonction et considère l'équilibre atteint lorsque ces dernières ne fluctuent plus. La puissance étant maîtrisée et mesurée par le banc lui-même, le calcul est effectué de manière automatique.

Les points de mesure de la température se situent donc au niveau de la jonction au travers de la mesure de la tension, et d'un thermocouple collé à la semelle en aluminium. Ce dernier se trouve approximativement au droit de la puce afin de considérer le chemin direct du flux de chaleur.

2.2.4.3 Deux méthodes de mesure d'impédance thermique

Une fois la calibration et la mesure de résistance thermique effectués, il est possible de faire une mesure d'impédance thermique. Pour cela, le Phase 10 propose deux méthodes différentes de mesures : la méthode directe et la méthode indirecte qui sont décrites ci-après. La figure 3.13 montre le montage du module sur la boîte à eau du cryothermostat durant la mesure d'impédance thermique.

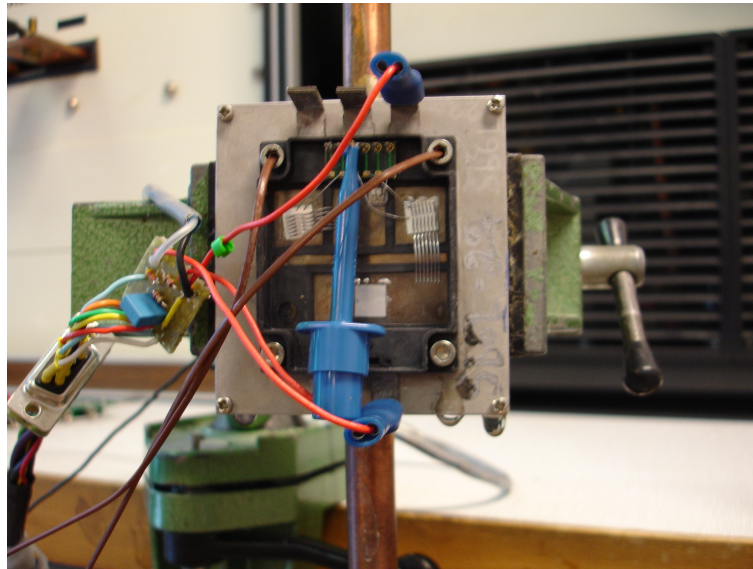


FIG. 3.13 – Module monté sur boîte à eau

2.2.4.3.8 Mesure directe

Une mesure directe consiste à relever chaque point de la courbe de Z_{th} en imposant une impulsion de puissance de durée variable et en appliquant la formule 3.10. Entre chaque point de mesure, le système mesuré doit avoir le temps de revenir à son état thermique initial. À cette méthode on peut trouver plusieurs inconvénients. Tout d'abord, les mesures ne peuvent se faire à puissance constante. En effet, pour mettre en évidence des phénomènes se produisant au plus près de la puce, il faut des impulsions d'une durée très courte, et d'une puissance assez importante pour produire un échauffement significatif. De telles impulsions de puissance sont difficiles à réaliser pour des temps très courts. De plus, si on gardait la même puissance pour des temps plus longs, voire en régime stationnaire, la température de jonction atteindrait un maximum qui entraînerait une dégradation irrémédiable de la puce, voire sa destruction.

2.2.4.3.9 Mesure indirecte

Ce type de mesure est certainement plus fiable, et repose sur l'hypothèse que l'on peut faire une mesure identique sur un front montant (excitation positive) ou descendant (excitation négative) de puissance. En effet, les mesures d'impédance pour des durées d'impulsion courtes étant difficile à réaliser, cette difficulté est contournée. Ainsi, un assemblage étant, d'un point de vue thermique, un système linéaire, ce dernier réagit de la même manière à un échelon de puissance qu'il soit positif ou négatif. Pour cela, au lieu de mesurer une réponse du système à une excitation, on peut mesurer sa désexcitation après avoir atteint un régime stationnaire. Le composant va donc, dans un premier temps, être auto-échauffé électriquement afin d'atteindre un régime stationnaire, de la même manière que pour la mesure de résistance thermique. Une fois ce dernier atteint et stabilisé,

l'excitation s'arrête et le composant refroidit de manière naturelle jusqu'à retourner à l'ambiante. C'est durant cette phase de refroidissement que la mesure s'effectue.

Une rapide simulation thermique sous Ansys, sur le modèle 3D de notre module nous permet de tester sa réponse à un échelon de température positif, puis négatif. Il s'agit en fait d'une simulation reprenant les conditions de mesure d'impédance de l'appareil Phase 10. Pour cela, on injecte une puissance de 30W dans le silicium afin de provoquer l'échauffement. Les conditions limites de fond de boîtier sont équivalentes en théorie à une convection ($h \approx 5000$) avec un liquide à 50°C. On obtient ainsi la courbe 3.14.

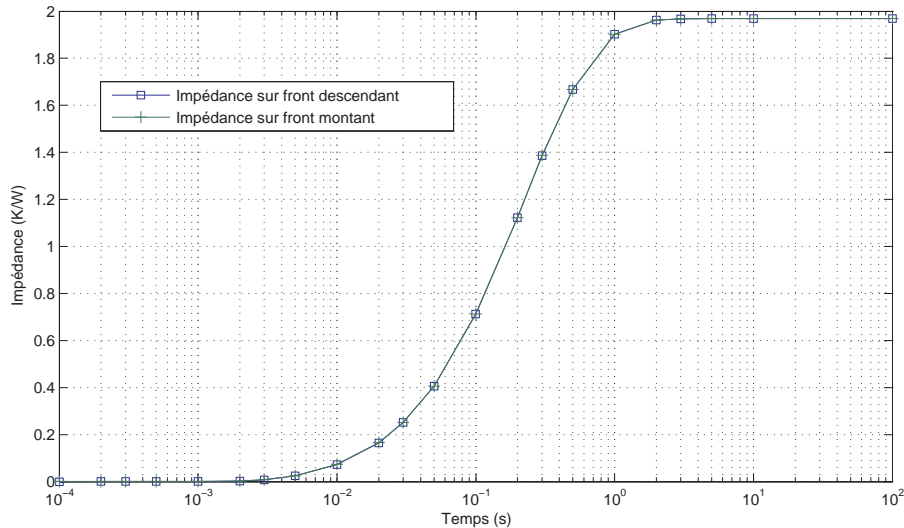


FIG. 3.14 – Comparaison d'impédance obtenue sur front montant et descendant.

On voit clairement sur cette figure que les deux résultats sont identiques. Vérifiant ainsi que les deux méthodes donnent le même résultat. En pratique, il est donc plus simple de relever une courbe d'impédance sur un front descendant que sur un front montant, puisque le problème de l'excitation ne se pose plus. Il apparaît que ce type de mesure donne un résultat plus fiable que la mesure directe, puisque nous ne sommes plus dépendants de l'ajustement de la puissance entre chaque impulsion de mesure. De plus, d'un point de vue pratique cette mesure est plus rapide que la mesure directe.

Cependant, on peut souligner le fait que, de par la structure du transistor MOSFET, la mesure de température de jonction grâce à la diode de structure équivaut à une mesure de température moyenne dans la puce. En effet, d'un point de vue technologique, un MOSFET est composé de milliers de cellules disposées les unes à côté des autres (fig.3.15(a)) sur toute la surface de la puce et reliées de manière à être toutes en parallèle. La diode de structure du composant (fig :3.15(b)) n'est pas localisée mais répartie sur toute la surface de la puce. Chaque cellule ne possède pas sa propre diode de structure, mais toutes les cellules ont une diode répartie et en commun. Ainsi, une mesure de température effectuée au travers de cette jonction équivaut à une température moyenne sur la surface de la puce. Cette mesure de température moyenne empêche toute localisation d'éventuel point

chaud, synonyme de la dégradation du joint brasé sous-jacent.

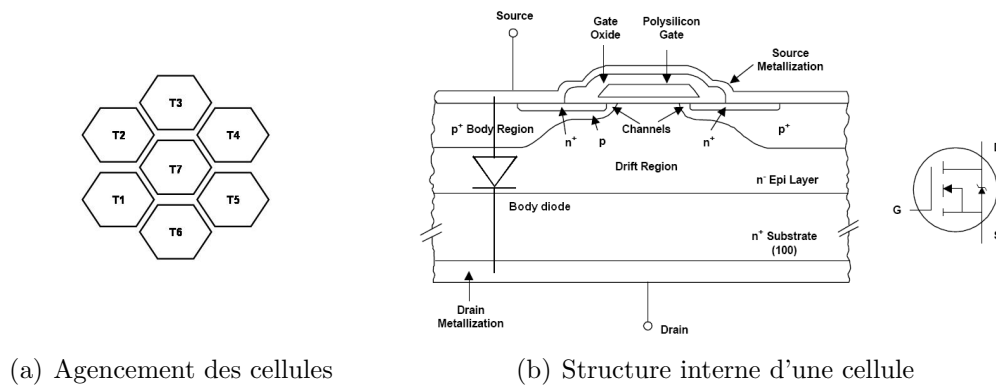


FIG. 3.15 – Le MOSFET

Une fois cette étape terminée, le phase 10 peut calculer le réseau RC équivalent (fig. 3.16) à l'impédance thermique qui vient d'être mesurée. Ce réseau équivalent peut être composé de trois à cinq cellules. Chaque cellule influençant une partie différente de la courbe.

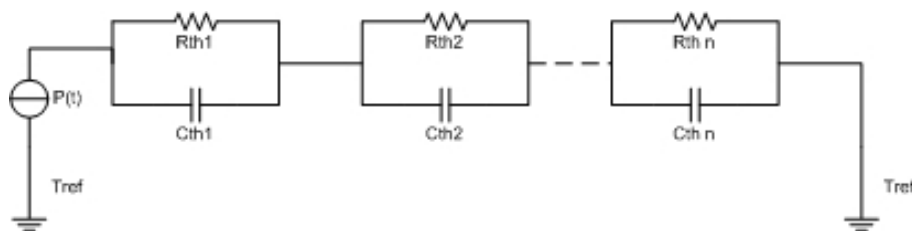


FIG. 3.16 – Réseau RC

2.3 Les tests de vieillissement accélérés

2.3.1 Choix du type de tests

Le choix du type de tests de vieillissement qui sont réalisés est très important. En effet, un vieillissement accéléré doit permettre de faire vieillir un composant, un assemblage, un module dans des conditions extrêmes sans pour autant engendrer des défaillances qui ne seraient pas apparues en temps normal. Le but est ici de provoquer un vieillissement sans engendrer de mode de défaillance parasite qui fausserait le résultat de l'évaluation de la durée de vie.

Comme vu au chapitre 2, il existe différents types de vieillissements accélérés répartis en deux grandes catégories que sont les tests actifs et les tests passifs, relatif au fait que le composant à vieillir va ou non être activé électriquement durant le vieillissement. Il existe différents types de tests passifs comme par exemple les variations rapides de température (VRT), ou encore les chocs thermiques liquide/liquide ou air/air, qui sont des tests de vieillissement souvent moins compliqués à mettre en place puisque l'on se dégage de toute

alimentation ou appareillage de mesure électrique, qui dans ces cas-là sont importants de par le volume qu'ils occupent. En revanche, les tests actifs tels que les auto-échauffements nécessitent de grosses alimentations afin de pouvoir fournir des puissances conséquentes pour l'auto-échauffement des composants, ainsi que des circuits de mesure en temps réel eux aussi gourmands en place.

De plus, lorsque l'on procède à des tests actifs, on doit en permanence veiller à ne pas dépasser les recommandations de fonctionnement maximales. Le choix s'est finalement porté sur les chocs thermiques liquide / liquide, puisque le matériel nécessaire à ces tests se trouve déjà au laboratoire. De plus, ce sont des tests simples, qui entraînent un vieillissement rapide du joint de brasure due à la différence de température importante et à la rapidité de la variation entre les températures extrêmes.

2.3.2 Déroulement des tests

La surveillance permanente et en temps réel de l'évolution de l'impédance thermique des modules durant les tests de vieillissement est impossible. Ainsi, afin de pouvoir surveiller l'évolution du paramètre de vieillissement il est nécessaire d'arrêter la machine et de faire de nouvelles mesures sur l'analyseur de semi-conducteurs, phase qui prend environ deux journées entre l'arrêt et la remise en route de la machine de chocs. Deux séries de vieillissements ont été réalisées.

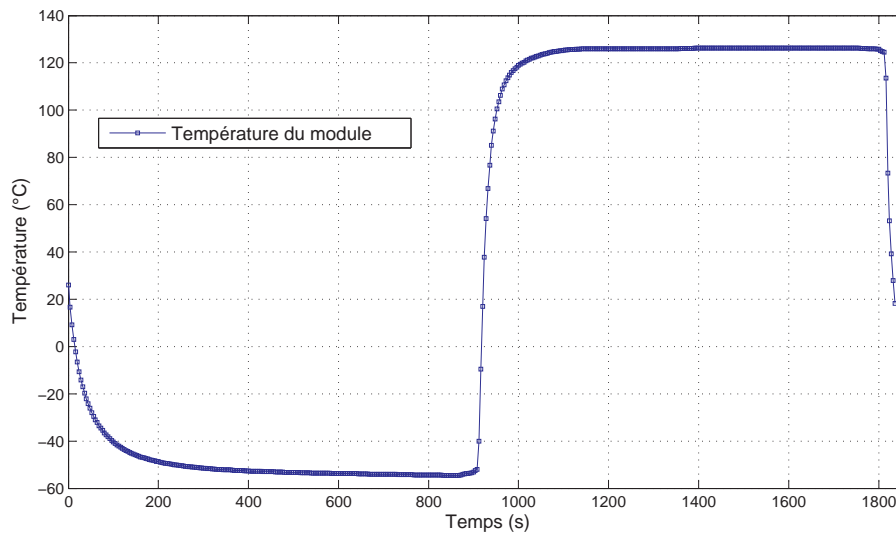


FIG. 3.17 – Profil thermique de chocs thermiques Liquide / Liquide

La courbe 3.17 représente un profil de température subi par un module lors d'un cycle de choc thermique. Il s'agit de cycles entre -55°C et $+125^{\circ}\text{C}$ avec des paliers de 30 minutes. Le temps de transition d'un bain vers l'autre est d'environ 30 secondes. Il est intéressant de noter que la descente et la montée en température ne sont pas symétriques. Cela est probablement due à la viscosité du liquide qui est plus faible à haute température. Cela n'a cependant pas d'incidence sur le résultat.

Série 1	Transistor	nombre de cycles	Rang
A6_01	T1	549	1
A6_01	T2	549	
A6_02	T1	511	3
A6_02	T2	511	
A6_03	T1	525	2
A6_03	T2	525	
B6_01	T1	405	5
B6_01	T2	405	
C7_01	T1	239	12
C7_01	T2	239	
D7_01	T1	327	10
D7_01	T2	327	
Série 2			
C6_01	T1	427	4
C6_01	T2	427	
C6_02	T1	380	6
C6_02	T2	HS	
C6_03	T1	380	7
C6_03	T2	283	
C7_03	T1	283	8
C7_03	T2	380	
B6_02	T1	HS	11
B6_02	T2	283	
B7_01	T1	331	9
B7_01	T2	283	

TAB. 3.2 – Résultats du nombre de cycles subis par les modules

2.4 Résultats des tests de vieillissement

Le résultat des tests de vieillissement n'apporte que peu d'informations en soi sur la durée de vie. Les résultats qui sont donc présentés ici ne peuvent en aucun cas permettre de tirer des conclusions sur la technologie utilisée. La seule comparaison possible devrait alors être réalisée avec une technologie ayant été vieillie de la même manière que celle qui nous concerne ici. Il sera cependant possible de connaître quelle est la meilleure brasure d'un point de vue de la fiabilité.

La capacité de la machine de chocs thermiques étant limitée, deux séries de vieillissements ont été effectuées. Le tableau 3.2 montre le résultat du nombre de cycles subis par les modules durant ces vieillissements accélérés jusqu'à défaillance (20% d'augmentation de la Z_{th}). Les modules A6_01 et A6_02, qui sont ceux qui obtiennent les meilleurs résultats, n'ont pas subi l'attaque chimique afin d'enlever le gel silicone protecteur, comme décrit précédemment. On ne peut cependant pas conclure que ce gel a joué un rôle, puisque le module A6_03 a subi cette attaque chimique et se classe 2^{ème}.

On peut voir que ces résultats sont assez disparates. En effet, on va d'un minimum de

Echantillon	Transistor	Rds (Ω)	Vd (V)	
A6_01	T1	∞	0,5	OK
A6_01	T2	∞	0,5	OK
A6_02	T1	∞	0,504	OK
A6_02	T2	∞	0,502	OK
A6_03	T1	1200	0,313	NG
A6_03	T2	∞	0,5	OK
B6_01	T1	2500	0,219	NG
B6_01	T2	13000	0,247	NG
C7_01	T1	∞	0,466	OK
C7_01	T2	0	0,087	NG
D7_01	T1	0	0,042	NG
D7_01	T2	0	0,009	NG

TAB. 3.3 – Tests électriques sur les transistors après vieillissement

239 cycles à un maximum de 549 cycles, soit plus du double. L'utilisation de différentes brasures ne peut expliquer un tel écart car bien que différentes dans leur composition, elles ne sont pas moins conçues pour des utilisations similaires, haute température.

Lors de mesures sur le banc, il a été impossible de polariser certains transistors. Ces derniers présentent vraisemblablement une défaillance électrique. Lors de la mesure d'impédance thermique sur le banc de mesure, la manipulation de transistors non protégés, ainsi que d'éventuels dépassements (pics) lors de l'établissement du courant d'excitation ont pu endommager ces derniers. En effet après vieillissement les transistors étant plus vulnérables, des conditions pourtant peu sévères ont pu les endommager de manière irréversible. C'est ce que mettent en évidence les résultats de tests électriques effectués sur les modules de la première série et résumés dans le tableau 3.3. On voit donc notamment au travers de la mesure de R_{DS} que le canal est court-circuité par la diode qui est endommagée. Ainsi, lorsque le transistor n'est plus polarisé, on voit, grâce à une mesure avec un simple multimètre, une résistance drain-source qui n'est plus infinie, voire nulle. De même, on peut mesurer une tension aux bornes de la diode de structure très faible.

Plusieurs phénomènes peuvent être à l'origine de ces défaillances électriques des transistors. La première explication possible viendrait de décharges électrostatiques lors de la manipulation des modules [Busa 05]. La seconde explication serait l'emballement thermique. Le joint brasé étant endommagé après vieillissement, l'apparition de fissures dans ce dernier empêche l'évacuation adéquate de la chaleur. Ainsi, l'augmentation de la température au niveau de la pastille de silicium va provoquer, durant le test, la défaillance électrique du transistor. Ce phénomène mettrait en évidence une défaillance qui est due, à l'origine, à la dégradation importante du joint brasé, mais cependant il est impossible de connaître l'état de dégradation de la brasure par la mesure de résistance thermique.

Concernant les simulations, les résultats du module A6_01 ont été pris comme référence car ce sont les meilleurs.

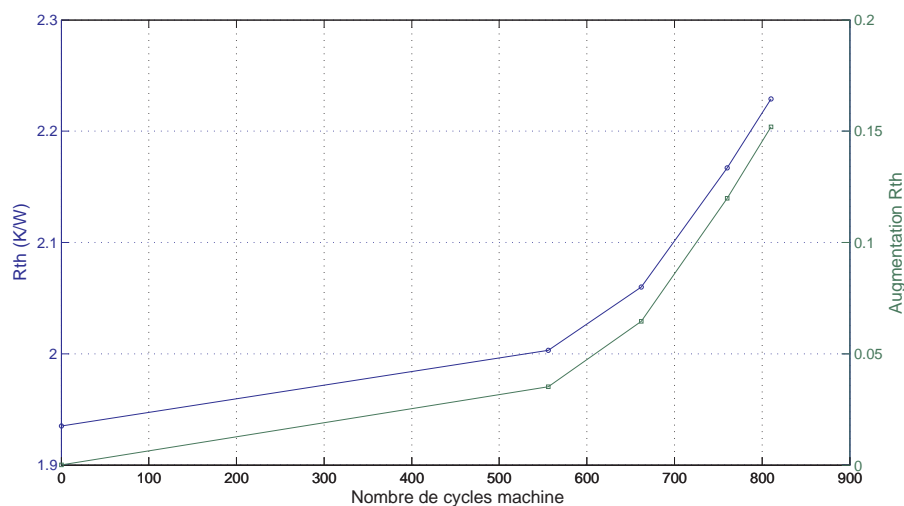


FIG. 3.18 – Augmentation de la Rth du module C6_01 au cours des cycles

La figure 3.18 montre l'évolution de la résistance thermique en fonction du nombre de cycles subis par le module C6_01. On voit très clairement que dans un premier temps, elle évolue peu, avant que le phénomène de vieillissement s'accélère brutalement. C'est pour cette raison que la fréquence des mesures augmente au fur et à mesure du vieillissement. Il semble clair qu'un phénomène d'accélération permet d'expliquer la forme de cette courbe. En effet, l'accumulation de la densité d'énergie nécessaire à l'apparition d'une fissure va mettre un certain temps avant d'être atteinte. Une fois la fissure initiée dans le joint brasé, une accélération de la dégradation entraîne la défaillance très rapidement.

2.5 Microsection et visualisation de fissures

Le bord d'une puce étant la zone la plus contrainte [Woir 92], il est donc normal de trouver l'initiation d'une fissure à cet endroit. La figure 3.19 représente une photo prise au microscope électronique à balayage (MEB) d'une fissure initiée au niveau de l'assemblage du transistor T1 du module C6_03 après les chocs thermiques. Cette fissure est la conséquence directe de la libération de l'énergie emmagasinée dans le joint brasé durant les cycles de vieillissement.

La photo 3.20 représente une autre fissure, cette fois-ci dans l'assemblage du transistor T2 du même module. On peut voir clairement que cette fissure se propage jusqu'à atteindre une lacune. La lacune est une zone qui fragilise l'assemblage. La fissure aura donc tendance à se propager de manière à rejoindre cette zone fragile.

Cette analyse permet de mettre en évidence une origine de la défaillance. Par contre, il n'est pas possible de la quantifier précisément. En effet, on peut visualiser et mesurer la longueur de cette fissure sur le plan dans lequel la découpe a été faite, mais il n'est pas possible d'en connaître la surface.

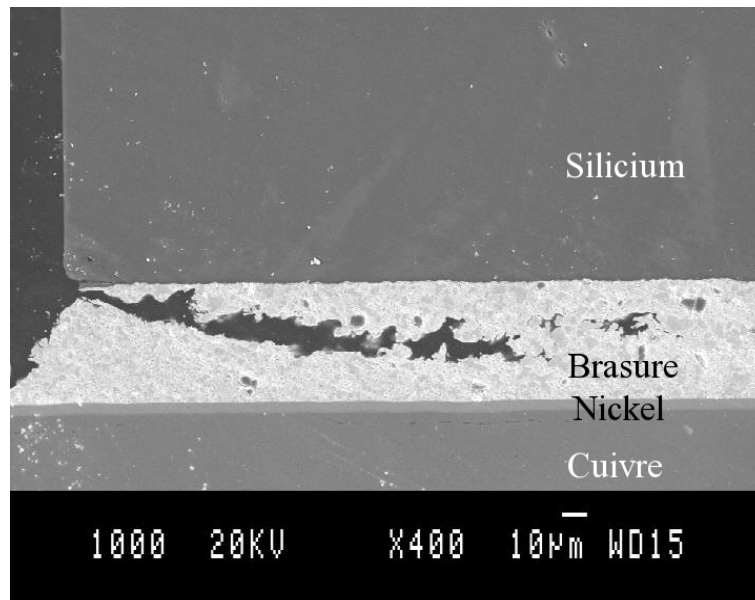


FIG. 3.19 – Photo MEB d’une fissure après vieillissement

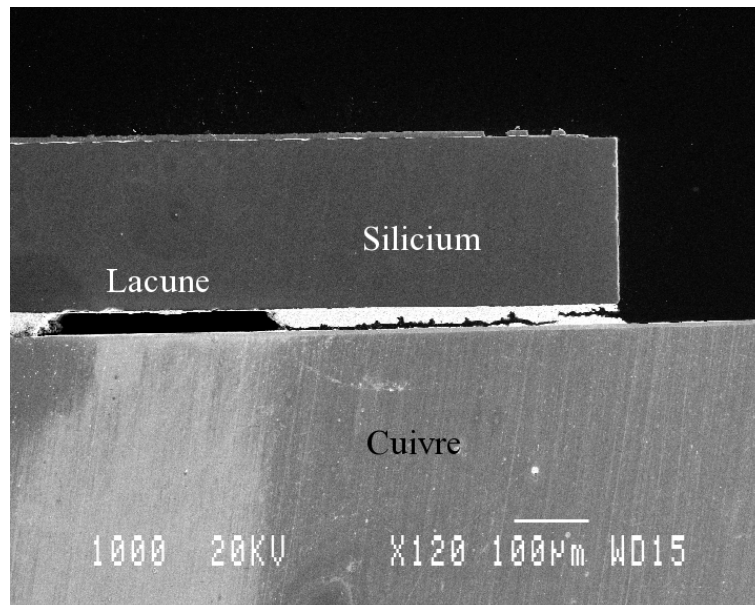


FIG. 3.20 – Fissure dans l’assemblage C6_03 T2

3 Simulations

3.1 Le modèle utilisé

3.1.1 Simplification du modèle

Les modèles utilisés lors de toutes les simulations 3D de cette étude comportent deux plans de symétrie. Ainsi, pour des raisons de gain de temps de calcul et d’allègement de la taille des fichiers de résultats, seul un quart de la puce a été simulé comme on peut le voir sur les figures 3.21 et 3.22. Le modèle octant (un huitième du modèle) n’a pas été

utilisé car, nous avons fait des simulations sur des puces rectangulaires qui ne peuvent être simplifiées qu'au quart du modèle entier.

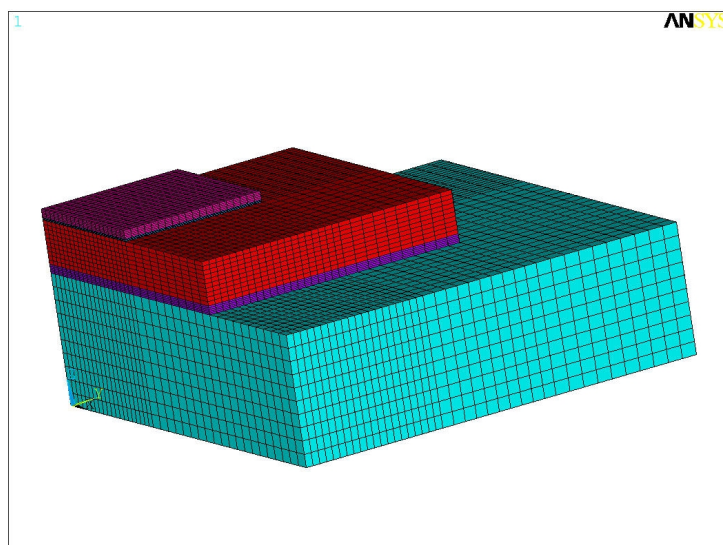


FIG. 3.21 – Modèle 3D de l'assemblage complet

Le modèle complet comprend en théorie l'empilement allant de la pastille de silicium jusqu'à la semelle d'aluminium. Ce modèle complet (Fig. 3.21) a été utilisé pour les simulations thermiques d'évaluation de l'impédance thermique de l'assemblage (cf.chap. 2.2). Cependant lors du procédé de fabrication, la semelle n'est pas reportée. Ainsi, le modèle de cette première simulation ne comprend donc que la puce, la brasure et le leadframe de cuivre fig.3.22. Ce modèle géométrique a été gardé pour toutes les simulations suivantes, même si dans la pratique la semelle et la colle sont présentes par la suite.

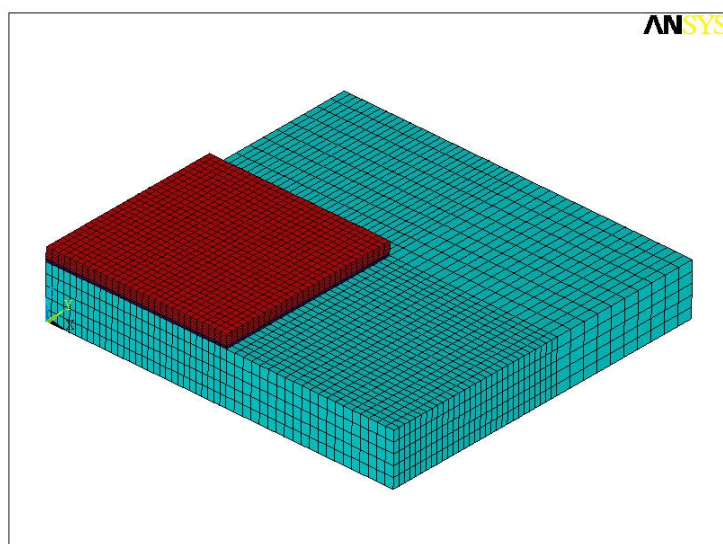


FIG. 3.22 – Géométrie du modèle simplifié.

Ce choix peut se justifier de plusieurs manières. Tout d'abord, par le fait que la semelle

et la colle ne jouent aucun rôle du point de vue mécanique dans l'assemblage. D'un point de vue des contraintes, et donc de la densité d'énergie emmagasinée dans le joint brasé, seule la dilatation de la puce et du cuivre vont influencer le vieillissement de la brasure. On juge que l'épaisseur du cuivre est assez importante pour considérer que son comportement mécanique ne sera pas influencé par la colle. Il en est de même pour sa longueur. Les dimensions géométriques du modèle sont directement tirées du module lui-même. On peut même considérer le cuivre comme semi-infini puisqu'au delà d'une certaine longueur, il n'y a plus d'influence sur les contraintes engendrées dans les autres matériaux.

D'un point de vue de la simulation pure, il n'est pas possible de modifier une géométrie à la suite d'une première simulation. Ainsi, il aurait fallu faire une seconde simulation avec un modèle complet et injecter dans le cuivre, la brasure et la puce les déformations engendrées précédemment par la refusion. D'un autre côté, avec le modèle simplifié un simple redémarrage de simulation en employant des conditions limites différentes était nécessaire.

3.2 Simulations du procédé de report

Comme nous l'avons vu au paragraphe 3.5 du chapitre 2, les simulations du procédé de report ont conduit à la conclusion que d'un point de vue mécanique, le nouveau procédé n'engendre pas plus de contraintes qu'un procédé classique. Ainsi, afin de réduire le temps de calcul, seul le procédé classique a été simulé par la suite.

Ce modèle a servi d'étalon. Les résultats ont été confrontés aux mesures de gauchissement effectuées au profilomètre. Ainsi, le gauchissement engendré par le processus, mesuré sur le véhicule de test, et celui calculé lors de la simulation permettent de conclure de manière satisfaisante sur la modélisation de l'assemblage.

3.3 Simulations des tests de vieillissement

3.3.1 Description de la simulation

Les simulations des tests de vieillissement doivent permettre de quantifier le facteur d'accélération, c'est à dire la vitesse à laquelle l'assemblage étudié va se dégrader. Le but ici est de quantifier l'énergie de déformation qui va s'accumuler au cours des chocs. Connaissant le nombre de chocs menant à la défaillance, nous allons ainsi pouvoir connaître la densité d'énergie de déformation (qui donne une indication de la fatigue) menant à la défaillance. Cette valeur est nécessaire pour pouvoir, grâce aux simulations de profil de mission, en déduire le nombre d'heures de fonctionnement avant la défaillance du module.

Cette étape est la première étape du calcul de la durée de vie. Comme il a déjà été dit, les conditions aux limites sont des facteurs déterminant dans ce genre de calcul. Cependant, lors de ce type de simulations, les conditions aux limites sont très bien maîtrisées.

Ici une température uniforme à tout le modèle décrit de manière idéale les chocs thermiques subit par le module. Cependant, cette modélisation des chocs thermiques, bien que simpliste, est totalement satisfaisante. Nous avons simulé 5 cycles de chocs thermiques liquide/liquide conformément aux vieillissements réalisés. La température appliquée durant la simulation est issue d'un profil relevé directement sur un module équipé d'un thermocouple et ayant subi une série de cycles. Ce profil (fig :3.17) a pu directement être injecté dans la simulation.

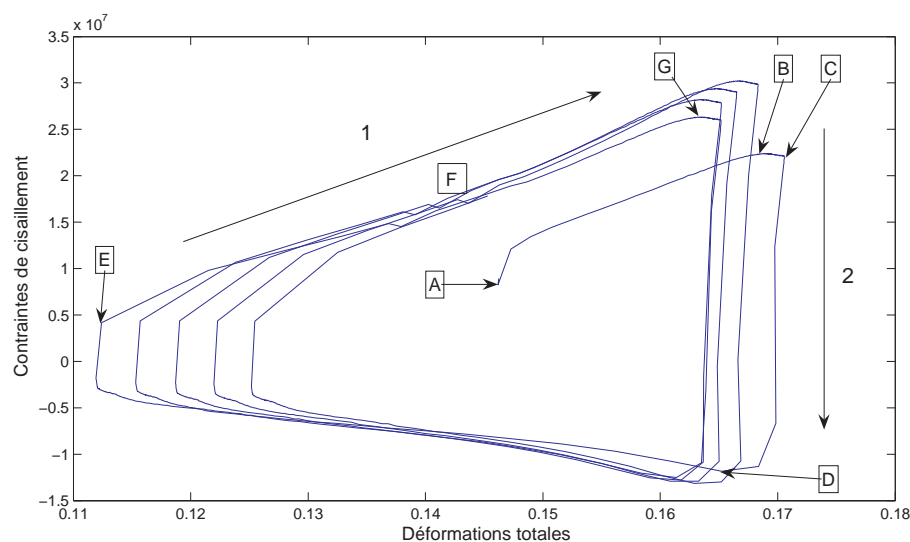
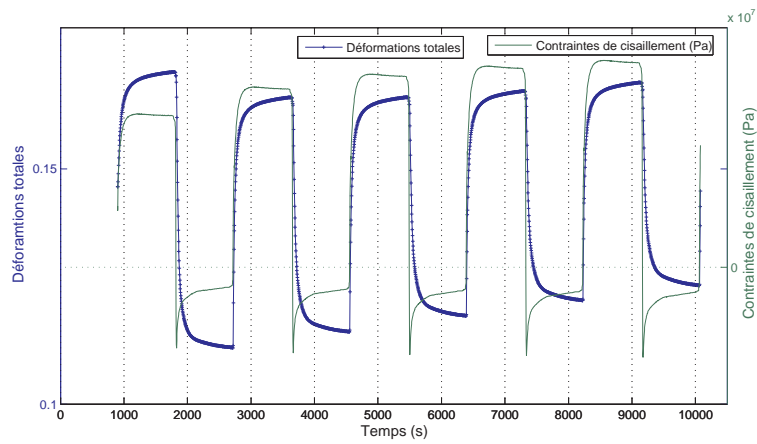


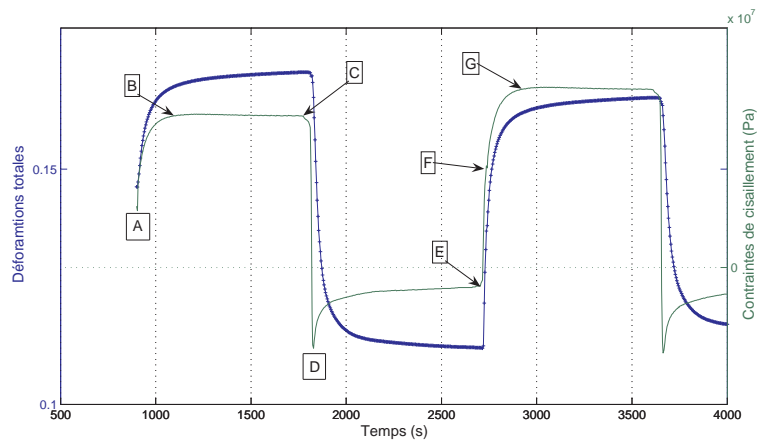
FIG. 3.23 – Courbe d'évolution des contraintes de cisaillement en fonction des déformations dans la brasure pendant les cycles.

Sur la figure 3.23, on peut voir l'évolution des contraintes en fonction des déformations durant les cycles de vieillissement. On peut mettre en évidence l'augmentation de la contrainte lors de la phase de refroidissement (1), alors que celle-ci diminue lorsque la température augmente (2). Dans la seconde phase, la brasure devient plus ductile au fur et à mesure que l'on se rapproche de sa température de fusion. Les contraintes sont ainsi en partie relâchées. On peut noter que malgré le peu de cycles simulés, on voit tout de même une stabilisation nette des cycles à la fin de la simulation.

La figure 3.24(a) représente les contraintes de cisaillement ainsi que les déformations en fonction du temps pendant les chocs thermiques. La figure 3.24(b) permet de mieux apercevoir les relâchements des contraintes dues au fluage dans la brasure. On distingue ainsi que les contraintes ont tendance à se relâcher beaucoup plus lorsqu'on se trouve en haute température, près du point de fusion de la brasure que durant le plateau à basse température. Cela peut s'expliquer par le fait que le fluage, qui dépend de la température et du niveau de la contrainte, est plus actif, dans notre cas, à la température imposée. On peut voir également que les déformations ont tendance à diminuer dans les premiers cycles avant de se stabiliser, de même que les contraintes, traduisant ainsi un phénomène de durcissement [Lema 88]. De plus, on s'aperçoit que la courbe des contraintes a tendance



(a) Représentation des 5 cycles.



(b) Premiers cycles.

FIG. 3.24 – Contraintes et déformations en fonction du temps.

à évoluer plus rapidement au changement de température ce qui se traduit sur la courbe 3.23 par une dissymétrie.

Si l'on détaille maintenant la figure 3.23, on voit tout d'abord que l'aire de chaque cycle diminue en avançant dans le temps. Ce qui est logique puisque l'on vient de voir que les contraintes et les déformations diminuent lors des premiers cycles.

On peut également décrire cette courbe d'un point de vue temporel. Ainsi, partant du point A qui se trouve être le début des cycles (après refusion et stockage), la première descente en température se termine au point B. Puis, la partie B - C, représente le plateau à -55°C , et présente une légère décroissance due au fluage dans la brasure. La partie C - D situe la montée en température, correspondant à la chute des contraintes. Puis vient la zone D - E pour le plateau à température haute (125°C). Au début de cette zone, les déformations décroissent de manière rapide, ce qui est nettement visible sur la courbe 3.24(b). Enfin, la zone E - G, est la partie de la nouvelle descente en température, entamant le cycle suivant. Au milieu de cette descente, se situe le point F, qui est un artéfact de la simulation. En effet, la température imposée durant cette simulation est tirée d'un fichier de mesure. Ce fichier ne comportant que la mesure d'un seul cycle, ce dernier est bouclé

sur lui même. Il y a un léger décalage au niveau du bouclage entraînant un artéfact au point F.

La figure 3.27 présente la courbe de température subie par un module durant un vieillissement par chocs thermiques liquide / liquide, ainsi que la densité d'énergie de déformation (plastic work) accumulée au cours de ces même cycles. On note logiquement que cette grandeur se modifie sur les fronts de température et ne varie que très peu durant les plateaux.

3.3.2 Calcul de la densité d'énergie de déformation

Serie 1	Transistor	nbre de cycles	W_f ($10^9 J/m^3$)
A6_01	T1	549	1,071
A6_01	T2	549	1,071
A6_02	T1	511	0,997
A6_02	T2	511	0,997
A6_03	T1	525	1,024
A6_03	T2	525	1,024
B6_01	T1	405	0,790
B6_01	T2	405	0,790
C7_01	T1	239	0,467
C7_01	T2	239	0,467
D7_01	T1	327	0,638
D7_01	T2	327	0,638
Serie 2			
C6_01	T1	427	0,833
C6_01	T2	427	0,833
C6_02	T1	380	0,742
C6_02	T2	HS	
C6_03	T1	380	0,742
C6_03	T2	283	0,553
C7_03	T1	283	0,553
C7_03	T2	380	0,742
B6_02	T1	HS	
B6_02	T2	283	0,553
B7_01	T1	331	0,646
B7_01	T2	283	0,553

TAB. 3.4 – Résultats du calcul de densité d'énergie menant à la défaillance pour chaque module

La densité volumique d'énergie de déformation (Eq : 3.11) a été calculée sur une zone du modèle qui se situe à l'endroit le plus contraint de la brasure, proche du coin de la puce, comme on le voit sur la figure 3.25. Les fissures ne pouvant pas être modélisées par une rupture dans le modèle, c'est l'endroit le plus contraint dans le joint brasé qui a le plus de chances de voir apparaître les premières fissures. Cela corrobore les observations effectuées

précédemment au MEB. Ainsi, dans toute cette étude, les contraintes et densités d'énergie de déformation sont calculées dans cette même zone.

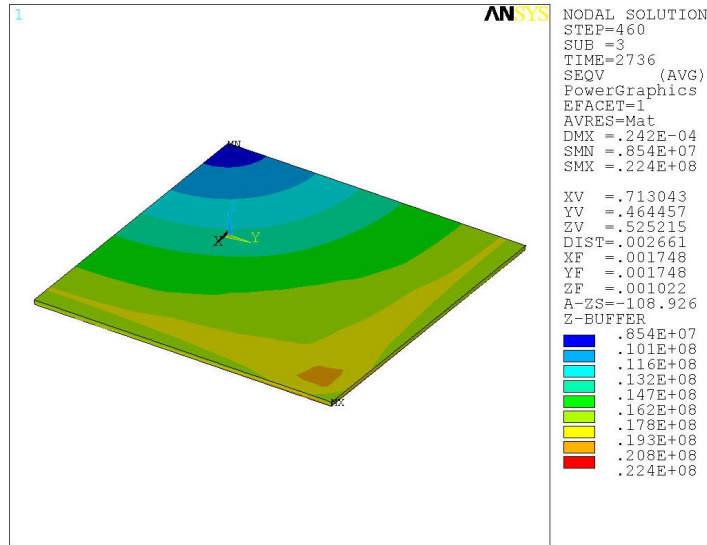


FIG. 3.25 – Contraintes dans la brasure.

$$W \int_{\epsilon_{ij}^{ini}}^{\epsilon_{ij}^{fin}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \tag{3.11}$$

pour i et $j = 1,2,3$

Ce calcul peut être réalisé automatiquement par Ansys grâce à la fonction "plastic work". Il s'agit d'un équivalent au calcul de l'intégrale de la courbe contrainte en fonction de la déformation totale de la figure 3.23. L'intégrale de cette courbe peut être calculée par la méthode des trapèzes, ce qui donne un résultat proche de celui effectué par Ansys. Comme on peut le voir sur la figure 3.26, cette erreur tend vers les 2.5% de manière asymptotique.

La courbe 3.27 nous permet de visualiser l'accumulation de la densité d'énergie de déformation dans le joint brasé subissant des chocs thermiques liquide / liquide.

Cette accumulation est de nouveau représentée sur la figure 3.28 en fonction de chaque cycle subi par le module. On peut alors vérifier que cette dernière devient rapidement stable, puisqu'elle ne varie presque pas après le troisième cycle. Cela corrobore la stabilisation des cycles (figure 3.23) mise en évidence précédemment. Si l'on exprime l'accumulation de la densité d'énergie de déformation en fonction du nombre de cycles, on obtient alors :

$$W_f = 1,947.10^6 . N_f + 1,423.10^6 \tag{3.12}$$

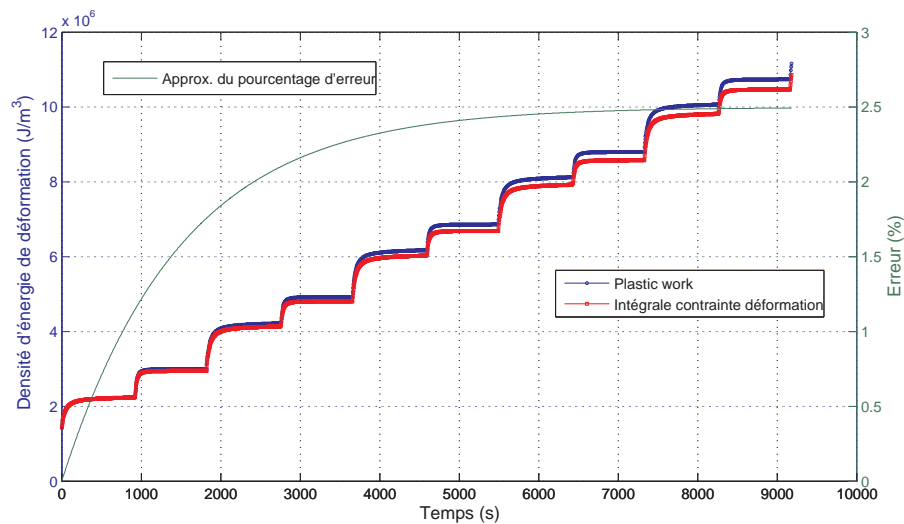


FIG. 3.26 – Comparaison du résultat entre les deux méthodes de calcul de la densité d'énergie de déformation.

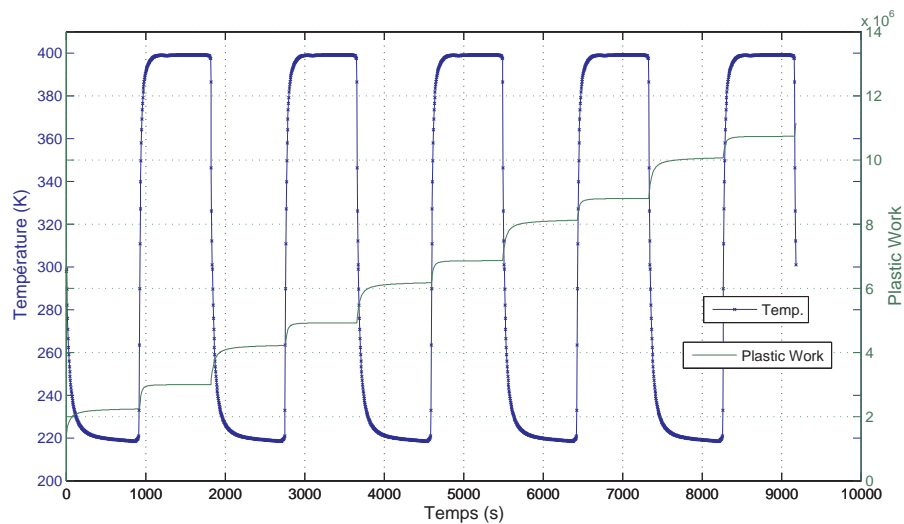


FIG. 3.27 – Densité d'énergie de déformation accumulée au cours de 5 cycles

Connaissant par la pratique le nombre de chocs menant à la défaillance, la densité d'énergie de déformation nécessaire pour atteindre la défaillance du module (W_f) peut maintenant être calculée (eq. 3.12). Ces résultats sont résumés pour chaque module dans le tableau 3.4.

3.3.3 Comparaison des résultats en fonction de la forme de la puce

Les résultats présentés au paragraphe précédent, ont été calculés pour une puce de forme carrée. Ce qui n'est pas le cas de tous les modules de cette étude.

La figure 3.29 présente la linéarisation de l'évolution de la densité d'énergie de déformation au cours des cycles de vieillissement (courbe 3.27, calculée par simulation pour une puce carrée (P6) et une autre rectangulaire (P7). On s'aperçoit alors qu'il existe une

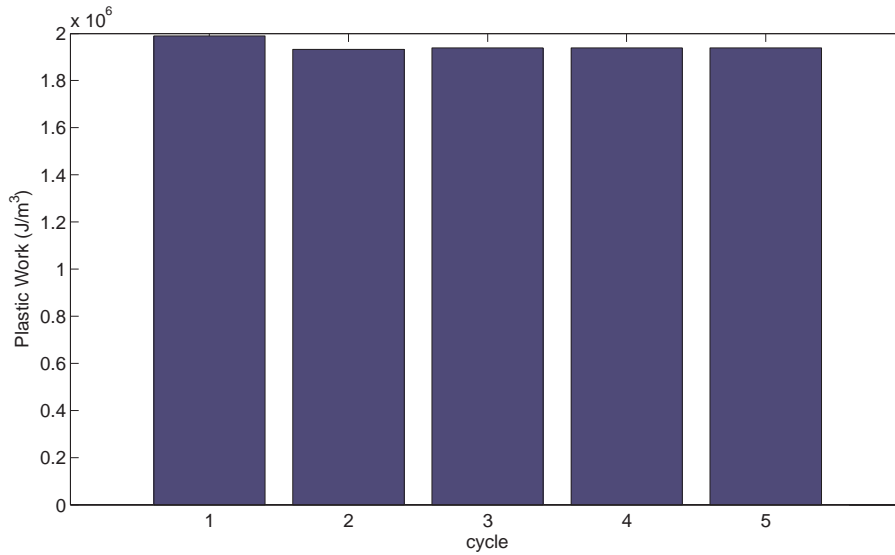


FIG. 3.28 – Accumulation de densité d'énergie de déformation par cycle.

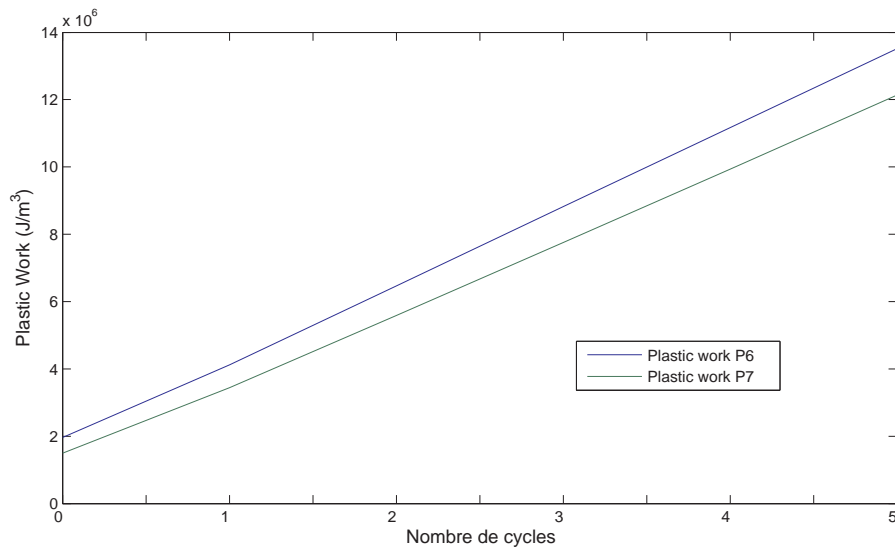


FIG. 3.29 – Evolution du plastic work durant les cycles de vieillissement pour deux types de puces

différence non négligeable entre les deux types de puces. Ainsi, il semble que la brasure d'une puce rectangulaire résiste mieux aux chocs thermiques que la brasure d'une puce carrée. Cette différence est d'environ 10%. Cependant, les modules possédant une puce P6, carrée ont subi plus de chocs et donc un vieillissement plus important avant la défaillance.

3.4 Simulations du profil de mission

Les résultats sont fortement dépendants de la définition du profil de mission. Les simulations ont donné lieu à des interprétations à ce sujet. Ainsi, nous n'avons pas utilisé un seul profil de mission, mais plusieurs profils légèrement différents les uns des autres. Il est évident que pour obtenir un résultat significatif, on doit utiliser et donc posséder un

profil de mission représentatif d'une application donnée.

3.4.1 Définition et problématique du profil de mission

Le profil de mission d'un système tel qu'un module embarqué dans une voiture est très variable. En effet, on peut citer quelques exemples de paramètres influents.

- L'utilisateur, qui suivant sa conduite n'aura pas la même utilisation et donc influence sur la vie du système,
- Le lieu. Les contraintes environnementales seront complètement différentes suivant que l'on se trouve dans un pays chaud ou tempéré, ou bien que l'on effectue des trajets en ville ou à la campagne,
- La période de l'année. Bien évidemment, les contraintes, notamment thermiques sont totalement différentes en hiver et en été.

Un alerno-démarrreur, comme nous l'avons vu précédemment, est une innovation développée par Valeo pour le système Stop & Start utilisé notamment sur les séries spéciales des Citroën C3. Ce système commande l'arrêt du moteur de la voiture lorsque cette dernière s'immobilise. Puis, le relâchement de la pédale de frein entraîne un redémarrage automatique du moteur. La partie puissance de ce système a pour but de gérer le flux d'énergie entre le système de stockage et le démarreur ou l'alternateur. Ce dernier doit donc être capable de faire passer de forts courants du système de stockage d'énergie électrique (batterie, super-condensateur ...) vers le système d'allumage en mode démarreur, mais également de faire passer du courant en sens inverse, du générateur vers le système de stockage en mode alternateur.

Le module dans son ensemble fonctionne de la manière suivante. Il alterne une première phase en mode démarreur, suivi d'une phase de récupération d'énergie en mode alternateur, avant de se mettre en veille une fois l'énergie nécessaire emmagasinée de nouveau dans le système de stockage. La durée du démarrage est fixe, de l'ordre de la seconde, au contraire de la durée du mode alternateur qui est variable en fonction de l'état de décharge du système de stockage.

La figure 3.30 présente un exemple de profil de mission de la puissance traversant un transistor d'un module alerno-démarrreur durant environ une heure. Il s'agit d'un profil de mission assez sévère puisqu'il comprend de nombreux démarrages, significatifs d'un parcours urbain, voire d'une circulation difficile. Les valeurs de puissance ne sont pas indiquées pour des raisons de confidentialité car ce profil a été fourni par VALEO.

La figure 3.31 présente un détail de ce profil. Cette figure permet de visualiser avec plus de précision le pic de puissance significatif du démarrage, suivi de la phase de récupération d'énergie dont le temps varie.

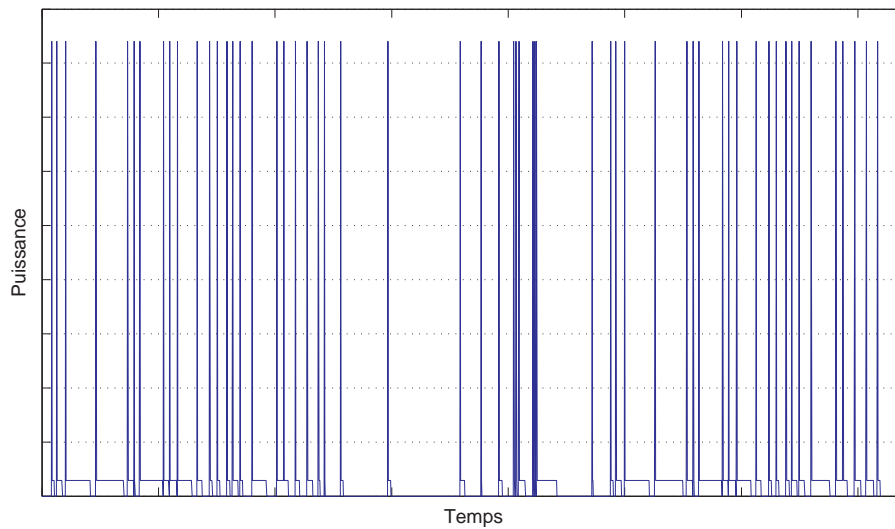


FIG. 3.30 – Profil de mission en puissance

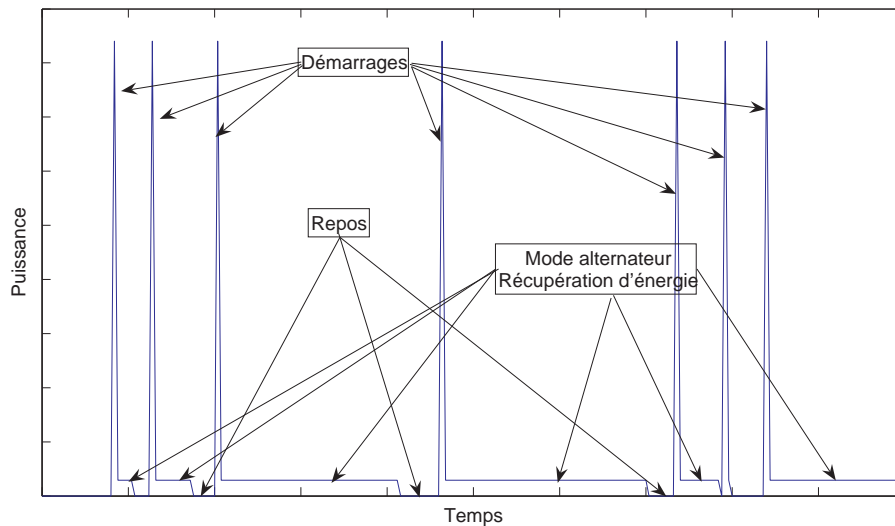


FIG. 3.31 – Détails du profil de mission

3.4.2 La simulation thermique

La simulation du profil de mission s'effectue en deux temps. Tout d'abord la simulation thermique du profil, puis la simulation thermo-mécanique. Dans la première simulation, la température engendrée par la puissance traversant la pastille de silicium est calculée. Le fichier résultat de cette simulation contient pour chaque nœud du modèle la température à chaque instant de la simulation. Ce fichier résultat est ensuite utilisé comme chargement dans la simulation thermo-mécanique de ce même profil. Cela permet de calculer l'énergie dans le joint, comme précédemment pour les chocs thermiques.

Les conditions limites de cette simulation doivent permettre de recréer les conditions environnementales dans lesquelles le module évolue durant un trajet. Ce dernier étant placé sous le capot d'une voiture, on ne peut pas utiliser la même température ambiante qu'à l'air libre. Ainsi, une température de 80°C a été utilisée, puisqu'il s'agit de la valeur

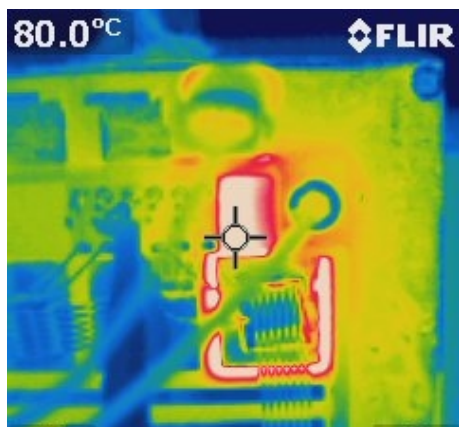
fournie par Valeo avec le profil de mission.

L'extraction de la chaleur générée dans la puce se fait principalement par le fond du module. Dans la réalité, le module est reporté sur un dissipateur à l'aide d'une colle et la dissipation se fait par conduction jusqu'à un radiateur. Notre modèle s'arrêtant au cuivre, le reste de l'interface allant jusqu'à l'air a été modélisé par un coefficient d'échange convectif important avec l'air ambiant à 80°C.

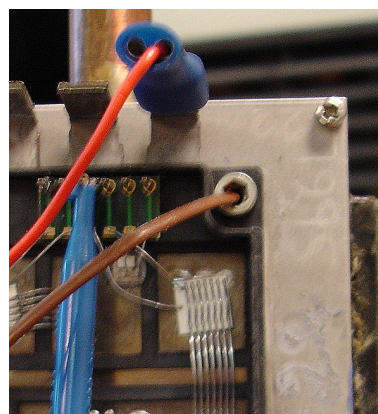
Variation de H	Tmax (°C)	Tmin (°C)	Tmoy (°C)	ΔT (°C)	Écart type (°C)
BFE80	87,4	79,9	83,2	7,49	3,59
H100000	92,8	79,4	86	13,4	6,12
H50000	97,85	78,9	88,9	18,9	8,35
H10000	131,5	75,4	95,8	56,12	19,05
H1000	207,5	56,7	107,9	150,8	31,51

TAB. 3.5 – Synthèse des résultat thermiques suivant la variation de H

Une étude paramétrée en fonction du coefficient d'échange a été menée. Les résultats de la température relevée dans la puce sont résumés dans le tableau 3.5. La valeur BFE80 signifie qu'une température de 80°C a été imposée au dos du cuivre, représentant le cas extrême d'une extraction idéale. A l'inverse, un coefficient de 1000 représente une extraction faible, comme l'attestent les valeurs des résultats correspondants. Entre ces deux extréma, la solution choisie et qui semble la plus réaliste est celle d'un coefficient de 50000, dont la courbe de sortie est représentée figure 3.33.



(a) Image infra-rouge d'un module durant excitation.



(b) Image de la puce

FIG. 3.32 – Image thermique

La figure 3.32(a) présente une image infra-rouge d'une partie du module (fig.3.32(b)) durant une mesure de Zth. La puce est alors excitée sous 30W. On voit clairement que le cuivre du leadframe conduit alors une partie non négligeable de la chaleur de manière latérale. Ce dernier joue donc un rôle dans l'évacuation des calories en favorisant l'évacuation de la chaleur le long du leadframe de cuivre. Ce phénomène a donc été modélisé

à l'aide d'un coefficient de convection important appliqué sur le contour du module au niveau du cuivre.

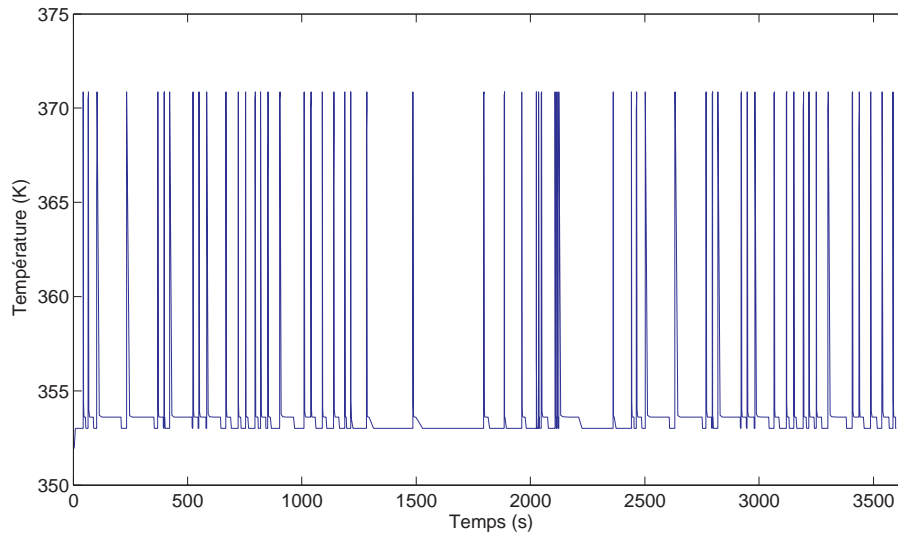


FIG. 3.33 – Température maximale dans la puce résultant du profil de mission.

Le résultat de la simulation thermique donne au point central de la puce, zone la plus chaude du modèle, la figure 3.33. On note que la température ne dépasse pas les 371K, soit environ 98°C, ce qui est loin de la température maximale admissible par une puce de ce genre.

Le tableau 3.6, résume les résultats obtenus pour les différentes simulations thermiques effectuées. Les paramètres que nous avons fait varier, sont le type de la puce (rectangulaire (7.7mm x 4.6mm) P7, ou carrée (7mm x 7mm) P6) et la température ambiante durant le profil de mission (80°C ou 110°C).

Les paramètres importants des profils thermiques obtenus, et qui peuvent avoir un impact sur la fiabilité du module, sont la température moyenne (T_{moy}), la température maximale (T_{max}) ainsi que l'excursion de température moyenne durant le profil de mission (en régime établi) (ΔT). On peut conclure que la géométrie de la puce, ou son aire, ont une importance non négligeable d'un point de vue thermique, dans le cas qui nous concerne. On voit que la géométrie joue sur la température maximale ainsi que sur la dynamique de température (ΔT). Les températures moyennes et maximales sont, quant à elles, essentiellement influencées par la température ambiante sous capot (T_{amb}).

Paramètres		Resultats		
T_{amb} (°C)	Type de puce	T_{max} (°C)	T_{moy} (°C)	ΔT (°C)
80	P6	98	89	18,91
80	P7	103	92	24,46
110	P6	128	119	19,69
110	P7	134	122	25,35

TAB. 3.6 – Paramètres thermiques exploités

3.4.3 La simulation thermo-mécanique

Maintenant que la simulation thermique a été effectuée, le résultat est utilisé comme chargement sur le même modèle pour une simulation thermo-mécanique. La température en chaque point du modèle à chaque instant de la simulation ayant été sauvegardée dans le fichier résultat de la simulation thermique, ce dernier est utilisé pour définir les conditions sur le même modèle dans une simulation thermo-mécanique. Le résultat permet, comme dans le cas des vieillissements accélérés de calculer la densité d'énergie de déformation dans le joint brasé. Ainsi, nous pourrions connaître, dans le cas précis du profil de mission utilisé quelle est l'énergie emmagasinée dans le joint durant ce trajet (fig.3.34). Il est bien entendu nécessaire d'effectuer le calcul de la densité d'énergie de déformation pour les cycles et pour le profil de mission sur le même nœud du modèle. Sans quoi, la comparaison n'a plus de sens.

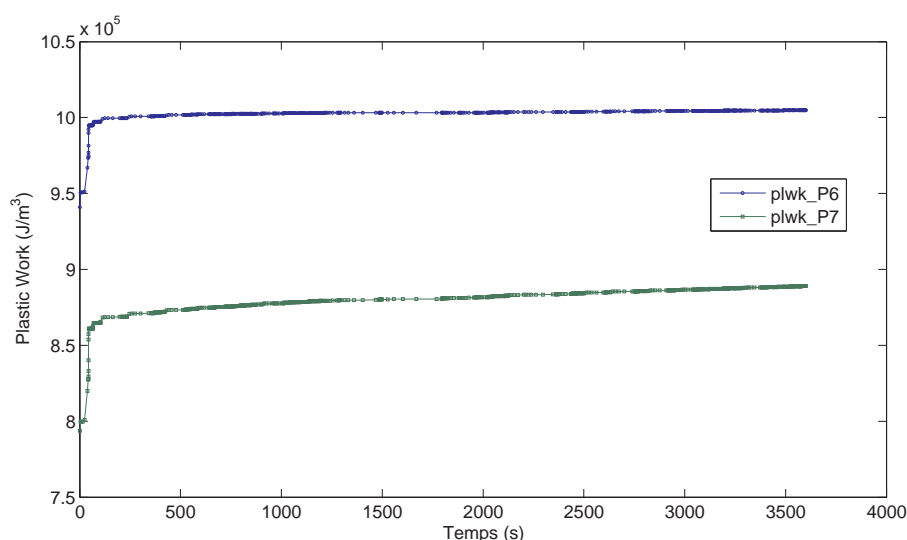


FIG. 3.34 – Plastic work durant le profil de mission

Tout comme pour les cycles de vieillissement, les simulations de profil de mission ont également été effectuées sur un modèle comportant une puce carrée (P6) et une puce rectangulaire (P7). Le tableau 3.7 résume les résultats pour chaque cas de figure suivant la géométrie de la puce et la température ambiante.

Param. Simu.		Resultats Simu.			
Tamb (°C)	Type de puce	Tmax (°C)	Tmoy (°C)	ΔT (°C)	W_{profil} (J/m³)
80	P6	98	89	18,91	63847
80	P7	103	92	24,46	95329
110	P6	128	119	19,69	218777
110	P7	134	122	25,35	276514

TAB. 3.7 – Résultats du profil de mission

Le tableau met en avant la différence d'accumulation de fatigue entre les deux types de puce et pour des températures ambiantes de 80°C et 110°C. Ainsi, l'augmentation de la

température de 80°C à 110°C entraîne une augmentation considérable de la fatigue dans le joint sur un trajet d'une heure. Si l'on compare maintenant l'impact du type de puce sur le résultat, on voit que la différence est en faveur de la puce P6.

4 Synthèse des résultats et critique

4.1 Calcul de la durée de vie

La méthodologie menant à évaluer la durée de vie de l'assemblage étudié a été la suivante. Tout d'abord des véhicules de test représentatifs ont subi des vieillissements accélérés au travers de chocs thermiques liquide/liquide entre -55°C et 125°C. Nous avons alors déterminé le nombre de cycles menant à la défaillance (N_f) pour chaque module. La défaillance ayant été prédéfinie comme l'augmentation de 20% de l'impédance thermique du module. Ensuite, les simulations par éléments finis du modèle représentatif des véhicules de test nous ont permis dans un premier temps de déterminer la densité d'énergie de déformation emmagasinée dans le joint lors de ces cycles. Puis, par corrélation, on a obtenu cette même densité d'énergie menant à la défaillance (W_f). Enfin une nouvelle série de simulations a été effectuée afin de reproduire les conditions d'un profil de mission subi en temps normal par ces modules. De nouveau, la densité d'énergie de déformation accumulée durant le profil de mission (W_{profil}) a été calculée. Par corrélation avec les calculs des vieillissements, une évaluation de la durée de vie du module est maintenant possible.

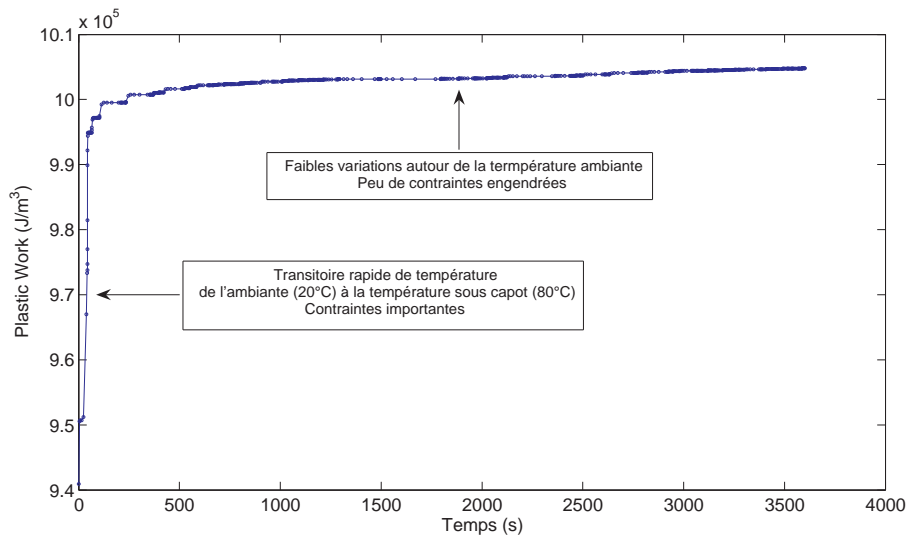


FIG. 3.35 – Description de l'accumulation de fatigue dans le joint durant le profil de mission

Durant le profil de mission, l'énergie n'est pas emmagasinée dans le joint de manière linéaire. La figure 3.35 explique bien que dans un premier temps, l'accumulation de densité d'énergie de déformation croît de manière importante sous l'effet de la température

ambiante sous le capot qui augmente également avant de se stabiliser aux alentours de 80°C.

Dans un second temps, la température ambiante étant stabilisée, cette accumulation de DED n'augmente plus que sous l'effet des variations de température dues à l'auto-échauffement provoqué par le profil de mission.

La courbe d'accumulation de DED durant le profil de mission peut donc être approximée par deux droites, l'une pour le transitoire de départ et la seconde pour la zone de pseudo-plateau. Cependant, pour notre calcul, seule l'accumulation totale nous intéresse. L'équation 3.13 permet de calculer W_{profil} représentant l'accumulation de DED sur le profil de mission d'une heure W_{fin} et W_{init} sont simplement les DED au début et à la fin du profil de mission.

$$W_{profil} = W_{fin} - W_{init} \quad (3.13)$$

La DED menant à la défaillance calculée précédemment au travers du nombre de cycles peut également s'exprimer grâce à l'équation 3.14. Le paramètre n , est un entier naturel et indique ici le nombre de profils de mission qui doivent être répétés afin d'atteindre W_f . Étant donné que le profil de mission utilisé dure précisément une heure, le paramètre n représente alors t_f , la durée de vie exprimée en heure.

$$W_f = W_{init} + n \cdot W_{profil} \quad (3.14)$$

le temps de fonctionnement menant à la défaillance peut donc s'écrire :

$$t_f = n = \frac{W_f - W_{init}}{W_{profil}} \quad (3.15)$$

Comme il a été évoqué précédemment, plusieurs températures ambiantes sous capots ont été simulées. Dans le cas le plus courant, on considère la température de 80°C. Dans un cas sévère, la température sous le capot peut atteindre 110°C.

Voici les équations de calcul de la durée de vie (t_f) obtenues pour le cas d'une température ambiante de 80°C :

$$P6 : t_f = (W_f - 1,96 \cdot 10^6) / 63847$$

$$P7 : t_f = (W_f - 2,22 \cdot 10^6) / 95329$$

et les équations de durée de vie dans le cas où l'on prend une température de fonctionnement sévère de 110°C :

$$P6 : t_f = (W_f - 1,96 \cdot 10^6) / 218777$$

$$P7 : t_f = (W_f - 2,22 \cdot 10^6) / 276514$$

En première approximation, si l'on regarde la courbe d'évolution de la DED en fonction du temps durant le profil de mission, on peut voir que la courbe de la puce P6 est dès le départ au dessus de celle de la puce P7. Cependant, l'accumulation de DED est moindre

dans P6 que dans P7, la linéarisation de la courbe sur la figure 3.36 indique bien que le coefficient directeur de la courbe P6 est bien moins important que celui de P7, laissant présager que l'accumulation de DED deviendra rapidement plus importante pour P7 que pour P6. De même, si l'on prend en compte le transitoire du début de profil de mission, on constate que l'accumulation sur un profil de mission d'une heure est de $63847 J/m^3$ pour P6 et $95329 J/m^3$ pour P7.

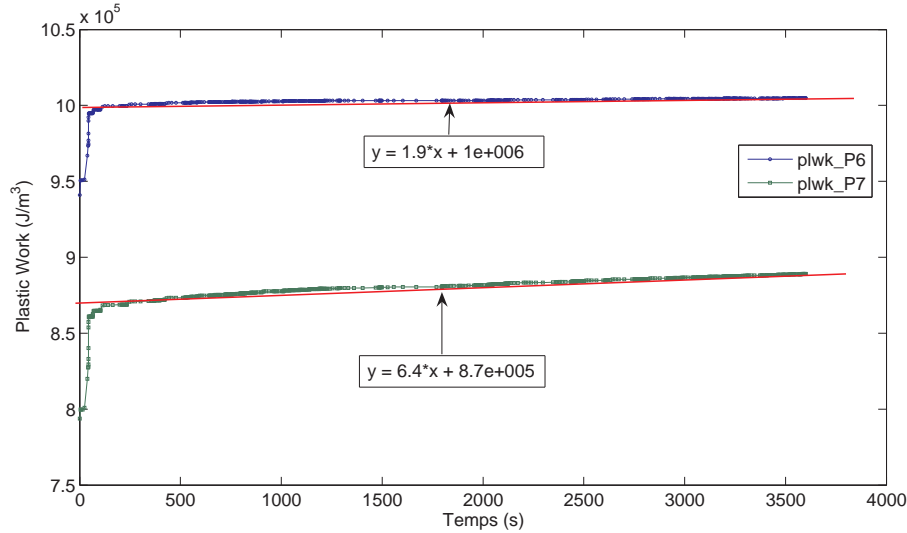


FIG. 3.36 – Linéarisation de l'accumulation de DED

Le temps pour lequel la droite de P7 croise la droite de P6 s'exprime grâce à l'équation :

$$t = \frac{W_{init_{P6}} - W_{init_{P7}}}{W_{profil_{P7}} - W_{profil_{P6}}}$$

Cela donne une valeur de 4,67 heures si l'on prend en compte le transitoire. Ce qui est peu devant la durée de vie espérée du module. Ainsi, on peut penser qu'un module utilisé avec une puce P7, atteindra la défaillance plus tôt qu'un module utilisant une puce P6, carrée.

Les résultats pour chaque module ayant subi les vieillissements sont donnés dans le tableau 3.8. La première constatation en regardant ce tableau, est que d'après ce qui a été dit précédemment, les modules utilisant une puce P6 ont une meilleure durée de vie que celle utilisant P7. Cela est due à de meilleurs résultats au niveau du nombre de chocs subi, mais aussi au fait qu'en condition de fonctionnement réel, comme on l'a vu grâce aux simulations, le module P6 vieillit moins vite.

4.2 Critique des résultats et conclusion

Tout d'abord il est important de constater que les résultats de fiabilité présentés ici sont fortement dépendants du profil de mission que l'on utilise pour les simulations. Comme il a déjà été discuté précédemment, il n'existe pas de profil de mission type, ou que l'on

Module	Type de puce	Nf	$Wf(J/m^3)$	t_{fmax} (h)	t_{fmin} (h)
Série 1					
A6_01	P6	549	1291817799	20202	4666
A6_02	P6	511	1202538296	18803	4343
A6_03	P6	525	1235430744	19319	4462
B6_01	P6	405	953495472	14903	3442
C7_01	P7	239	521385006	8135	1880
D7_01	P7	327	712808559	11133	2572
Série 2					
C6_01 T1	P6	427,5	1006358336	15731	3634
C6_01 T2	P6	427,5	1006358336	15731	3634
C6_02 T1	P6	380	894758957	13983	3230
C6_02 T2	P6	HS			
C6_03 T1	P6	380	894758957	13983	3230
C6_03 T2	P6	283	666861278	10413	2406
C7_03 T1	P7	283	617096783	9634	2226
C7_03 T2	P7	380	828097745	12939	2989
B6_02 T1	P6	HS			
B6_02 T2	P6	283	666861278	10413	2406
B7_01 T1	P7	331	721509630	11269	2603
B7_01 T2	P7	283	617096783	9634	2226

TAB. 3.8 – Résultats de durée de vie

puisse utiliser comme référence. Ces résultats sont donc à prendre dans le cadre de cette étude uniquement. Ils ne peuvent donc pour le moment être comparés avec une autre étude.

Dans le cadre d'une application alterno-démarrreur, un module fabriqué grâce au procédé laser développé durant le projet PEPPER a une durée de vie optimale évaluée à environ 20200 heures dans des conditions de fonctionnement que l'on qualifiera de normale par rapport à une utilisation urbaine, et selon un critère de défaillance fixé à 20% d'augmentation de l'impédance thermique de l'assemblage composant le module. Chaque conducteur ayant une utilisation différente et personnelle de son véhicule, il n'est pas possible de donner une valeur précise de durée de vie. De plus, certaines approximations ont été faites durant cette étude, notamment par rapport à la modélisation par éléments finis, qui par définition ne peut pas représenter parfaitement la réalité. On a pu également voir l'influence de la température ambiante sous capot, ainsi que de la taille et forme de la puce, par rapport au résultat final.

Par rapport au projet PEPPER, dont le but était de créer une nouvelle technologie de module tout en intégrant la fiabilité dès la phase de conception, on peut dire que cet objectif a été atteint. Il a ainsi été possible d'évaluer avec succès la durée de vie d'un tel module en environnement réel de fonctionnement. Ceci a donc permis de valider la viabilité d'une telle technologie sans avoir recours à des tests coûteux sur des bancs de tests grandeur nature. De plus, la durée de vie escomptée d'un tel module est tout à fait

satisfaisante.

Chapitre 4

Évolution des solutions de gestion thermique et de fiabilité des modules de puissance

Sommaire

1	Influence de l'évacuation double face sur la fiabilité	122
1.1	Évolution des composants de puissance et des systèmes de refroidissement	122
1.2	Méthodologie et présentation du modèle	129
1.3	Simulations des chocs thermiques	131
1.4	Simulation du profil de mission et calcul de la durée de vie . .	133
1.5	Comparaison de la fiabilité d'une solution double face et simple face	135
2	Perspectives : Evaluation en temps réel de l'état de fatigue d'un module de puissance	140
2.1	Mesure en ligne d'impédance thermique	140
2.2	Contraintes dans le silicium	141
3	Conclusion	149

Dans ce chapitre sont présentés les orientations de la poursuite des études dans le domaine de la fiabilité pour les assemblages de puissance. Dans une première partie, il s'agit de s'intéresser à un nouveau système de gestion de l'évacuation de la chaleur au niveau des modules de puissance. Puis, sont présentés les orientations de la fiabilité et de la détection de défaillance intégrée à ces modules.

Nous venons de voir dans le chapitre précédent, une nouvelle technologie de modules qui répond tout à fait aux exigences du domaine de l'automobile et qui, d'un point de vue de la fiabilité, remplit le cahier des charges fixé lors du projet. Il semble cependant que d'ici quelques années, en suivant la tendance actuelle de pénétration importante du marché de l'électronique dans l'automobile, la puissance et l'intégration deviennent encore plus importantes qu'à l'heure actuelle. Les technologies des modules de puissance doivent donc suivre la demande qui peut être formulée, et produire des modules drainant de plus en plus de puissance avec des densités de courant toujours plus importantes.

Dans ce chapitre sont abordées l'évolution des composants de puissance et les répercussions que cela entraînera au niveau des modules, notamment d'un point de vue de la fiabilité. L'augmentation des températures de fonctionnement et de la densité de puissance entraînent une évolution des solutions de gestion thermique et des choix technologiques. Dans un premier temps, un état de l'art des nouvelles solutions est établi avant qu'un exemple soit traité en comparaison avec l'étude du module du chapitre précédent. Finalement la perspective de l'intégration du suivi de la dégradation des modules durant leur cycle de fonctionnement est abordée.

1 Influence de l'évacuation double face sur la fiabilité

1.1 Évolution des composants de puissance et des systèmes de refroidissement

1.1.1 Les composants carbure de silicium SiC

Depuis plusieurs années déjà, de gros progrès ont été effectués au niveau des composants de puissance. Tout d'abord au début des années 90 avec l'IGBT [Azzo 98] [Bali 95] et l'évolution des structures courantes [Sanc 99] et maintenant avec l'arrivée à maturation et la mise sur le marché imminente de composants SiC [Fuku 05], notamment chez Mitsubishi [Kino 06]. Grâce à ce type de composants, il devient possible de travailler à des fréquences et des températures largement supérieures à celles supportées actuellement par les technologies courantes Si ou SiGe.

L'avantage du SiC vient en partie de sa plus faible génération thermique de porteurs minoritaires. Cela induit notamment un courant de fuite plus faible et des températures de fonctionnement plus élevées. De plus, il possède une conductivité thermique trois fois plus importante que le silicium ($\cong 490W/m.K$), facilitant ainsi l'extraction thermique de la zone active du composant. Cela implique une adaptation des moyens de refroidissement connexes nécessaires. [Line 02]

Différents types de composants, tels que le JFET ou la SBD (Schottky Barrier Diode) ont été adaptés ou créés avec succès et réalisés dans ce matériau prometteur. Cependant, il

est pour le moment difficile de réaliser les composants nécessaires à la commande de fortes tensions, tels que le MOSFET. Contrairement au JFET, le MOSFET est normalement fermé, ce qui rend son utilisation plus simple. Cependant, le MOSFET en SiC présente une résistance à l'état passant importante, contrairement à ce qui est espéré théoriquement. En effet, des R_{on} 100 à 200 fois plus faibles sont espérées par rapport aux composants Si standards. Cependant, l'interface semi-conducteur/oxyde présente jusqu'à présent des densités de défauts élevés qui réduisent ses performances électriques [Bros 04].

La prochaine génération de composants SiC devrait permettre de contrecarrer les problèmes rencontrés par rapport au MOSFET. Ainsi, de tels composants seront rapidement disponibles et donc utilisés. Il apparaît donc clairement que la gestion thermique des modules devra être repensée afin de s'adapter à ces nouvelles contraintes.

1.1.2 Evolution de la gestion thermique

Alors que les composants sont en constante évolution, et qu'un pas technologique s'apprête à être franchi avec les composants SiC que nous venons de détailler, il semble clair que les technologies d'interconnexion et de *packaging* ont pris un temps de retard. La réaction et la réflexion sont tout de même engagées depuis peu, mettant en avant de nouvelles solutions de gestion thermique des modules.

On peut voir deux aspects ou deux phases du refroidissement dans les systèmes embarqués. Le premier concerne l'évacuation des calories de la zone où elles sont générées, la puce, vers le dissipateur. Le second aspect concerne précisément la dissipation de ces calories vers l'air. La source finale de froid étant forcément l'air ambiant, la résistance thermique entre la jonction et l'air ambiant doit être la plus faible possible afin que l'extraction soit la meilleure possible.

Quel que soit le type de véhicule, le niveau d'équipement électronique augmentant, la puissance requise ne fait que s'accroître d'une génération de véhicule à l'autre. L'utilisation de solutions hybrides pour la motorisation induit inévitablement une demande encore plus importante. Ainsi, la nécessité d'évacuer la chaleur se fait tout aussi pressante dans ce genre de véhicule.

La solution la plus fréquemment utilisée en électronique de puissance afin de dissiper les calories vers l'air ambiant est le radiateur à ailette. Concernant l'électronique embarquée sous le capot des automobiles, on utilise parfois lorsqu'il est accessible le bloc moteur ou le châssis. Les zones libres étant de plus en plus limitées de par l'augmentation des fonctions intégrées sous un capot et dans le cas des solutions hybrides, par la présence de 2 moteurs (thermique et électrique), diverses solutions de remplacement sont envisagées.

L'intégration de tels modules dans un système embarqué tel qu'une automobile, implique des contraintes liées à l'implémentation du refroidissement global. Il est en effet nécessaire de pouvoir évacuer les calories extraites localement des modules vers un système de refroidissement massif tel qu'un radiateur. Ceci peut être fait à l'aide d'un caloduc.

Bien que l'intégration dans un véhicule puisse poser problème, la présence de systèmes dédiés initialement prévu pour d'autres systèmes, comme le moteur ou la climatisation, peut être emprunté afin de faire double emploi, dans la mesure où ils sont dimensionnés correctement. [Burb 06]

Les contraintes du monde de l'automobile sont multiples, on peut citer la fiabilité ou durée de vie élevée, l'intégration et surtout le faible coût comme étant les plus contraignantes. Ainsi, même si un module remplit parfaitement le cahier des charges d'un point de vue technique, il pourra toujours être recalé de part son coût trop important et remplacé par un autre module plus simple d'un point de vue conception et donc moins cher. C'est pour cette raison par exemple que la technologie Direct Bonding Copper (DBC)(fig.4.1(b)) est, essentiellement pour des raisons de coût, parfois laissée de côté au profit du Substrat Métallique Isolé (SMI), alors que d'un point de vue technique, il propose une solution à la fois très efficace au problème d'extraction de la chaleur, et meilleure que le SMI (fig.4.1(a)) d'un point de vue fiabilité.

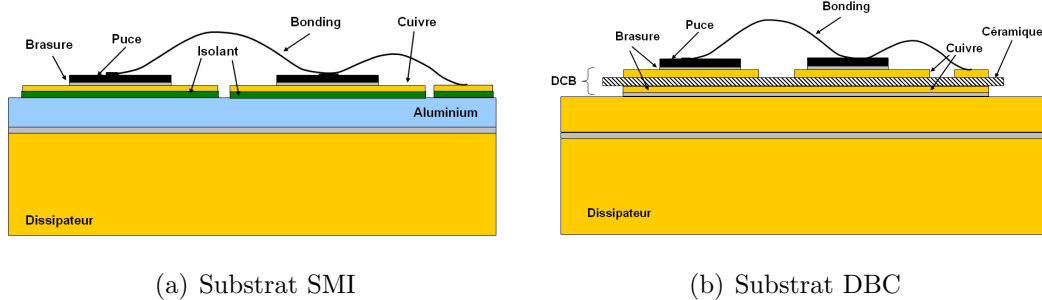


FIG. 4.1 – Technologies courantes simple face avec bonding

SMI et DBC sont les solutions les plus couramment utilisées pour le moment. Une des solutions émergentes aujourd'hui concernant la gestion et l'évacuation de la chaleur à l'échelle des modules de puissance consiste à utiliser une évacuation double face. Comme son nom l'indique, cette solution consiste à permettre l'évacuation des calories non seulement de manière classique (par le bas), comme on l'a étudié précédemment, mais également de permettre à cette chaleur de s'évacuer par le haut du composant en augmentant l'échange calorifique au niveau de cette interface.

Les solutions classiques utilisant des fils de câblage ne permettent pas une évacuation efficace des calories. En effet, ces derniers sont dimensionnés uniquement pour permettre un acheminement de forts courants et non l'évacuation de la chaleur, remplissant donc un rôle purement électrique. La convection naturelle (voire forcée) à ce niveau ne permet pas non plus un gain significatif en terme d'extraction de la puissance dissipée. Il faut donc permettre l'extraction par conduction des deux côtés de la puce afin de rendre réellement significatif le gain sur l'évacuation calorifique de la puce.

Perret et al [Perr 02] ainsi que Gillot et al [Gill 03] proposent des solutions non double

face, consistant à utiliser une technologie à base de silicium. L'une est appelée "*micro heat sinks*", et l'autre "*miniature heat pipe*". Ces deux solutions utilisent un fluide caloporteur. Par cette méthode, la différence de coefficients de dilatation entre les matériaux est réduite, permettant de limiter les contraintes au sein de l'assemblage.

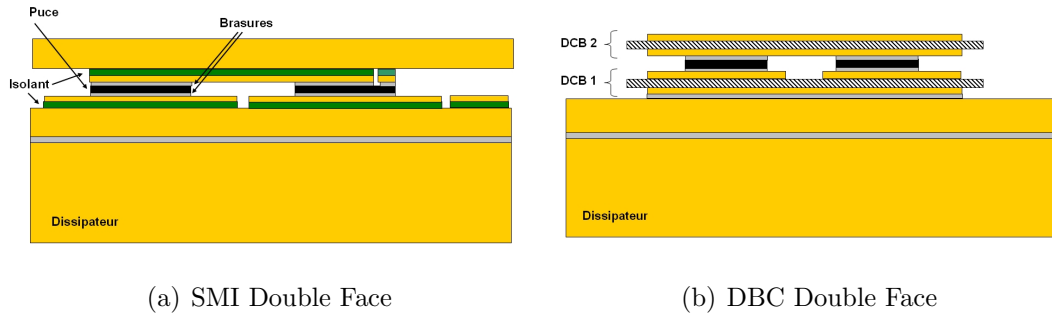
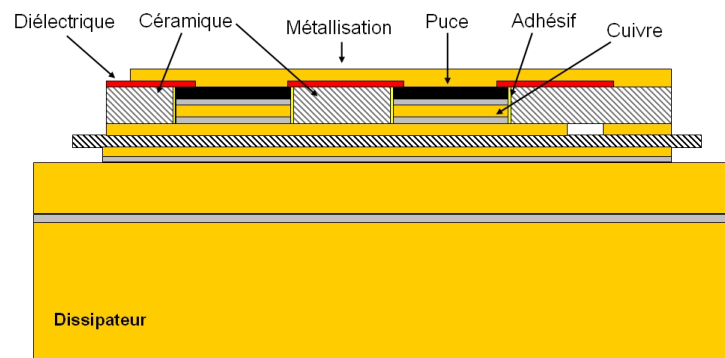
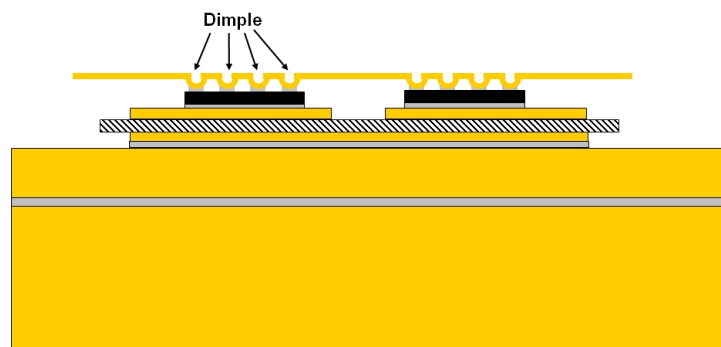


FIG. 4.2 – Modèles simples double face

Concernant les solutions double face, différentes techniques ont récemment été avancées. La solution la plus simple consiste à reproduire à l'identique la solution adoptée pour l'évacuation principale par le bas de la puce. On peut alors trouver une solution avec des substrats SMI ou DBC sur chaque face de la puce (fig. 4.2(a), 4.2(b)).



(a) Embedded Power (EP)



(b) Dimple Array Interface (DAI)

FIG. 4.3 – Modèles développés par CPES

Le laboratoire CPES de Virginia Tech. [Lee 07] a développé quant à lui une solution consistant à enterrer une puce de puissance dans un substrat formé de céramique et de cuivre (fig.4.3(a)). Cette solution, appelée Embedded Power (EP) [Char 05], prévoit un refroidissement liquide qui présente un avantage thermique indéniable, mais reste cependant lourde à mettre en œuvre. Son industrialisation demande un développement important avant d'être complètement intégrable.

CPES a également développé une solution appelée Dimple Array Interface (DAI : fig.4.3(b)) consistant à préformer des feuilles de cuivre afin de former des cratères qui sont alors brasés sur la puce [Wen 01]. Cette solution bien que permettant une meilleure propagation de la température grâce au cuivre, n'est pas prévue pour intégrer un système de dissipation supplémentaire au dessus de lui. Cela limite donc son utilisation pour des puissances moyennes.

International Rectifier a mis sur le marché une solution de packaging pour MOSFET, appelée DirectFET. Cette solution que l'on pourrait qualifier de semi-double face ne rajoute pas de second dissipateur sur le haut de la puce, mais augmente la conduction de la chaleur de manière plus efficace depuis le haut de la puce vers le dissipateur [Sawl 02] [Butc 05]. Comme on le voit sur la figure 4.4, la puce est encapsulée dans une coque de cuivre qui sert également de prise de contact de Drain sur la puce montée retournée (Flip-Chip). Cette encapsulation peut éventuellement accueillir un radiateur individuel permettant une dissipation par convection vers le haut du module. Un autre système dissipateur que le radiateur peut être envisagé.

Cette solution ingénieusement simple, reste cependant peu pratique pour un module employant plusieurs composants de puissance les uns proches des autres, forçant à utiliser plusieurs dissipateurs, au contraire des solutions utilisant un substrat commun à tous les composants sur la face haute.

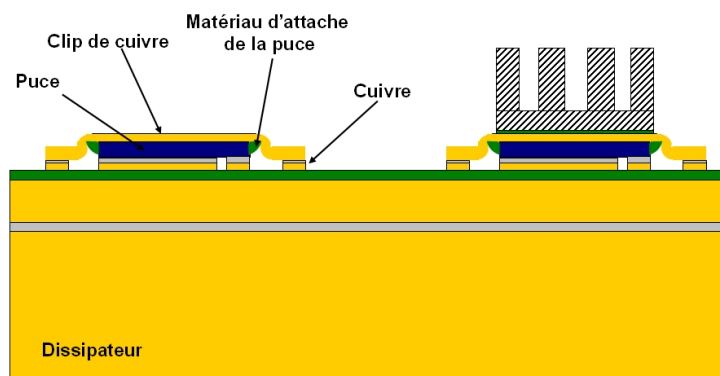
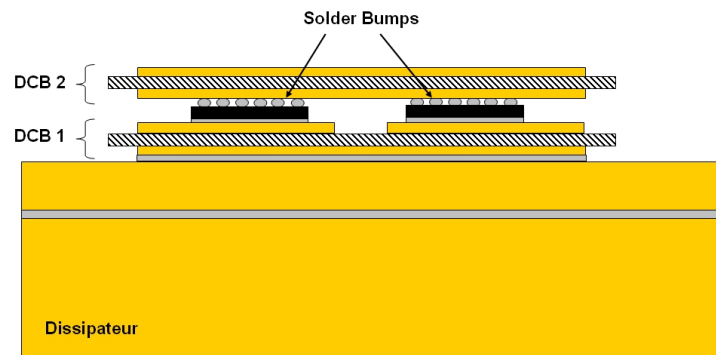


FIG. 4.4 – DirectFET (IR)

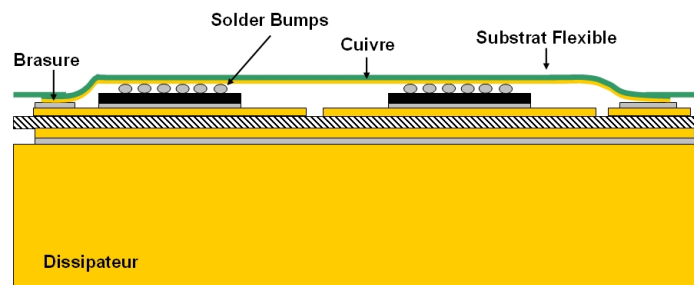
Dieckerhoff et al. [Diec 06] recensent également plusieurs autres solutions double faces. Les solutions les plus intéressantes semblent être le Power Ball Grid Array (PBGA) ainsi

que le Flip-Chip on Flex. Ce dernier emploie un substrat souple permettant une adaptation automatique lorsque les composants employés dans un module n'ont pas tous la même épaisseur de wafer. Cependant, le substrat flexible ne permet pas une bonne conductivité thermique, malgré l'utilisation de cuivre pour les connexions électriques.

Le PBGA quant à lui a l'avantage d'utiliser deux substrats DBC réduisant ainsi au maximum les contraintes mécaniques liées aux différences de coefficients de dilatation. De plus ce dernier permet l'utilisation de tout type de dissipateur, autorisant ainsi l'utilisation de systèmes liquides ou diphasiques. On peut noter que l'utilisation de bumps au lieu de joints pleins améliore encore la flexibilité de l'assemblage. Cependant, cela se fait au détriment de la dissipation thermique.



(a) Power Ball Grid Array (PBGA)



(b) Flip-Chip on Flex

FIG. 4.5 – Modèles double face BGA

En effet, d'après Bai et al. [Bai 04], en comparant deux solutions double face par simulation, l'une utilisant pour connexion sur le haut du composant des bumps et l'autre un joint plein, le premier permet de gagner d'un point de vue de la fatigue mécanique par rapport à l'autre, à chargement thermique égal. Cependant la meilleure dissipation thermique que permet le joint plein lui confère une meilleure durée de vie. En effet, en condition de fonctionnement réel, le joint plein évacuera plus aisément la chaleur, subissant ainsi moins de chargement mécanique induit.

Le laboratoire PEARL a développé une technologie d'intégration en 3D (fig.4.6(a))

pour des applications ferroviaires [Merm 06]. Cette solution intègre un refroidissement double face liquide optimisé. La connexion puce substrat de la face supérieure est effectuée par des bumps de cuivre brasés sur la puce et le substrat (fig.4.6(b)) , offrant une résistance électrique de seulement $50\mu\Omega$, soit 200 fois plus faible que des connexions par bonding d'aluminium.

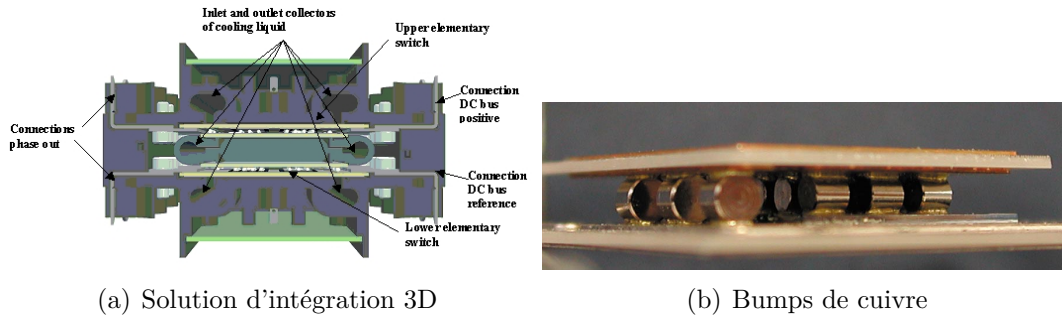


FIG. 4.6 – Solution PEARL pour application ferroviaire [Merm 06]

On peut citer également le développement des modules de type press-pack (fig.4.7). Ces derniers sont développés pour les fortes puissances et ne sont pas destinés aux applications automobiles. Initialement utilisés principalement pour les thyristors, GTO et les diodes, ils sont maintenant développés pour des IGBTs [Wake 05]. Ce type de solution permet une bonne évacuation de la chaleur et une mise en série aisée, par empilement des modules.

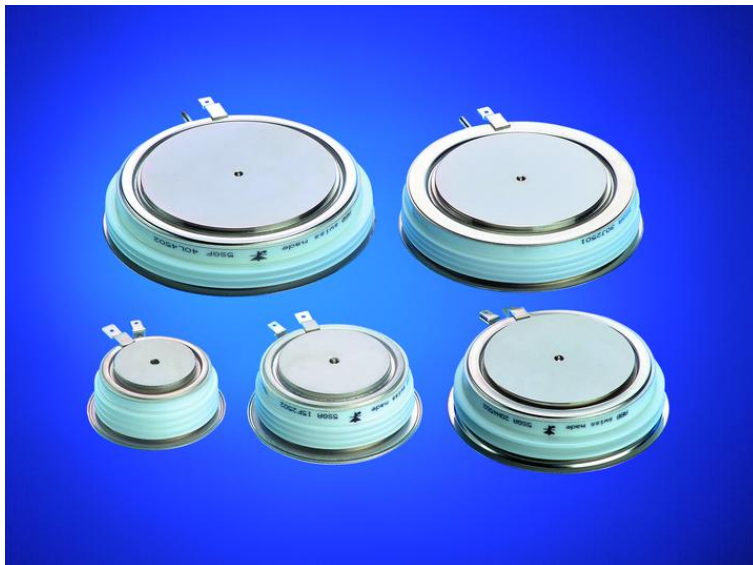


FIG. 4.7 – Module GTO de type press-pack par ABB

Après cet état de l'art des solutions de gestion thermique dans les modules de puissance, il semble qu'un des facteurs limitatifs et pourtant toujours indispensable à ce jour soit le joint brasé. Ainsi, il semble inévitable qu'à plus ou moins long terme, la solution classique des joints brasés devra être complètement repensée et remplacée pour laisser place à des solutions supportant des températures de fonctionnement largement supérieures. Petit à petit, des solutions alternatives naissent et viennent être proposées. On

peut envisager par exemple, l'utilisation de colles conductrices à base de polymères chargés de particules de métal. Une autre solution concrète et développée actuellement concerne l'utilisation de nano-poteaux de cuivres permettant l'interconnexion électrique et mécanique entre deux surfaces métallisées [Lebe 07]. On peut raisonnablement espérer qu'une telle technologie puisse dans un avenir peu lointain permettre une alternative efficace aux joints brasés actuellement utilisés.

En attendant cette évolution, les joints brasés sont la seule technologie mature utilisable. Ainsi, une des premières solutions envisagées, et depuis peu technologiquement réalisable, est l'utilisation de reports double face pour la gestion thermique des modules. Cette solution est une première, mais indispensable, étape vers une gestion thermo-mécanique plus avancée des modules de forte puissance.

1.2 Méthodologie et présentation du modèle

1.2.1 Méthodologie

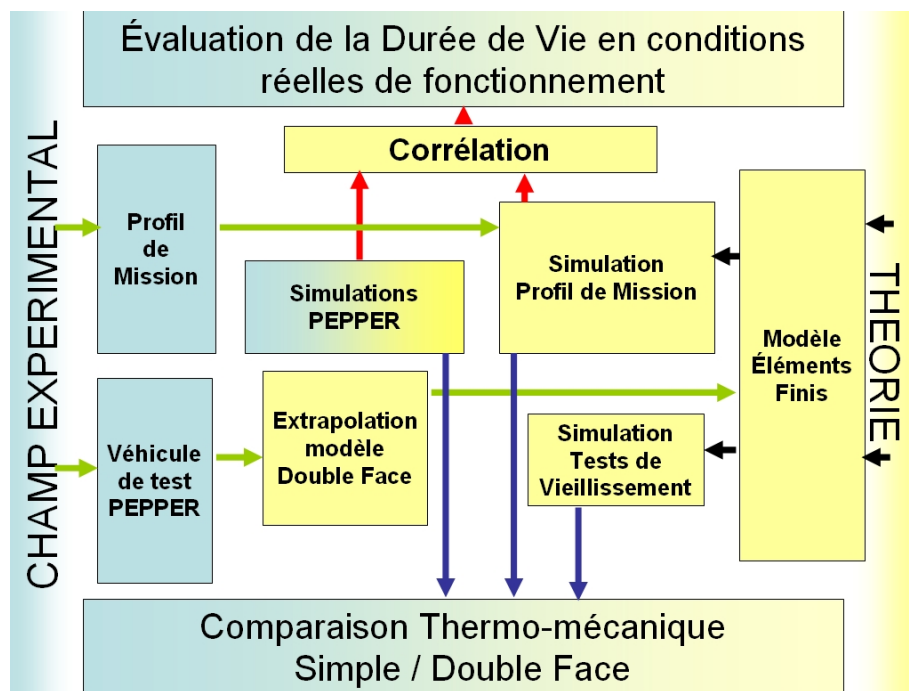


FIG. 4.8 – Méthodologie pour le modèle Double Face

La figure 4.8 présente la nouvelle méthodologie employée pour l'évaluation de la durée de vie d'un module double face sur le principe des prototypes PEPPER. Celle-ci est en partie identique à celle utilisée lors de l'étude précédente, à la différence que nous ne possédons pas de prototypes pour procéder à une étude expérimentale par vieillissement des modules. Ainsi, nous avons choisi de simuler des joints identiques à l'étude précédente, afin de pouvoir prendre pour hypothèse que la densité d'énergie de déformation ayant entraîné la défaillance des joints pour les modules PEPPER, sera égale à la densité d'énergie

de déformation entraînant la défaillance d'un des joints de module double face.

Nous connaissons donc grâce au calcul précédent la fatigue, par la densité d'énergie de déformation, menant le joint à la défaillance. La simulation des chocs thermiques va nous permettre de calculer cette même énergie pour un cycle dans le cas d'un module double face (DS). Nous allons également pouvoir observer la différence de comportement par rapport au modèle précédent d'un point de vue thermo-mécanique. La simulation doit nous permettre de connaître d'une part le nombre de cycle que pourrait supporter un module double face, et d'autre part l'énergie de déformation emmagasinée durant chaque cycle.

La simulation du profil de mission, le même que dans l'étude PEPPER, nous permettra par corrélation, d'évaluer la durée de vie en conditions réelles de fonctionnement de ce prototype virtuel de module à refroidissement double face.

Enfin, les résultats de ces simulations en comparaison à ceux de l'étude du chapitre 3, nous permettra de conclure sur l'amélioration qu'apporte une solution double face par rapport au simple face d'un point de vue robustesse.

1.2.2 Le modèle

Le modèle géométrique employé pour ces simulations (fig. 4.9(b)) est basé, comme on vient de le dire, sur le modèle de l'étude PEPPER, auquel il a été rajouté une couche supérieure comportant un joint brasé et un nouveau leadframe. Ainsi, ce nouveau modèle comporte un plan de symétrie en Z par rapport au milieu de la pastille de silicium. Cependant, il a été réalisé en entier car l'échauffement dans la puce ne se crée pas au centre de cette dernière, mais dans la zone active, c'est à dire dans la partie supérieure.

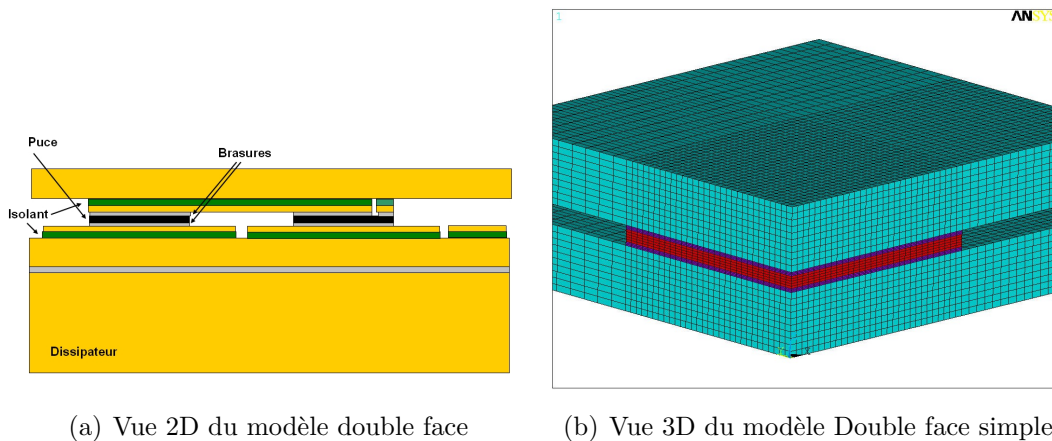


FIG. 4.9 – Modèle double face

Comme on le voit sur la figure 4.9(b), seul un quart de puce a été simulé.

Les dimensions des puces et des leadframes sont identiques à ceux utilisés précédemment. Les propriétés des matériaux sont également les mêmes. Le modèle de Anand a de

nouveau été employé pour la prise en compte du comportement non linéaire des brasures du modèle. Dans cette étude, un seul alliage a été utilisé.

Enfin, il faut noter que ce modèle ne comporte de blocage mécanique de la structure qu'au niveau du substrat inférieur. Dans la réalité, les deux substrats haut et bas sont fixés mécaniquement à des structures immobiles, ce qui n'est pas le cas dans ce modèle. Dans le cas d'un modèle simple face, il suffisait de fixer le seul substrat par le bas.

1.3 Simulations des chocs thermiques

1.3.1 Critère de défaillance

Cette étude se base uniquement sur du prototypage virtuel et ne repose d'un point de vue pratique que sur les résultats obtenus précédemment, lors de l'étude du module PEPPER. Grâce à cette étude, nous avons pu déterminer expérimentalement combien de chocs étaient nécessaires pour obtenir la défaillance d'un joint brasé subissant des chocs thermiques liquide/liquide entre -55°C et $+125^{\circ}\text{C}$. Bien que ces résultats ont été obtenus pour des modules brasés à l'aide d'un report par échauffement local, nous avons démontré que ce procédé est équivalent d'un point de vue mécanique à un report dit classique. Ce résultat nous a permis de connaître la densité d'énergie de déformation nécessaire pour qu'un tel joint atteigne la défaillance.

Il est alors considéré comme hypothèse de départ, qu'un joint d'un module à refroidissement double face possédant des caractéristiques géométriques et technologiques identiques, atteindra la défaillance pour la même fatigue, c'est à dire pour une valeur identique de densité d'énergie de déformation calculée dans la même zone.

Si l'on faisait une modélisation thermique de l'assemblage double face, il faudrait prendre en compte deux impédances thermiques pour chaque joint constitutif de l'assemblage total. Ces deux impédances en parallèle forment une impédance plus faible au total que la plus petite des deux impédances (par analogie avec l'électronique). De plus, étant donné que la zone active de la puce se situe près de la surface supérieure de cette dernière, l'impédance thermique du substrat supérieur serait inférieure à celle du substrat inférieur. La modélisation de l'assemblage du bas prendrait en compte toute l'épaisseur du silicium, alors que la modélisation de l'assemblage du haut ne prendrait en compte qu'une faible partie de la puce.

1.3.2 Résultats des simulations

Le même type de chocs que dans l'étude des prototypes PEPPER sont simulés ici. Il s'agit de chocs thermiques liquide/liquide entre -55°C et $+125^{\circ}\text{C}$ appliqués dans la simulation à partir d'une courbe de relevé. Contrairement au modèle simple face étudié précédemment, il faut se préoccuper ici de deux joints de brasure distincts. Comme nous

venons de l'expliquer, nous faisons l'hypothèse réaliste que chacun des deux joints se comporte de manière identique d'un point de vue thermo-mécanique par rapport à l'étude du chapitre 3.

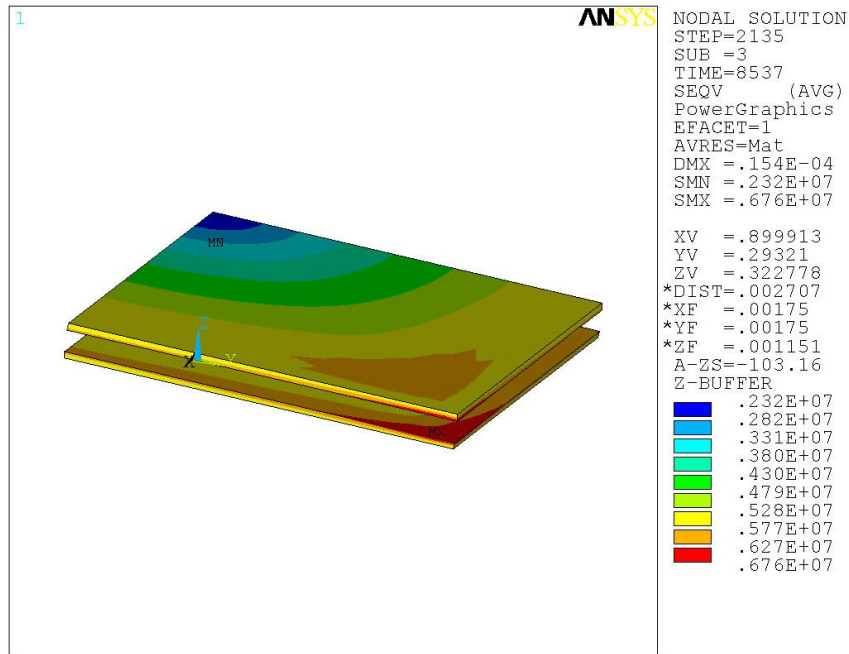


FIG. 4.10 – Contraintes équivalentes dans les joints brasés à la fin des cycles.

Durant les cycles, on peut considérer que les deux joints du haut et du bas subissent les mêmes contraintes, puisque les chargements thermiques sont appliqués de manière uniforme. Ainsi, les résultats obtenus sont identiques pour chacun des deux joints. Logiquement, on constate également que le maximum des contraintes se situe à nouveau au coin de la puce, comme on peut le voir sur la figure 4.10 qui représente seulement les deux joints de brasure.

On peut voir sur la figure 4.11 que la contrainte équivalente augmente pendant que les déformations totales diminuent d'un cycle à l'autre synonyme d'un phénomène de durcissement cyclique [Lema 88]. Ce phénomène tend à se stabiliser au bout de 3 ou 4 cycles. Ce phénomène est identique à celui observé pour les modules simple face, ce qui est tout à fait logique puisque les matériaux sont identiques.

On observe sur les courbes 4.12(a) les cycles de contrainte en fonction de la déformation. Ces derniers ont une forme identique à ceux de l'étude du modèle PEPPER. La figure 4.12(b) nous permet de connaître l'accumulation de fatigue par cycle au travers de la densité d'énergie de déformation. On constate qu'au bout de cinq cycles simulés, cette accumulation se stabilise à une valeur proche de $10MJ/m^3$ à chaque cycle.

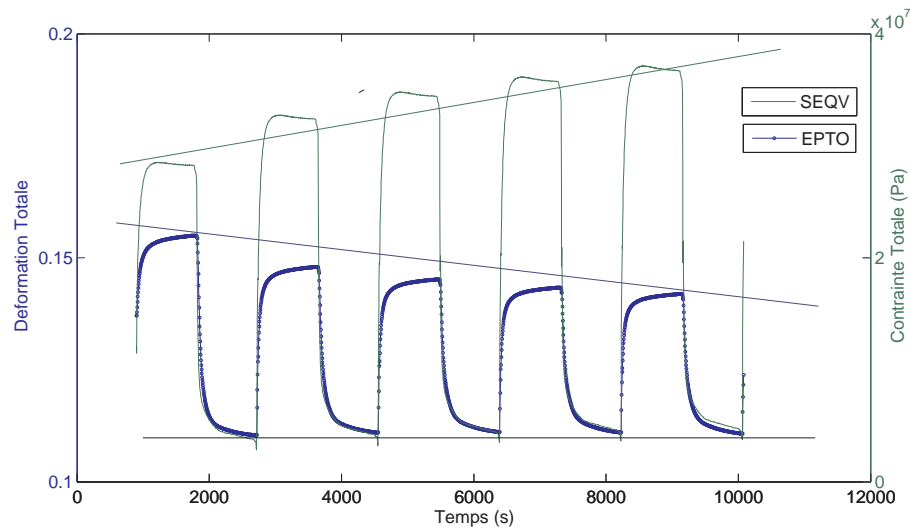


FIG. 4.11 – Contraintes équivalentes (SEQV) et Déformations totales (EPTO)

1.4 Simulation du profil de mission et calcul de la durée de vie

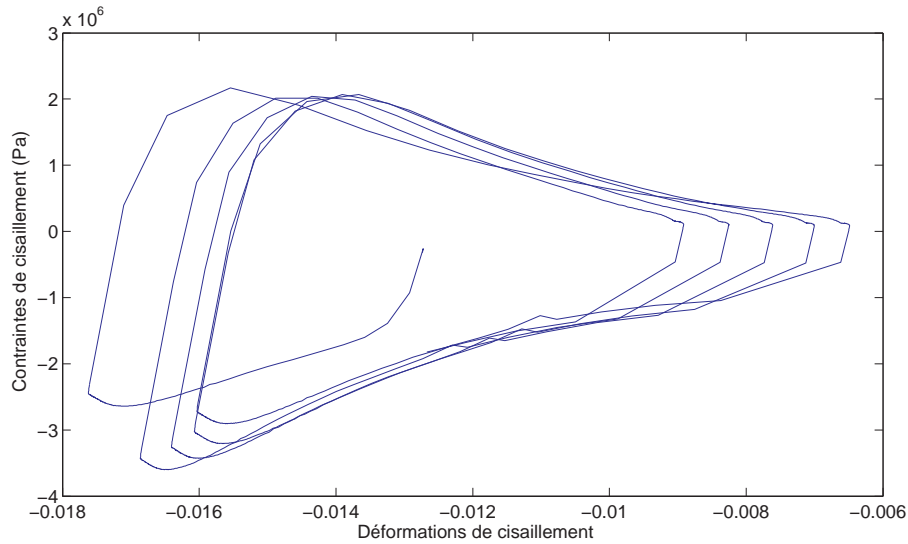
1.4.1 Simulation du profil de mission

Le profil de mission utilisé pour l'étude du chapitre précédent a été également utilisé dans cette étude d'un modèle double face. La méthodologie de simulation a donc été la même. A savoir, une simulation thermique dans un premier temps à partir du profil de mission en puissance. Puis, le fichier résultat de cette simulation a été utilisé comme cas de charge dans une simulation thermo-mécanique.

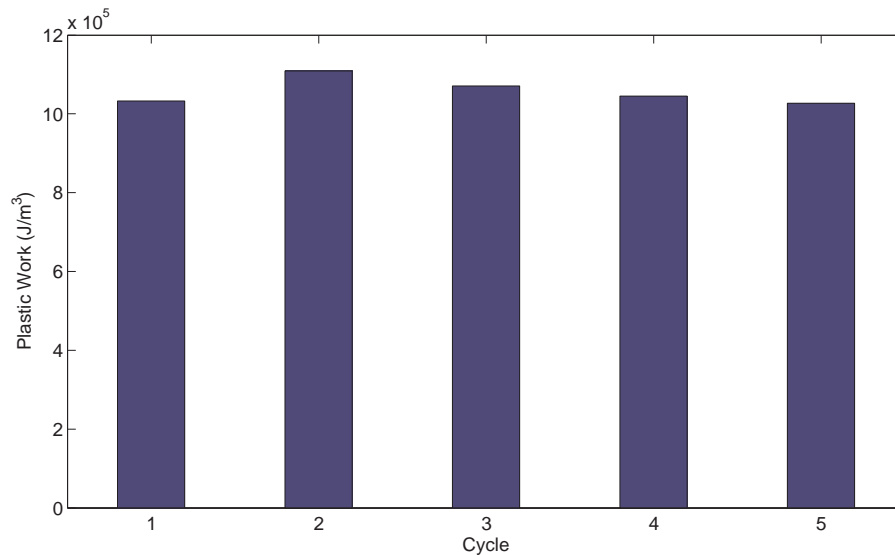
La figure 4.13 présente la température maximale en Kelvin atteinte dans la puce tout au long du profil de mission. On note un maximum de environ 365K, soit 91°C, pour une température moyenne de 357K. Ces températures sont largement supportables par les composants de type IGBT ou MOSFET aujourd'hui. Nous verrons dans le paragraphe suivant comment cela se situe par rapport à la solution simple face précédemment étudiée.

1.4.2 Calcul de la durée de vie

La figure 4.14 permet de comparer l'évolution de l'accumulation de densité d'énergie de déformation dans le coin des joints de brasure bas (BEB) et haut (BEH) du modèle. On voit clairement que le joint de brasure du haut accumule plus rapidement la fatigue que celui du bas. Durant un profil de mission d'une heure, le joint du haut accumule $47068 J/m^3$, alors que celui du bas va accumuler $42399 J/m^3$. Étant donné que les deux joints possèdent la même DED résiduelle après le processus de refusion, on peut d'ores et déjà en déduire que le joint du haut atteindra la défaillance en premier puisque c'est celui qui accumule le plus de fatigue (ou DED) pour un profil de mission. C'est donc sur ce dernier que sera effectué le calcul de durée de vie.



(a) Cycles contraintes de cisaillement en fonction des déformations de cisaillement



(b) Accumulation de densité d'énergie de déformation par cycle

FIG. 4.12 – Evolution de la densité d'énergie de déformation au cours des premiers cycles simulés

Le calcul de durée de vie se fait à l'aide de l'équation précédemment utilisée :

$$t_f = n = \frac{W_f - W_{init}}{W_{profil}}$$

Nous avons fait l'hypothèse que la brasure étudiée aurait les même caractéristiques que celle de la solution PEPPER. Ainsi, on peut utiliser : $W_f = 1,29 \cdot 10^9 J/m^3$ et $W_{init} = 1,92 \cdot 10^6 J/m^3$.

Connaissant la DED accumulée dans le joint le plus sensible de cet assemblage double face sur un profil de mission d'une heure, soit $47068 J/m^3$, on obtient une durée de vie en conditions réelles de fonctionnement de cet assemblage double face d'environ 27407

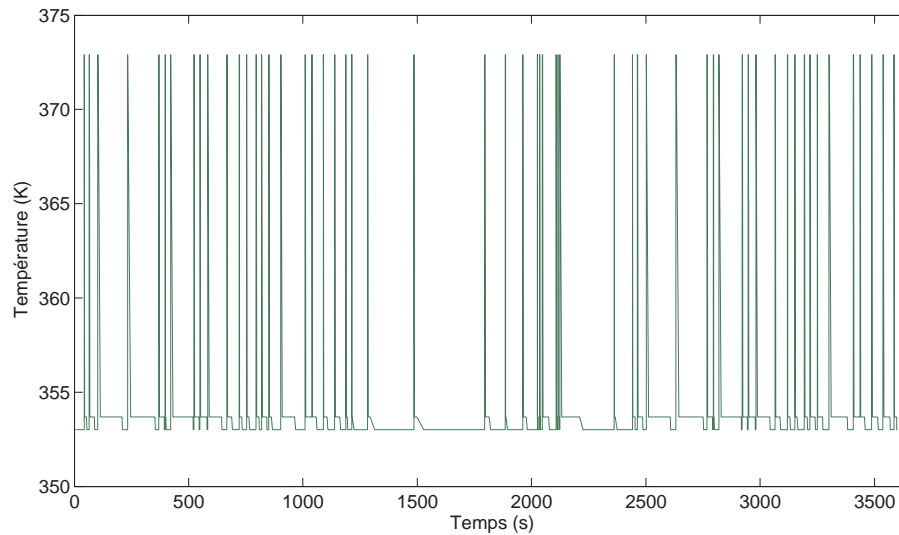


FIG. 4.13 – Température maximale durant le profil de mission

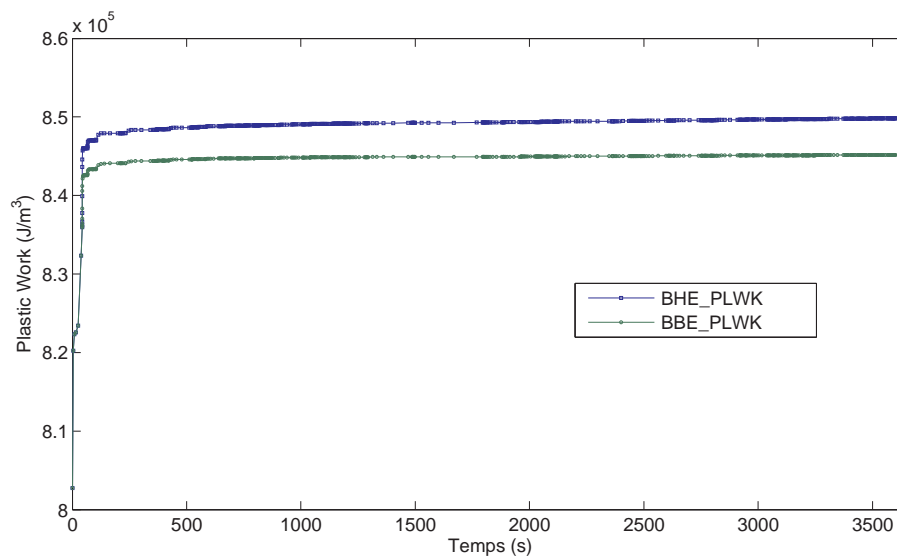


FIG. 4.14 – Évolution de la DED dans le coin extérieur des joints supérieurs et inférieur du modèle DS

heures.

1.5 Comparaison de la fiabilité d'une solution double face et simple face

1.5.1 comportement durant les cycles de vieillissement

La figure 4.15 montre les contraintes de cisaillement en fonction des déformations engendrées dans le joint de brasure du bas de l'assemblage double face (DS) et simple face (OS) durant les cycles de vieillissement accélérés. Tout d'abord, on constate que ces courbes sont décalées l'une par rapport à l'autre. Cela nous montre que la courbe double

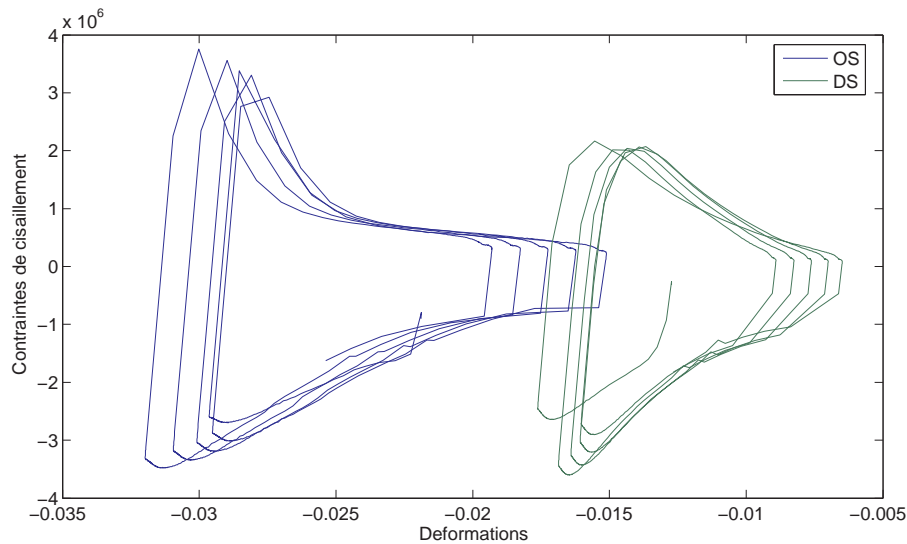


FIG. 4.15 – Comparaison des cycles contrainte - déformation pour les modèles Simple face (OS) et Double face (DS)

face se situe dans une gamme de déformations bien moins importantes que celle simple face. On voit également clairement sur cette figure que la solution double face engendre des cycles d'amplitude beaucoup moins importante. On peut donc penser que puisque les aires de ces cycles sont moins importants, la densité d'énergie de déformation, et donc la fatigue accumulée dans les joints de la solution double face sera beaucoup moins importante que ce qui a été observé pour un module simple face.

On constate sur la figure 4.16(a) que les contraintes engendrées dans le module double face ne sont pas très inférieures à celles engendrées par le simple face. Particulièrement, lorsque le module se trouve à haute température durant les cycles, elles sont quasiment égales.

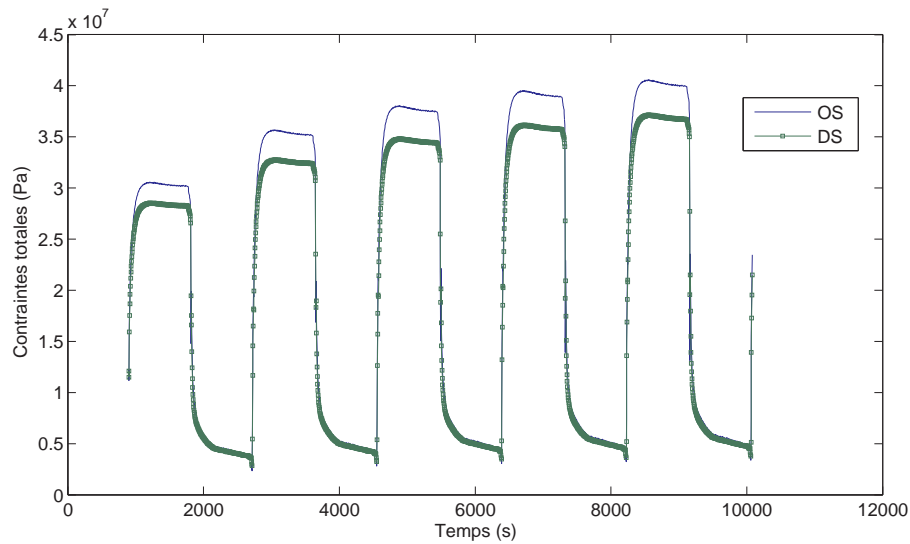
Cependant, la figure 4.16(b) nous permet d'affirmer que le module double face subit beaucoup moins de déformations, comme on pouvait le penser. On comprend alors aisément que la fatigue emmagasinée sur un cycle sera bien moins importante et permettra au module d'atteindre la défaillance beaucoup plus tard.

Le graphe 4.17 permet de comparer l'accumulation de fatigue durant les cycles simulés des deux modèles, au travers du plastic work calculé par Ansys. En calculant la différence d'accumulation entre les deux graphes, on se rend alors compte que la fatigue s'accumule environ deux fois plus vite pour le module simple face que pour le module double face.

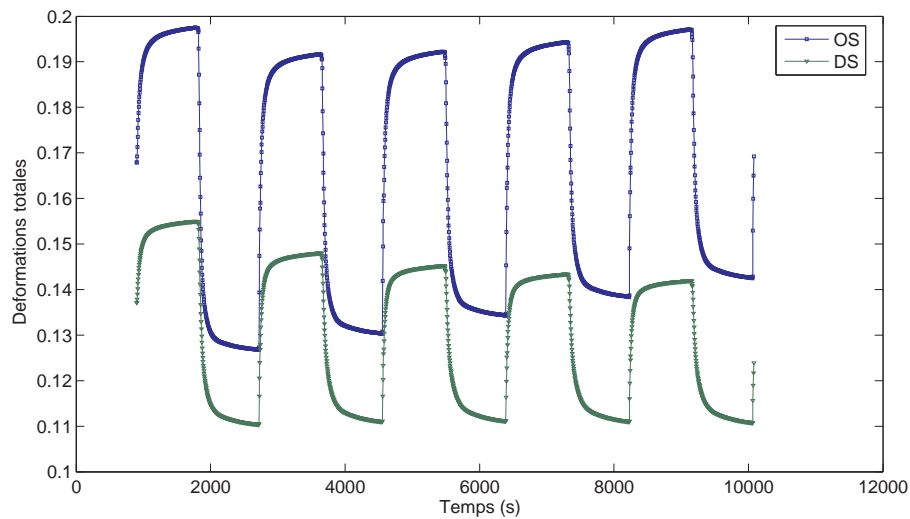
1.5.2 Comportement durant le profil de mission

1.5.2.1 Comportement thermique

La figure 4.18 permet de comparer l'évolution de la température durant le profil de mission pour la solution simple face (OS) et double face (DS). On peut voir que les deux profils se superposent très bien excepté durant les phases de pic de courant (démarrage).



(a) Contraintes totales



(b) Déformations totales

FIG. 4.16 – Comparaison des contraintes et déformations pour des modules simple et double face (OS et DS) dans les parties les plus sensibles des joints brasés

Les données principales sont résumées dans le tableau 4.1. On voit alors que la température maximale de la solution simple face est supérieure d'environ 6°C à la double face, ce qui est non négligeable à long terme. La température moyenne présente à peu près le même écart, ainsi que la dynamique moyenne de température.

En résumé, d'un point de vue thermique, la solution double face permet de gagner 5 à 6°C sur la solution simple face. Ce gain va permettre de diminuer fortement les contraintes engendrées par les variations de température. Il faut cependant souligner que ce résultat dépend du coefficient de convection H utilisé (dans notre cas 50000) lors de ces simulations. Plus ce coefficient sera élevé, et moins la différence entre les solutions simple et double face sera importante d'un point de vue thermique. Dans la réalité, cela veut dire que la qualité d'extraction des calories du module vers l'extérieur peut estomper le gain des

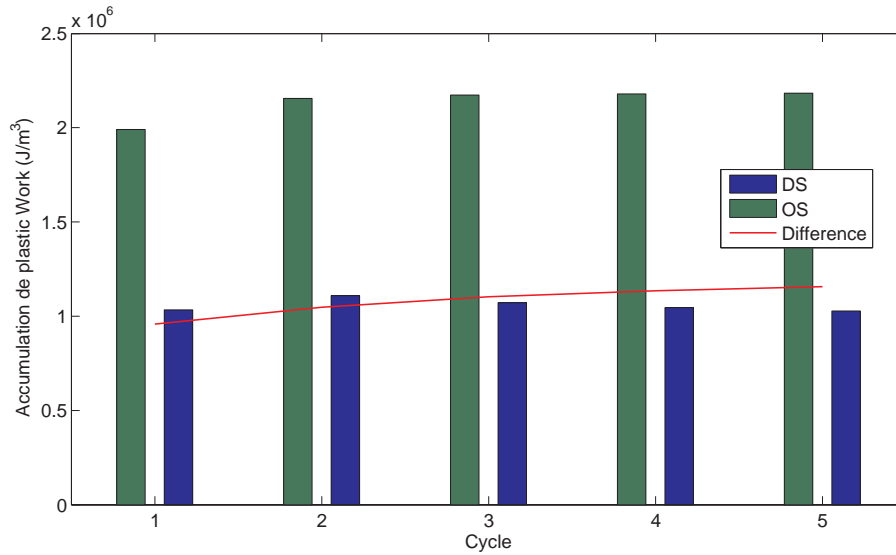


FIG. 4.17 – Comparaison de l’accumulation du plastic work pour des modules simple et double face (OS et DS)

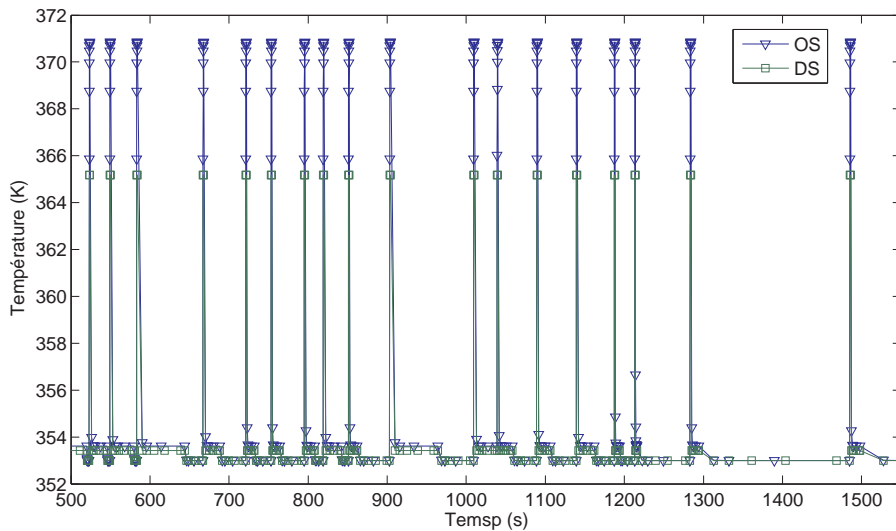


FIG. 4.18 – Agrandissement d’une partie des profils de température OS et DS

performances thermiques apporté par la solution double face.

Solution	Tmax (°C)	Tmoy (°C)	ΔT (°C)
OS	98	89	18,91
DS	92	84	12,17

TAB. 4.1 – Résultats thermiques du profil de mission

1.5.2.2 Comportement mécanique

La figure 4.19 permet de comparer l’accumulation de DED dans les joints pour les deux solutions. On peut ainsi visualiser nettement l’avantage que procure d’un point de vue de la fatigue mécanique la solution double face par rapport à celle simple face. Le gain en

terme de fatigue sur un trajet d'une heure tel que celui simulé est d'environ $16780 J/m^3$. La répercussion directe sur la durée de vie permet une augmentation théorique d'environ $7200h$, soit 26% de gain de temps de vie.

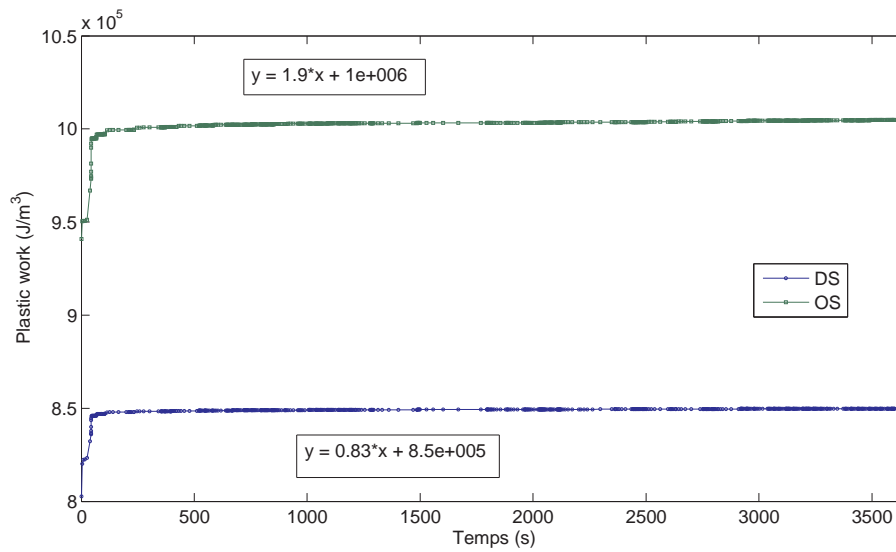


FIG. 4.19 – Accumulation du plastic work dans les solutions OS et DS

Les contraintes engendrées dans l'assemblage double face ont également des répercussions sur le silicium. En effet, ce dernier n'est plus libre sur sa face supérieure, il est pris en sandwich entre les deux substrats. Ces répercussions sont étudiées dans le paragraphe suivant.

1.5.2.3 Conclusion

D'un point de vue thermique tout d'abord, l'assemblage double face présente un avantage certain par rapport à la solution simple face puisque nous avons pu quantifier une baisse de température de $5^\circ C$ pour des conditions limites et de fonctionnement identiques.

En outre, d'un point de vue mécanique, on a pu constater en comparant les chargements durant les vieillissements par cycles thermiques, que l'assemblage double face subit des déformations bien moins importantes que le simple face. La courbe des cycles contraintes en fonction des déformations atteste bien de chargement moindre et donc d'une accumulation de fatigue inférieure à celle de la solution simple face.

La combinaison des avantages à la fois thermique et mécanique permettent un gain d'environ 26% sur la durée de vie de l'assemblage par rapport à la solution double face dans le cas de l'application automobile de type alerno-démarrreur.

Enfin, il faut rappeler, concernant le modèle de simulation double face, que ce dernier ne comporte qu'un blocage mécanique du substrat inférieur. La partie supérieure du substrat supérieur quant à lui est libre, puisqu'il n'est pas fixé et se trouve uniquement relié mécaniquement au travers de l'assemblage. La prise en compte de la fixation du

substrat supérieur peut influencer sur le résultat d'un point de vue mécanique, et donc sur la durée de vie.

2 Perspectives : Evaluation en temps réel de l'état de fatigue d'un module de puissance

Évaluer la durée de vie d'un module de puissance permet de prévoir approximativement le moment de sa défaillance lors de son utilisation en conditions réelles de fonctionnement. Cependant, ce calcul est fortement dépendant d'un certain nombre de variables, notamment, le profil de mission qui est l'un des plus influents.

Même si l'on suppose que le processus de fabrication est répétitif, on ne peut cependant pas supposer que chaque module est identique. De plus ces derniers ne subissant pas exactement le même profil de mission ou conditions de fonctionnement, on ne peut donc pas appliquer le résultat obtenu sur un module à tous les autres.

Pour cette raison, il semble intéressant de pouvoir intégrer le calcul de la durée de vie d'un module. C'est à dire permettre le suivi d'un paramètre significatif du critère de défaillance durant son fonctionnement.

Être capable de prévoir la défaillance d'un module permet de l'anticiper. Si un calcul préliminaire, comme présenté dans ce manuscrit, permet d'en donner une approximation, intégrer le suivi du vieillissement permet d'en connaître le moment précis, et de remplacer le module défaillant ou présentant des caractéristiques critiques, au moment le plus opportun.

2.1 Mesure en ligne d'impédance thermique

Prévoir la défaillance d'un module de puissance peut se faire comme nous l'avons décrit précédemment, c'est à dire en suivant l'évolution de l'impédance thermique de l'assemblage. Un suivi de cette dernière permet de détecter le moment où l'augmentation du paramètre devient critique. Dans ce cadre là, nous l'avons vu, un appareillage dédié est nécessaire.

Afin de pouvoir intégrer à un module une telle solution de suivi de la fatigue du module, il faut pouvoir disposer de plusieurs choses.

$$R_{th_{jc}} = \frac{T_j - T_c}{P} \quad (4.1)$$

Nous rappelons que pour faire une mesure d'impédance thermique (eq. 4.1), il est nécessaire de connaître, la température de jonction T_j , la température de référence (boîtier ou extérieure) T_c , et finalement il faut maîtriser la puissance injectée pour la mesure. De plus, la mesure de la température de jonction ne peut se faire qu'une fois que cette dernière

a été calibrée, ce qui implique donc une étape supplémentaire.

La mesure de l'impédance thermique de l'assemblage ne peut pas se faire durant le fonctionnement du module. De plus il serait nécessaire d'intégrer un capteur de température au niveau du boîtier, ainsi qu'un circuit de test englobant la commande d'injection de puissance dans la puce et la mesure des différentes températures afin de calculer l'impédance. Enfin, les conditions externes doivent être identiques et maîtrisées afin de pouvoir comparer les mesures.

Une technique simplifiée, consisterait à ne faire que la mesure de la température de la jonction, mais il faudrait dans tout les cas maîtriser parfaitement les conditions externes et la reproductibilité du processus. Plus particulièrement les conditions initiales de mesure et la puissance injectée doivent être identiques, sans quoi les mesures ne seraient pas comparables les unes aux autres.

Comme on le voit, l'implémentation de l'intégration du suivi du vieillissement d'un module grâce à l'impédance thermique est une solution difficilement envisageable. Aussi, une autre solution, doit être trouvée.

2.2 Contraintes dans le silicium

L'augmentation de l'impédance thermique est le résultat de la dégradation du joint de brasure par l'accumulation de densité d'énergie de déformation. Ces dernières sont dues aux contraintes subies par l'assemblage durant les différentes étapes de fonctionnement du module.

Ces contraintes, présentes dans le joint se répercutent également dans la puce. Comme on l'a observé au chapitre 3 grâce au profilomètre, cette dernière subit un gauchissement directement lié aux contraintes induites dans la puce par le joint.

Partant de ce constat, il semble intéressant de connaître quelles sont les conséquences de ces contraintes mécaniques sur le comportement électrique du composant. En effet, si un paramètre électrique varie de manière significative suivant les contraintes subies par le composant, alors on pourra remonter à la valeur de variation de la contrainte à partir de la variation mesurée du paramètre identifié précédemment.

Ainsi, le suivi de la fatigue du module pourrait se faire simplement par le suivi des variations d'un paramètre électrique.

L'effet des contraintes mécaniques sur le band-gap du silicium est connu depuis très longtemps [Klei 62], [Klei 63a], [Klei 63b]. De même, l'influence de ces contraintes sur les composants électroniques a également été étudiée depuis leur premières heures, notamment sur le plus simple d'entre eux, la jonction P-N [Wort 64], [Mont 73].

Des investigations sur les répercussions sur des composants plus complexes ont par la suite également été menées. Ces dernières études nous montrent qu'il serait possible d'envisager l'exploitation de ce phénomène comme détecteur de défaillance.

2.2.1 Identification des paramètres électriques

2.2.1.1 Étude préliminaire

Lors d'une étude préliminaire [Magn 06], nous avons pu mettre en évidence grâce à des simulations à l'aide du logiciel ISE l'influence de contraintes mécaniques sur un IGBT de type planar. Ce type de structure a été utilisée pour des raisons pratiques car il s'agissait de la seule structure à notre disposition.

Le logiciel ISE permet d'appliquer des contraintes mécaniques sur un modèle et de rendre compte de leur influence sur les caractéristiques électriques [DESS 04]. Pour cela, il prend en compte à la fois l'effet piézorésistif qui influence directement la mobilité des porteurs (eq.4.2) [Gall 04], [Smit 54] et la théorie des potentiels de déformation qui joue sur les bandes de valence et de conduction (eq.4.3 et 4.5) [Wort 64].

$$\Delta\mu_i/\mu_0 = \bar{1} - \sum_{j=1}^6 \prod_{ij} T_j \quad (4.2)$$

$$\Delta E_k^B = \xi_{k1}^B(\epsilon_1\epsilon_2\epsilon_3) + \xi_{k2}^B(\epsilon_1 - \epsilon_3) + \xi_{k3}^B(\epsilon_2 - \epsilon_3) + \xi_{k4}^B\epsilon_4 + \xi_{k5}^B\epsilon_5 + \xi_{k6}^B\epsilon_6 \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} \Delta E_g &= \Delta E_{average}^C - \Delta E_{average}^V \quad (4.4) \\ &= \left\{ -\log \left[\frac{1}{3} \left(\sum_{k=1}^3 \exp \{ -\Delta E_k^C / kT \} \right) \right] \right\} - \left\{ \log \left[\frac{1}{2} \left(\sum_{k=1}^2 \exp \{ \Delta E_k^V / kT \} \right) \right] \right\} \quad (4.5) \end{aligned}$$

Dans ces équations :

- $\Delta\mu_i/\mu_0$ est le changement fractionnaire de la mobilité,
- $\bar{1}$ est le tenseur identité,
- \prod_{ij} est le tenseur des coefficients piézorésistif,
- T_j sont les composantes de contrainte,
- k est le numéro du niveau d'énergie,
- $\epsilon_1 - \epsilon_3$ sont les composantes de déformation normale,
- $\epsilon_4 - \epsilon_6$ sont les composantes de déformation de cisaillement,
- $T_1 - T_3$ sont les composantes de contrainte normale,
- $T_4 - T_6$ sont les composantes de contrainte de cisaillement,
- ξ_{kj}^B est le tenseur des constante des potentiels de déformation.

La structure de l'IGBT utilisée dans cette étude est présentée à la figure 4.20(a). La figure 4.21 représente plusieurs caractéristiques statiques $I_c(V_{ce})$ de cet IGBT subissant diverses contraintes mécaniques. Ces contraintes sont appliquées pour certaines suivant l'axe Ox et pour les autres suivant Oy. Des valeurs de contraintes de l'ordre de 250MPa ont été

appliquées en traction et en compression. Comme on peut donc le constater grâce à ces courbes, les contraintes mécaniques appliquées induisent de fortes variations sur le courant de saturation du composant. De plus les contraintes en Ox induisent des variations plus importantes que celles suivant l'axe Oy.

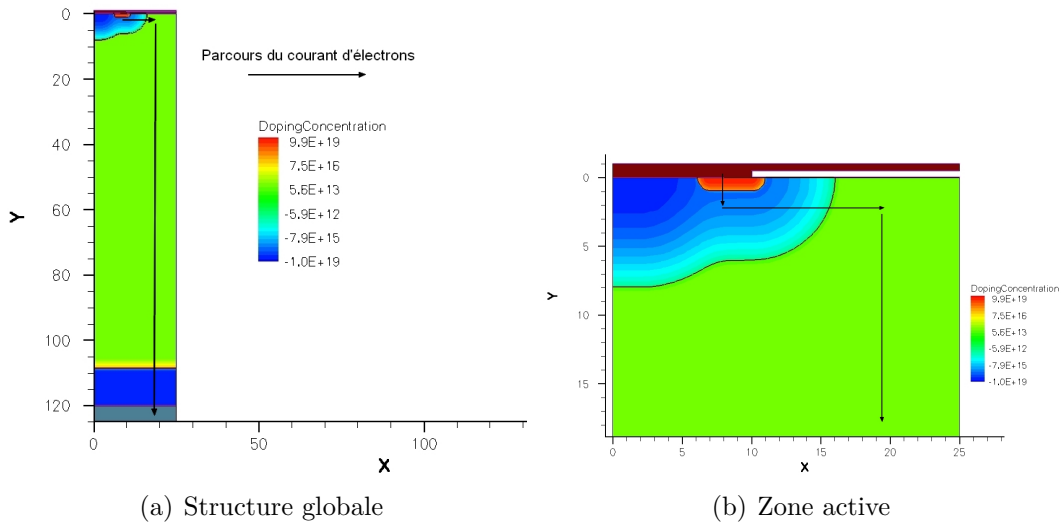


FIG. 4.20 – Représentation 2D de la structure IGBT utilisée pour les simulations.

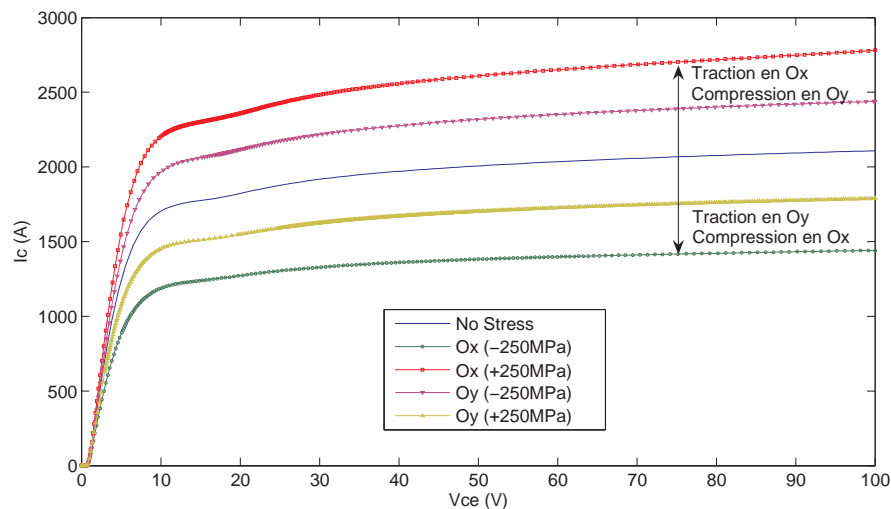


FIG. 4.21 – Caractéristiques $I_c(V_{ce})$ d'un IGBT planar pour différentes valeurs de contraintes en x et en y.

Cependant, il nous est impossible de vérifier ces valeurs avec des mesures réalistes, puisque nous ne possédons ni les composants, ni l'appareillage de test nécessaire. De même il aurait été intéressant de pouvoir réaliser cette même étude sur un transistor MOSFET ainsi que sur des structures trench, largement utilisées maintenant. Ces structures sont discutées dans le paragraphe suivant.

Le tableau 4.2 représente les valeurs de I_c pour $V_{ce} = 100V$ en fonction des différentes contraintes appliquées. On voit que pour une contrainte de 250MPa suivant l'axe Ox, on

σ (MPa)	Ox	Oy	ΔOx	ΔOy
250	2780	1789	672	-319
0	2108	2108	0	0
-250	1441	2438	-667	330

TAB. 4.2 – Valeur de I_c (A) pour $V_{ce}=100V$ en fonction des différentes contraintes appliquées

aura un écart de environ 670A par rapport au composant non contraint, que ce soit en traction ou compression. La valeur pour cette même contrainte appliquée suivant l'axe Oy , donne une déviation du courant I_c d'environ 330A.

En regardant l'orientation du modèle, on comprend que des contraintes selon l'axe Ox représentent un cisaillement par rapport au sens de parcours du courant dans le composant, lorsque ce dernier est à l'état passant. Alors que les contraintes selon l'axe Oy vont induire une pression sur le composant dans le sens du courant. Il est donc normal que ces dernières contraintes aient un effet moins important sur le courant I_c .

Si l'on regarde maintenant la répartition des contraintes mécaniques dans les modèles Ansys ayant subi les chocs thermiques, on peut constater différentes choses. La figure 4.22(b) montre que les contraintes engendrées dans la puce par une solution double face sont plus importantes que celles engendrées par un assemblage simple face (fig.4.23(b)). Ceci s'explique simplement par le fait que cette dernière est prise en sandwich entre les deux substrats.

On peut également constater en comparant les contraintes dans la brasure (fig.4.22(a)et4.23(a)) et les contraintes engendrées dans la puce (fig.4.22(b)et4.23(b)) que si pour les deux cas, les contraintes se répartissent de la même manière dans les puces, concernant les brasures, la répartition est différente.

Enfin, grâce au graphe 4.24, on peut aussi se rendre compte que la contrainte extérieure à la puce est à peu près équivalente que ce soit en simple face ou en double face, alors que la contrainte au centre de la puce sont beaucoup plus importantes pour le double face que pour le simple face.

Ainsi, on voit grâce à ces simulations que les contraintes subies sur toute la puce ne sont pas égales. Étant donné la structure même d'un composant de puissance, divisé en milliers de cellules réparties sur toute la surface du composant, on peut en conclure que chaque cellule ne subira pas la même contrainte. Ainsi, on ne pourra pas extrapoler le résultat de la simulation d'une cellule à toutes les autres.

Il est également important de noter que ces résultats ont été obtenus sur un composant à température ambiante et qu'aucun effet thermique sur le comportement électrique du composant n'a été pris en compte. Cela peut expliquer en partie la valeur élevée de l'écart du courant I_c sur les courbes relevées pour différentes valeurs de contraintes mécaniques. On peut en effet penser que l'effet d'auto-échauffement apparaissant au sein du composant

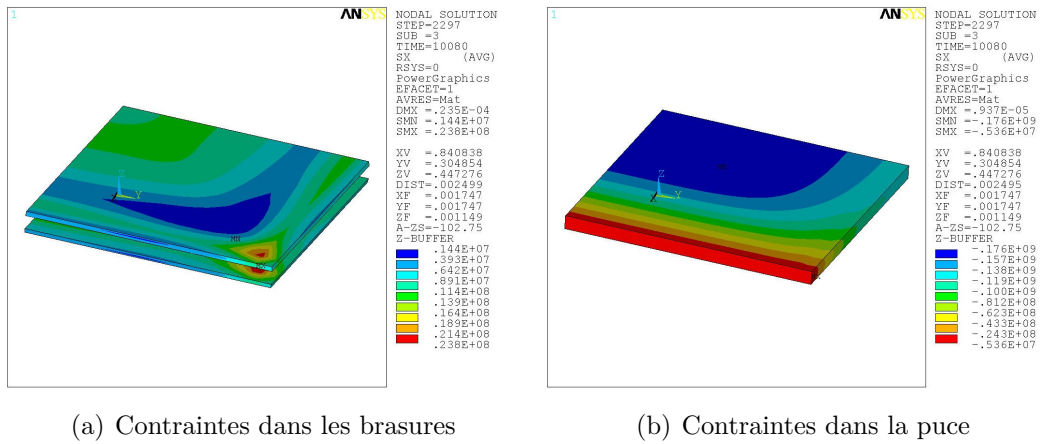


FIG. 4.22 – Répartitions des contraintes en x dans un assemblage double face

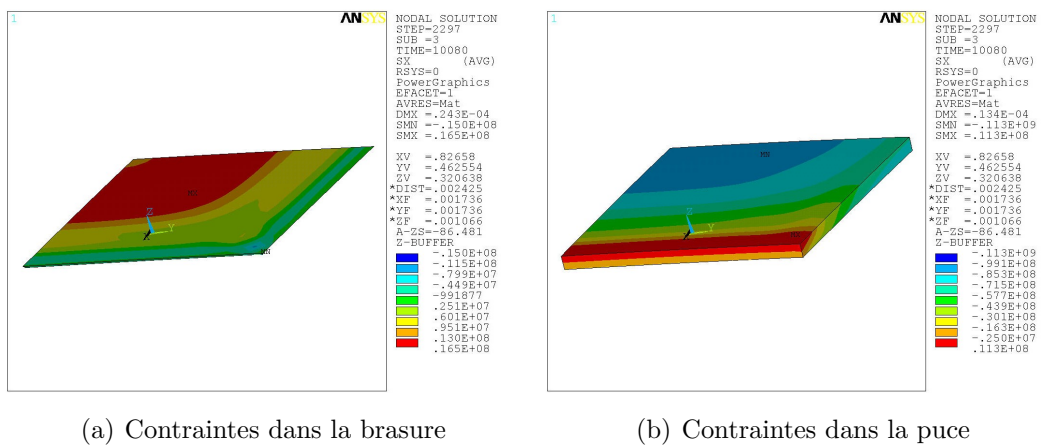


FIG. 4.23 – Répartitions des contraintes en x dans un assemblage simple face

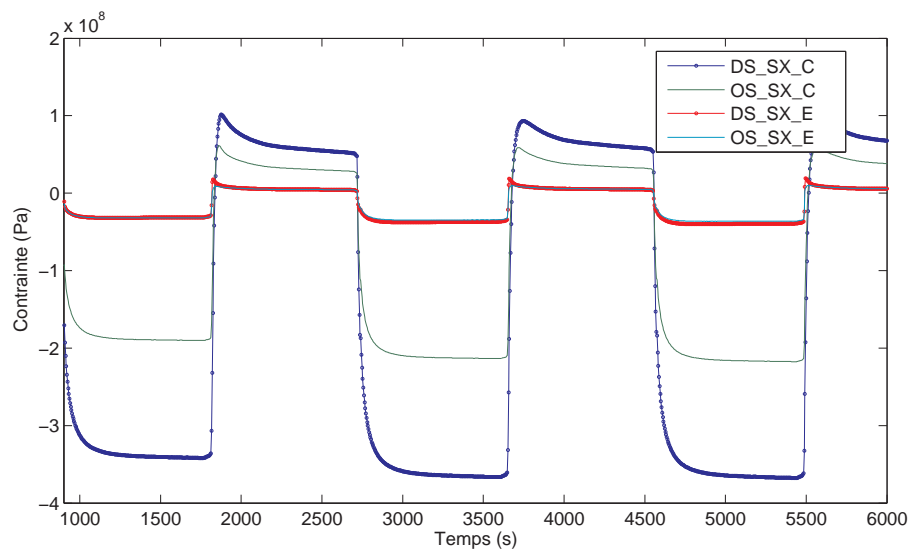


FIG. 4.24 – Contrainte en x au centre (C) et à l'extérieur (E) de la puce pour un composant simple (OS) et double (DS) face durant les cycles de vieillissement

lors de son fonctionnement engendre des effets thermiques qui compensent en partie cet écart. Comme on l'a vu, la température a un effet d'environ -2mV/K sur la tension aux bornes d'une jonction. On peut donc penser que ce phénomène aura pour effet de compenser l'effet mécanique, seulement quand ce dernier aura pour effet de faire augmenter le courant ou la tension (Traction en Ox, Compression en Oy). Au contraire, il l'amplifiera lorsque la contrainte mécanique provoque un abaissement de la tension ou du courant par rapport à la courbe initiale (Traction en Oy, Compression en Ox).

Le calcul sur toutes les cellules étant impossible, il faudra donc traiter les contraintes de manière moyennée, ou bien en simulant plusieurs valeurs de contraintes pour plusieurs cellules.

2.2.1.2 Littérature

Usui et al. ont récemment étudié l'influence de contraintes mécaniques sur un composant de puissance utilisé dans le cadre d'application aux véhicules hybrides, l'IGBT à grille trench [Usui 05]. Leur étude a permis de développer un modèle de dépendance de leur composant à des contraintes uni-axiales. Ce modèle, utilisant également le logiciel ISE, prend également en compte les mêmes phénomènes piézorésistif et des potentiels de déformation que ceux utilisés pour notre étude préliminaire.

Comme on peut le voir sur la figure 4.25, la caractéristique $I_c(V_{ce})$ de l'IGBT montre une forte dépendance du courant de saturation par rapport à la contrainte appliquée, que ce soit en traction ou en compression. De même, le courant de fuite semble être influencé de manière non négligeable par les efforts mécaniques appliqués, avec une variation approchant les 50% en compression, mais restant faible en tension. Cette dépendance étant donc non linéaire, il ne semble pas pertinent de retenir ce paramètre pour l'évaluation des contraintes dans le composant.

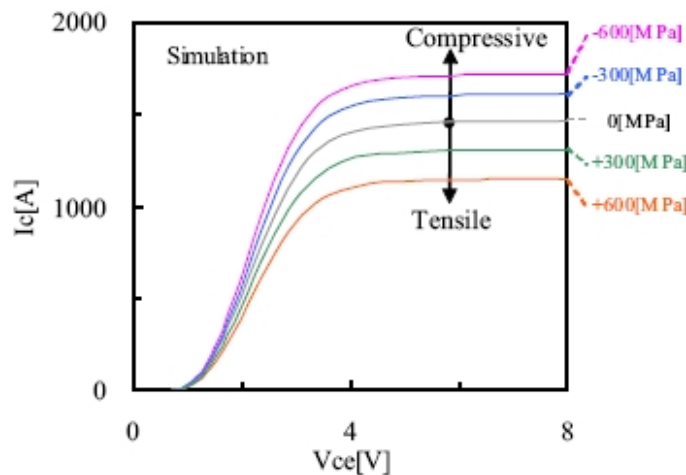


FIG. 4.25 – Dépendance de la caractéristique $I_c(V_{ce})$ de l'IGBT trench [Usui 05]

Tanaka et al. ont également étudié l'influence des contraintes sur différents composants [Tana 06]. Ils ont mis en évidence la différence d'influence des contraintes sur deux types d'IGBT punch through, l'un planar et l'autre trench.

On peut voir grâce à leur étude que ces deux types de composants ont des comportements électriques différents face à l'application de contraintes mécaniques. En effet, pour le composant planar, les contraintes étant appliquées dans le même plan que la formation du canal, la variation de Von notamment sera positive ou négative suivant que l'on applique une contrainte en tension ou en compression.

Au contraire, concernant le composant trench, l'influence des contraintes sera identique en tension et en compression car le canal se forme de manière perpendiculaire aux contraintes appliquées. Ce dernier subit alors des contraintes de cisaillement. Il est à noter que le courant de fuite présente également une dépendance non négligeable par rapport aux contraintes mécaniques, voire exploitable.

Enfin, il est important de noter que cette même étude a montré l'influence encore plus importante de ces contraintes mécaniques sur le MOSFET. En effet, l'influence des contraintes se répercutant majoritairement sur la mobilité des porteurs, il semblerait que les caractéristiques électriques du MOSFET, qui au contraire de l'IGBT, est un composant unipolaire, s'en trouvent d'autant plus influencées.

2.2.1.3 Conclusion

Les résultats présentés dans les publications que nous venons de détailler, permettent de conclure quant au réalisme des résultats obtenus dans l'étude préliminaire que nous avons menée. Nous avons pu voir dans un premier temps, grâce aux simulations, que les caractéristiques électriques du composant IGBT planar, et notamment le courant de saturation sont influencés par les contraintes qui lui sont appliquées.

Les résultats de Usui et al. ainsi que de Tanaka et al. ont confirmé cette étude préliminaire. Ces derniers ont de plus étudié l'influence de la direction des contraintes sur différents types de composants. Il apparaît que plusieurs paramètres électriques sont exploitables afin de pouvoir obtenir une image des contraintes mécaniques directement au travers de paramètres électriques. Ainsi, le courant de saturation, la tension à l'état passant et le courant de fuite présentent des dépendances, dont on pourrait envisager l'exploitation. Ce choix dépend entre autre du type de composant utilisé, MOSFET ou IGBT, planar ou trench.

La figure 4.26 montre le cheminement logique permettant de partir de la contrainte mécanique dans le joint pour remonter, par la mesure d'un paramètre électrique, à la détermination de cette dernière. Cependant, plusieurs liens restent encore à déterminer. Les liens en orange sur cette figure sont encore à déterminer avec précision.

Nous avons vu notamment que les contraintes dans le joint et dans la puce se répartissent de manière différente. Ainsi, il faut connaître avec précision cette différence, et

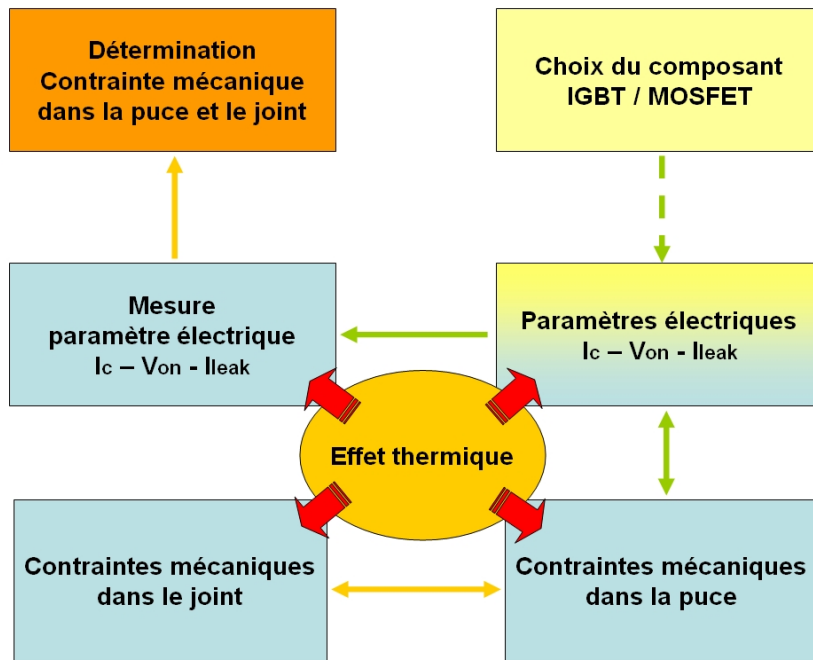


FIG. 4.26 – Schématisation de la mesure de contraintes dans un joint grâce à un paramètre électrique

déterminer une valeur critique de la contrainte mécanique dans la puce, significative de la défaillance du joint.

Ensuite, il faut pouvoir retranscrire avec précision et de manière répétitive la contrainte de la puce par rapport à un paramètre électrique donné. Si nous avons pu voir et montrer la dépendance électrique d'un composant à une contrainte, il faut maintenant, grâce notamment aux équations 4.2 et 4.5 pouvoir modéliser précisément le phénomène et savoir relier la valeur d'un courant de saturation à la contrainte subie.

Enfin, il faut pouvoir se détacher des effets parasites sur la mesure ou sur la valeur des paramètres électriques. En effet, comme on le sait bien, la thermique est un facteur important dans l'électronique de puissance. La température a une influence importante sur les paramètres électriques. Il faut donc pouvoir, lors de la mesure du paramètre électrique qui nous intéresse, séparer l'effet thermique de l'effet purement mécanique sur l'évolution du paramètre.

2.2.2 Interface ANSYS / ISE

Dans le cadre de l'étude de l'influence des contraintes dans les assemblages sur le composant de puissance et de leur détermination par la mesure d'un paramètre électrique, il est envisagé dans un premier temps d'évaluer leur influence de manière réaliste au travers d'un prototypage virtuel, comme présenté à la figure 4.27. Ce prototypage consiste à pouvoir interfacier la plateforme d'étude thermo-mécanique de l'assemblage telle qu'ANSYS d'une part, et la plateforme d'étude des composants intégrant l'influence de paramètres

mécanique telle qu'ISE, d'autre part.

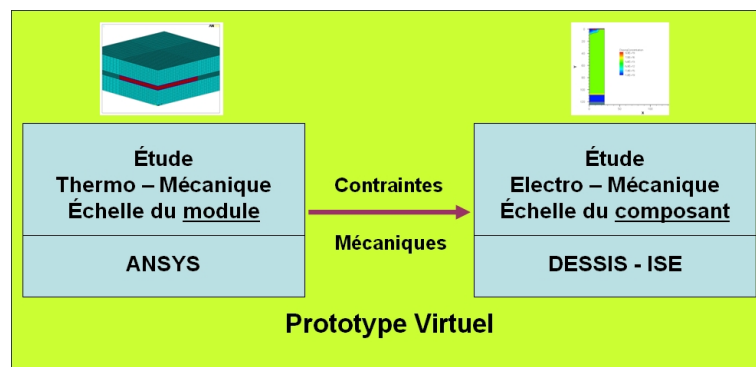


FIG. 4.27 – Principe de prototypage

Ainsi, d'un côté Ansys permettrait de connaître et de relever des contraintes réalistes subies par le composant, puis ISE permettrait de voir l'évolution de différents paramètres électriques en fonctions de ces contraintes. Grâce à ce prototypage virtuel, il est possible de faire une étude paramétrée suivant plusieurs variables, et de déterminer quel paramètre électrique est le plus intéressant pour nous fournir des informations sur les contraintes, suivant l'environnement et le composant utilisé.

Une fois ce prototype virtuel au point, un module prototype réel intégrant les solutions apportées par l'étude pourrait alors voir le jour.

3 Conclusion

Dans la première partie de ce chapitre, les solutions concernant la prochaine génération de modules de puissance ont été décrites. Ces solutions consistent à augmenter la surface d'échange thermique en utilisant de nouveaux moyens de connexion sur le haut de la puce. Ces solutions sont regroupées de manière générale sous le nom générique de solution double face (DS).

Un cas concret a été étudié, celui d'un assemblage double face, basé sur celui de l'étude PEPPER du chapitre précédent, et qui a donc permis la comparaison avec ce dernier. Ainsi, il résulte que la solution double face améliore bien la durée de vie du module d'environ 25% par rapport à une solution simple face. Cela est dû à l'action combinée de son évacuation thermique augmentée, permettant un gain, dans nos conditions de simulation, d'environ 5°C, ce qui limite ainsi les contraintes, et de son comportement mécanique.

Dans la seconde partie, les perspectives de cette thèse sont avancées. Le suivi de la robustesse des modules de puissance en temps réel est abordé. Une solution pourrait consister à utiliser la variation d'un paramètre électrique du composant suivant les contraintes mécaniques qu'il subit. Le paramètre électrique précédemment identifié permettrait alors de remonter à la contrainte mécanique dans la puce. Cette dernière étant

reliée à la contrainte dans l'assemblage, il serait alors possible de détecter, après avoir défini une valeur critique, la défaillance dans l'assemblage de report du composant.

Cette solution permettrait de prévoir de manière fine l'instant de la défaillance du module et donc de l'anticiper au mieux.

Conclusion

Les travaux effectués dans le cadre de cette thèse avaient pour but de contribuer à l'évaluation de la robustesse de nouvelles technologies de modules de puissance dans le cadre d'une application automobile. Dans ce nouveau contexte des transports intégrant le souci de l'environnement, les véhicules hybrides représentent le premier pas de cette évolution et l'application micro hybrid alterno-démarrreur la brique de base de l'hybridation.

Ainsi, dans un premier temps, il a tout d'abord été question de la prise de conscience actuelle à propos du soucis de notre environnement qui se dégrade par l'action même de l'homme. Nous avons pu comprendre que les comportements individuels doivent changer. Les solutions existent et doivent désormais être mises en application. Les problèmes liés aux transports ont ensuite été abordés, soulignant l'effort de la grande majorité des constructeurs dans ce domaine depuis quelques années, et en particulier, les constructeurs japonais qui ont pris une avance technologique importante par rapport aux autres.

L'évolution des véhicules particuliers vers une nouvelle donne écologique grâce à l'hybridation est désormais lancée et l'évolution des technologies est en marche. Nous avons pu détailler les différentes architectures et fonctions de l'hybridation et le rôle majeur joué par les différents systèmes de stockage.

Notre collaboration avec l'équipementier VALEO au sein du projet PEPPER, nous a permis de nous focaliser sur la réalisation d'un module de type alterno-démarrreur dans une technologie complètement nouvelle. En effet, cette technologie apporte deux innovations. La première étant la rapidité de fabrication en mettant au point un processus de brasage laser. La seconde est basée sur l'adaptation du module à son environnement afin qu'il puisse être placé au plus près des organes qu'il pilote.

Les premiers échantillons des modules obtenus par la technologie PEPPER ont été tout d'abord caractérisés. L'état du joint de brasure, point névralgique du module a été particulièrement regardé. Ce dernier montre une très bonne qualité grâce à un faible taux de lacunes. Puis le gauchissement de la puce dû aux contraintes résiduelles à été évalué avant d'être simulé, permettant ainsi d'évaluer la qualité du modèle.

La comparaison entre les résultats donnés par les simulations du processus PEPPER et d'un processus classique montre clairement que d'un point de vue des contraintes résiduelles, on obtient le même résultat dans les deux cas. La mesure a permis de démontrer que les valeurs obtenues par simulation étaient tout à fait réalistes.

Nous avons également pu constater que les résultats des simulations des processus classiques et PEPPER, concernant le gauchissement de puce et des contraintes induites dans la brasure, sont équivalentes. Il apparaît donc que ces deux processus sont équivalents d'un point de vue de la fatigue mécanique engendrée.

Ceci démontre également que la contrainte dans l'assemblage ne dépend pas du type de processus de fabrication employé. Ainsi, par extrapolation, on peut en conclure que le processus PEPPER engendrant des contraintes résiduelles identiques à celles d'un module produit par un processus classique, les deux modules devraient avoir une durée de vie identique, s'ils rencontrent des conditions de vie semblables.

Il est important de constater que les résultats de fiabilité obtenus sont fortement dépendants du profil de mission qui a été utilisé pour les simulations. Comme il a déjà été discuté précédemment, il n'existe pas de profil de mission type.

Les modules fabriqués grâce au processus laser PEPPER ont une durée de vie optimale évaluée à environ 20200 heures dans des conditions de fonctionnement que l'on qualifiera de normale par rapport à une utilisation urbaine, et selon un critère de défaillance fixé à 20% d'augmentation de l'impédance thermique de l'assemblage composant le module. Puisque chaque conducteur a une utilisation différente et personnelle de son véhicule, il n'existe pas de valeur exacte et fixe de durée de vie. On a pu également voir l'influence de la température ambiante sous capot, ainsi que de la taille et forme de la puce, par rapport au résultat final.

Par rapport au projet PEPPER, dont le but était de créer une nouvelle technologie de module tout en intégrant la fiabilité dès la phase de conception, on peut dire que cet objectif a été atteint. Il a ainsi été possible d'évaluer avec succès la durée de vie d'un tel module en environnement réel de fonctionnement. Ceci a donc permis de valider la viabilité d'une telle technologie. De plus, la durée de vie escomptée d'un tel module est tout à fait satisfaisante.

Dans le dernier chapitre de ce manuscrit, les solutions concernant la prochaine génération de modules de puissance ont été décrites. Ces solutions consistent à augmenter la surface d'échange thermique en utilisant de nouveaux moyens de connexion sur le haut de la puce, remplaçant par la même occasion le câblage filaire. Ces solutions sont regroupées sous le nom générique de solution double face, puisque cela implique pour la plupart deux substrats, de chaque côté de la puce.

Le cas concret d'un assemblage double face, basé sur celui de l'étude PEPPER, et qui a donc permis la comparaison avec ce dernier a été étudié par simulation. Il résulte que la solution double face améliore bien la durée de vie du module d'environ 25% par rapport à une solution simple face. Cela est rendu possible grâce d'une part à son évacuation thermique augmentée, qui permet un gain, dans nos conditions de simulation, d'environ 5°C, et d'autre part de son comportement mécanique.

Les perspectives de cette thèse ont finalement été décrites au travers du suivi de

la robustesse des modules de puissance en temps réel. Une solution pourrait consister à utiliser la variation d'un paramètre électrique du composant suivant les contraintes mécaniques qu'il subit. Le paramètre électrique précédemment identifié permettrait alors de remonter à la contrainte mécanique dans la puce. Cette dernière étant reliée à la contrainte dans l'assemblage, il serait alors possible de détecter, après avoir défini une valeur critique, la défaillance dans l'assemblage de report du composant.

Cette solution permettrait de prévoir de manière fine l'instant de la défaillance du module et donc de l'anticiper au mieux.

Ce travail avait pour but de pouvoir aider l'évolution nécessaire des technologies des modules de puissance dans le domaine automobile et plus généralement celui des transports. On peut conclure que des réponses ont été apportées concernant les technologies actuelles ainsi que leur évolution, et que les perspectives que laisse augurer ce travail permettraient de franchir une nouvelle étape dans l'étude et l'intégration de la fiabilité des modules de puissance.

Bibliographie

- [ADEM 07] ADEME. “Agence de l’Environnement et de la Maîtrise de l’Energie”. <http://www2.ademe.fr>, 2007.
- [Armi 06] A. Armioli, U. Despres, Y. Dubel, G. Menou, and D. Richard. “Stop-Start : The cornerstone of hybridization”. In : *AEA*, 2006.
- [Azzo 98] S. Azzopardi. *Contribution à la caractérisation et à la modélisation de l’IGBT en vue d’une hybridation destinée à fonctionner à température élevée pour le véhicule électrique*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 1998.
- [Bai 04] J. Bai, J. Calata, and G. Lu. “Comparative thermal and thermomechanical analyses of solder-bump and direct-solder bonded power device packages having double-sided cooling capability”. In : *APEC*, 2004.
- [Bali 95] B. J. Baliga. *Power Semiconductors Devices*. PWS Publishing Company, 1995.
- [Bere 05] J. Beretta. *Le génie électrique automobile - la traction électrique*. Hermes Science, 2005.
- [Bros 04] P. Brosselard. *Conception, Réalisation et caractérisation d’interrupteurs (thyristors et JFETs) haute tension (5kV) en carbure de silicium*. PhD thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2004.
- [Brow 89] S. Brown, K. Kim, and L. Anand. “An internal variable constitutive model for hot working of metals”. *International journal of plasticity*, Vol. 5, pp. 95 – 130, 1989.
- [Burb 06] G. Burban, P. Lagonotte, A. Alexandre, and J.-M. Petit. “Architectures des circuits de refroidissement des véhicules hybrides”. In : *APE*, 2006.
- [Busa 05] G. Busatto, A. Porzio, F. Velardi, F. Iannuzzo, A. Sanseverino, and G. Curro. “Experimental and numerical investigation about SEB/SEGR of power MOS-FET”. *Microelectronics Reliability*, Vol. 45, pp. 1711 – 1716, 2005.
- [Butc 05] D. Butchers. “DirectFET thermal model and rating calculator”. Tech. Rep., International Rectifier, 2005.
- [Char 05] B. Charboneau. *Double-Sided liquid cooling for power semiconductor devices using embedded power technology*. Master’s thesis, Virginia Polytechnic Institute, 2005.

- [DESS 04] *DESSIS ISE-TCAD Release 10.0*. Integrated Systems Engineering, ISE Integrated Systems Engineering AG Affolternstrasse 52 CH-8050 Zurich Switzerland, 2004.
- [Diec 06] S. Dieckerhoff, S. Guttowski, and H. Reichl. “Performance coparison of advanced power electronic packages for automotive applications”. In : *APE*, 2006.
- [Evan 98] J. Evans and J. Evans. “Packaging factors affecting the fatigue life of power transistors die bonds”. *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology - Part A*, Vol. 21, pp. 459 – 467, 1998.
- [Flan 96] A. Flanagan, A. Conneely, T. Glynn, and G. Lowe. “Laser soldering and inspection of fine pitch electronic components”. *Journal of Material Processing Technology*, Vol. 56, pp. 531 – 541, 1996.
- [Flec 02] M. Fleckenstein and A. Komlodi. “FE-reliability simulation of laser joined contacts in electronics production”. In : *EuroSim*, 2002.
- [Fuku 05] K. Fukuda, S. Harada, M. Okamoto, R. Kosugi, J. Senzaki, Y. Tanaka, K. Kojima, S. Suzuki, T. Yatsuo, K. Takao, K. Adachi, M. Kato, K. Suzuki, and A. Shimozato. “Research of SiC power MOSFETs in AIST”. In : *IPEC*, 2005.
- [Gall 04] C. Gallon, G. Reibold, G. Ghibaudo, R. Bianchi, and R. Gwoziecki. “Electrical analysis of external mechanical stress effects in short channel MOSFETs on (001) silicon”. *Solid-State Electronics*, Vol. 48, pp. 561 – 566, 2004.
- [Garr 02] J. Garrigues. “La méthode des éléments finis”. Tech. Rep., Ecole Supérieure de Mécanique de Marseille, 2002.
- [Gill 03] C. Gillot, Y. Avenas, N. Cezac, G. Poupon, C. Schaeffer, and E. Fournier. “Silicon heat pipes used as thermal spreaders”. *IEEE transactions on components and packaging technologies*, Vol. 26, pp. 332 – 339, 2003.
- [Grac 05] A. Gracia. *Contribution à la conception thermo-mécanique optimisée d’assemblages sans plomb*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 2005.
- [Gree 07] GreenFacts. *Consensus Scientifique sur le Changement Climatique*. 2007. Source : GIEC 2007).
- [Jann 03] Y. Jannot. *Transferts thermiques*. 2003.
- [Kino 06] S. Kinouchi and M. Imaizumi. “SiC devices and their application technologies”. Tech. Rep., Mitsubishi Electric Advance, 2006.
- [Klei 62] L. Kleinman. “Deformation potentials in Silicon. I. Uniaxial Strain”. *Physical Review*, Vol. 128 (6), pp. 2614 – 2621, 1962.
- [Klei 63a] L. Kleinman. “Deformation potentials in silicon. II. Hydrostatic strain and the electron-phonon interaction”. *Physical Review*, Vol. 130 (6), pp. 2283 – 2289, 1963.

-
- [Klei 63b] L. Kleinman. “deformation potentials in silicon. III. Effects of a general strain on conduction and valence levels”. *Physical Review*, Vol. 132 (3), pp. 1080 – 1084, 1963.
- [Lajn 06] W. Lajnef. *Modélisation des supercondensateurs et évaluation de leur vieillissement en cyclage actif à forts niveaux de courant pour des applications véhicules électriques et hybrides*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 2006.
- [Lebe 07] T. Lebey, V. Bley, J.-P. Cambronne, Q.-H. Luan, T. Vaday, B. Schlegel, L. Menager, P. Simon, P. Taberna, and J.-M. Tarascon. “procédé de fabrication d’un élément d’interconnexion mécanique et électrique favorisant l’intégration tridimensionnelle en électronique de puissance”. In : *journées ISP3D*, 2007.
- [Lecl] J. Leclerc. “Eléments de technologie”. Tech. Rep., Techniques de l’ingénieur.
- [Lee 07] F. Lee and D. Boroyevich. “Center Overview and Highlights”. Tech. Rep., CPES, 2007.
- [Lega 06] V. Legat. “Introduction aux éléments finis”. Tech. Rep., Université catholique de Louvain - faculté des Sciences Appliquées, 2006.
- [Lema 88] J. Lemaitre and J.-L. Chaboche. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 1988.
- [Line 02] H. Linewih. *Design and application of SiC power MOSFET*. PhD thesis, Griffith University, 2002.
- [Magn 06] M.-P. Magnin. *Expérimentation et modélisation d’un module de puissance destiné aux véhicules microhybrides*. Master’s thesis, ENSEIRB, 2006.
- [Merm 06] M. Mermet-Guyennet. “New structure of power integrated module”. In : *CIPS*, 2006.
- [Moha 02] N. Mohan, T. Undeland, and W. Robbins. *Power Electronics : Converters, Applications, and Design*. Wiley, 2002.
- [Mont 73] L. Monteith and J. Wortman. “Characterization of P-N junctions under the influence of a time varying mechanical strain”. *Solid-State Electronics*, Vol. 16, pp. 229 – 237, 1973.
- [More 06] J.-M. Morelle, L. Vivet, I. Moussion, J. Pffifer, D. Trias, G. Coquery, E. Woirgard, M. Rizzi, and D. Boisselier. “Innovative die bonding technology for mechatronic packaging of automotive power electronics”. In : *APE*, 2006.
- [Ogaw 07] D. Ogawa. “Le 40ème Tokyo Motor Show dévoile les voitures japonaises "écolos"”. Tech. Rep., Ambassade de France au Japon, 2007.
- [Perr 02] C. Perret, Y. Avenas, C. Gillot, J. Boussey, and C. Scheaeffer. “Integrated cooling devices in silicon technology”. *The European physical journal Applied physics*, Vol. 18, pp. 115 – 123, 2002.

- [Sanc 99] J.-L. Sanchez. “State of the art and trends in power integration”. In : *International Conference on Modeling and Simulation of Microsystems*, 1999.
- [Sawl 02] A. Sawle, C. Blake, and D. Mariae. “Novel Power MOSFET packaging technology doubles power density in synchronous buck converters for next generation microprocessors”. In : *APEC*, 2002.
- [Smit 54] C. Smith. “Piezoresistance effect in Germanium and Silicon”. *Physical Review*, Vol. 94 (1), pp. 42 – 49, 1954.
- [Sofi 95] J. W. Sofia. *Fundamental of Thermal Resistance Measurement*. Analysis Tech, 1995.
- [Suli 05] P.-Y. Sulima. *Contribution à la modélisation analytique tridimensionnelle de l’auto-échauffement dans les transistors bipolaires à hétérojonction de type Si/SiGe*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 2005.
- [Tana 06] H. Tanaka, K. Hotta, S. Kuwano, M. Usui, and M. Ishiko. “Mechanical stress dependence of power device electrical characteristics”. In : *ISPSD*, 2006.
- [Thom 06] P. Thomas. *Éléments finis pour l’ingénieur*. Lavoisier, 2006.
- [Toyo 03] P. A. D. Toyota Motor Corporation. *Toyota Hybrid System THS 2*. 05 2003.
- [Usui 05] M. Usui, M. Ishiko, K. Hotta, S. Kuwano, and M. Hashimoto. “Effects of uniaxial mechanical stress on IGBT characteristics”. *Microelectronics Reliability*, Vol. 45, pp. 1682 – 1687, 2005.
- [Wake 05] F. Wakeman, G. Li, and A. Golland. “New family of 4.5kV Press-Pack IGBTs”. In : *PCIM*, 2005.
- [Wang 01] G. Wang, Z. Cheng, K. Becker, and J. Wilde. “Applying Anand model to represent the viscoplastic deformation behavior of solder alloys”. *Journal of electronic packaging*, Vol. 123, pp. 247 – 253, 2001.
- [Wen 01] S. Wen, D. Huff, and G.-Q. Lu. “Dimple-array interconnect technique for packaging power semiconductor devices and modules”. In : *ISPSD*, 2001.
- [Woir 92] E. Woirgard. *Contribution à l’étude d’une intégration hybride adaptée à l’électronique automobile*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 1992.
- [Wort 64] J. Wortman, J. Hauser, and R. Burger. “Effect of Mechanical Stress on P-N junction device characteristics”. *Journal of applied physics*, Vol. 35 (7), pp. 2122 – 2131, 1964.