



HAL
open science

Modélisation multiphysique d'un assemblage de puissance haute température destiné à l'environnement aéronautique

Toni Youssef

► **To cite this version:**

Toni Youssef. Modélisation multiphysique d'un assemblage de puissance haute température destiné à l'environnement aéronautique. Electronique. Université de Bordeaux, 2016. Français. NNT : 2016BORD0167 . tel-01426334

HAL Id: tel-01426334

<https://theses.hal.science/tel-01426334>

Submitted on 4 Jan 2017

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
POUR OBTENIR LE GRADE DE
DOCTEUR DE
L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR
SPÉCIALITÉ ÉLECTRONIQUE

Par Toni YOUSSEF

**MODÉLISATION MULTIPHYSIQUE D'UN ASSEMBLAGE DE
PUISSANCE HAUTE TEMPÉRATURE DESTINÉ A
L'ENVIRONNEMENT AÉRONAUTIQUE**

Sous la direction de : Eric WOIRGARD

Soutenue le 04 novembre 2016

Membres du jury :

Mme DUCHAMP Geneviève	Professeur des Universités, Université de Bordeaux	Présidente du jury
M. KHATIR Zoubir	Directeur de Recherche, IFSTTAR	Rapporteur
M. DALVERNY Olivier	Professeur des Universités, ENIT	Rapporteur
Mme RICHARD Caroline	Professeur des Universités, Université de Tours	Examinatrice
M. TOUNSI Patrick	Maitre de Conférences (HDR), LAAS, INSA Toulouse	Examinateur
M. WOIRGARD Eric	Professeur des Universités, Université de Bordeaux	Directeur de thèse
M. MARTINEAU Donatien	Ingénieur d'Etudes, Safran Tech	Encadrant
M. MEURET Régis	Ingénieur, Expert Safran Electrical & Power	Encadrant
M. AZZOPARDI Stéphane	Ingénieur de Recherche, HDR, Safran Tech	Invité
M. DOSSEUL Franck	Ingénieur, STMicroelectronics	Invité

À la mémoire de ma grande mère,

À ma famille.

« Il devient indispensable que l'humanité formule un nouveau mode de pensée si elle veut survivre et atteindre un plan plus élevé. »

Albert Einstein

Remerciements

Les travaux présentés dans ce manuscrit de thèse ont été réalisés au sein de l'équipe « Puissance » du groupe « Fiabilité » du laboratoire de l'Intégration du Matériau au Système (IMS) à Bordeaux, dans le cadre d'un contrat CIFRE entre l'IMS et la société SAFRAN.

Mes remerciements s'adressent tout d'abord à mon encadrant, M. Eric WOIRGARD à qui je présente ma profonde gratitude. Je le remercie d'avoir su me transmettre sa passion de la recherche et ses méthodes de travail afin de garantir la rigueur qu'exigent des travaux scientifiques. Qu'il soit sincèrement remercié pour tout ce qu'il m'a appris et pour les échanges très riches que j'ai eus avec lui tout au long de ces trois années de thèse.

Je remercie M. Donatien MARTINEAU tout particulièrement pour son encadrement chez Safran et ses conseils avisés. Je remercie aussi M. Régis MEURET, expert à SAFRAN Electrical & Power, pour les conseils et les orientations qu'il a prodigués.

Je remercie M. Claude PELLET et M. Yann DEVAL, directeurs successifs du laboratoire IMS à Bordeaux, pour leur accueil au sein du laboratoire durant le déroulement de mes travaux.

Je tiens à remercier tous les membres du jury de thèse : merci aux rapporteurs, M. Zoubir KHATIR et M. Olivier DALVERNY, d'avoir pris de leur temps précieux pour évaluer mon travail. Merci aux examinateurs, Mme Caroline RICHARD, Mme Geneviève DUCHAMP et M. Patrick TOUNSI.

Je remercie M. Stéphane AZZOPARDI de son accompagnement fructueux et de la confiance qu'il m'a témoignée. De même, je remercie M. Franck DOSSEUL pour avoir cru en moi pour l'exécution des tâches de modélisation du projet SiCRATES et pour sa très bonne gestion de ce projet.

Un grand merci à M. Jean-Claude SANCHEZ et Mme Annette SANCHEZ pour les corrections orthographiques et grammaticales qu'ils ont su apporter à mon manuscrit. Je n'oublierai pas les activités enrichissantes qu'on a menées ensemble dans l'Associatif Aéronautique et Astronautique de France (3AF).

Un grand merci à tous mes collègues de l'IMS : permanents ingénieurs ou chercheurs (Isabelle, Alexandrine, Loïc, Jean-Michel, Olivier et Hélène), docteurs et thésards (François, Raphael, Wissam, Akram, Fédia, Mickael, Mohammed, Faïçal, Ayat, Maxime, Antoine, Issam, Omar et Yuanci) que j'ai côtoyés avec plaisir au cours de ces trois dernières années et avec qui j'ai vécu des moments inoubliables, dans une superbe ambiance de travail. Merci tout particulier à Jean-Yves DELETAGE pour le support et la maintenance de la plateforme des serveurs de simulations. Et surtout, merci Antoine d'avoir su partager avec moi tes connaissances en mécanique.

Pour finir, je tiens à exprimer du plus profond de mon cœur ma reconnaissance à ma famille pour m'avoir toujours soutenu et encouragé, et plus particulièrement à mon père et à ma mère qui ont fait le déplacement depuis le Liban pour assister à ma soutenance. Mes plus vifs remerciements vont également à tous mes amis qui ont toujours été disponibles pour partager de beaux moments.

Table des matières

Remerciements	v
Table des figures	11
Liste des tableaux	19
Liste des équations	21
Liste des symboles	23
Introduction Générale	25
Contexte	25
Projet SiCRATES.....	26
Objectifs et enjeux	26
Plan du manuscrit	27
I. Chapitre I : Etat de l'art : La modélisation multiphysique au service de l'étude de fiabilité des modules de puissance	29
1.1. L'électronique de puissance en aéronautique : applications et restrictions	30
1.1.1. Règlements Européennes : Clean Sky	30
1.1.2. Emploi de l'électronique de puissance en aéronautique	30
1.1.3. Modules et composants de puissance ; descriptif des modules de puissance actuels	31
1.1.4. Mécanismes de défaillance des technologies d'assemblage	51
1.1.5. Projet SiCRATES.....	54
1.2. Modélisation multiphysique des modules de puissance	55
1.2.1. Définition et objectifs de la modélisation multiphysique.....	55
1.2.2. Modèle électrique – 1D.....	58
1.2.3. Modèle mécanique par éléments finis – 2D/3D.....	60
1.2.4. Modèle thermique par éléments finis – 3D.....	62
1.2.5. Caractérisation des matériaux en amont de la modélisation.....	63
1.3. Modélisation ; un outil d'étude de fiabilité	69
1.3.1. Modèles de fatigue numérique de joints de brasure	69
1.3.2. Définition de la densité d'énergie de déformation (DED)	72
1.3.3. Bilan : modèles choisis pour la suite	75
1.4. Conclusion	75

II.	Chapitre II : Conception d'un module de puissance ; approches expérimentales et numériques.....	77
2.1.	Introduction.....	78
2.1.1.	Choix de la géométrie étudiée	79
2.1.2.	Profil de mission nacelle et système freinage	81
2.1.3.	Vieillessement accéléré et impact sur la dégradation d'un assemblage	86
2.1.4.	Discussion : lien entre profil de mission et vieillissement accéléré.....	92
2.2.	Etudes préliminaires sur les matériaux d'assemblage	95
2.2.1.	Choix des matériaux de l'assemblage	95
2.2.2.	Variation des propriétés des matériaux avec le vieillissement	112
2.3.	Solutions technologiques : Amélioration de la tenue mécanique des substrats	116
2.3.1.	Défaillances observées sur les substrats	116
2.3.2.	Modélisation des défaillances observées sur les substrats	118
2.3.3.	Solutions technologiques par amélioration de la conception du substrat	126
2.4.	Défaillances des modules de puissance avec le vieillissement : Propagation de fissure	140
2.4.1.	Propagation de fissure par rapport à un critère de contrainte de cisaillement	142
2.4.2.	Propagation de fissure par rapport à un critère de densité d'énergie de déformation	144
2.5.	Conclusion	145
III.	Chapitre III : Cosimulation multiphysique électro-thermo-mécanique.....	149
3.1.	Introduction : Multi-physiques et disponibilité des plateformes	150
3.2.	Apport de la cosimulation par rapport à la simulation limitée à un seul domaine de la physique.....	152
3.2.1.	Aide à la conception	152
3.2.2.	Une plateforme d'échange entre plusieurs métiers	154
3.2.3.	La cosimulation : un pas vers le prototypage virtuel.....	154
3.3.	Choix de la plateforme de cosimulation électro-thermo-mécanique.....	155
3.4.	Développement de la passerelle de cosimulation	160
3.4.1.	Couplage avec le modèle thermo-mécanique – CosiMate/ANSYS.....	162
3.4.2.	Couplage avec le modèle électrique – CosiMate/Saber.....	166
3.4.3.	Choix du pas de simulation dans le connecteur d'ANSYS à CosiMate.....	171
3.5.	Exemple de cosimulation.....	171
3.5.1.	Cyclage Actif.....	171
3.5.2.	Suivi de défaillance : développement d'un algorithme de propagation de fissure par cosimulation - Méthodologie.....	176
3.5.3.	Discussion.....	185
3.6.	Limites de nos algorithmes de cosimulation multiphysique.....	186
3.6.1.	Limites du temps de calcul et du stockage des données.....	186
3.6.2.	Placement du seuil de <i>DEDcritique</i>	187
3.6.3.	Convenance de la cosimulation pour une puissance moyenne constante.....	187
3.7.	Apport de la cosimulation et de la plateforme proposée dans l'étude de la robustesse	189

Table des matières

3.7.1. Prise en compte des pertes électriques en temps réel & comparaison entre un cyclage actif et un cyclage passif	191
3.7.2. Suivi d'une défaillance électriquement, thermiquement et mécaniquement à la fois	193
3.7.3. Relier plusieurs logiciels avec chacun son pas de calcul adéquat	195
3.8. Perspectives de cosimulation	195
3.8.1. Optimisation du temps de calcul et de l'espace de stockage	195
3.8.2. Vers une méthode de cosimulation intégrant l'aspect semi-conducteur du composant électronique	197
3.9. Conclusion	199
Conclusion Générale	203
Perspectives	207
Bibliographie	209
IV. Annexes	223
4.1. Annexe 1 : Analyse des Modes de Défaillance, de leurs Effets et de leur Criticité (AMDEC)	224
4.1.1. Indicateurs de fiabilité existant	225
4.1.2. Mécanismes de défaillance types	230
4.1.3. Récapitulatif	234
4.2. Annexe 2 : Convertisseur DC/DC : Hacheur	236

Table des figures

Figure I:1 Exemple de boîtiers de systèmes électriques commercialisés par Safran Electrical & Power.	31
Figure I:2 Comparaison entre le Si (jaune), GaN (rouge) et SiC (bleu) par rapport à la tenue électrique, à la fréquence de commutation et à l'application haute température.	32
Figure I:3 Vue en coupe des composants à semi-conducteurs de puissance GaN [10], Si et SiC [11].	33
Figure I:4 Domaines d'application du SiC et GaN [12]	33
Figure I:5 Les familles des composants de puissance	36
Figure I:6 Domaines d'application des transistors de puissance [32] [33]	36
Figure I:7 Différents types de convertisseurs de puissance	37
Figure I:8 Vue en coupe d'un assemblage de puissance	38
Figure I:9 Vue des wafers SiC de différentes tailles (2, 3, 4 et 6 pouces). Chaque carré sur le wafer correspond à une puce en SiC [12]	39
Figure I:10 Technologies TLPB et LTJT.	41
Figure I:11 Schématisation du volume fritté lors des différents stades du frittage [43] : formation des ponts en (a) accompagnée de la variation de la densité en (b).	42
Figure I:12 Représentation schématique de la fabrication de la pâte d'argent [43]	42
Figure I:13 Exemples de substrats DBC.	43
Figure I:14 Procédés de fabrication des substrats DBC et AMB.	44
Figure I:15 Comparaison des résistances thermiques par Kyocera [51] entre deux substrats AMB en AlN et Si ₃ N ₄ à différentes épaisseurs de métallisation cuivre (axe des abscisses) et différentes épaisseurs de céramiques (0,32 mm et 0,635 mm).	45
Figure I:16 Boîtiers TO-254 et TO-257 [58]	46
Figure I:17 Connexions des puces IGBT à métallisation Cu sur substrat par fils Cu 400 µm [61]	47
Figure I:18 Vue en coupe d'un CucorAl [62] [63]	47
Figure I:19 Assemblage avec joint Ag fritté et CucorAl [62] ; comparaison entre le frittage d'argent mAgic ASP043 et la basure SnAg3.5, et entre un câblage Al et un câblage CucorAl	47
Figure I:20 Design d'un assemblage avec un « clip »	48
Figure I:21 Assemblage par « ribbon bonding » [69]	48
Figure I:22 Assemblage 3D de puce JFET SiC (SiCED) en configuration « sandwich » [70] [71]	49
Figure I:23 Niveau d'intégration des modules de puissance [74]	50
Figure I:24 Exemple d'un module de puissance intelligent APEI, Inc., à base de SiC avec la commande intégrée [75]	51
Figure I:25 Vue en coupe d'un assemblage puce/brasure/métallisation du substrat ; (a) : sain, (b) : avec lacune, (c) : avec fissures [78]	53
Figure I:26 Fissure dans la céramique sous la métallisation après un cyclage thermique passif variant de -30°C à 180°C [81]	54

Figure I:27 Cycle en « V » pour le développement des modules de puissance.....	56
Figure I:28 Maillage en éléments finis de la moitié du boîtier TO254 assemblé dans le cadre du projet SiCRATES.	60
Figure I:29 Modélisation en Elements Finis d'un assemblage d'un fil de câblage sur une puce [95] ..	61
Figure I:30 Evolution de la déformation lors d'un essai de fluage ($\sigma=cste$)	66
Figure I:31 Solide en cours de transformation.....	73
Figure I:32 Diagramme contrainte-déformation d'un matériau ductile	74
Figure I:33 Diagramme contrainte-déformation d'un matériau avec charge	74
Figure II:1 Exemples d'applications aéronautiques [129] [130].	78
Figure II:2 Géométrie étudiée avec ses deux zones de symétries ; puce frittée sur substrat cérmique métallisé lié à une semelle.....	79
Figure II:3 Mesures réalisées par profilomètre des dimensions et de la rugosité de la puce semi-conductrice de puissance (Alti Surf® 500).	80
Figure II:4 Maillage de la géométrie étudiée	81
Figure II:5 Profil de mission typique d'un avion de transport civil	81
Figure II:6 Exemple de courbe de fiabilité: en vert les incidents aléatoires, en rouge la courbe liée au rodage, en jaune la courbe d'usure, en bleu la courbe en baignoire résultante	83
Figure II:7 Profil de mission du système de freinage d'une durée de 10 heures selon l'endroit de départ et l'endroit de destination (PF : Pays Froid – PC : Pays Chaud) [132]	85
Figure II:8 Profils de mission de l'application nacelle d'une durée de 2 heures selon l'endroit de départ et l'endroit de destination (PF : Pays Froid – PC : Pays Chaud) [132]	86
Figure II:9 Comparaison des profils des cycles VRT (en rouge) et choc (en bleu)	87
Figure II:10 Evolution de la DED lors du cyclage thermique en VRT (en rouge) et en choc (en bleu) ..	88
Figure II:11 Comparaison de la DED d'un cyclage VRT (en rouge) et d'un cyclage en choc (en bleu) pour les trois premiers cycles	89
Figure II:12 Contraintes de Von Mises maximale dans l'assemblage lors du cyclage en choc (en bleu) et en VRT (en rouge).....	89
Figure II:13 Déformation élastique dans l'assemblage lors du cyclage en choc (en bleu) et en VRT (en rouge)	90
Figure II:14 Déformation plastique dans l'assemblage lors du cyclage en choc (en bleu) et en VRT (en rouge)	90
Figure II:15 Contrainte maximale en fonction de la durée du palier (10 min – 30 min – 1 h – 5 h – 10 h). 91	
Figure II:16 Déformation maximale en fonction de la durée du palier (10 min – 30 min – 1 h – 5 h – 10 h).91	
Figure II:17 DED maximale en fonction de la durée du palier (10 min – 30 min – 1 h – 5 h – 10 h). ...	92
Figure II:18 Accumulation de la DED lors d'un cyclage thermique [38]	93
Figure II:19 Nombre de cycles de vieillissement à franchir pour garantir une durée de vie propre à un profil de mission	94
Figure II:20 Nombre de cycles de vieillissement à franchir pour garantir une durée de vie propre à un profil de mission	95
Figure II:21 Modèle étudié de l'assemblage à finition Ni.....	96
Figure II:22 Maillage du modèle 2D avec les finitions Ni	97

Figure II:23 Résultat thermique du modèle avec finition Ni de 12 μm d'épaisseur	97
Figure II:24 Variation de la DED en fonction de l'épaisseur de la finition Ni et de l'épaisseur du joint d'Ag fritté.....	98
Figure II:25 Variation de la température suite à l'auto-échauffement	99
Figure II:26 DED de l'auto-échauffement pour différentes épaisseurs de Ni et du joint d'Ag fritté	99
Figure II:27 Du modèle (a) M_{wiNi} au modèle (b) M_{wiNi} amélioré	100
Figure II:28 Comparaison des DED et du temps de calcul des modèles M_{wiNi} (courbe en bleu) et $M_{wiNi-amélioré}$ (courbe en rouge).....	100
Figure II:29 Comparaison des deux modèles de l'approche B	101
Figure II:30 Frittage de microparticules et nanoparticules d'argent à 250 °C et 10 MPa	102
Figure II:31 Représentation schématique de la méthode expérimentale appliquée pour obtenir la reconstruction 3D de l'échantillon d'argent fritté.....	102
Figure II:32 Reconstruction 3D du volume analysé (2400 μm^3) montrant deux phases: pore en bleu et argent en vert.....	103
Figure II:33 Pores à géométrie variable	104
Figure II:34 Géométrie poreuse de l'argent fritté.....	104
Figure II:35 Contrainte dans le volume d'argent fritté poreux	105
Figure II:36: Stratégie de distribution des pores pour l'étude mécanique	105
Figure II:37 Variation du module de Young en fonction du taux de porosité (bleu) et la loi de puissance du module de young (rouge)	105
Figure II:38 Module de Young en fonction de la densité de l'argent fritté	106
Figure II:39 Calcul de la conductivité thermique dans le joint poreux d'argent fritté	107
Figure II:40 Variation de la conductivité thermique en fonction du taux de porosité (bleu) et la loi de puissance de la conductivité thermique (rouge)	108
Figure II:41 Essais de traction menés par le LMR à deux taux de déformations plastiques (6×10^{-5} et 6×10^{-6}) et pour différentes températures entre -60 °C et 300 °C [151].	110
Figure II:42 Modèle 3D de la moitié de l'assemblage Puce SiC – Argent fritté – substrat AMB à l'intérieur du boîtier TO254 (en jaune) par rapport à une symétrie (en rouge).....	111
Figure II:43 Procédé de frittage ; une pression (courbe en rouge) est appliquée sur la puce et une température (courbe en bleue) est appliquée sur tout l'assemblage	111
Figure II:44 Relevé des courbes de DED après le procédé de frittage pour les deux modèles d'Anand ; celui issu de la bibliographie (en vert) et celui déterminé expérimentalement par le LMR (en bleu)	112
Figure II:45 Obtention de l'échantillon d'argent fritté pour les mesures des propriétés d'Anand – Bibliographie [104].....	112
Figure II:46 Schématique du modèle d'adaptation par changement des propriétés matériaux avec le vieillissement	113
Figure II:47 Evolution de la DED lors du cyclage VRT	114
Figure II:48 Impact du module de Young sur la DED. Sur la figure de gauche, le modèle est purement viscoplastique. Sur la figure de droite le modèle devient élastique au-delà du seuil de $DED_{critique}$	114
Figure II:49 Impact du CDT sur la DED. Sur la figure de gauche, le CDT de l'argent fritté est fixé à 19,5 ppm/°C. Sur la figure de droite, le CDT devient $1,95 \times 10^{-4}$ ppm/°C au-delà du seuil de $DED_{critique}$	115
Figure II:50 Stratégie de changement des données des matériaux avec le vieillissement	115

Figure II:51 Fracturations conchoïdales impactant des grandes et des petites zones de la céramique du substrat métallisé – Projet en partenariat avec le CEA	116
Figure II:52 Profil de cyclage du vieillissement accéléré	117
Figure II:53 Comparaison de la courbure d'un substrat à métallisation Cuivre (en bleu) et d'un substrat à métallisation CMC (en rouge), pour deux températures (250°C et -55°C).....	118
Figure II:54 Géométrie du substrat étudié (face supérieure)	118
Figure II:55 Support fixe de l'assemblage sur la face inférieure	119
Figure II:56 Profil thermique simulé : passage de 250°C à -50°C	119
Figure II:57 Courbure de la face arrière pleine plaque	120
Figure II:58 Variation de la courbure (en bleu) avec le temps lors d'un cyclage thermique (en rouge).....	120
Figure II:59 Forme de la tranche du substrat pour différentes températures	120
Figure II:60 Déplacement du substrat suite à un cycle	121
Figure II:61 Vue en coupe du substrat du top et du bottom.....	121
Figure II:62 Contraintes dans le substrat	122
Figure II:63 Variation de la contrainte maximale lors de la variation thermique.....	122
Figure II:64 Contraintes de cisaillement dans le substrat	122
Figure II:65 Variation des contraintes de cisaillement en fonction du temps (pour un cycle).....	123
Figure II:66 Points initiaux de départ de la délamination	123
Figure II:67 Variation de la courbure lors du cyclage	124
Figure II:68 Variation des contraintes de cisaillement en fonction du temps (pour 4 cycles)	125
Figure II:69 Vue en coupe d'un substrat AMB à céramique Si ₃ N ₄	125
Figure II:70 Résultats expérimentaux et modèles montrant la probabilité de rupture [86]	126
Figure II:71 Direction de mesure de courbure par profilomètre selon l'axe u	126
Figure II:72 Relevé de la courbure du substrat avec un profilomètre à l'IMS	127
Figure II:73 Géométrie du substrat avec un motif en cuivre	127
Figure II:74 Variation de la courbure élastique du substrat en fonction de la température obtenue par modélisation	128
Figure II:75 Courbure du substrat pour un passage de 25°C à 250°C	128
Figure II:76 Courbure du substrat pour un passage de 25°C à -55°C	128
Figure II:77 Comparaison des routages des substrats	129
Figure II:78 Comparaison entre les déplacements de différents substrats pour deux températures.....	130
Figure II:79 (a) Substrat à base de métallisation cuivre et (b) à base de CMC	131
Figure II:80 Comparaison de la courbure d'un substrat à métallisation Cuivre (en bleu) et d'un substrat à métallisation CMC (en rouge), pour deux températures différentes (-55 °C et +250 °C)	131
Figure II:81 Répartition du taux de molybdène dans la métallisation du substrat	132
Figure II:82 Variation du déplacement en fonction du taux de molybdène à 250°C	132
Figure II:83 Exemple de substrats avec des dimples : vues de dessus (a-b), vue en coupe (c) [152].	133
Figure II:84 Placement des dimples sur le substrat.....	134
Figure II:85 Contraintes de cisaillement avant et après placement des dimples	134

Figure II:86 Comportement thermique des trois différentes configurations.....	136
Figure II:87 Contraintes maximales lors du changement de température	138
Figure II:88 Déplacement de l'assemblage avec le changement de température	138
Figure II:89 Déformation maximale dans l'argent fritté lors du cyclage	138
Figure II:90 DED maximale lors du cyclage	139
Figure II:91 Algorithme de propagation de fissure (critère DED).....	141
Figure II:92 Impact de la fissure dans la contrainte maximale et la température maximale	143
Figure II:93 Variation de la contrainte et de la température en fonction de la propagation de fissure dans la céramique	143
Figure II:94 Impact de la fissure dans le joint d'argent fritté sur la DED et la température maximale.....	144
Figure II:95 Variation de la DED et de la température en fonction de la propagation de fissure dans le joint d'argent fritté	145
Figure III:1 Démarches de conception et d'intégration avec échange entre les différents métiers ..	151
Figure III:2 Deux types de cosimulation ; par bus et par bridges	152
Figure III:3 Progrès de la simulation depuis les années 1970 vers les années 2020 [156]	153
Figure III:4 Méthodologie de la cosimulation électro-thermo-mécanique	156
Figure III:5 Liaison entre Simplorer (Bloc B) et ANSYS Mechanical (modèle thermique) (Bloc C & D) dans Workbench	157
Figure III:6 Modèle électrique d'un bras d'onduleur dans Simplorer	157
Figure III:7 Sauvegarde des données paramétriques ANSYS/Simplorer	158
Figure III:8 Assemblage 3D d'un TO254 pour le modèle thermique	158
Figure III:9 Résultat thermique de l'assemblage 3D du TO254	159
Figure III:10 Nature de l'échange entre les différents logiciels de la plateforme ANSYS [157]	160
Figure III:11 Utilisation de Synopsys® Saber pour le modèle électrique, de ANSYS® pour le modèle thermo-mécanique et de CosiMate pour le couplage entre les deux logiciels	162
Figure III:12 Connecteur d'ANSYS avec CosiMate	164
Figure III:13 Connecteurs de CosiMate dans Saber. Le JFET (entouré en vert) est dépendant de la température et la diode (entourée en orange) est indépendante de la température.	167
Figure III:14 Résistance drain-source à l'état passant en fonction de la température	167
Figure III:15 Puissance de conduction (courbe bleue) et puissance moyenne (courbe rose)	168
Figure III:16 Oscillation de la température (en Kelvin) sur le bus de cosimulation	168
Figure III:17 Cosimulation électro-thermique ; la courbe verte représente la température et la courbe bleue représente la puissance électrique moyenne injectée dans le modèle thermique	170
Figure III:18 Temps de calcul lors d'une cosimulation entre deux logiciels	171
Figure III:19 Cycle de tension suite à une activation/désactivation de la source génératrice de tension. La courbe bleue représente la puissance électrique dans le composant électronique. La courbe verte représente la réponse thermique de ce même composant.....	172
Figure III:20 Profils de cyclage actif d'une période T_{cyc} de 4 s et d'une durée de 10 s. La courbe bleue représente la puissance électrique dans le composant électronique. La courbe verte représente la réponse thermique de ce même composant.....	173

Figure III:21 Accumulation de la DED lors du cyclage actif d'une période T_{cyc} de 4 s et d'une durée de 10 s	174
Figure III:22 Différentes phases de fluage lors d'application d'une charge	174
Figure III:23 Profils de cyclage actif d'une période T_{cyc} de 20 s et d'une durée de 100 s. Les courbes orange et bleue représentent respectivement la puissance en commutation et la puissance électrique moyenne des pertes dans le composant électronique. La courbe verte représente la réponse thermique de ce même composant.	175
Figure III:24 Accumulation de la DED lors du cyclage actif d'une période T_{cyc} de 20 s et d'une durée de 100 s	175
Figure III:25 Variation de la DED (courbe rouge) en fonction du temps par rapport à un seuil de $DED_{critique}$ de 3 MJ/m³ (droite bleue) induisant une croissance de la surface de fissuration (courbe verte)	177
Figure III:26 Variation de la température (courbe orange) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe verte) pour une $DED_{critique}$ de 3 MJ/m³	177
Figure III:27 Variation de la DED (courbe rouge) en fonction du temps par rapport à un seuil de $DED_{critique}$ de 2,5 MJ/m³ (droite bleue) induisant une croissance de la surface de fissuration (courbe verte)	178
Figure III:28 Variation de la température (courbe orange) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe verte) pour une $DED_{critique}$ de 2,5 MJ/m³	179
Figure III:29 Impact de la fissure sur l'emplacement de la température maximale dans le composant de puissance	179
Figure III:30 Variation de l'impédance thermique de l'assemblage (R_{th} - courbe rouge) en fonction du temps par rapport à un seuil de résistance thermique de 20 % (droite bleue) ($DED_{critique}$ de 2,5 MJ/m³). La croissance de la surface de fissuration est également tracée (courbe verte).....	180
Figure III:31 Variation de la puissance dissipée par le composant lors de la commutation (courbe verte) et de la puissance moyenne (courbe bleue), en watt, pour une $DED_{critique}$ de 2,5 MJ/m³	181
Figure III:32 Surface de fissuration à la fin de la cosimulation, à 100 s.....	182
Figure III:33 Imagerie acoustique du module A6 : délaminage de la brasure substrat/semelle sur les bords (cf. 4.1.2.3).....	182
Figure III:34 Variation de la DED (courbe rouge) en fonction du temps par rapport à un seuil de $DED_{critique}$ de 2 MJ/m³ (droite bleue) induisant une croissance de la surface de fissuration (courbe verte)	183
Figure III:35 Variation de la température (courbe orange) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe verte) pour une $DED_{critique}$ de 2 MJ/m³	184
Figure III:36 Variation de la puissance dissipée par le composant lors de la commutation (courbe orange) et de la puissance moyenne (courbe bleue), en watt, pour une $DED_{critique}$ de 2 MJ/m³	184
Figure III:37 Variation de l'impédance thermique (courbe bleue) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe rougeverte) pour une $DED_{critique}$ de 2 MJ/m³	185
Figure III:38 Reprise de la méthodologie de la cosimulation électro-thermo-mécanique pour de constantes pertes électriques	188
Figure III:39 Injection de 12 W en continue dans un composant semiconducteur de puissance lors d'une variation thermique (a) engendrant une croissance de la température (b) et une accumulation de DED (c)	189
Figure III:40 Cycle en « V » pour le développement des modules de puissance. En vert sont signalées les phases où la modélisation multiphysique peut intervenir	190
Figure III:41 Comparaison Injection de 12 W en continue dans un composant semiconducteur de puissance lors d'une variation thermique (a) engendrant une croissance de la température (b) et une accumulation de DED (c)	191

Figure III:42 Comparaison des DEDs entre un modèle électro-thermo-mécanique et un modèle thermo-mécaniques lors de la variation de la température de l'environnement entre +250 °C (523 K) et -60 °C (213 K).....	192
Figure III:43 Variation de la température (en rose) et des pertes électrique (en orange) dans la puce JFET avec le seuil critique de Rth de 20 %.....	194
Figure III:44 Variation de la résistance thermique (courbe rouge) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe bleue)	194
Figure III:45 Variation de la température (courbe orange) étudiée en §3.5.2.2, avec en pointillé les instants de synchronisations espacés d'un grand pas (de 5 s) entre 0 s et 60 s, d'un petit pas (de 1 s) entre 60 s et 70 s et d'un grand pas (de 5 s) entre 70 s et 100 s.....	196
Figure III:46 Méthodologie de la cosimulation électro-thermo-mécanique avec prise en compte des aspects semi-conducteur	198
Figure III:47 Aspect Semi-conducteur : courant de collecteur en fonction de la tension de grille d'un transistor IGBT calculé dans Sentaurus pour différentes températures [167]	198
Figure III:48 Cycle en « V » ; passage de l'aspect système à l'aspect circuit et puis à l'aspect composant	199
Figure 1 Méthodologie de la cosimulation électro-thermo-mécanique	206
Figure IV:1 Reconstruction de la métallisation d'émetteur d'une puce semiconductrice après cyclage actif	232
Figure IV:2 Métallisation de l'émetteur d'une puce d'IGBT avant et après cyclages de puissance ...	232
Figure IV:3 Dégradation des fils de câblage : écaillage, fissures, fracture et décollement du pied ...	233
Figure IV:4 Imagerie acoustique du module A6 : délaminage de la brasure substrat/semelle sur les bords	234
Figure IV:5 Schéma et allure de la tension de sortie d'un hacheur série	236

Liste des tableaux

Tableau I:1 Propriétés des semi-conducteurs à une température de 300K [20] [21]	34
Tableau I:2 Propriétés des principaux alliages de brasure basse et haute température [38] [37]	40
Tableau I:3 Propriétés physiques des céramiques Al_2O_3 , AlN et Si_3N_4 [48] [54] [55] [56].	44
Tableau I:4 Propriétés physiques des matériaux utilisés dans la fabrication des semelles [57]	45
Tableau I:5 Les différents mécanismes de dégradation et de vieillissement apparaissant sur les modules de puissance	52
Tableau I:6 Modèle d'une diode idéale en VHDL-AMS	59
Tableau I:7 Quatre types d'éléments avec ANSYS® [97]	62
Tableau I:8 Données mécaniques et thermiques des matériaux des modules de puissance	64
Tableau I:9 Variation du module de Young de l'argent fritté en fonction de la température [104]	64
Tableau I:10 Modèle de Chaboche du cuivre.....	66
Tableau I:11 Valeurs des paramètres d'Anand pour différentes brasures [109] et pour le joint d'argent fritté [104].....	68
Tableau I:12 Coefficients de la série de Prony du gel encapsulant Hysol® FP4526™ [112]	68
Tableau I:13 Résumé des modèles de fatigue des joints de brasage [118] [119]	70
Tableau I:14 Nombre de cycles avant défaillance suivant plusieurs principes de calcul [124]	72
Tableau II:1 Dimensions et matériaux de l'assemblage étudié.....	80
Tableau II:2 Profil de mission annuel d'un convertisseur de puissance dans une nacelle [131].....	81
Tableau II:3 Profil de mission annuel d'un convertisseur de puissance dans un système de freinage d'un train d'atterrissage [131].....	82
Tableau II:4 Profil de mission annuel d'un convertisseur de puissance dans une nacelle [131].....	82
Tableau II:5 Profil de mission annuel d'un convertisseur de puissance dans un système de freinage du train d'atterrissage [131].....	82
Tableau II:6 Exigences de fiabilité pour le convertisseur de puissance dans un système de freinage d'un train d'atterrissage [132].....	84
Tableau II:7 Profil de mission thermique d'un système de freinage d'un train d'atterrissage [132] ...	84
Tableau II:8 Exigences de fiabilité pour le convertisseur de puissance dans la nacelle [132]	85
Tableau II:9 Profil de mission thermique de la nacelle [132]	86
Tableau II:10 Relevé de DED par profil de mission d'un système de freinage d'un train d'atterrissage	93
Tableau II:11 Relevé de DED par profil de mission de l'application nacelle.....	94
Tableau II:12 Influence de l'épaisseur de la finition sur le maillage et le temps de calcul.....	97
Tableau II:13 Influence de l'épaisseur de la finition Ni sur le calcul de la température maximale	98
Tableau II:14 Connectivité volumétrique des phases	103

Tableau II:15 Sensibilité de la DED en fonction de la variation des paramètres d'Anand.....	109
Tableau II:16 Paramètres d'Anand du film d'argent fritté Argomax® 8050 mesurés par le LMR dans le cadre du projet SiCRATES [151]	110
Tableau II:17 Module de Young de l'argent fritté Argomax® 8050 en fonction de la température entre -60 °C et 300 °C	110
Tableau II:18 Courbure du substrat pour différents substrats et à trois instants du cyclage différent	123
Tableau II:19 Déplacement du substrat à 25 °C par passage par 248 °C ou par -50 °C.....	124
Tableau II:20 Comparaison entre trois différents assemblages : puce sur substrat avec semelle AISiC, puce sur substrat sans semelle et puce sur semelle cuivre	136
Tableau II:21 Variation de la température pour les trois configurations	137
Tableau III:1 Différentes plateformes de cosimulation et leurs outils supportés	161
Tableau III:2 Adaptation du script APDL pour la cosimulation.....	163
Tableau III:3 Explication des fonctions APDL ajoutées au connecteur ANSYS à CosiMate.....	166
Tableau III:4 Déroulement de la cosimulation	170
Tableau III:5 Comparaison entre un cyclage actif et un cyclage passif	193
Tableau III:6 Variation de la température, de la résistance thermique et des pertes électriques dans la puce JFET	194
Tableau IV:1 Historique de l'AMDEC.....	225
Tableau IV:2 Sensibilité des indicateurs pour différents modes de défaillances. X : sensibilité forte – O : sensibilité faible	235

Liste des équations

Equation I:1 – Courant traversant la diode	59
Equation I:2 – Equations du modèle de Chaboche simplifié dans ANSYS	65
Equation I:3 – Modèle en sinus hyperbolique	66
Equation I:4 – Modèle en double loi puissance	67
Equation I:5 – Vitesse du fluage inélastique	67
Equation I:6 – Loi d'évolution de la résistance à la déformation	67
Equation I:7 – Série de Prony	68
Equation I:8 – Lois de fatigue de Coffin Manson	71
Equation I:9 – Lois de fatigue de Darveaux	71
Equation I:10 – Calcul de la durée de vie avec Darveaux	71
Equation I:11 – Calcul de la déformation par Darveaux	72
Equation I:12 – Energie interne d'un volume en déformation	73
Equation I:13 – Travail élémentaire	73
Equation I:14 – Calcul de la densité d'énergie de déformation	74
Equation I:15 – Relation du Pan	74
Equation II:1 – Probabilité d'apparition d'une défaillance	83
Equation II:2 – Probabilité de fonctionnement	83
Equation II:3 – Loi de probabilité exponentielle	83
Equation II:4 – Durée moyenne de vie	83
Equation II:5 – DED à la défaillance	92
Equation II:6 – Lien entre profil de mission et vieillissement accéléré	93
Equation II:7 – Estimation de la durée de vie	93
Equation II:8 – Nombre de cycles à la défaillance	94
Equation II:9 – DED moyenne	98
Equation II:10 – Contrainte moyenne dans le volume poreux	104
Equation II:11 – Module de Young	105
Equation II:12 – Relation densité/porosité	106
Equation II:13 – Loi de puissance généralisée	106
Equation II:14 – Loi de puissance du module de Young	106
Equation II:15 – Détermination du module de Young d'un matériau lorsque sa porosité change	107
Equation II:16 – Conductivité thermique	107
Equation II:17 – Loi de puissance de la conductivité thermique	108
Equation II:18 – Détermination de la conductivité thermique d'un matériau lorsque sa porosité change	108

Equation II:19 – Nombre de cycles à la défaillance.....	115
Equation II:20 – DED à la défaillance	115
Equation II:21 – Estimation de la durée de vie – équation généraliste.....	115
Equation II:22 – Accumulation constante de DED	116
Equation II:23 – Equation de Maxwell des matériaux visqueux.....	137
Equation II:24 – Décroissance exponentielle des contraintes	137
Equation III:1 – Calcul de la puissance dissipée	168
Equation III:2 – Calcul de la moyenne avec la fonction filtre	168
Equation III:3 – Rapport entre l’entrée et la sortie du filtre	169
Equation III:4 – Equation du filtre ajouté dans le modèle Saber.....	169
Equation III:5 – Calcul de l’impédance thermique	180
Equation III:6 – Courant efficace dans le JFET.....	181
Equation IV:1 – Equation différentielle du courant	236
Equation IV:2 – Solution de l’équation différentielle.....	237
Equation IV:3 – Equation du courant initial	237
Equation IV:4 – Equation du courant traversant l’élément en commutation entre 0 et $\alpha \cdot T$	237
Equation IV:5 – Equation du courant dans la diode.....	237
Equation IV:6 – Tension aux bornes de la diode	237
Equation IV:7 – Tension et courant aux bornes de l’élément en commutation	237
Equation IV:8 – Equation différentielle du courant	237
Equation IV:9 – Equation du courant entre $\alpha \cdot T$ et T	237

Liste des symboles

1D	:	Une dimension
2D	:	Deux dimensions
3D	:	Trois dimensions
AC	:	Signal à courant alternatif
Ag	:	Argent
Al	:	Aluminium
AlN	:	Nitride d'Aluminium
Al ₂ O ₃	:	Alumine
AlSiC	:	Alliage d'aluminium et de carbure de silicium
AMB	:	Active Metal Brazing
AMDEC	:	Analyse des Modes de Défaillance, de leurs Effets et de leur Criticité
Au	:	Or
AuSn	:	Alliage or-étain
CDT	:	Coefficient de Dilatation Thermique
CEM	:	Compatibilité Electro-Magnétique
CMC	:	Une métallisation multi-couche Cuivre/Molybdène/Cuivre
Cu	:	Cuivre
CucorAl	:	Fil de câblage constitué d'un noyau en Cu et d'un revêtement en Al
DC	:	Signal à courant continu
DED	:	Densité d'Énergie de Déformation
DBC	:	Direct Bonded Copper
GaN	:	Nitride de Gallium
IGBT	:	Insulated Gate Bipolar Transistor
JFET	:	Junction Field Effect Transistor
LTJT	:	Low Temperature Joining Technique
\mathcal{M}_{wiNi}	:	Modèle avec les finitions Ni
\mathcal{M}_{woNi}	:	Modèle sans les finitions Ni
MOSFET	:	Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor
MTBF	:	Mean Time Before Failure
MTTF	:	Mean Time To Failure
Ni	:	Nickel
Pb	:	Plomb
R _{ON}	:	Résistance de conduction
R _{th}	:	Résistance thermique
Si	:	Silicium
SiC	:	Carbure de silicium
Si ₃ N ₄	:	Nitride de Silicium
Sn	:	Étain
SOI	:	Silicium sur Isolant
T _{amb}	:	Température ambiante
T _c	:	Température du boîtier
T _{cyc}	:	Période du cyclage actif
T _j	:	Température de jonction
TLPB	:	Transient Liquid Phase Bonding
V _{CE}	:	Tension Collecteur-Émetteur d'un IGBT

- V_{GE} : Tension Grille-Emetteur d'un IGBT
WBG : Wide-Band Gap – grand gap
 Z_{th} : Impédance thermique

Introduction Générale

Contexte

Depuis les débuts de l'aéronautique, l'avion a intégré de plus en plus l'électricité à chaque nouvelle génération d'aéronef. Les grandes fonctions d'un avion (pilotage, gestion de la production d'énergie, confort et services en cabine, pressurisation et conditionnement) sont assurées par des énergies auxiliaires. Ces réseaux auxiliaires sont de quatre sortes : mécanique (pompe à carburant, etc.), hydraulique (trains d'atterrissage, freins, commandes de vol, inverseurs de poussée), pneumatique (démarrage du moteur, dégivrage des ailes et nacelles, pressurisation, etc.) et électrique (avionique, systèmes cabine, etc.). L'architecture de ces différents circuits a relativement peu évolué pendant la seconde moitié du XXe siècle lorsque les commandes de vol mécaniques ont été remplacées par des systèmes hydrauliques.

Ce n'est qu'au début des années 2000 que des réflexions ont émergé sur la façon d'optimiser l'architecture d'un avion et suscité un regain d'intérêt en faveur des systèmes électriques. L'électricité s'est peu à peu imposée, d'abord à des puissances faibles, jusqu'à proposer des solutions efficaces dans chacune des grandes fonctions de l'avion. Afin d'évoluer vers un avion plus électrique, l'idée des avionneurs était de supprimer l'un des circuits hydrauliques traditionnels pour le remplacer par des circuits 100 % électriques dédiés à la redondance des commandes de vol et d'adopter un actionneur électrique d'inverseur de poussée.

Cette importante intégration de l'électronique de puissance à bord des aéronefs tend à amener la puissance électrique à bord d'un avion à 1000 kW (équivalent aux besoins électriques de 50 maisons d'une puissance de 20-25 kW), alors qu'elle est actuellement de 150 kW (équivalent aux besoins électriques de 7 maisons). Cette intégration nécessite parfois la compatibilité des modules de puissance avec un environnement plus sévère en température. Ces exigences conduisent à une rupture technologique nécessitant la recherche de nouveaux matériaux et de nouveaux procédés pour développer de nouveaux types d'assemblages de puissance compatibles avec ces conditions thermiques. Le but premier est de réduire (voire éliminer) les défaillances observées dans ces conditions thermiques comme la rupture électrique de la puce semi-conductrice de puissance, la fatigue des joints d'attache, la dégradation du substrat, la rupture des interconnexions, etc.

Dans ce contexte, l'apparition sur le marché de composants à semi-conducteurs de puissance grand gap (carbure de silicium (SiC), Nitrure de Gallium (GaN)) permet d'envisager des solutions. On dispose ainsi de composants de puissance supportant des températures de jonction élevées, ces composants ont été testés avec succès à 300 °C. Cependant, en ce qui concerne le conditionnement (packaging) de puissance, les joints d'attache traditionnels atteignent leurs limites. En effet, pour une application fonctionnant à 300 °C, il faudrait un alliage de brasure fondant à plus de 400 °C, créant des contraintes importantes sur les éléments à joindre. Une solution alternative, repose sur le frittage de particules d'argent à basse température. Cette technologie permet de créer un joint supportant des températures dépassant 900 °C avant de rentrer en phase liquide.

Projet SiCRATES

Dans cet optique, le projet collaboratif européen SiCRATES, pour *SiC Rectifier bridge and smart switch Assembly for aeronautics compatible with high Temperature harsh EnvironmentS*, à financement EURIPIDES EUR12-1309, a pour objectif le développement de nouveaux procédés d'assemblage de composants à semiconducteur de puissance en carbure de silicium (SiC) afin de proposer des démonstrateurs compatibles avec des environnements haute température (température de jonction jusqu'à +300 °C, température ambiante de +200 °C) et engendrant de fortes variations de températures (-65 °C à +250 °C). Les travaux de recherche de cette thèse s'inscrivent dans ce projet, qui vise notamment à évaluer des démonstrateurs produits pour les applications aéronautiques qui pourront démontrer les performances des technologies d'assemblage de puces semi-conductrices de puissance en SiC. Deux démonstrateurs sont visés par ce projet :

- Un pont redresseur de puissance (1200 V – 25 A) dans un boîtier de puissance moulé,
- Un commutateur intelligent dans un boîtier céramique haute température, intégrant un pilote en technologie SOI (silicium sur isolant) et des transistors JFET Normally-On (1200 V – 15 A).

Les procédés d'assemblage suivants sont particulièrement développés :

- Report de puces SiC par le procédé de frittage argent,
- Interconnexion de puces SiC par brasage de clips en cuivre, par soudage de fils de cuivre/aluminium, et par soudage de ruban métallique,
- Encapsulation grâce au développement et à la caractérisation de nouveaux matériaux compatibles haute température.

Objectifs et enjeux

Les travaux de recherche présentés dans ce manuscrit s'inscrivent dans ce contexte. L'objet de cette thèse CIFRE avec le laboratoire IMS et Safran est de développer des outils d'aide au développement de solutions technologiques alternatives aux différentes technologies utilisées habituellement dans les modules de puissance. Ce choix technologique est effectué avec une approche numérique en corrélation d'essais expérimentaux sur des échantillons assemblés réalisés par des partenaires du projet SiCRATES. On utilise l'approche de simulation numérique afin de déterminer la compatibilité de certaines technologies d'assemblage de puissance avec les applications de hautes températures tout en respectant un enjeu industriel qui cible la réduction des coûts.

Les modélisations numériques attendues permettront d'identifier les modes de défaillances observés lors du vieillissement des modules de puissance dans ces environnements sévères, suite à la fatigue thermo-mécanique. Afin de pouvoir réaliser ce type de modélisation, le travail va se focaliser sur le développement d'un modèle numérique complexe qui intégrera les trois physiques principales impliquées dans la dégradation d'un module de puissance (électrique, thermique et mécanique). Chacune de ces physiques aura son propre impact sur la fiabilité du module de puissance par rapport à un profil de mission.

Par conséquent, le modèle multi-physiques attendu sera établi en utilisant le logiciel Cosimate®, un logiciel de cosimulation établissant une passerelle numérique entre le logiciel ANSYS® (pour l'aspect thermo-mécanique) et le logiciel Saber® (pour l'aspect électrique). Cette simulation multi-physique va permettre d'obtenir une meilleure description des phénomènes physiques et de leurs interactions mutuelles. Le couplage multi-physique et la co-simulation seront mis en oeuvre afin de fournir un modèle numérique complet intégrant des matériaux étudiés dans le cadre du projet, à savoir le carbure de silicium et l'argent

fritté. Les propriétés de ces matériaux seront obtenues par des caractérisations électriques-thermiques, et mécaniques, faites par les partenaires du projet SiCRATES, dans la gamme de température spécifique au projet pour garantir des simulations numériques représentatives. Le but final est de pouvoir valider le modèle multi-physique à l'aide des résultats des essais de fiabilité des véhicules de test.

Plan du manuscrit

La suite du manuscrit est structurée en trois chapitres. Dans le premier chapitre, on se focalise sur l'état de l'art de l'électronique de puissance utilisée actuellement dans les applications haute température. Dans ce chapitre, je présente les différentes technologies des modules de puissance qui seront comparées par la suite. En même temps, les modèles numériques sont présentés afin de préparer le modèle multi-physique. La notion de fiabilité par modélisation est introduite dans ce chapitre.

Dans le deuxième chapitre, on s'intéresse à l'environnement de fonctionnement de ce module de puissance. On distingue ainsi les différents profils de mission des applications visées par nos études et les différents types de vieillissements accélérés. Des études numériques, principalement thermo-mécaniques, sont réalisées sur les profils de vieillissements accélérés pour pouvoir les dimensionner dans le but de réaliser des vieillissements durant une durée équivalente à 20 ans de fonctionnement d'un avion. D'autres études numériques sont menées autour des différentes composantes du module de puissance (joint d'attache, substrat, etc.) afin de déterminer leurs tenues mécaniques dans les conditions de fonctionnement similaires à celle du profil de mission. Pour réaliser ces études, des algorithmes d'initiation de défauts (fissures, porosité du joint, etc.) dans l'assemblage de puissance sont développés. Le dernier point abordé est l'étude de la tenue mécanique des substrats céramiques métallisés : ces substrats montrent des défaillances dans les gammes de températures évoquées précédemment. Des modifications et des améliorations (choix de matériaux, géométrie, etc.) seront proposées avant de clôturer ce chapitre.

Enfin le dernier chapitre présente le développement du modèle multi-physique (électro-thermo-mécanique) en développant des briques d'un outil de cosimulation (CosiMate®). Ce modèle permettra de mieux comprendre l'impact d'une défaillance mécanique sur les autres physiques. Il sera finalement utilisé dans un exemple de cyclage actif, faisant intervenir l'électrique pour provoquer l'auto-échauffement thermique, générant ainsi des contraintes mécaniques dans l'assemblage. Un autre exemple concerne notre algorithme de propagation de fissure développé dans le second chapitre. Cet algorithme est appliqué sur le modèle multi-physique permettant de visualiser les dérives des données physiques surveillées. En dernier lieu, les apports et les limites de la solution de cosimulation proposée sont présentés.

Chapitre I : Etat de l'art : La modélisation multiphysique au service de l'étude de fiabilité des modules de puissance

Ce premier chapitre se focalisera sur l'électronique de puissance utilisée actuellement dans les applications aéronautiques soumis à des environnements à haute température. Ce chapitre se décompose en trois parties ; la première partie présente les réglementations vis-à-vis des applications aéronautiques pour l'avion plus électrique. La seconde partie présente la modélisation numérique : trois modèles numériques (électrique – thermique et mécanique) qui permettent par la suite de réaliser la modélisation multiphysique sont détaillés. Dans la troisième partie, on s'intéresse à l'étude de la fiabilité de l'électronique de puissance par le biais de la modélisation.

1.1. L'électronique de puissance en aéronautique : applications et restrictions

1.1.1. Règlements Européennes : Clean Sky

L'industrie aéronautique en Europe s'est assignée des objectifs ambitieux en matière d'émissions de CO₂ et de bruit des aéronefs, à travers le Conseil Consultatif Européen de la Recherche Aéronautique (ACARE – Advisory Council for Aviation Research and Innovation in Europe). Cette structure rassemble depuis plus de dix ans les autorités publiques, les industriels, les compagnies aériennes, les aéroports et les organismes de recherche. L'objectif est d'atteindre en 2020 les réductions des émissions de CO₂ et du bruit de 50% par rapport à celles de l'année 2000. Dès 2012, un nouvel agenda stratégique a établi des objectifs encore bien plus ambitieux pour 2050 ; à savoir 75% de réduction des émissions de CO₂, 65% de réduction de bruit et 90% de réduction du NO_x, par rapport à celles de l'année 2000 [3].

Pour ce faire, l'Union Européenne et l'industrie décidèrent de lancer, début 2008, le programme Clean Sky [4]. C'est un programme global, construit sur la base de six plateformes technologiques interfacées les unes avec les autres : avions commerciaux, avions régionaux, hélicoptères, moteurs, systèmes et éco-conception. Clean Sky 2 a été lancé en 2014, année où Clean Sky 1 a été achevé. L'essentiel des démonstrateurs a été livré sur banc ou en vol en 2015. La fin de Clean Sky 2 est prévue pour 2024.

Toutes les disciplines : architectures, structures, matériaux, propulsion, avionique, énergie de bord sont mises à contribution dès l'instant où l'on parle de réduction de la consommation de carburant (et donc des émissions de CO₂) ou du bruit. Une approche inter-disciplinaire s'impose, surtout au stade de l'intégration dans des démonstrateurs en grandeur réelle et en situation représentative. Parmi les projets qui ont aboutis dans le cadre de Clean Sky 1, on cite l'aile laminaire sur un banc volant A340, « OpenAir » projet européen portant sur une réduction du bruit de 2,5 dB en agissant à la fois au niveau du moteur et de la cellule [5], « Open Rotor » un moteur démonstrateur capable de réduire les émissions de CO₂ de l'ordre de 30% par rapport à une référence 2000 [6].

1.1.2. Emploi de l'électronique de puissance en aéronautique

Safran commercialise depuis plusieurs années des convertisseurs de puissance [7], ayant pour but de remplacer des systèmes standards hydrauliques ou pneumatiques par des systèmes électriques, dans la perspective du respect des objectifs fixés par Clean Sky 2. Parmi ces systèmes électriques, on peut citer l'EBAC, l'ETARS® et le TRPU (Figure I:1).

- **EBAC : Electrical Brake Actuation Controller – freins électriques dans les trains d'atterrissage**

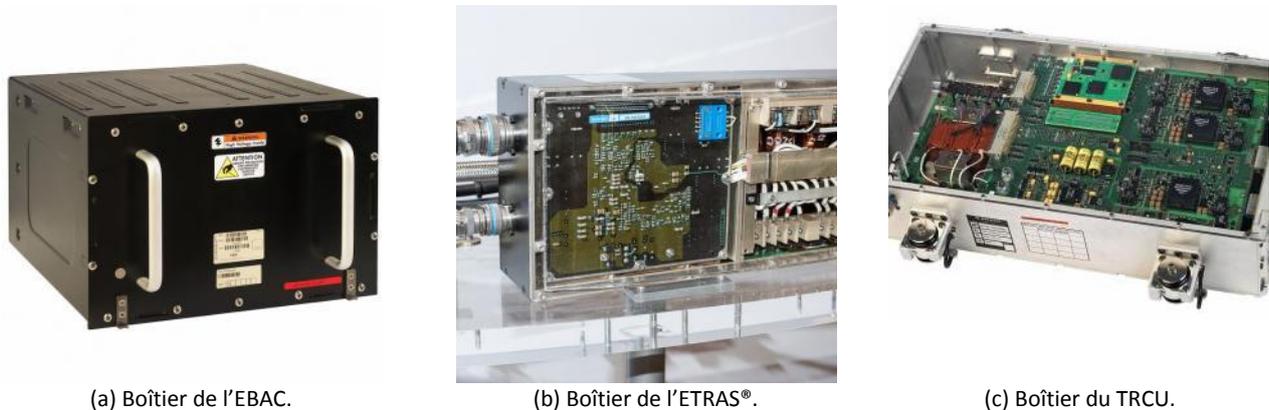
L'« Electrical Brake Actuation Controller » est le calculateur électronique qui commande et contrôle l'asservissement des freins électriques du Boeing 787. Les freins électriques, conçus et produits par **Safran Landing Systems**, apportent des avantages en termes de réduction de masse globale de l'avion, de robustesse et de coûts d'exploitation. Ce système est actuellement positionné en baie avionique, en environnement présurisé.

- **ETRAS® : Electrical Thrust Reverser Actuation System**

L'ETRAS® est le premier système électronique de commande des inverseurs de poussée de l'A380. Il comprend un calculateur numérique (ETRAC) qui, associé à un amplificateur électronique de puissance (TRPU) et à un moteur électrique, permet de commander l'ouverture ou la fermeture de l'inverseur de poussée de l'A380 par l'intermédiaire d'actionneurs électro-mécaniques. L'ETRAS® équipe les inverseurs de poussée de l'A380 qui sont développés et produits par **Safran Nacelles**. Ce système prend place en zone avant de la nacelle, en zone environnementale relativement sévère.

- **TRPU : Thrust Reverser Power Unit**

Safran Electrical & Power a développé et produit un convertisseur électronique de puissance, le TRCU pour l'avion chinois C919 de COMAC (Commercial Aircraft Corporation of China). Il assure les fonctions de contrôle du système d'inverseur de poussée électrique. Ce TRCU dialogue également avec le FADEC (Full Authority Digital Engine Control). L'environnement est similaire au produit ETAS®.



(a) Boîtier de l'EBAC. (b) Boîtier de l'ETAS®. (c) Boîtier du TRCU.
 Figure I:1 Exemple de boîtiers de systèmes électriques commercialisés par Safran Electrical & Power.

En revanche, les applications de ces produits cités ci-dessus ne sont pas dédiées à la température (max 150°). En plus, il n'existe pas une application réelle ciblée par la gamme de température fixée dans le projet SiCRATES. Avec ce projet, on vise des applications à venir, dans les prochaines décennies, dans l'avion plus ou tout électrique.

1.1.3. Modules et composants de puissance ; descriptif des modules de puissance actuels

Afin de répondre à la forte demande pour l'électronique de puissance à bord des aéronefs, on s'intéresse dans cette partie aux différentes technologies constituant les modules de puissance. La contrainte environnementale et les gammes de tensions et de courant de fonctionnement pourront guider le choix entre ces technologies.

1.1.3.1. Technologies des matériaux semi-conducteurs des composants de puissance: GaN, SiC, Si

L'intégration de nouvelles technologies de composants à semi-conducteur de puissance dit « à large bande interdite d'énergie » (Wide-band Gap - WBG) fabriqués en Nitrure de Gallium (GaN), Carbure de Silicium (SiC) ou en diamant peuvent fonctionner à environ deux fois la tension de semi-conducteurs à base de Silicium (Si) grâce à leur énergie de bande interdite environ trois fois supérieure à celle de Silicium.

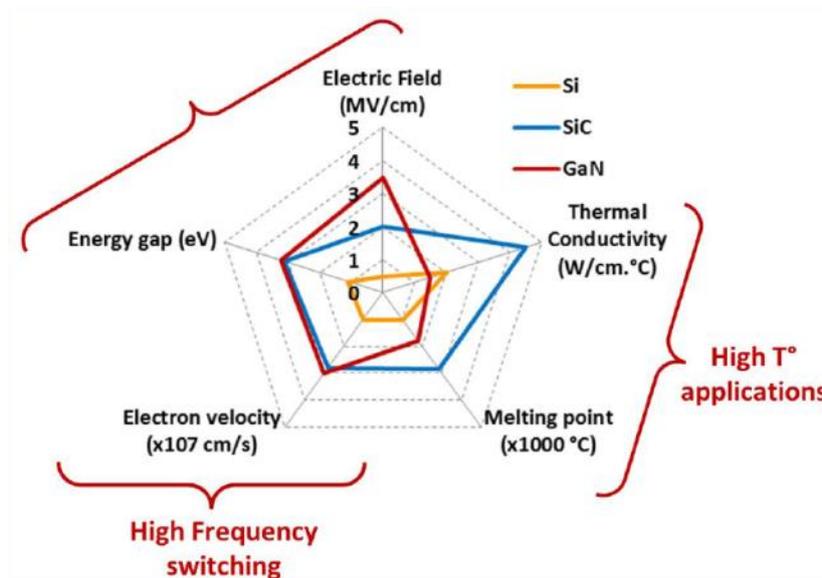


Figure I:2 Comparaison entre le Si (jaune), GaN (rouge) et SiC (bleu) par rapport à la tenue électrique, à la fréquence de commutation et à l'application haute température.

De ce fait, une énergie plus élevée est nécessaire pour exciter les électrons de la bande de valence à la bande de conduction. Ils ont également une conductivité thermique plus élevée et peuvent fonctionner à des fréquences de commutation plus élevées [8] [9]. Ces composants semi-conducteurs WBG bénéficient d'une résistance de conduction (R_{ON}) faible ainsi que des faibles charges capacitives. En effet, dans la figure i:3, la zone de charge n^- est plus fine pour les semi-conducteurs SiC et GaN par rapport à celle du semi-conducteur Si. Plus cette épaisseur est fine, plus la concentration des porteurs de charges est importante, ce qui entraîne une réduction des pertes à l'état passant. De plus, étant donné que ces semi-conducteurs WBG ont des champs électriques critiques plus élevés que le Si, ils sont plus adaptés aux applications de hautes tensions. Ces propriétés conduisent à des composants en WBG avec une meilleure résistance à la thermique et à l'énergie de radiation. La température de jonction critique théorique des semi-conducteurs Si est d'environ 150 °C alors qu'elle est d'environ 900 °C pour les semi-conducteurs WBG. Ces semi-conducteurs WBG sont également de taille réduite et ont une densité de courant plus élevée par rapport au silicium.

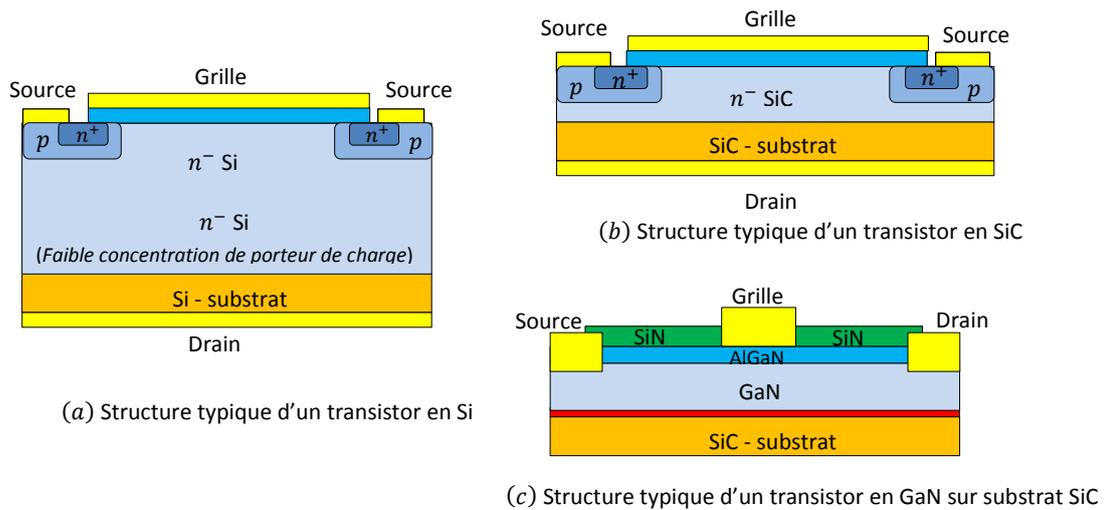


Figure I:3 Vue en coupe des composants à semi-conducteurs de puissance GaN [10], Si et SiC [11]

Ce gain important de performance (température maximale, temps de commutation, fréquence de commutation, etc...) améliore considérablement la puissance massique des convertisseurs qui entraîne également une réduction de la géométrie des dissipateurs thermiques grâce à la diminution des pertes. Le fonctionnement à haute fréquence entraîne une réduction de la taille des filtres d'isolation électromagnétique – CEM conduisant à des assemblages compacts et légers.

De nos jours, ce sont les composants à semi-conducteur de puissance en SiC qui arrivent en premier dans le commerce, suivi par les composants à grands gaps en GaN. Chacun de ces deux matériaux a son propre domaine d'application ; à savoir le SiC pour les applications haute tension et forte puissance et le GaN pour les applications basse tension et basse puissance (cf. Figure I:4).

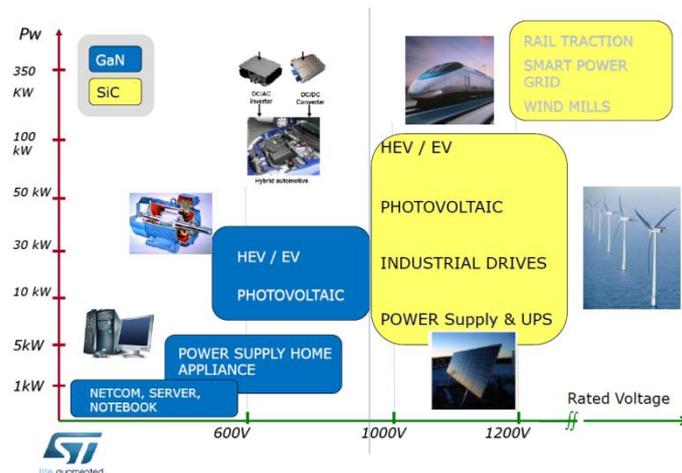


Figure I:4 Domaines d'application du SiC et GaN [12]

Actuellement, le SiC est considéré comme ayant le meilleur compromis entre les propriétés et la maturité commerciale. Le GaN peut offrir de meilleures performances hautes fréquences, cependant le manque de substrats compatibles de bonne qualité est un inconvénient pour ces semi-conducteurs verticaux. Le GaN présente également une conductivité thermique inférieure à celle du SiC. Il y a donc actuellement une compétition entre le SiC et le GaN en termes de performance et de coût. Pour ces travaux de thèse, nous

allons nous concentrer sur des composants à semiconducteur de puissance grand gap SiC, un transistor JFET (Junction Field Effect Transistor) et une diode d'Ascatron partenaire du projet SiCRATES.

Historique du SiC : Le carbure de silicium n'existe pas naturellement sur Terre. H. Moissan a découvert ces cristaux dans une météorite trouvée dans le célèbre « Meteor Crater » en Arizona (cristaux appelés moissanite). On doit le premier procédé de fabrication industrielle du SiC à E.G. Acheson en 1891 [13] : dans un premier temps, le SiC a été exploité pour ses propriétés mécaniques exceptionnelles, il possède une dureté importante et une bonne résistance aux agents chimiques corrosifs. Pendant les années 1950, les secteurs du militaire et de l'aérospatial relancent la recherche sur le SiC afin d'obtenir des composants qui peuvent fonctionner à haute température, haute fréquence, forte puissance et haute tension. C'est dans les années 1990 que la communauté scientifique commence à s'y intéresser sérieusement, les premières diodes schottky-SiC apparaissent en 2001 (300V-10A et 300V – 6A) [14].

Commercialisation du SiC : Différentes entreprises et organismes de recherche cherchent à développer et à rendre la technologie largement disponible pour le secteur des transports. A titre d'exemple, Cree, le producteur de 85-90 % de la production mondiale de SiC [15], produit des wafers SiC en 4 et 6 pouces. Il produit également des onduleurs à base de SiC pour les centrales solaires et les alimentations pour les serveurs informatiques. Parmi les transistors existants, le JFET et le MOSFET en SiC sont le plus avancé dans leur développement technologique, et ils sont actuellement au stade de commercialisation [16]. Cree a annoncé qu'elle a mis en place les premières diodes "Z-Rec™ 1700-V JBS" destinées à des applications de conversion de puissance à haute tension dans l'énergie éolienne et de systèmes de traction industrielle et disponible dans le commerce [17] [18].

Propriétés du SiC : Les propriétés électriques du SiC diffèrent suivant le polytype. Le tableau ci-dessous résume ces propriétés [19]. Le SiC possède des caractéristiques en température et une tenue aux champs électriques bien supérieures à celles du Si. Ces caractéristiques permettent des améliorations significatives dans une grande variété d'applications et de systèmes.

Propriété à 300 K	Si	GaAs	SiC-3C	SiC-6H	SiC-4H	GaN	Diamant
Energie de Gap (eV)	1,12	1,42	2,3	2,96	3,26	3,4	5,45
Ec (kV/cm)	200	400	2000	2400	2500	3300	5600
Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	150	52	360	490	370	130	2000

Tableau I:1 Propriétés des semi-conducteurs à une température de 300K [20] [21]

Malgré ces avantages, il existe de potentiels défis associés aux semi-conducteurs SiC :

- Afin de migrer vers les technologies WBG, les circuits de commande de grilles doivent être remplacés. La tension de commande des composants SiC MOSFETs est de 20V, elle est supérieure à celle des composants Si. Par conséquent, le développement de nouveaux circuits de commande de grille peut imposer une augmentation des coûts [22] [23].
- Bien que les composants SiC MOSFET soient actuellement disponibles dans des niveaux de moyennes tensions, les aspects économiques (coût élevé) empêchent l'intégration de cette technologie dans l'électrification des transports commerciaux [24] [25] [26] [27].

Pour accélérer la commercialisation de la technologie à large bande WBG, ceci nécessite la participation de toutes les parties (constructeur-fournisseur-client). Le processus de qualification ne peut pas être pleinement compris sans partage des spécifications, des informations de l'application et des tests des constructeurs et des fournisseurs. La plupart des principaux fournisseurs de modules de puissance

(Infineon, Powerex, Fuji Electric, Mitsubishi Electric, Rohm) ont commercialisé des composants à semi-conducteurs de puissance SiC discrets ou de modules hybrides de puissance SiC (Si IGBT avec des diodes SiC) pour la production ou pour des démonstrateurs. Néanmoins, il existe des normes industrielles pour la qualification des composants ou des assemblages de puissance, dans les environnements de fonctionnement hostiles (haute température, fortes vibrations, humidité élevée, etc.), à savoir :

- AEC-Q10I, pour les applications automobiles [28],
- MIL-STD, SAE ARP4754, SAE ARP4761 pour les applications militaires et aéronautiques [29],
- DO-178B, DO-254 pour les logiciels aéronautiques embarqués,
- ARINC 653 pour les applications spatiales.

Actuellement, le seul moyen de faire baisser les prix du SiC passe par la production en volume. La réduction des coûts est en grande partie une question d'augmentation des taux d'utilisation de ces matériaux. Bien qu'il soit difficile de prévoir pour le moment la pénétration du marché à grande échelle du SiC, on estime que l'adoption du SiC dépendra en grande partie de l'ensemble des secteurs industriels (automobile, ferroviaire, éoliennes, grand public, etc.). Comme l'utilisation des composants semi-conducteurs de puissance SiC n'est pas répandue pour les applications de moins de 500V en raison de leur bande interdite qui est très large, différents constructeurs automobiles penchent pour l'utilisation des tensions plus élevées de l'ordre de 1200V et plus, principalement pour les applications des véhicules électriques EV et hybrides HEV et les applications Smart Grid [30].

1.1.3.2. Des matériaux semi-conducteurs aux composants de puissance

Les premiers composants électroniques à base de matériaux semi-conducteurs sont apparus en 1952 avec l'introduction de la diode de puissance par R.N.Hall. Elle a été réalisée en germanium (Ge) et avait une tension de blocage de 200V et un courant nominal de 35A.

Le premier transistor bipolaire avec d'importantes capacités de puissance a été introduit en 1948 par William Shockley. Le transistor bipolaire possédant un faible gain en courant, exige un courant de base souvent important.

Le thyristor est apparu en 1957. Il est particulièrement adapté aux fortes puissances avec des tenues en tension allant au-delà de 6000V. Il est également capable de supporter un courant élevé (2000A). Cependant, un inconvénient du thyristor dans les circuits de commutation est qu'une fois qu'il est à l'état passant, il ne revient à l'état bloqué que grâce à une circuiterie spéciale parfois complexe. Les thyristors blocables par la gachette ou gate-turn-off thyristor (GTO) ont été alors introduits en 1960. Le GTO permet de surmonter certaines limites du thyristor ordinaire, car ils peuvent être activés ou désactivés par application sur la gachette d'un courant inverse de celui nécessaire à la mise en conduction [31].

En raison de l'amélioration de la technologie MOSFET (Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor ; transistor à effet de champ à grille isolée), le transistor MOS de puissance est disponible depuis la fin des années 1970. International Rectifier a introduit un MOSFET de puissance 25 A, 400 V en 1978. Le MOSFET permet un fonctionnement à des fréquences de commutation plus élevées que celle d'un transistor bipolaire, mais il est limité aux applications de basse tension.

Le transistor bipolaire à grille isolée (IGBT – Insulated Gate Bipolar Transistor) a été développé dans les années 1980, et il est devenu disponible dans les années 1990. Ce composant, qui combine les avantages des technologies précédentes — c'est-à-dire la grande simplicité de commande du transistor MOSFET par

rapport au transistor bipolaire, tout en conservant les faibles pertes par conduction de ce dernier — a permis de nombreux progrès dans les applications de l'électronique de puissance, aussi bien en ce qui concerne la fiabilité que sur l'aspect économique.

Ces composants à semi-conducteur de puissance cités ci-dessus sont classés dans l'une des deux catégories suivantes (cf. Figure I:5):

- Les composants à deux électrodes actives (par exemple une diode), dont l'état est dépendant du circuit de puissance auquel ils sont connectés.
- Les composants à trois électrodes actives (par exemple une triode), dont l'état ne dépend pas seulement du circuit de puissance, mais aussi du signal sur l'électrode de commande (cette électrode est connue comme la grille, la base ou la gachette).

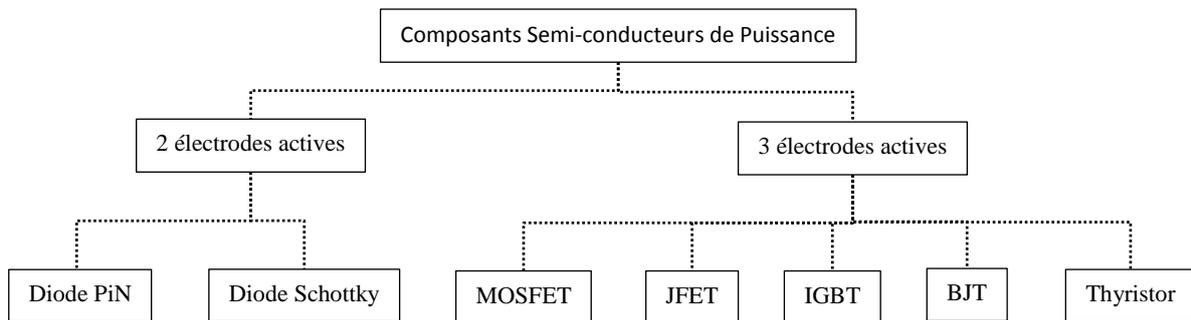


Figure I:5 Les familles des composants de puissance

Les convertisseurs de puissance sont composés de transistors qui en fonction de l'application (puissance apparente, tension commutée et fréquence de découpage) peuvent être de technologies différentes. La figure i:6 permet de positionner les transistors en fonction des caractéristiques d'une application.

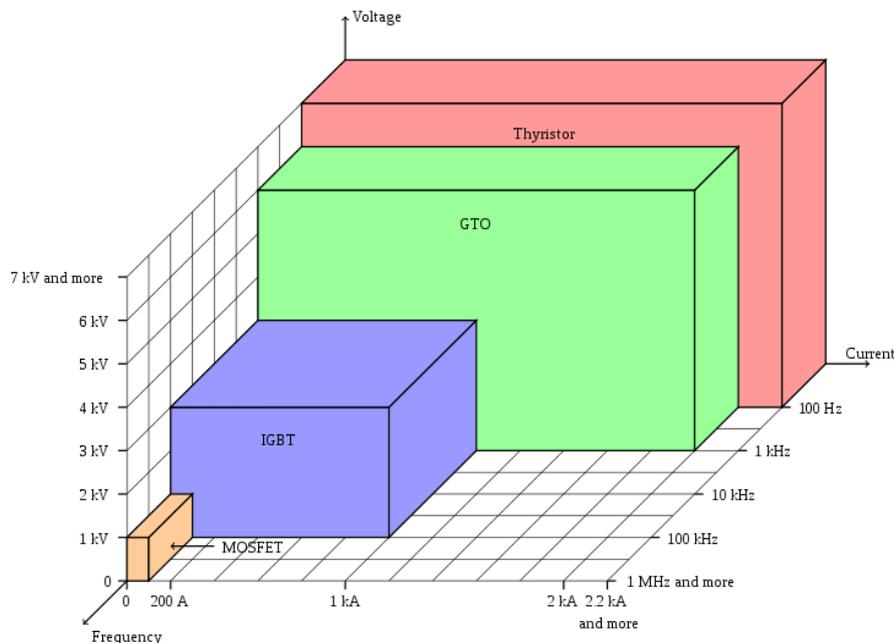
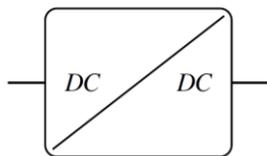


Figure I:6 Domaines d'application des transistors de puissance [32] [33]

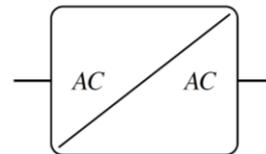
1.1.3.3. Des composants semi-conducteurs à la fonction électrique : modules de puissance

Un **module de puissance** est un **assemblage des composants à semiconduteurs de puissance** dont le fonctionnement s'assimile à celui d'un ou plusieurs interrupteurs de puissance et dans le but d'assurer une fonction électrique. Les modules de puissance sont très répandus dans les convertisseurs de puissance. Plusieurs fonctions électriques assurées par ces modules de puissance se décomposent en quatre parties [34]:

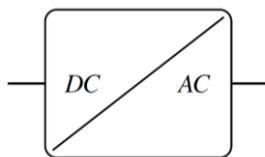
- Une cellule de commutation (cf. Figure I:7-(a)), pour une conversion entre un signal à courant continu (**DC**) en entrée et un signal à courant continu (**DC**) en sortie du convertisseur,
- Un cycloconvertisseur en courant (cf. Figure I:7-(b)), pour une conversion entre un signal à courant alternatif (**AC**) en entrée et un signal à courant alternatif (**AC**) en sortie du convertisseur,
- Un onduleur (cf. Figure I:7-(c)), pour une conversion entre un signal à courant continu (**DC**) en entrée et un signal à courant alternatif (**AC**) en sortie du convertisseur,
- Un pont redresseur (cf. Figure I:7-(d)), pour une conversion entre un signal à courant alternatif (**AC**) en entrée et un signal à courant continu (**DC**) en sortie du convertisseur.



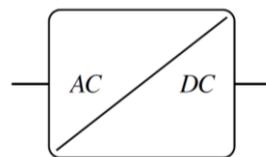
(a) : Fonction Hacheur : conversion DC/DC



(b) : Fonction Cycloconvertisseur-Gradateur : conversion AC/AC



(c) : Fonction Onduleur : conversion DC/AC



(d) : Fonction Redresseur : conversion AC/DC

Figure I:7 Différents types de convertisseurs de puissance

La structure d'un module de puissance est constituée d'un empilement de différents éléments comme le montre la figure i:8. Il est constitué de puces semi-conductrices (diode, JFET, IGBT, MOSFET,...) assurant la fonction de commutation électrique, qui sont brasées sur un substrat isolant, souvent une céramique métallisée. Ce dernier intègre les pistes conductrices et assure une isolation électrique entre les puces et le support sur lequel le module de puissance est fixé. Le substrat céramique métallisé est ensuite fixé sur une semelle qui assure le maintien mécanique de l'assemblage et le transfert du flux de chaleur dissipée par les puces vers la source froide. La semelle (en cuivre ou AlSiC, un alliage d'aluminium et de carbure de silicium) est utilisée dans le cas de fortes puissances permettant la liaison au dissipateur thermique. Les connexions électriques à l'intérieur du module de puissance sont assurées par des fils de câblage, ou bonding. L'assemblage est mis en boîtier et encapsulé grâce à un élastomère, régulièrement un gel siliconé pour protéger les constituants du module de puissance des agressions externes et assurer une isolation électrique volumique.

Pour maintenir la température de jonction des composants à semiconducteur de puissance en dessous d'une valeur critique pendant le cycle de fonctionnement, le module de puissance est fixé sur un système de refroidissement (face inférieure du module) en utilisant généralement une interface thermique. En plus

de son rôle de dissipation de chaleur produite en fonctionnement, le système de refroidissement permet d'assurer une fonction de liaison par des conducteurs au reste du circuit (actionneurs, sources ...) [35].

Les principaux paramètres à prendre en compte lors de la fabrication d'un module de puissance sont les facteurs thermiques (conductivité thermique, puissance dissipée), électriques (tension de claquage, courant), mécaniques (détérioration de l'interface, dégradation des matériaux, contraintes structurelles,...), chimiques (diffusion des composants chimiques au cours du temps) ainsi que le coût des constituants.

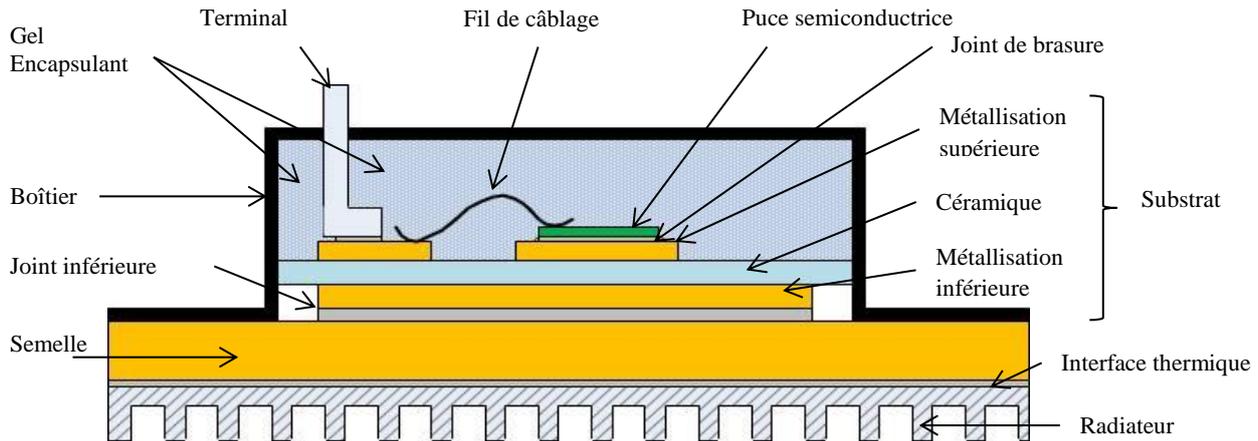


Figure I:8 Vue en coupe d'un assemblage de puissance

Depuis le début des années 2000, dans de nombreux domaines tels que le ferroviaire et l'avionique, un intérêt considérable est porté sur le développement de modules de puissance proposant une densité de puissance élevée et fonctionnant à haute température (supérieure à 200 °C [36]). Pour répondre à ce besoin, des améliorations sur le conditionnement (ou packaging en anglais) du module de puissance sont à apporter notamment grâce à l'utilisation de nouvelles technologies d'interconnexion alternatives aux fils de câblage (bonding) et de nouveaux matériaux pouvant supporter des contraintes thermiques élevées.

Les différents éléments composants un module de puissance sont détaillés dans les parties qui suivent ; on s'intéresse aux puces semi-conductrices, aux technologies de report de ces puces par joint d'attache, aux substrats, à la semelle, aux boîtiers, aux connexions et à l'encapsulant. Les propriétés matériaux de ces différents éléments sont également présentées.

1.1.3.3.1. Puce semi-conductrice

Les puces semi-conductrices, éléments actifs d'un module de puissance, sont présentées dans la précédente section 1.1.3.2. Ces puces sont constituées, en général, d'un matériau semi-conducteur (section 1.1.3.1) dont l'épaisseur est de quelques centaines de micromètres, entre deux métallisations de quelques micromètres d'épaisseur. Ces métallisations permettent, sur la face arrière, le report de la puce sur le substrat céramique métallisé, et sur la face avant de réaliser les connexions électriques (fils de câblage, rubans, *solder bumps* ...). Une couche de passivation recouvre la face supérieure de la puce permet de réduire les risques de rupture diélectrique et de limiter les courants de fuite de surface de la puce. Dans la figure i:9, on voit quatre gallettes de semi-conducteurs de différents diamètres, en SiC, qu'on appelle également « wafer » en anglais.

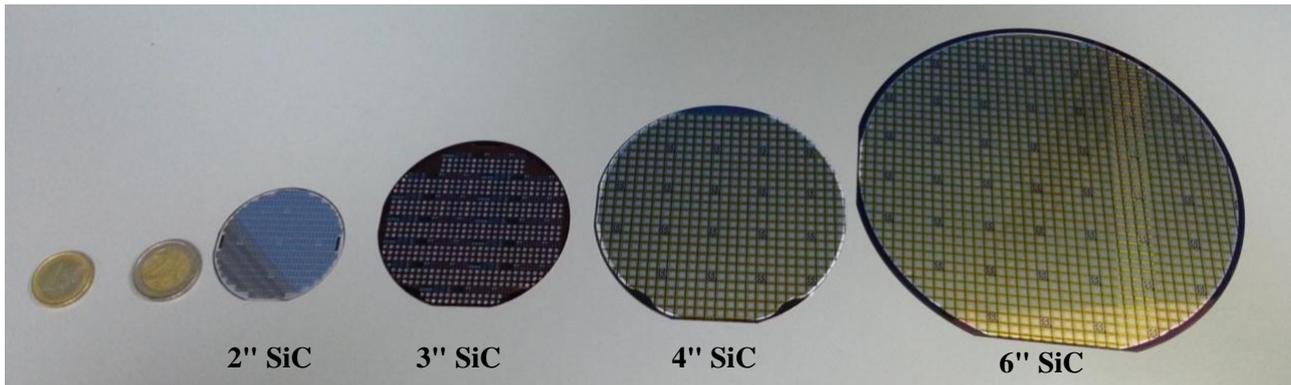


Figure I:9 Vue des wafers SiC de différentes tailles (2, 3, 4 et 6 pouces). Chaque carré sur le wafer correspond à une puce en SiC [12]

1.1.3.3.2. Brasure et Joint d'attache

L'assemblage de la face arrière des puces sur le substrat et du substrat sur la semelle est effectué par des joints de brasure dont l'épaisseur varie entre quelques dizaines à une centaine de micromètres. Le joint assure le maintien mécanique, et permet à la fois la circulation du flux thermique et la bonne qualité du contact électrique. Principalement, ce joint est constitué par un alliage métallique, une brasure. Trois étapes se regroupent au cours du brasage des deux éléments [37] [38]:

- dépôt de la pâte à braser entre les deux éléments par sérigraphie, avec une dispenseuse ou sous forme de préforme ;
- chauffage et refusion de l'ensemble suivant le profil adapté à une température au moins égale à la température « liquidus » de l'alliage (température à laquelle l'alliage est totalement fondu) ;
- refroidissement rapide jusqu'à température ambiante pour limiter la formation de composés intermétalliques.

Le report des puces sur le substrat céramique métallisé et le report de ce dernier sur la semelle sont souvent réalisés en deux étapes. Deux alliages de brasure ayant des températures de fusion différentes sont alors nécessairement utilisés afin d'éviter la reliqufaction de l'une durant la liquéfaction de l'autre (on parle alors de brasage sélectif). Pour ce but, deux alliages ayant des températures de fusion distinctes d'au moins 40 °C doivent être choisis. Le tableau i:2 cite quelques alliages de brasure qui peuvent être utilisés pour le report « puce-substrat » ou le report « substrat-semelle », ainsi que leur température de fusion.

	Alliage	Température de fusion (°C)	Module de Young (GPa)	Coefficient de Dilatation Thermique (ppm/°C)	Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	Résistivité Electrique ($\mu\Omega.cm$)
Brasure basse température	63Sn/37Pb	183	40	25	51	14,7
	95,5Sn/4Ag/0,5Cu	216	30	23	55	15
	96,5Sn/3,5Ag	221	50	20	33	15
	99,3Sn/0,7Cu	227	-	23	2	15
	58Bi/42Sn	195	42	15	19	35
	52In/48Sn	215	23	20	34	15
	77,2Sn/20In/2,8Ag	220	35-50	23	55	-
	96,2Sn/2,5Ag/0,8Cu/0,5Sb	217-220	30	23	55	15
Brasure haute température	95Pb/5Sn	315	20	28,7	35	-
	95,5Pb/2Sn/2,5Ag	300	13,8	25	23	229
	97,4Bi/2,6Ag	262	-	-	8	-
	88Au/12Ge	360	70	13	44	-
	80Au/20Si	363	-	12,3	27	-
	94Zn/6Al	381	-	-	-	-
	65Au/35Sb	357	-	-	-	-
	80Au/20Sn	350	68	16	58	16

Tableau I:2 Propriétés des principaux alliages de brasure basse et haute température [38] [37]

Une directive européenne RoHS (*Restriction of the use of certain Hazardous Substances in electrical and electric equipment*) de 2002 a pour objectif d'interdire dans un premier temps les substances nocives (plomb (Pb), mercure (Hg), cadmium (Cd), chrome hexavalent (Cr VI), les polybromobiphényles (PBB) et les polybromodiphényléthers (PBDE). Parmi ces six substances, on cite le plomb, le principal métal utilisé dans les alliages de brasures. Cette directive est entrée en vigueur en 2006 sous l'égide du Parlement européen. Des dérogations existent cependant pour l'électronique en aéronautique.

Les propriétés physiques d'alliages sans plomb sont présentées dans le tableau i:2 [39] [40]. Celles-ci sont comparées à celles de l'alliage de « référence » 63Sn/37Pb. D'après le tableau i:2, l'alliage Sn/Ag/Cu (SAC) semble être une solution intéressante pour remplacer les alliages à base de plomb. En effet, celui-ci a un point de fusion plus faible que les alliages Sn/Ag et Sn/Cu, et ses propriétés physiques sont proches de celles des alliages Sn/Pb. Pour des applications où les températures sont supérieures à 200 °C, les brasures à base d'or comme l'alliage 80Au/20Sn pourraient supporter ces niveaux de contraintes thermiques. Par ailleurs, il faut noter que la conductivité thermique et la résistivité électrique de l'alliage 80Au/20Sn sont du même ordre de grandeur que celles des alliages au plomb.

Dans le but de remplacer le plomb, d'autres alternatives aux alliages à base de ce matériau sont nécessaires. Deux technologies d'assemblages sont mises en oeuvre: la première souvent désignée sous le terme « **Transient Liquid Phase Bonding** » (TLPB) [41] (Figure I:10 - a) et la deuxième désignée sous le terme « **Low Temperature Joining Technique** » (LTJT) [42] (Figure I:10 - b).

La technique TLPB est un procédé également adapté à la réalisation d'attaches haute température [39], qui consiste à faire diffuser un métal à bas point de fusion dans des couches métalliques. L'étain ou l'indium sont utilisés sur les couches métalliques à assembler (souvent Cu ou Ag). A titre d'exemple, la diffusion de l'étain dans le cuivre aboutit à la formation des composés intermétalliques (Cu_6Sn_5 et Cu_3Sn ; A_2B dans la figure i:10 - a) [43]. La présence de composés intermétalliques permet d'obtenir un joint avec une température de refusion au-delà de 300 °C, ce qui est intéressant pour les assemblages à haute température.

La technique LTJT, à la base de poudre d'argent, a été proposée pour des applications ayant une température de fonctionnement trop élevée ($>200\text{ °C}$) pour des joints sans plomb [38] [44]. Elle a été développée par Schwarzbauer et Kuhnert en 1991 dans le cadre de recherches sur de nouvelles techniques d'assemblages pour les modules de puissance [45]. Elle s'effectue dans une atmosphère contrôlée, à une température inférieure à 250 °C et sous pression (entre 30 et 40 MPa) [45]. Malgré la nature poreuse du matériau après assemblage, les performances électriques et thermiques de la liaison LTJT ($1.59\text{ }\mu\Omega\cdot\text{cm}$ et $250\text{ W/m}\cdot\text{K}$) sont supérieures à celles des brasures traditionnelles (ex : 63Sn37Pb ; $15\text{ }\mu\Omega\cdot\text{cm}$ et $51\text{ W/m}\cdot\text{K}$) [38] [44].

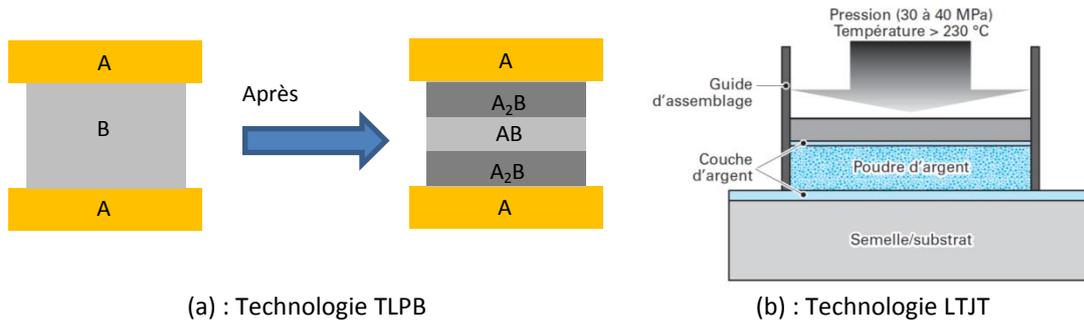


Figure I:10 Technologies TLPB et LTJT

Cette technique permet donc la réalisation d'un assemblage à basse température ($< 300\text{ °C}$). Une vue en coupe du procédé utilisé est présenté dans la figure i:10 – (b). Le substrat et la puce sont recouverts d'une couche d'argent afin d'optimiser l'adhésion avec la pâte d'argent. La pression est appliquée par appui sur la puce. Cette technique est appelée également frittage parce qu'elle permet d'obtenir une pièce dense à partir d'une poudre. Ce frittage d'argent se passe en phase solide. L'absence de phase liquide lors de ce procédé permet un meilleur maintien de la position de la puce. La pièce finale obtenue après frittage, le joint à base d'argent, a pour effet une amélioration significative des conductivités thermiques et électriques ainsi que la roductesse thermomécanique.

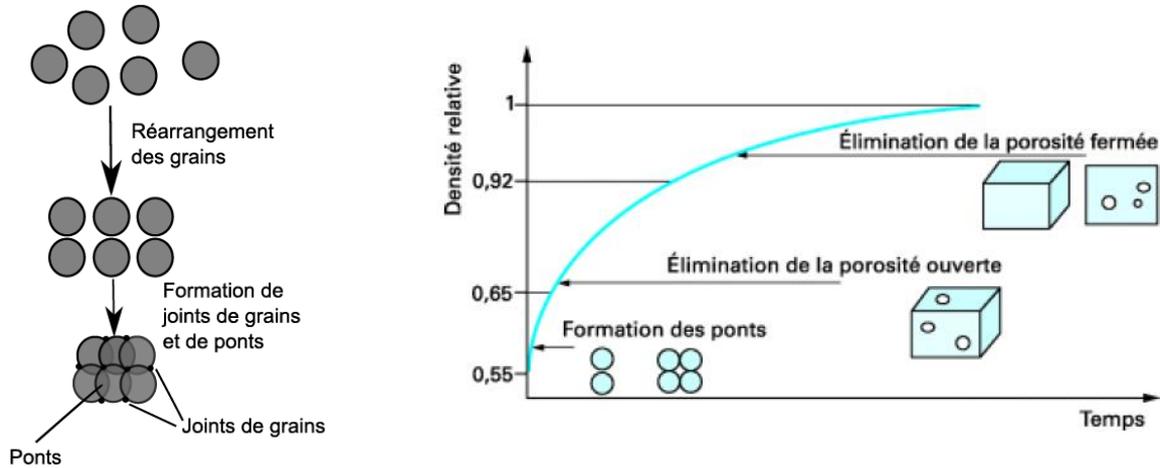
Présentation des trois étapes du frittage : Le frittage en phase solide est un processus qui se déroule en trois étapes : le déliantage, le frittage et la dilatation du volume de l'échantillon. Le volume de la pièce à fritter varie avec ces trois étapes car le frittage augmente la taille des particules associé à une diminution du volume des pores internes.

La première étape, le **déliantage**, assure l'évacuation des différents composés organiques (liant, diluant, dispersants, additifs) qui enrobent les particules à fritter, car elle est réalisée aux températures de vaporisation de ces différents composés chimiques. Cette étape évite la formation de défauts dans la pièce frittée dus à l'emprisonnement dans les pores de gaz provenant des composés présents initialement dans l'échantillon.

Après l'élimination des solvants organiques, la seconde étape, le **frittage**, a lieu. On observe tout d'abord une étape de réarrangement des grains qui est favorisé par l'évacuation des additifs lors de la phase de déliantage. Puis, les grains se rapprochent pour constituer une armature grâce à la formation de ponts (Figure I:11 - b). Les ponts entre les grains s'expliquent par une différence de gradient de matière. Après le réarrangement des grains, ces derniers grossissent et les pores créés s'unissent avant de s'éliminer par migration à la surface de l'échantillon (Figure I:11 - b). Le frittage permet d'obtenir une pièce massive dont le volume des pores est variable ; la qualité du frittage est alors mesurée grâce à cette porosité. Comme le frittage se déroule à haute température, en dessous des températures de fusion des différents composants de la pâte à fritter, les conditions expérimentales ont une grande importance sur la qualité de la pièce

finale. La taille initiale des particules, la pression et la température sont les trois principaux facteurs d'influence du frittage.

La dernière étape du procédé de frittage, la **dilatation** de la pièce frittée peut intervenir au cours du refroidissement par le biais d'une réorganisation des atomes suite à la création de nouvelles liaisons atomiques.



(a) : Représentation schématique du frittage : formation de ponts et de joints de grains. (b) : Les particules dispersées se soudent à l'aide de joints de grains, les pores ouverts sur l'extérieur sont éliminés en premier tandis que les pores fermés s'éliminent ensuite par diffusion à travers les grains

Figure I:11 Schématisation du volume fritté lors des différents stades du frittage [43] : formation des ponts en (a) accompagnée de la variation de la densité en (b).

Le **frittage de pâte d'argent** se déroule par dépôt sur le substrat d'une fine couche de pâte d'argent par sérigraphie (environ 100 μm). Cette pâte d'argent contient un mélange d'additifs et de nanoparticules ou de microparticules d'argent (cf. Figure I:12). Le frittage de cette pâte se déroule comme décrit précédemment : le déliantage en 30 minutes suivi d'un frittage à 250 $^{\circ}\text{C}$ en 1 minute pour la pâte commercialisée par la société ALPHA[®] [46]. Le frittage se déroule avec ou sans pression pour des composants de taille inférieure à 3 \times 3 mm². Pour des composants de taille supérieure, l'application d'une pression est nécessaire afin d'obtenir une bonne reproductibilité du procédé [38].

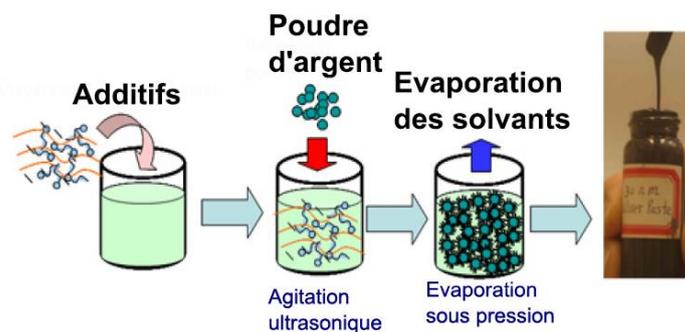


Figure I:12 Représentation schématique de la fabrication de la pâte d'argent [43] .

Actuellement, la couche de métallisation d'argent sur le substrat devient moins utile grâce au développement de nouvelles pâtes d'argent compatibles avec les métallisations cuivre des substrats. A titre d'exemple, pour les applications de puissance, la société ALPHA[®] Argomax[®] commercialise des pâtes

2010/2020 et le film 8020 compatibles avec les finitions argent (Ag) et or (Au), mais aussi la pâte 5020 et le film 8050 compatibles avec les substrats DBC à métallisation cuivre [46].

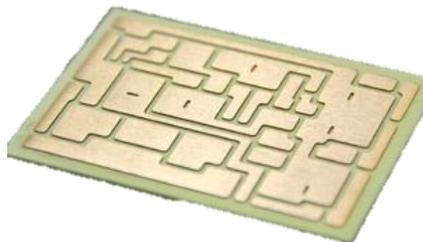
1.1.3.3.3. Substrats

Le substrat intègre les pistes conductrices et assure une isolation électrique entre les puces semi-conductrices de puissance et le support sur lequel le module de puissance est fixé. Il doit aussi favoriser l'extraction des calories des puces vers le système de refroidissement. Enfin, son rôle d'un point de vue thermomécanique est d'homogénéiser les coefficients de dilatation thermique (CDT) entre la semelle et les puces. L'isolation électrique est principalement assurée par des céramiques. Les différents substrats utilisés dans les modules de puissance sont décrits ci-après ; notamment les substrats DBC et les substrats AMB.

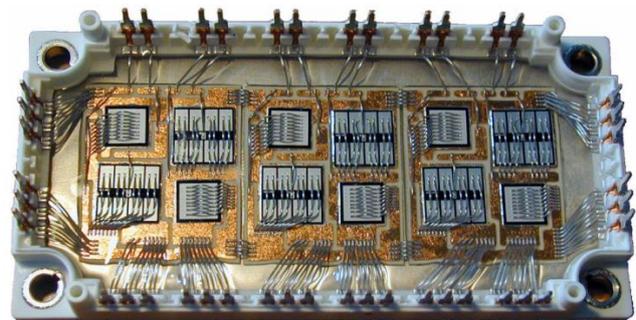
Le **substrat DBC (Direct Bonded Copper)** désigne un processus dans lequel le cuivre et un matériau céramique sont directement liés. Les substrats céramiques sont recouverts d'une couche épaisse de cuivre directement brasée (Figure I:14 – (a)). Ce procédé s'applique à des substrats en alumine (Al_2O_3) ou en nitrure d'aluminium (AlN) ou en nitrure de silicium (Si_3N_4) et permet de métalliser les deux faces. L'épaisseur de la couche de cuivre peut atteindre la moitié de l'épaisseur de la céramique (i.e. 0,3 mm de cuivre sur une alumine de 0,635 mm).

Ces substrats céramiques métallisés ont fait leurs preuves depuis de nombreuses années comme une excellente solution pour l'isolation électrique et thermique. Les avantages de substrats DBC se définissent dans leur capacité de transport de courant assez élevée en raison de la métallisation de cuivre mais aussi grâce à leur coefficient de dilatation thermique proche de celle du silicium à cause de la forte liaison entre le cuivre et la céramique.

La majorité des modules de puissance ont un substrat DBC du fait de leur faible résistance thermique. La figure i:13 montre deux exemples de substrats DCB utilisés dans de circuits de puissance.



(a) : Exemple du substrat DBC

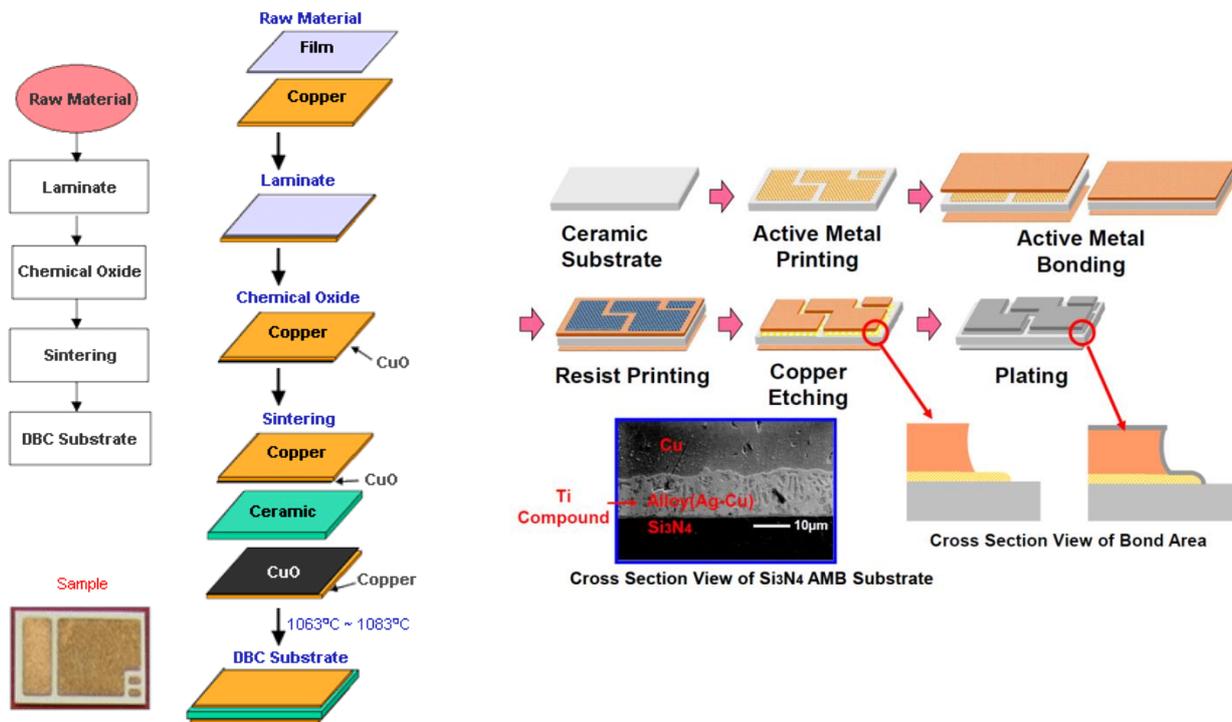


(b) : pont triphasé 600V-200A sur substrat DBC

Figure I:13 Exemples de substrats DBC

Le **substrat AMB (Active Metal Bonding) et son procédé de fabrication** : La réalisation des substrats céramiques brasés appelés AMB (*Active Metal Brazing*) ont été développés [47] suite au principal intérêt de la céramique Si_3N_4 qui est sa très grande résistance mécanique par rapport aux céramiques Al_2O_3 et AlN [47]. Cette propriété permet, d'une part d'être moins sujet à l'apparition de délaminages durant le vieillissement à température de forte amplitude et d'autre part d'envisager un assemblage sur le système de refroidissement sans l'utilisation d'une semelle. L'assemblage des métallisations en cuivre ($200\mu\text{m}$ - $500\mu\text{m}$) sur la céramique Si_3N_4 s'effectue par une brasure Ti/Ag/Cu à très haute température (Figure I:14 – (b)) [47]. La technologie AMB est aussi employée pour la réalisation de substrats AlN avec des métallisations en cuivre. Comme dans le cas de la céramique Si_3N_4 , une brasure Ti/Ag/Cu est utilisée pour la fixation des métallisations en cuivre sur l'AlN [48]. Cette technologie est appelée DAB (Direct Aluminium

Bonding) [49]. L'assemblage des métallisations en aluminium de la céramique est fait par l'intermédiaire d'une fine couche d'aluminium.



(a) : Procédé de fabrication du substrat DBC [50]

(b) : Procédé de fabrication du substrat AMB [51]

Figure I:14 Procédés de fabrication des substrats DBC et AMB

Le tableau suivant récapitule les principaux paramètres et propriétés des deux substrats DBC communément disponibles en Al_2O_3 et AlN [52]. De nos jours, les principaux fournisseurs des substrats Si_3N_4 AMB sont KYOCERA [47] [51] et Curamik® [53].

Céramique	Al_2O_3 96%	AlN	Si_3N_4 (SN460 de Kyocera)
Conductivité thermique W/m.K	24	170	58
Coefficient de dilatation ppm/K	7,2	4,5	2,7
Permittivité relative	8,5	8,8	-
Chaleur spécifique (J/K/kg)	900	800	680
Contrainte maximale à la flexion (MPa)	350	400	850
Tenacité à la rupture ($MPa.m^{-0.5}$)	3,3	2,7	5-7
Densité ($kg.m^{-3}$)	3900	3260	3210

Tableau I:3 Propriétés physiques des céramiques Al_2O_3 , AlN et Si_3N_4 [48] [54] [55] [56].

En considérant les données matériaux du tableau i:3, il faut noter qu'à une résistance thermique égale, l'épaisseur de la céramique Si_3N_4 peut être deux fois inférieure à l'épaisseur de la céramique AlN , grâce à sa conductivité thermique. Notons que le comportement mécanique des céramiques Si_3N_4 permet d'avoir cette réduction d'épaisseur grâce à leur résistance à la contrainte maximale en flexion qui est deux fois plus importante que celle des céramiques AlN . Ainsi un substrat à céramique Si_3N_4 (d'épaisseur $t=0,32mm$) à

métallisation cuivre (d'épaisseur $t=0,5\text{mm}$) admet la même résistance thermique qu'un substrat à céramique AlN (d'épaisseur $t=0,635\text{mm}$) à métallisation cuivre (d'épaisseur $t=0,3\text{mm}$) [51].

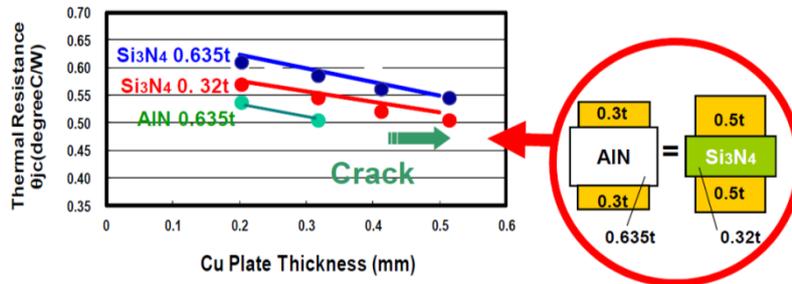


Figure I:15 Comparaison des résistances thermiques par Kyocera [51] entre deux substrats AMB en AlN et Si₃N₄ à différentes épaisseurs de métallisation cuivre (axe des absisses) et différentes épaisseurs de céramiques (0,32 mm et 0,635 mm)

1.1.3.3.4. Semelle

La semelle est brasée sur la métallisation inférieure du substrat céramique métallisé puis assemblée sur le système de refroidissement. Elle a un rôle d'évacuation de la chaleur produite par l'échauffement des puces semiconductrices lors de leur fonctionnement (cyclage actif). Les bonnes propriétés mécaniques (un CDT proche des constituants de l'assemblage, une bonne rigidité et un faible poids...) et thermiques (une bonne conductivité thermique...) permettent de remplir les objectifs de la semelle. Car la semelle assure aussi le maintien mécanique et la rigidité de l'assemblage. L'épaisseur typique d'une semelle est de quelques millimètres.

Elle est principalement réalisée en cuivre, en Al ou en AlSiC, on utilise aussi des alliages de cuivre (Cu-W et Cu-Mo) ou du Kovar (Ni-Fe) pour leur faible CDT. Les propriétés physiques de ces matériaux utilisés sont présentées dans le tableau i:4.

Matériaux	CDT (ppm/°C)	Conductivité thermique (W/m.°C)	Densité (g/cm ³)
Cu	17,8	398	8,96
Al	23,6	238	2,7
CuMo	7-8	160-170	10
AlSiC	6,5-9	170-200	3
Cu-W	6,5-8,3	180-200	15,7-17
Ni/Fe	5,2	11-17	8,1

Tableau I:4 Propriétés physiques des matériaux utilisés dans la fabrication des semelles [57]

1.1.3.3.5. Boîtier haute température

Une fois l'assemblage réalisé, le tout est fermé à l'aide d'un boîtier qui d'une part assure un soutien mécanique, et d'autre part offre une protection contre l'environnement extérieur (poussière, humidité etc.). Le boîtier est généralement en polymère parfois chargé de billes de silice (Diallyl phthalate (DAP), Epoxy, Polybutylene terephthalates (PBT)).

Cependant, avec les nouvelles demandes des applications haute température, des nouveaux boîtiers TO-25X haute température ont fait apparition. Ils ont passé des tests de stockage à 300 °C pendant 1000 h chez le fournisseur Kyocera. La figure i:16 illustre un exemple de boîtiers TO-254 et TO-257. Le boîtier fait appel à des matériaux de haute densité tel que le Kovar pour le couvercle et la bague d'étanchéité, le cuivre pour le cadre, l'alliage pour les connecteurs, et le cuivre-tungstène pour la base [58]. Ce type de boîtier est compatible avec les substrats cités ci-dessus [47]. Ils ont une résistance thermique élevée, une conductivité

thermique élevée, une grande résistance à la tension et une grande capacité de transport du courant par rapport aux boîtiers conventionnels. Ils sont conçus spécialement pour l'intégration des puces semi-conductrices de puissance en SiC.

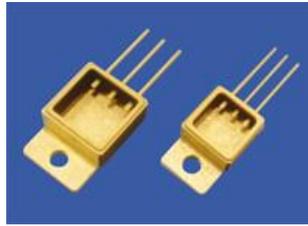


Figure I:16 Boîtiers TO-254 et TO-257 [58]

1.1.3.3.6. Connexions électriques : fils de câblage (Al, CuCor), ruban, clip

Le câblage des puces semi-conductrices de puissance est une étape qui se produit dans les dernières phases de l'assemblage, il permet de relier électriquement les puces aux connecteurs du boîtier avant le procédé de moulage (encapsulation). Avec l'augmentation de la densité d'intégration et la réduction des dimensions, le câblage devient une phase critique surtout lorsqu'il s'agit de se connecter sur de très petites surfaces avec des fils, généralement en aluminium, dont le diamètre varie entre 100 et 500 μm . Les stabilités mécaniques et thermiques des liaisons filaires sont soumises à question. En effet, on admet aujourd'hui que les fils d'interconnexion en aluminium ont une défaillance de rupture non pas au niveau de l'interface puce-fil, mais dans le fil lui-même. Cette dégradation est accélérée par la fatigue du joint puce/substrat.

En conséquence, deux principaux facteurs d'amélioration de la fiabilité des fils d'interconnexion sont identifiés :

- 1- Une amélioration de la qualité des joints de brasure puce-substrat aura un impact direct sur la durée de vie de la liaison du fil située sur la puce semi-conductrice [59]. En effet, l'augmentation de la durée de vie de ce joint réduira l'augmentation de la température de jonction qui déclenche la dégradation du fil de liaison.
- 2- Le matériau du fil lui-même offre une source potentielle d'amélioration de la fiabilité. En analysant le mode de défaillance des fils Al, la fissure initiale se forme toujours près de l'interface du semi-conducteur. Lors du vieillissement, cette fissure se propage le long des joints de grains Al-Al. En effet, la combinaison d'une grande disparité dans les CDT du Si/SiC et Al est l'élément déclencheur de cette propagation de la fissure [60].

Le cuivre semble être un très bon candidat pour remplacer l'Al. En plus de ses propriétés mécaniques supérieures, le Cu propose également une conductivité électrique et thermique beaucoup plus élevée que celles de l'Al. Cette conductivité supérieure peut permettre des densités de courant plus élevées pour les modules de puissance. Jusqu'à présent, le principal obstacle au câblage par ultrasons des fils Cu était l'inadéquation entre les propriétés mécaniques de Cu et les métallisations supérieures des puces semi-conductrices. Pour une métallisation de puce en Al, le fil Cu s'enfonce dans l'Al qui est un métal mou, entraînant des dommages dans la puce et aux interfaces de la liaison. Par conséquent, une nouvelle métallisation en Cu est recommandée (Figure I:17). Les fils en cuivre sont également mis en évidence pour leur faible coût [61].

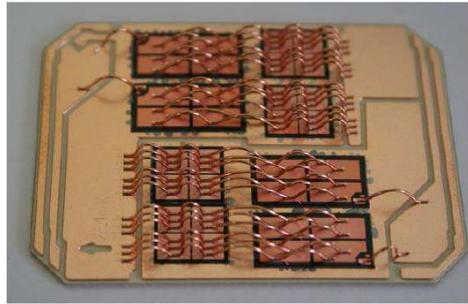


Figure I:17 Connexions des puces IGBT à métallisation Cu sur substrat par fils Cu 400 µm [61]

Afin d'améliorer la performance de ces deux fils, Heraeus a étudié deux matériaux de fils de liaison [62]: un fil Al classique de pureté élevée (Al-H11 d'Heraeus) et un nouveau fil Cu revêtu Al (CucorAl d'Heraeus) [63]. Ce dernier est constitué d'un noyau en Cu et d'un revêtement en Al. La fraction de surface de Cu / Al est d'environ 70/30. Le fil CucorAl a un coefficient de dilatation thermique de $19,5 \text{ ppm.K}^{-1}$, pour la plage de température de -50 °C à 250 °C , et une conductivité électrique de $51 \times 10^{-6} \text{ S.m}^{-1}$.

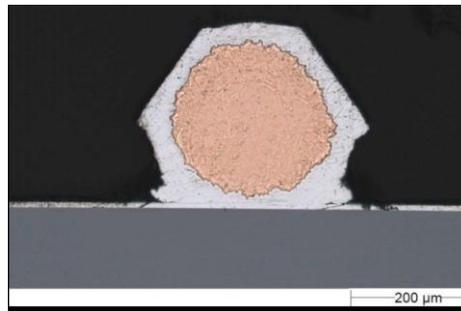
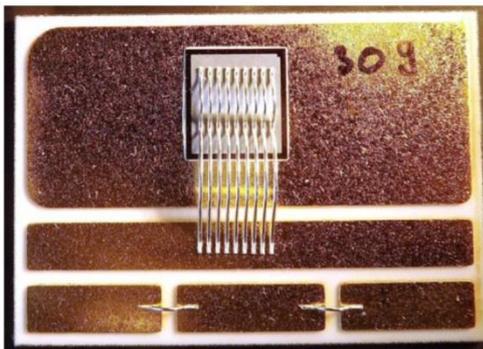
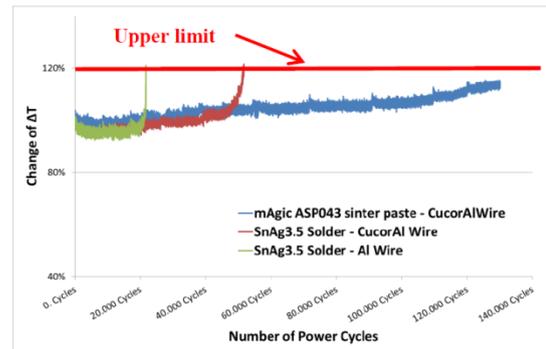


Figure I:18 Vue en coupe d'un CucorAl [62] [63]

Dans les travaux d'Heraeus [62], un assemblage avec de l'argent fritté et du CucorAl a été mis au point afin de comparer les différentes techniques de report de puces (Figure I:19). La stabilité du joint fritté combinée à l'amélioration de la durée de vie du fil CucorAl par rapport au fil Al a permis une extension remarquable de la durée de vie des modules par rapport aux modules classiques.



(a) : assemblage avec Ag fritté et fils CucorAl



(b) : variation du ΔT lors d'un cyclage actif

Figure I:19 Assemblage avec joint Ag fritté et CucorAl [62] ; comparaison entre le frittage d'argent mAgic ASP043 et la basure SnAg3.5, et entre un câblage Al et un câblage CucorAl

Une autre solution de câblage, le « copper clip » permet de relier les sources des transistors à l'alimentation grâce à une plaque en cuivre. Ce « clip » permet de relier la partie supérieure de la puce semi-conductrice de puissance aux métallisations du substrat, en réduisant la résistance R_{on} totale du module et en améliorant la liaison électrique et le rendement thermique du module [64]. NXP Semiconductors [65] ont

développé une nouvelle technologie qui permet de placer les clips à la fois sur la grille et sur la source d'un transistor MOSFET. Leur méthode s'appelle « Matrix Clip Assembly ». Cependant, un gauchissement apparaît sur le « clip » à cause de l'écart du CDT entre le « clip » et l'encapsulant [66].

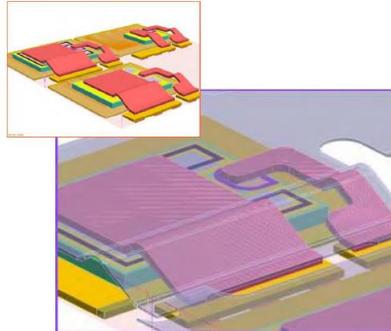


Figure I:20 Design d'un assemblage avec un « clip »

Le câblage par ruban est une autre alternative au câblage filaire ou au clip. Des rubans en aluminium forment cette alternative aux fils en aluminium [67]. Les outils actuels permettent de faire des câblages de ruban de taille 80 mil x 8 mil [68]. En terme de conductivité, un ruban en cuivre peut remplacer jusqu'à 5 fils de câblage en Al de diamètre de 400 μm (surface 3,2 fois supérieure, conductivité 1,6 fois supérieure) [69]. Cependant, il faut noter que la métallisation des puces doit être du même matériau que le ruban.

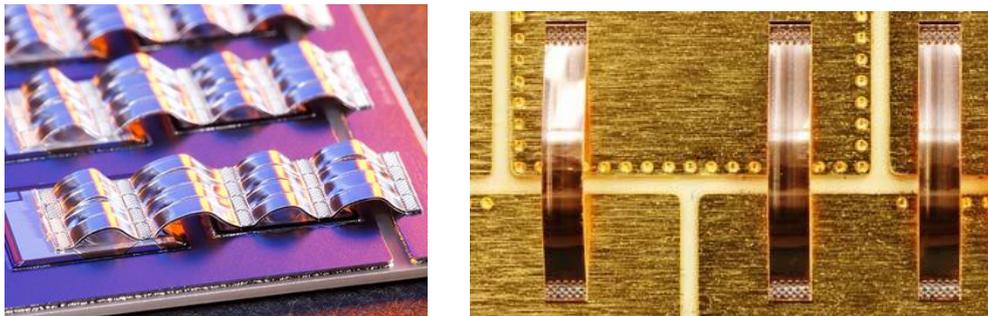


Figure I:21 Assemblage par « ribbon bonding » [69]

Comme la demande d'augmentation de la densité de puissance est importante, les convertisseurs de puissance ont tendance à nécessiter des fréquences de fonctionnement plus élevées, des systèmes de refroidissement à double face et un design plus compact. Toutes ces exigences demandent des technologies d'interconnexion de substitution afin de permettre une réalisation d'assemblage 3D et une meilleure fiabilité. Parmi ces technologies, on peut utiliser les joints de brasure en remplacement des fils de liaison. D'autres technologies, celles de métallisation planes qui permettent non seulement une interconnexion au niveau de la puce, mais également une interconnexion entre multiples puces empilées d'une manière quasi-3D (cf. figure i:22). La fiabilité, le comportement thermique et le coût de fabrication de ces derniers ainsi que les technologies émergentes sans fil de liaisons sont les étapes cruciales de leur introduction dans le marché.

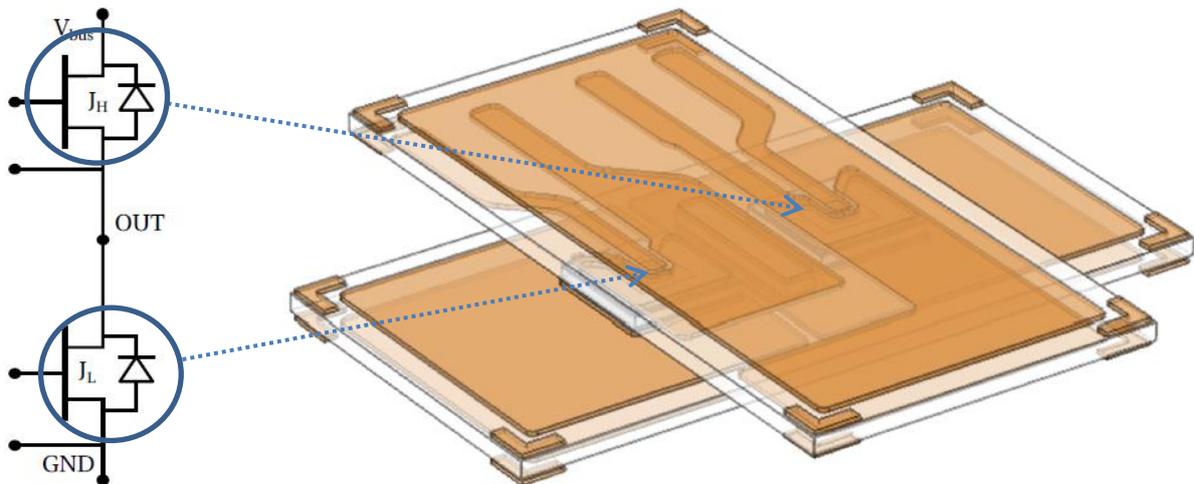


Figure I:22 Assemblage 3D de puce JFET SiC (SiCED) en configuration « sandwich » [70] [71]

1.1.3.3.7. Encapsulant

Avant la fermeture du boîtier du module de puissance, un encapsulant est déposé sur les composants. L'encapsulant a pour but, d'une part d'assurer la tenue diélectrique du module de puissance, d'autre part de protéger les puces semi-conductrices de puissance des agressions externes (humidité, contamination, oxydation...). De plus, il doit renforcer l'isolation électrique entre les conducteurs et améliorer la tenue aux décharges partielles dues notamment aux défauts des métallisations des substrats.

L'encapsulant généralement employé dans les modules de puissance est le gel diélectrique à base de matériau siliconé. Il vient remplir le volume libre. Il faut veiller lors de son application à dégazer le gel (en le soumettant à un léger vide) afin d'éviter la formation de bulles d'air qui vont dégrader sa tenue diélectrique (entre 15 et 20 kV/cm). On parle d'encapsulant de volume. Ce matériau polymère se présentant sous forme liquide est polymérisé à température ambiante ou à haute température. Les produits standards de gel silicone ont un CDT très élevé de l'ordre de 200 ppm/°C, une conductivité thermique faible autour de $0,15 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et une tenue diélectrique entre 15 et 20 kV/mm. Des travaux actuels essaient d'augmenter la température d'utilisation limite à 250 °C afin d'être compatible avec les applications hautes températures dans lesquelles le module de puissance va être utilisé [72]. Jusqu'à aujourd'hui, le Parylene F (de Comelec), un encapsulant de surface, a été testé à 275 °C ; il a montré une amélioration du délai avant l'observation de la défaillance. Cependant, il n'y a pas d'amélioration prévue pour atteindre la température d'utilisation limite de 300°C.

1.1.3.3.8. Avenir des modules de puissance

Les recherches et développements technologiques des modules de puissance s'intéressent actuellement à ;

- A l'amélioration des dissipateurs thermique et des technologies de refroidissement ;
- A l'augmentation de la densité d'assemblage (Intégration 3D [73]) ;
- Aux technologies d'interconnexion ;
- A l'amélioration de la fiabilité.

Une feuille de route pour le niveau d'intégration des modules de puissance est prévue jusqu'en 2020 (figure i:23). Les modules de puissance ont déjà beaucoup progressé cette dernière décennie : une

conductivité thermique plus élevée, une réduction du CDT de la céramique des substrats et une amélioration des technologies d'interconnexion [16].

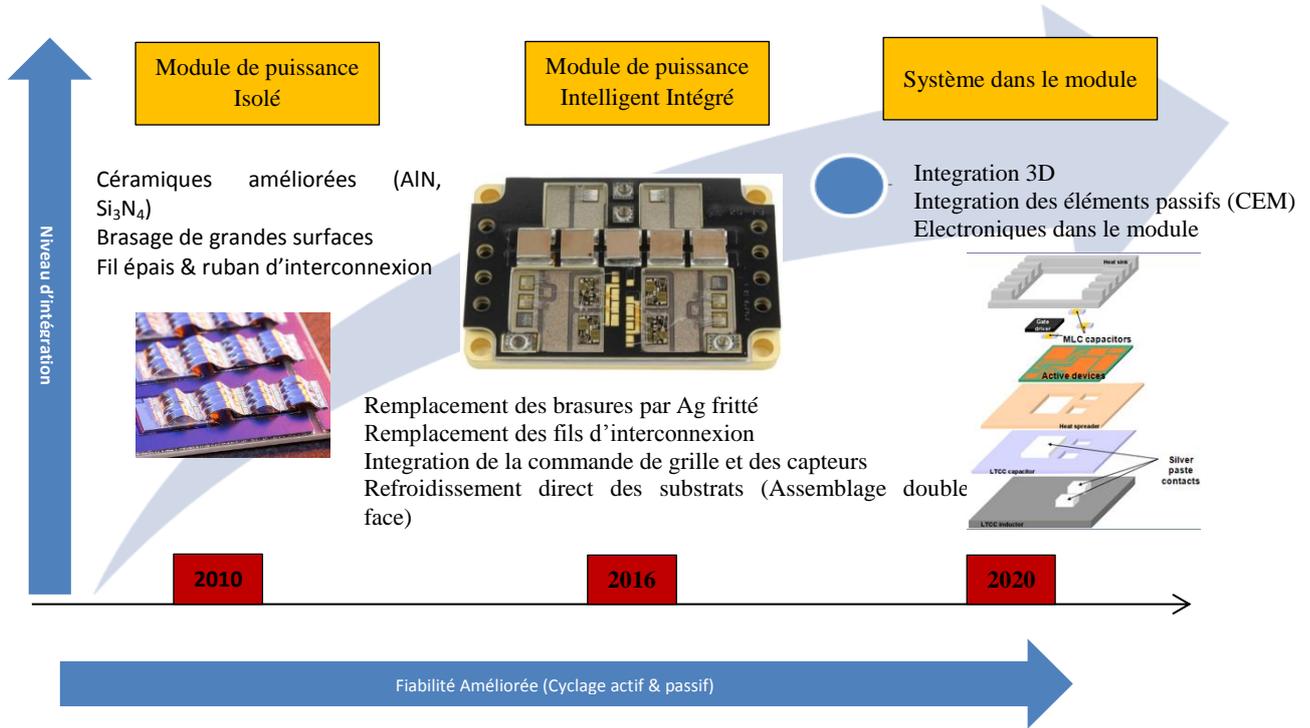
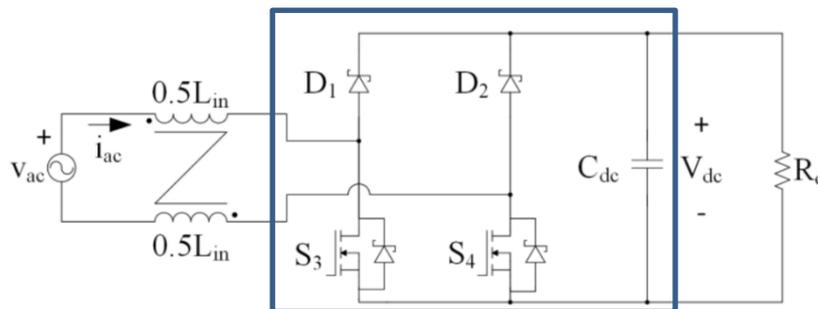
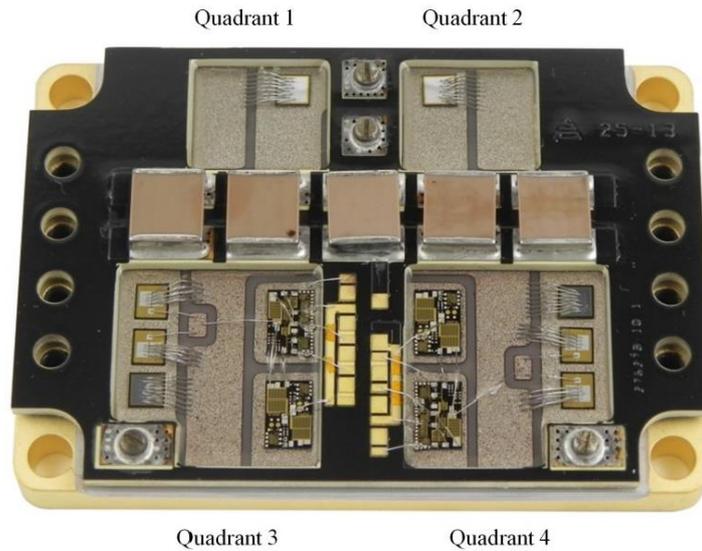


Figure I:23 Niveau d'intégration des modules de puissance [74]

Les tendances de recherches actuelles concernent le développement de technologies alternatives aux brasures d'interconnexion, comme le frittage ou sans interconnexion à fil. Les modules de puissance conçus en 2016 mettent en avant ces technologies ainsi qu'un niveau d'intégration plus élevé avec l'intégration des « drivers » (commande de grille) et des éléments passifs. La figure i:24 montre un exemple d'un module de puissance haute température intelligent d'APEI, Inc., à base de SiC avec la commande intégrée [75]. Dans cet exemple, dans les deux quadrants supérieurs (Q1 et Q2), on trouve une diode SiC schottky 20A par quadrant. Les deux quadrants inférieurs (Q3 et Q4) contiennent deux SiC MOSFET en parallèle avec une diode de roue libre SiC schottky 20A.



(a) : schéma électrique du module de puissance intelligent APEI, Inc.



(b) : Assemblage du module de puissance intelligent APEI, Inc.

Figure I:24 Exemple d'un module de puissance intelligent APEI, Inc., à base de SiC avec la commande intégrée [75]

L'augmentation du niveau d'intégration comprend l'intégration des composants passifs (comme pour le filtrage CEM) dans le module. Cette intégration nécessiterait des approches d'assemblage en trois dimensions pour répondre aux besoins volumétriques des composants passifs. L'ajout d'électronique de contrôle supplémentaire ou de protection se traduira par un système complètement intégré dans le module. Cette technologie est attendue pour 2020, cependant des laboratoires de recherches commencent à déposer des brevets à ce sujet ; comme par exemple, le brevet du CPES (Center for Power Electronics Systems - VirginiaTech) au sujet d'un assemblage de puissance 3D à électronique embarquée [73].

1.1.4. Mécanismes de défaillance des technologies d'assemblage

Comme évoqué ci-dessus, chaque technologie d'assemblage et chaque matériau a ses propres mécanismes de défaillance qui apparaissent lors du vieillissement de l'assemblage. On cite les mécanismes de défaillance les plus typiques décrits dans la littérature:

- La reconstruction de la couche d'aluminium de la métallisation de la puce ;
- La déconnexion ou fissures des pieds des fils de câblage ;
- La fatigue du joint puce / substrat ;
- La fatigue du joint substrat / semelle ;
- La dégradation de l'encapsulant ;
- L'instabilité en tension.

Causes	Conséquences physiques	Conséquences électriques / thermiques	Mode de défaillance	Indicateurs
Cyclage	Décollement des fils de câblage Dégradation des fils de câblage Dégradation des métallisations Fissure des puces et des substrats Délaminage des brasures	Déconnexions des faisceaux de fils de câblage. Augmentation locale de la température. Augmentation de V_{cesat} et de la résistance thermique jonction/boîtier	Puces en circuit ouvert ou en court-circuit selon le mode dégradation	Chute de tension, résistance thermique jonction/semelle, DED
Corrosion	Attaque chimique des fils de câblage et des métallisations	Déconnexions des faisceaux de fils de câblage	Puce en circuit ouvert	Chute de tension
Electromigration	Infiltration d'aluminium dans les puces Si	Diminution de la résistance de contact Si/métallisation	Puce en court-circuit	Courant de fuite
Décharges partielles	Agrandissement des microcavités dans le substrat isolant, création d'un canal conducteur dans le substrat	Perte d'isolation entre collecteur et radiateur pour une puce. Court-circuit	Puce en court-circuit	Mesure spécifique (quantité de charges lors des décharges)
Rayonnement cosmique	Génération de charges dans les oxydes de grille. Dégradation physique des puces Si	Rupture diélectrique de l'oxyde de grille. Court-circuit de puce	Commande en court-circuit. Puce en court-circuit	Tension de seuil, courant de fuite
Vieillessement de l'oxyde	Injection et piégeage de charges dans l'oxyde. Dégradation de la qualité de l'oxyde	Rupture diélectrique de l'oxyde de grille	Commande en court-circuit. Puce en court-circuit	Tension de seuil

Tableau I:5 Les différents mécanismes de dégradation et de vieillissement apparaissant sur les modules de puissance

La majorité des indicateurs de fiabilité existants et les mécanismes de défaillance types sont détaillés dans l'annexe 1. On présentera ici la défaillance principalement liée à la fatigue du joint entre la puce semiconductrice et le substrat. Ce mécanisme de rupture a pour causes [76] [77]:

- les contraintes thermomécaniques dues aux différents coefficients de dilatation entre les matériaux de la couche de brasure (Pb, Sn, Ag), la métallisation de la puce et le cuivre du substrat ; Les composants semiconducteurs de puissance et leur assemblage subissent généralement un cyclage thermique actif, induit par les variations des régimes de pertes par conduction et commutation dans les puces, elles-mêmes liées aux variations de régimes de fonctionnement des convertisseurs. Le gradient de température ainsi introduit entre la puce et le substrat engendre des contraintes thermomécaniques répétées cycliquement tout au long de la vie du composant. Les coefficients thermomécaniques des différentes couches de l'assemblage étant très dispersés, ces contraintes produisent alors une fatigue thermique, c'est-à-dire des dégradations physiques irréversibles conduisant à terme à la défaillance du composant et à l'assemblage.
- les vibrations à la fréquence de résonance de l'assemblage.

Les fissures dues à ces contraintes sont accélérées avec les lacunes et les pores dans les matériaux du joint. Les fissures dans l'interface entre la métallisation de la puce et la couche du joint peuvent provoquer le délaminage de la couche du joint. De plus, le procédé de brasage ou frittage lors de l'assemblage des modules de puissance introduit un certain nombre d'imperfections (formation de bulles résiduelles, de cavités,...) (Figure I:25), amorçant la dégradation des joints. Ainsi, il est délicat lors de l'analyse des modules après cyclage thermique de déterminer si les défauts apparaissant au sein des joints étaient originellement présents ou s'ils sont une conséquence directe du vieillissement accéléré.

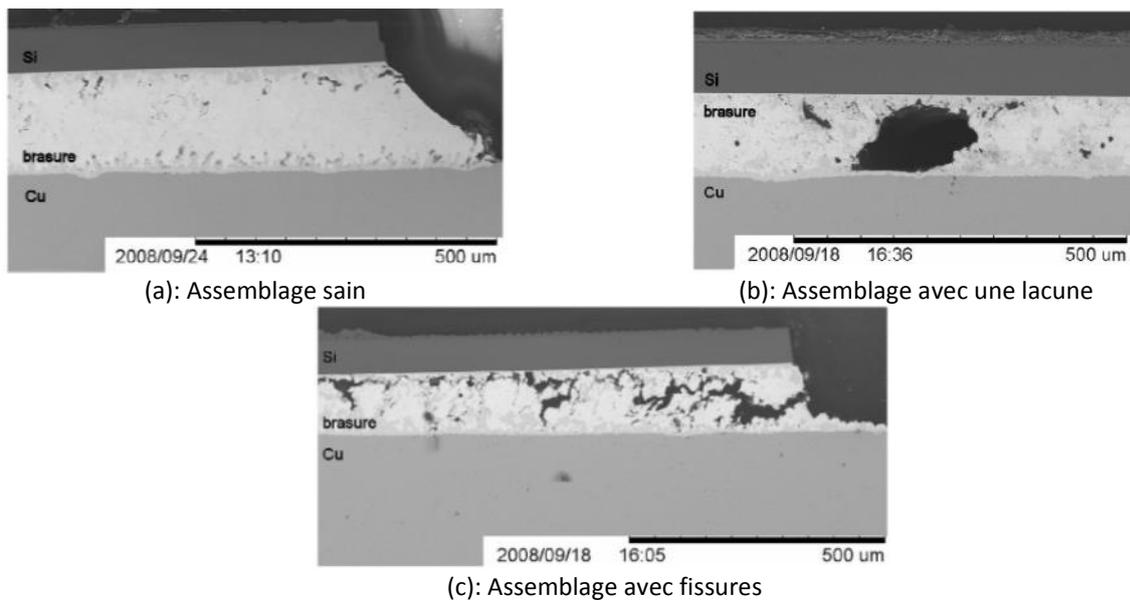


Figure I:25 Vue en coupe d'un assemblage puce/brasure/métallisation du substrat ; (a) : sain, (b) : avec lacune, (c) : avec fissures [78]

L'importance de cette fatigue dépend de la taille des cavités et de la constitution des alliages utilisés pour faire les joints [79]. La taille critique de ces cavités ainsi que leurs emplacements peuvent être déterminés de manière expérimentale ou par des moyens de simulation. Des efforts ont été faits par les fabricants de composants de manière à limiter la formation de cavités lors de l'assemblage du module, en contrôlant le profil de température lors de la fabrication du joint et durant les différentes phases de recuit.

Un indicateur de fiabilité pour ce mécanisme de rupture est la résistance thermique R_{th} ou l'impédance thermique Z_{th} . En particulier, la fatigue du joint dans la fixation de puce peut être testée en contrôlant régulièrement la valeur de la résistance thermique R_{th} pendant les essais de cyclage actif (auto-échauffement) à court terme.

Les grandes amplitudes de variation thermique entraînent également un phénomène d'écroûssage du cuivre des substrats avec un durcissement de cette métallisation. Il en résulte lors de la répétition de cycles de température une augmentation des contraintes mécaniques subies par la céramique jusqu'à atteindre la limite de rupture de celle-ci et, à terme, le décollement du cuivre des céramiques [80] [81] (Figure I:26). Ces dernières dégradent les performances électriques du composant, soit sur le plan de l'échange thermique, soit sur le plan de la résistance d'accès à la puce [82] [78]. Toujours de façon qualitative, la surface des interfaces et l'écart de CDT sont deux facteurs majeurs de la fatigue thermique.

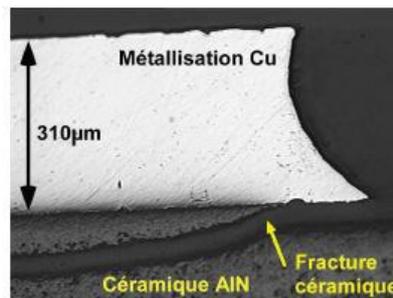


Figure I:26 Fissure dans la céramique sous la métallisation après un cyclage thermique passif variant de -30°C à 180°C [81]

1.1.5. Projet SiCRATES

L'objectif du projet SiCRATES est de développer de nouveaux procédés d'assemblage de composants en carbure de silicium (SiC) afin de proposer des démonstrateurs compatibles avec des environnements haute température (température de jonction de 300 °C, température ambiante de 200 °C) et engendrant de fortes variations de températures (-65 °C à 250 °C). Ce projet vise notamment à évaluer deux démonstrateurs (pont de diode et bras d'onduleur) produits pour les applications aéronautiques qui démontreront les performances des technologies d'assemblage de puce semi-conductrices de puissance en SiC.

Les procédés d'assemblage suivants sont particulièrement développés :

- Report de puces SiC par le procédé de frittage argent,
- Interconnexion de puce SiC par brasage de clips en cuivre, par soudage de fils de cuivre/aluminium, et par soudage de ruban métallique,
- Encapsulation grâce au développement et à la caractérisation de nouveaux matériaux compatibles haute température.

Des véhicules de test basiques « de 1ère itération », focalisés sur un procédé d'assemblage donné, sont réalisés dans un premier temps pour subir des tests de vieillissement accéléré. Les résultats de ces premières boucles permettent de fabriquer, dans une deuxième phase, des véhicules d'essai supplémentaires « de 2ème itération » pour lesquels le processus d'intégration des briques d'assemblage ainsi que la compatibilité des procédés et des matériaux sont vérifiés et validés.

Dans cette optique, les différents éléments des véhicules d'essai sont les suivants :

- Des puces diodes SiC développées et fabriquées par Ascatron ou des puces JFET SiC IJW120R100T d'Infineon (1200 V – 78 A).
- Le joint en argent fritté, d'ALPHA®,
- Le substrat en AMB Si₃N₄, de Kyocera®,
- Le boîtier TO254,
- Le câblage en fils CucorAl,
- Encapsulant, formulé et développé par le Laboratoire de Physicochimie des Polymères et des Interfaces (LPPI – Cergy-Pontoise) et produit par PROTAVIC.

Ma thèse s'inscrit particulièrement dans la partie modélisation des assemblages sélectionnés et vieillis dans ce projet. Ci-suit, l'état de l'art de la modélisation numérique.

1.2. Modélisation multiphysique des modules de puissance

Dans cette partie, on présentera les différents outils de modélisations numériques des assemblages de puissance présentés précédemment. Les caractéristiques des modèles électrique, thermique et mécanique sont également abordées. On présentera enfin les différentes données matériaux nécessaires au développement du modèle numérique.

1.2.1. Définition et objectifs de la modélisation multiphysique

Par définition, la **modélisation physique** sert à **simuler les composants qui constituent un système**, ainsi que leur environnement, alors que la **modélisation multiphysique** permet de **simuler les couplages entre les différents phénomènes**, ce qui augmente les capacités d'optimisation. Les solutions de simulation numérique, qui permettent de modéliser les phénomènes physiques contribuent au processus d'ingénierie des systèmes complexes.

D'une manière générale, la modélisation multiphysique intervient essentiellement lors de la conception et le développement des produits avant la commercialisation. Elle peut être une partie importante intervenante aux différentes phases du cycle en « V » du développement d'un produit, comme illustré sur la figure i:27. Par exemple, le développement d'un produit électronique débute par l'établissement d'un cahier des charges avec le client, suivi de l'analyse qui a pour but de modéliser le problème. Puis, la conception modélise la solution technique ; elle est suivie par la réalisation d'échantillons/prototypes conformes à la solution. La modélisation numérique, le plus souvent graphique est plus facilement compréhensible par le client ; qui peut donc comprendre la modélisation du problème.

Pour les industriels qui développent des équipements et des systèmes électriques, le besoin en simulation multiphysique est essentiel pour aboutir à une représentation réaliste des modèles numériques prenant en considérations les aspects :

- **Thermiques** : conduction, rayonnement, convection,
- **Electriques** : calcul des pertes, surtensions, surintensités,
- CEM : calcul des courants du mode commun et différentiel, immunités des émissions rayonnées,
- Contrôle/commande : simulation des lois de commandes PWM, implémentation temps réel,
- **Mécaniques** : CAO, impact de vibration, impact des contraintes mécaniques.

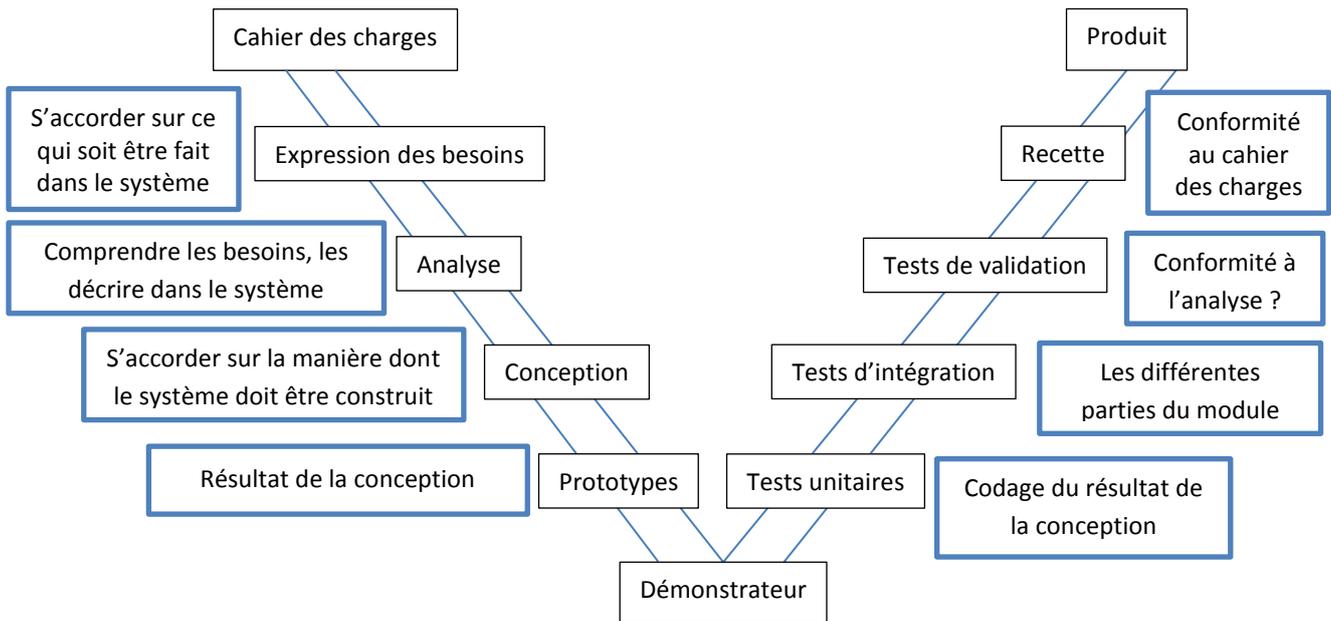


Figure I:27 Cycle en « V » pour le développement des modules de puissance

La seconde partie du cycle en V consiste en la vérification de la solution apportée (module de puissance « démonstrateur » par exemple) par une série de tests et la vérification du cahier des charges par le client du produit final. Il est important de noter que les différentes phases sont souvent réalisées par des équipes ou des personnes différentes. Par exemple, les vérifications par les tests ne sont en général pas effectuées par les mêmes personnes qui ont réalisé le démonstrateur à tester : cela renforce la confiance dans le produit fini en évitant l'auto-vérification. Le plus souvent, les différents tests sont spécifiés par les équipes qui ont analysé le problème et conçu la solution, mais ils sont exécutés par les équipes qui opèrent les vérifications. À titre indicatif, en développement informatique, il existe une méthodologie appelée « développement conduit par les tests » (en anglais, *test-driven development* - TDD) qui consiste, dans la phase d'implantation, à « écrire » les tests avant d'écrire les fonctions à tester.

Sauter l'étape des prototypes physiques en conception implique de disposer de solutions de simulation capables de prendre en compte tous les phénomènes physiques mis en oeuvre dans un système. Les solutions de simulation multiphysique couplées aux outils de conception des composants de contrôle-commande servent à prédire le comportement du système et les interactions de ce dernier avec son environnement final.

Par multiphysique, on entend également « un couplage » entre plusieurs physiques, en effet le dimensionnement de produits industriels complexes nécessite de plus en plus la prise en compte d'une large gamme de phénomènes physiques couplés. On distingue deux types de couplage ;

- Le couplage dit « faible » tel que l'électro-thermo-mécanique qui intègre plusieurs phénomènes dont les variables peuvent être découplées au niveau des équations numériques et donc calculées successivement de manière indépendante.
- Le couplage dit « fort » intègre des phénomènes tels que la piézo-électricité ou l'induction magnétique dans lesquels les variables sont couplées au niveau des équations et ne peuvent être calculées séparément. C'est le cas également des phénomènes de thermo-mécanique dans lesquels les zones de contact s'ouvrent ou se ferment en fonction des dilatations thermiques.

Lorsque la réalité industrielle est complexe, autant d'applications font jouer simultanément plusieurs physiques : mécanique, hydraulique, acoustique, électricité, magnétisme, chimie, thermique voire biologie. Chacune a ses lois et ses modèles de simulation, pour la plupart bien maîtrisés... mais indépendants les uns des autres. Pourtant, il faudrait, dès la construction du modèle, considérer les couplages multiphysiques et réaliser des simulations tenant compte des interactions et des couplages entre les physiques.

Dans l'article de L'Usine Nouvelle n° 3185, il est apparu que le couplage multiphysique est « *simple à dire, plus difficile à mettre en oeuvre, tant pour des raisons de conception d'algorithmes et de disponibilité de puissance de calcul, qu'à cause de la rareté des compétences croisées chez les ingénieurs menant ces simulations.* »

L'industrie qui développe des couplages forts, c'est-à-dire des algorithmes intégrant des paramètres de physiques différentes dans un même modèle, propose une solution très complexe par rapport aux modèles qui optimisent l'échange des données entre solveurs. En effet, lorsque le couplage fort intègre des paramètres physiques différents dans un même modèle ceci nécessite un seul et unique maillage, mais le problème est que les maillages utilisés pour modéliser les déformations structurales d'un matériau n'ont généralement rien à voir avec ceux nécessaires à la simulation des écoulements de fluides par exemple. Chaque physique a son propre modèle ; ceci est plus facile à comprendre pour un couplage thermo-électrique : d'un côté, on a un modèle 3D pour la thermique, et un modèle 1D pour l'électrique. En effet, depuis la conception en avant-projet, jusqu'à étude de défaillance en fin de vie, aucun outil informatique n'est capable de couvrir à lui tout seul un tel spectre. La tendance est donc plutôt au développement de plates-formes permettant d'optimiser les interfaces entre solveurs, avec un solveur dédié par physique.

Dans la famille des outils produits développés pour la modélisation numérique, citons quelques éditeurs et leurs produits selon les physiques traitées :

- ➔ En mécanique des structures, on cite : Mechanical d'Ansys® ; Abaqus de Dassault Systèmes ; MSC Nastran™ ; Creo™ Simulate de PTC® ; NX Simulation de Siemens...
- ➔ En mécanique des fluides, on cite : Fluent d'Ansys® ; Star-CD de CD-adapco...
- ➔ En transferts thermiques, on cite : Icepak d'Ansys® ; MSC Sinda®...
- ➔ En dynamique, on cite : MSC Adams®...
- ➔ En acoustique et vibrations, on cite : MSC Actran™ ; VA One™ d'ESI®...
- ➔ En électrotechnique et électronique, on cite : Simplorer® d'Ansys® ; Saber™ de Synopsys® ; PSIM® de PowerSim ; OrCAD® PSpice® de CADENCE®...
- ➔ En électromagnétisme, on cite : HFSS™ et Maxwell® d'Ansys®...
- ➔ En fatigue, on cite : Castor Fatigue de Cetim ; MSC Fatigue®...
- ➔ En systèmes de contrôle et mécatronique, on cite : Scade® et Simplorer® d'Ansys® ; LMS® Imagine.Lab ; MapleSim de MapleSoft ; MatLab® et Simulink® de MathWorks® ; MSC Easy5® ; MathCAD® de PTC®...

Finalement, on ne cite pas ici les nombreux grands éditeurs de CAO qui proposent, avec leur offre de conception, une option de calcul et simulation plus ou moins avancée (PTC, Dassault-Systèmes).

Parmi les outils dont on dispose actuellement chez Safran, on cite : Matlab®/Simulink®, ANSYS®, Synopsys: Saber®, MSC Adams®, AMESim®, Powersim: PSIM®, dSPACE.

Les études en électronique de puissance aujourd'hui s'intéressent principalement aux modélisations du composant [83], dans son environnement [84] [85], jusqu'à sa défaillance [86] [87]. Dans le cas d'étude de fiabilité, on s'intéresse également à la conception par une approche probabiliste [88].

1.2.2. Modèle électrique – 1D

En électronique de puissance, on s'intéresse principalement à l'étude du comportement électrique et au couplage CEM. La modélisation électrique fait appel à des éditeurs d'outils de conception qui intègrent une simulation analogique, numérique et mixte tels Cadence Design Systems, Mentor Graphics et Synopsys. On s'intéresse principalement à deux logiciels de modélisations électriques : Simplorer® d'ANSYS® et Saber™ de SYNOPSYS®. La modélisation électrique des composants actifs passe par le biais d'une programmation en langages VHDL-AMS et MAST.

VHDL est le sigle de *VHSIC Hardware Description Language* ; VHSIC vient quant à lui de *very-high-speed integrated circuits*, une initiative de la Défense américaine dans les années 1980 visant à la construction de circuits intégrés très rapides. Le VHDL est un langage de description du matériel utilisé en électronique. En tant que standard, il est indépendant du logiciel utilisé pour la compilation, la programmation des composants, la simulation, etc. Dès 1987, ce langage a été standardisé par l'IEEE en tant que 1076-1987. Afin d'inclure les extensions pour gérer les signaux analogiques et mixtes, le langage VHDL-AMS (VHDL Analog and Mixed-Signal Extensions Working Group) a été développé. Il a été instauré dans l'intention de permettre aux concepteurs de systèmes à signaux analogiques et mixtes et de circuits intégrés de pouvoir créer et d'utiliser des modules qui encapsulent les descriptions de comportement de haut niveau, aussi bien que des descriptions structurelles de systèmes et de composants. Voici un exemple d'une description d'une diode en VHDL-AMS [89] (Tableau I:6).

Exemple de code :	
<pre> library IEEE, disciplines; use IEEE.math_real.all; use disciplines.electrical_system.all; entity DIODE is generic (Isat : current := 1.0e-14); port (terminal p, n : electrical); end entity DIODE; architecture IDEAL of DIODE is quantity v across i through p to n; constant TempC : REAL := 27.0; constant TempK : REAL := 273.0 + TempC; constant vt : REAL := PHYS_K*TempK/PHYS_Q; begin i == Isat*(exp(v/vt)-1.0); end architecture IDEAL; </pre>	<pre> -- Charger la librairie IEEE, -- Importer les outils math_real de la librairie IEEE, -- Importer electrical_system de la librairie disciplines, -- Courant de saturation ; Isat est un nom générique -- Port « N » et « P » de la diode -- Architecture d'une diode idéale -- Sens de passage du courant -- Température en °C -- Température en K -- Equation de la tension thermique -- Equation du courant </pre>

Tableau I:6 Modèle d'une diode idéale en VHDL-AMS

L'équation du courant électrique caractérisant le modèle VHDL-AMS de la diode est obtenue par l'équation de Shockley:

$$i = I_{sat} * \left(\exp \frac{v}{v_t} - 1.0 \right)$$

Equation I:1 – Courant traversant la diode

avec,

- v , la tension aux bornes de la diode,
- v_t , la tension thermique égale à $\frac{kT}{q} = 26 \text{ mV}$ (à $T = 20 \text{ °C}$) où k = constante de Boltzmann, T = température absolue de la jonction, q = charge d'un électron ($q = 1,6 \times 10^{-19} \text{ C}$),
- I_{sat} , courant de saturation, constante spécifique au type de diode.

Quant au langage **MAST**, il a été mis en place pour l'outil Saber™ de SYNOPSYS® [90]. L'avantage du langage MAST par rapport au langage VHDL [91] est la possibilité de **combiner plusieurs physiques** (électrique, optique, mécanique), sans retranscription en électrique, d'ajouter des équations de corrélation entre les composants et de communiquer les informations entre les modèles. Ce langage MAST est principalement utilisé pour l'optimisation des modèles électriques complexes en aéronautique et automobile. Les modèles de composants complexes comme un IGBT couplé avec une machine asynchrone sont ainsi développés en langage MAST [92].

Cependant, il est possible d'utiliser les modèles en VHDL des composants mis à la disposition des éditeurs des logiciels ou des fournisseurs des composants à semi-conducteurs de puissance [93]. Ces modèles VHDL sont souvent suffisants pour réaliser la modélisation électrique.

Avec l'ensemble des composants formant le système électrique, il est possible de réaliser le modèle du circuit électrique assurant l'une des fonctions évoquées en section 1.1.3.3 (Hacheur, onduleur ou redresseur) [94].

1.2.3. Modèle mécanique par éléments finis – 2D/3D

La méthode des éléments finis (MEF) est une méthode d'approximation numérique de solutions de problèmes d'équations aux dérivées partielles (EDP) aux limites. Il s'agit, comme dans toutes les méthodes numériques, de trouver une approximation discrète. De ce fait, l'appellation éléments finis vient de la décomposition du domaine d'étude en éléments : ils sont souvent représentés par un maillage, voir figure i:28. Les outils à modélisation en éléments finis deviennent des outils incontournables en mécanique (fluide et solides, interactions, structures).

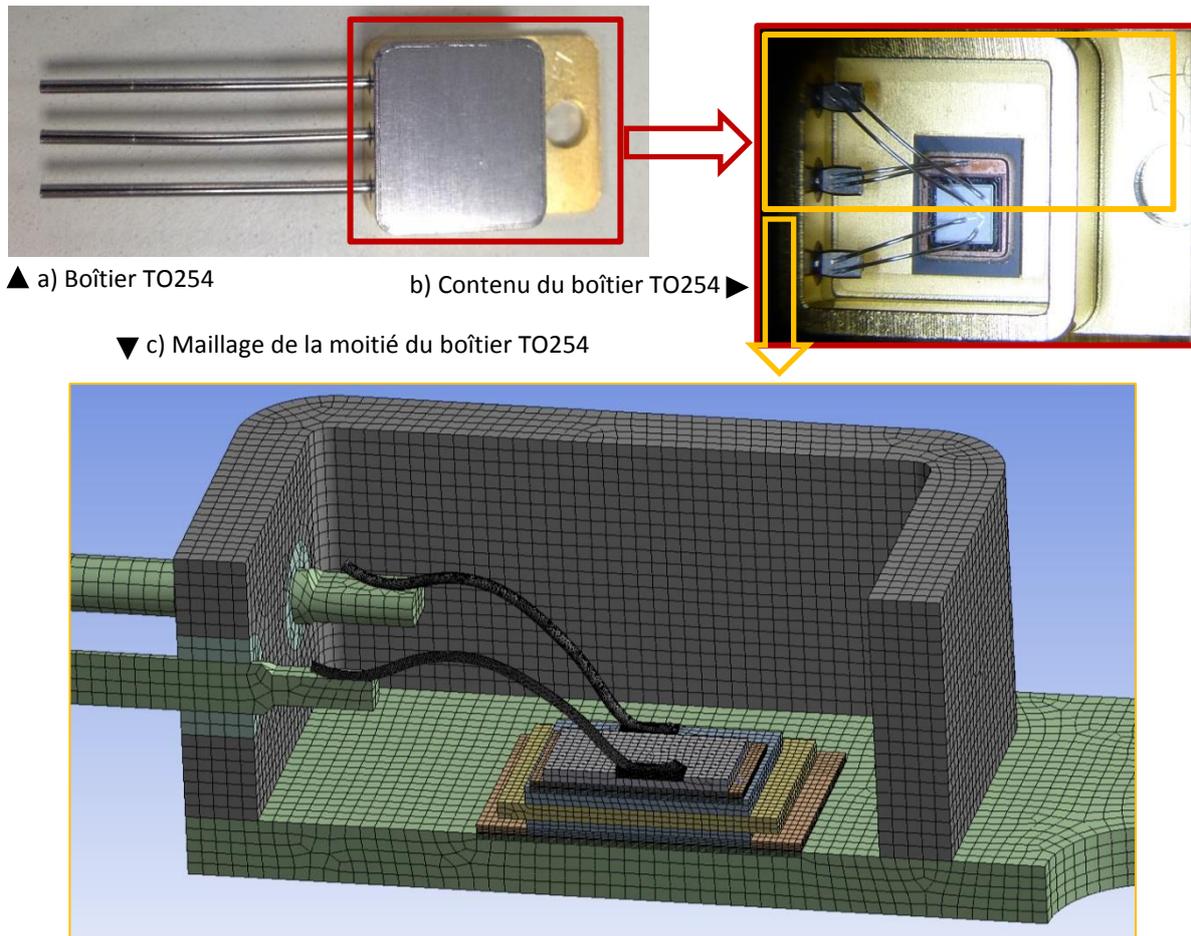


Figure i:28 Maillage en éléments finis de la moitié du boîtier TO254 assemblé dans le cadre du projet SiCRATES.

Pour la modélisation de l'assemblage par la méthode d'éléments finis en 2 dimensions (2D) ou 3 dimensions (3D), on distingue deux modèles ; le modèle thermique et le modèle mécanique. Ces modélisations sont réalisées dans notre étude avec l'outil Mechanical® d'ANSYS®.

Le modèle mécanique permet d'étudier l'impact des contraintes extérieures (température, pression, etc...) sur le comportement mécanique des matériaux. Celui-ci se traduit par l'évaluation de la variation des contraintes et des déformations avec le temps. Ce type de modèle permet de modéliser des parties séparées de l'assemblage, par exemple une modélisation du fil de câblage et du corps avec lequel il est en contact [95] (figure i:29), ou bien une modélisation du substrat pour évaluer les phénomènes de gauchissement [96], mais également un composant ou un système complet (figure i:28).

La modélisation numérique mécanique s'effectue en cinq étapes ;

- Réalisation du dessin de la géométrie en 2D ou 3D,
- Réalisation du maillage en éléments finis, une méthode numérique permettant de résoudre des équations aux dérivées partielles à chaque nœud de cette discrétisation spatiale,
- Application des conditions limites ; température, pression, etc.,
- Exécution du calcul (i.e. des équations physiques), avec le solveur propre à chaque éditeur de logiciel,
- Traitement des résultats, issus du calcul.

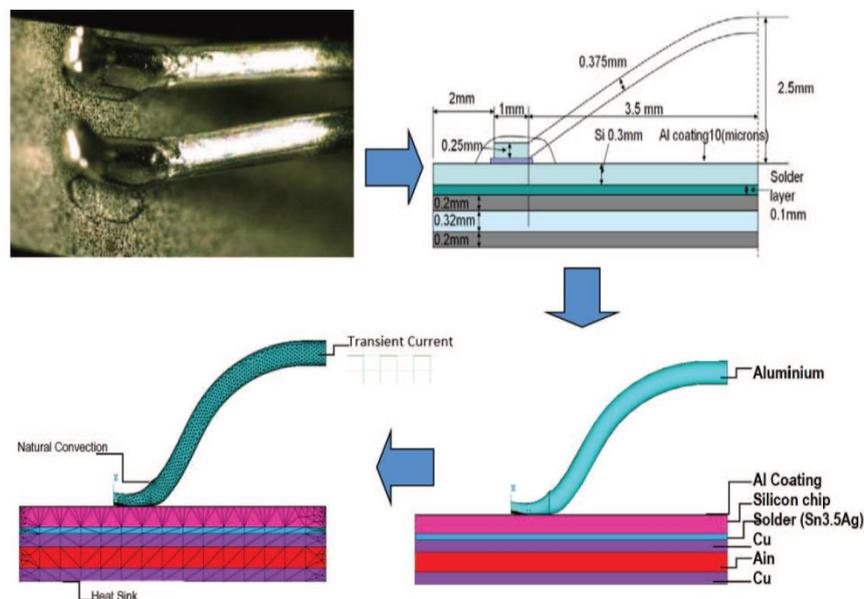


Figure I:29 Modélisation en Elements Finis d'un assemblage d'un fil de câblage sur une puce [95]

Le choix du maillage est essentiel dans la modélisation. En fonction du maillage, certaines études peuvent être faites. Chaque type de maillage peut représenter analytiquement un comportement dynamique de certains systèmes physiques (mécaniques, thermodynamiques, acoustiques, etc.). Avec ANSYS, on reconnaît une centaine d'éléments différents ; on liste dans le tableau i:7 les éléments utilisés en mécanique de structure, en thermique et en couplage thermo-mécanique [97]. Il faut noter que pour la même forme d'élément, on peut avoir plusieurs physiques [SOLID90 a un seul degré de liberté (DDL) (température) et SOLID226 propose cinq degrés de liberté (température, tension, déplacement selon X, Y et Z)]. En même temps, dans le même maillage, on peut avoir plusieurs formes d'éléments choisis en fonction de la forme de la géométrie ; on utilise la forme tétraèdre pour les géométries circulaires (sphériques, cylindriques).

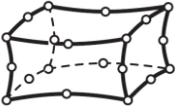
Elements à 5 degrés de libertés	Forme de l'élément	Elements à 1 degré de liberté
SOLID226 3-D 20-Node Coupled-Field Solid 20 nodes 3-D space DOF: UX, UY, UZ, TEMP, VOLT	Hexahedron 	SOLID90 3-D 20-Node Thermal Solid 20 nodes 3-D space DOF: TEMP
SOLID227 3-D 10-Node Coupled-Field Solid 10 nodes 3-D space DOF: UX, UY, UZ, TEMP, VOLT	Tetrahedron 	SOLID87 3-D 10-Node Tetrahedral Thermal Solid 10 nodes 3-D space DOF: TEMP

Tableau I:7 Quatre types d'éléments avec ANSYS® [97]

En modélisation 2D, c'est la théorie des coques qui s'applique ; permettant de calculer les contraintes et déformations dans un maillage en élément 2D coque soumis à des charges.

Lors de la modélisation mécanique 3D ou 2D, les conditions limites sont constituées :

- ⇒ Mécaniquement, de points fixes pour faciliter la convergence de la solution. Dans le cas d'une modélisation d'un module de puissance, le point fixe est placé à l'un des coins les plus bas de la face inférieure.
- ⇒ Thermiquement, à des températures constantes dans des volumes (cas 3D), ou sur des surfaces (cas 2D).

Lors de la modélisation, s'il y a des symétries dans la géométrie, il est préférable de réaliser des modèles de géométries à demi-assemblages puis d'appliquer une symétrie. Cette symétrie est appliquée également comme une condition limite. Le choix porté à une symétrie permet de réduire considérablement le temps de calcul ; lorsque la moitié de la géométrie est prise en compte, le modèle maillé en éléments finis présente deux fois moins d'éléments, de même, le nombre des équations numériques du modèle est divisé par deux, ce qui entraîne une réduction du temps de calcul de moitié.

Une autre solution numérique consiste à réduire le modèle ; ANSYS® propose cette solution en effectuant un calcul sur toute la géométrie de l'assemblage en adoptant un maillage à éléments de grosse taille, puis le calcul est effectué de nouveau dans une zone où le maillage est raffiné, en prenant en compte les contraintes du modèle aux éléments de grosses tailles comme conditions limites. Il s'agit de la méthode de « réanalyse approchée ».

1.2.4. Modèle thermique par éléments finis – 3D

Dans le monde de l'électronique de puissance, la modélisation thermique permet principalement la conception et le dimensionnement des systèmes de refroidissement qui prennent souvent un grand volume dans les convertisseurs. Pour une réduction de coût, la modélisation thermique permet de développer des systèmes de refroidissement multifonctions dans un convertisseur (conduction thermique, interconnexion électrique, support mécanique). La modélisation thermique de l'assemblage permet:

- ➔ D'optimiser la fiabilité de l'assemblage, en étudiant les solutions technologiques optimisant le transfert thermique entre la puce et le système de refroidissement,
- ➔ De calculer la résistance thermique de l'assemblage, en évaluant les solutions technologiques, le but est d'avoir la plus faible résistance thermique permettant d'avoir le meilleur transfert thermique vis-à-vis les pertes électriques [98].

- D'avoir une répartition thermique de la chaleur lorsqu'un composant est en auto-échauffement lorsque les autres éléments de l'assemblage sont à température ambiante.

Les conditions limites suivantes sont souvent celles utilisées dans un modèle thermique:

- Une puissance à injecter dans le composant,
- Un puits thermique à température fixe de 25 °C [99] ou bien un coefficient de convection au niveau du système de refroidissement [100],
- Des conditions adiabatiques sur les surfaces supérieures et latérales de l'assemblage [100].

1.2.5. Caractérisation des matériaux en amont de la modélisation

En chaque nœud du maillage du modèle en éléments finis plusieurs équations régissant la physique sont calculées. Les paramètres de ces équations sont définis par les données physiques des matériaux. Chaque modélisation multiphysique nécessite donc la création d'une base de données matériaux représentative. On liste dans la suite quelques modèles et données matériaux utilisés pour la modélisation numérique.

1.2.5.1. Modèles linéaires des propriétés des matériaux

Des données matériaux dites « linéaires » sont présentées dans le tableau qui suit. Mécaniquement, on prend en compte la densité du matériau (Kg.m^{-3}), son module de Young (Pa), son coefficient de Poisson, son coefficient de dilatation thermique (ppm/K). Thermiquement, on prend en compte la chaleur spécifique ($\text{J.Kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$) et la conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) du matériau. Electriquement, ce sont les paramètres électriques des composants à semi-conducteurs qui sont pris en comptes, tels que la valeur de la résistance, de l'inductance, de la capacité pour les composants passifs, ou bien les valeurs des courants de saturation pour les diodes. Notons que l'ensemble de ces paramètres peuvent être déterminés en fonction de la température, ce qui fera par la suite une porte d'entrée pour le couplage thermo-mécanique ou bien thermo-électrique.

Ci-suit un tableau qui liste les données matériaux thermiques et mécaniques habituellement utilisées dans le module de puissance [101].

Matériau	Module d'élasticité (GPa)	Coefficient de Poisson	Limite de flexion	Coefficient de dilatation thermique (ppm/K)	Conductivité thermique (W/m.°C)	Chaleur spécifique (J.Kg ⁻¹ .K ⁻¹)
Puce						
Silicium (Si)	107-165	0,22-0,3	-	2,5 (de 20 à 100°C)	150	700
Carbure de Silicium (SiC) [37]	410-450	0,14	-	4	450	-
Nitride de Gallium (GaN) [102] [103]	150-181	0,23	-	4,3 à 4,6 (de 26 à 726°C)	130	-
Brasure						
AuSn	68	0,405	-	16	57	150
Argent fritté	Tableau I:9	0,25	-	19,5	160	100
Substrat céramique métallisé (DBC et AMB)						
Substrat d'alumine 95% ou 98% Al ₂ O ₃	366-400	0,22	350	7,7 (à 20°C)	24	820
Substrat AlN pureté 98%	344	0,24	400	4,5 (à 20°C)	170	740
Substrat céramique brasé Si ₃ N ₄	300	0,24	850	2,8-3,6	58	740
SEMELLE						
Cuivre (écroui)	128	0,36	-	17,3 (de 20 à 100°C)	390	385
AlSiC	450	-	-	7,5-12	150-200	-

Tableau I:8 Données mécaniques et thermiques des matériaux des modules de puissance

Les données matériaux des joints de brasure ont été citées dans le tableau I.2 de la section 1.1.3.3.2.

Température (°C)	-40	0	25	60	120	150
Module de Young (GPa)	9,01	7,96	6,28	4,52	2,64	1,58

Tableau I:9 Variation du module de Young de l'argent fritté en fonction de la température [104]

1.2.5.2. Modèles non-linéaires des propriétés des matériaux

Les propriétés mécaniques (le module de Young, le coefficient de poisson, densité et le coefficient de dilatation thermique) dépendent de nombreux facteurs dont la température d'utilisation, de l'état de surface, des conditions d'application des efforts ou de la vitesse de déformation du matériau. Il existe des essais normalisés pour permettre la détermination de ces propriétés matériaux avec une précision suffisante. Les propriétés mécaniques des matériaux permettent de les classer dans trois grandes familles : les matériaux élastiques, les matériaux plastiques et les matériaux viscoélastiques ou viscoplastiques.

Un **matériau élastique** admet de petits déplacements réversibles des atomes autour de leur position d'équilibre dans le réseau cristallin sous l'action d'une force. Les caractéristiques d'élasticité sont

indépendantes de la direction et le comportement élastique est linéaire pour les matériaux métalliques et les polymères non étirés et non renforcés.

Lorsque la limite d'élasticité est dépassée, le matériau, considéré alors **plastique**, voit ses atomes du réseau cristallin changer de place sous l'action d'un effort de cisaillement. La prise en compte des défauts du cristal, notamment des dislocations, est indispensable pour comprendre le comportement plastique. Lorsqu'une déformation plastique est provoquée, on constate que la résistance à la déformation augmente car les dislocations interagissent entre elles et de nouvelles dislocations prennent naissance, venant augmenter les interactions. Cette augmentation de la résistance à la déformation plastique est l'écrouissage. Si on relâche l'effort qui a provoqué la plasticité, on constate un retour élastique: le domaine élastique s'étend jusqu'à la contrainte qui était appliquée précédemment, ce qui se traduit par une augmentation de la limite élastique. Ce phénomène est limité par l'apparition de microcavités qui provoquent une diminution de la section résistante et conduisent à la rupture ductile. Ce comportement plastique est généralement utilisé pour les matériaux tels que le cuivre, l'aluminium, etc.

Le **modèle de Chaboche** décrit ce comportement plastique. Ce modèle enrichit les modèles de fluage avec des paramètres de plasticité pour représenter la viscoplasticité. Il est notamment utilisé pour les semelles en cuivre du module de puissance ou les métallisations cuivre des substrats utilisés à haute température.

Les deux équations du modèle de Chaboche simplifié sont formulées dans ANSYS comme suit :

$$\dot{\alpha}_i = \frac{2}{3} C_i \dot{\epsilon}_{pl} - \gamma_i \dot{\epsilon}_{pl} \alpha \quad ; \quad \alpha = \sum_{i=1}^n \alpha_i$$

Equation I:2 – Equations du modèle de Chaboche simplifié dans ANSYS

Avec,

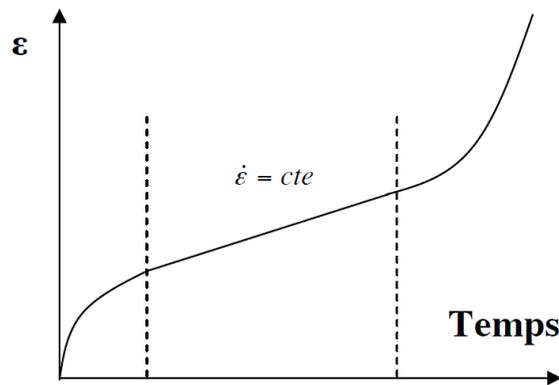
- α , le tenseur de la contrainte résiduelle, et la superposition d'un certain nombre d'évolution cinématique des tenseurs des contraintes résiduelles,
- $\dot{\alpha}_i$, i^{th} composante du taux de contrainte résiduelle,
- $\dot{\epsilon}_{pl}$, taux de déformation plastique,
- $\dot{\epsilon}_{pl}$, amplitude du taux de déformation plastique,
- n , nombre des composantes des contraintes résiduelles,
- C_i et γ_i sont les paramètres de Chaboche.

L'obtention des paramètres C_i et γ_i s'effectue par du « curve fitting » : des méthodes de régression pour ajuster l'équation i:2 aux courbes expérimentales. Le tableau i:10 liste les paramètres de Chaboche des cinématiques primaires et secondaires du cuivre, pour différentes températures, ainsi que le module de Young mesuré à ces températures [105].

Température (°C)	C_1 (MPa)	γ_1	C_2 (MPa)	γ_2	E (MPa)
20	54041	962	721	1,1	96890
50	52880	1000	700	1,1	92106
150	45760	1100	600	1,1	89583
250	38040	1300	400	11	79762
500	28952	1700	300	35	63991

Tableau I:10 Modèle de Chaboche du cuivre

Le modèle de Chaboche ne permet pas de modéliser un phénomène important de la mécanique des solides, le fluage. Le fluage est un phénomène viscoplastique qui est couramment mis en évidence par des essais à force constante imposée. L'évolution de la déformation est alors un phénomène temporel qui présente trois stades d'évolution comme le schématise la figure i:30. Le premier stade ou fluage primaire, présente une vitesse de déformation qui diminue rapidement et tend à se stabiliser. Ce phénomène est lié à la création et à la propagation des dislocations. Le stade suivant ou fluage secondaire, a la particularité de présenter une vitesse de déformation quasi constante. Le dernier stade ou fluage tertiaire, possède une évolution rapide de la déformation liée au phénomène de striction et à l'apparition de fissures et cavités aux joints de grains qui mène à la rupture. Les modèles décrivant le fluage sont très nombreux dans la littérature notamment car la fatigue thermomécanique des brasures a été très souvent étudiée.


 Figure I:30 Evolution de la déformation lors d'un essai de fluage ($\sigma=cste$)

Les modèles cités dans la suite sont ceux qui sont intégrés dans l'outil ANSYS®. La plupart de ces modèles décrivent des lois de comportement en fluage suite à la fatigue thermomécanique des joints.

Le **modèle de Garofalo**, ou le modèle en sinus hyperbolique, prend en compte le comportement en fluage secondaire et admet la loi suivante :

$$\dot{\epsilon}_{fl} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{k_B \cdot T_a}\right) \cdot [\sinh(\alpha\sigma)]^n$$

Equation I:3 – Modèle en sinus hyperbolique

avec :

- $\dot{\epsilon}_{fl}$: vitesse de déformation de fluage (s^{-1}),
- A : constante du matériau (s^{-1}),
- Q : énergie d'activation (J/mol),
- k_B : constante de Boltzmann ($1,38 \times 10^{-23} J/K$),
- T_a : température absolue (K),

- α : Inverse du niveau de contrainte au changement de pente (MPa^{-1}),
- σ : contrainte (MPa),
- n : exposant de viscosité.

Le **modèle de Norton**, ou le modèle en double loi puissance, prend également en compte le comportement en fluage secondaire :

$$\dot{\epsilon}_{fl} = A_1 \cdot \exp\left(-\frac{Q_1}{k_B \cdot T_a}\right) \cdot \left[\frac{\sigma}{\sigma_n}\right]^{n_1} + A_2 \cdot \exp\left(-\frac{Q_2}{k_B \cdot T_a}\right) \cdot \left[\frac{\sigma}{\sigma_n}\right]^{n_2}$$

Equation I:4 – Modèle en double loi puissance

avec :

- $\dot{\epsilon}_{fl}$: vitesse de déformation de fluage (s^{-1}),
- A_1, A_2 : constantes du matériau (s^{-1}),
- Q_1, Q_2 : énergies d'activation (J/mol),
- k_B : constante de Boltzmann ($1,38 \times 10^{-23} \text{ J/K}$),
- T_a : température absolue (K),
- σ : contrainte (MPa),
- σ_n : contrainte d'adimensionnement (MPa),
- n_1, n_2 : exposant de viscosité.

Le **modèle viscoplastique d'Anand** utilisé par la suite des études, permet d'interpréter les déformations viscoplastiques et les faibles déformations mécaniques [106] [107]. Ce modèle utilise une fonction sinus hyperbolique de Garofalo en contrainte. La vitesse de fluage s'écrit tel que [108]:

$$\dot{\epsilon}_{fl} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{k_B \cdot T_a}\right) \cdot \left[\sinh\left(\xi \frac{\sigma_{eq}}{s}\right)\right]^{1/m}$$

Equation I:5 – Vitesse du fluage inélastique

avec :

- $\dot{\epsilon}_{fl}$: vitesse de déformation inélastique du fluage (s^{-1}),
- A : constante du matériau (s^{-1}),
- Q : énergie d'activation (J/mol),
- k_B : constante de Boltzmann ($1,38 \times 10^{-23} \text{ J/K}$),
- T_a : température absolue,
- ξ : multiplicateur des contraintes,
- σ_{eq} : contrainte équivalente,
- m : sensibilité du taux de déformation.

Ce modèle utilise un scalaire comme variable interne : la résistance à la déformation plastique s , et n'a pas besoin de critère de chargement-déchargement. La contrainte est pondérée par cette variable interne s représentant l'écroûissage. La loi d'évolution de cette variable est définie telle que :

$$\dot{s} = \left(h_0 \left| 1 - \frac{s}{s^*} \right|^a \text{sign}\left(1 - \frac{s}{s^*}\right) \right) \dot{\epsilon}_{ie} \quad ; \quad s^* = \hat{s} \cdot \left[\frac{\dot{\epsilon}_{ie}}{A} \cdot \exp\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right) \right]^n$$

Equation I:6 – Loi d'évolution de la résistance à la déformation

avec :

- s_0 : valeur initiale de s (MPa),
- \hat{s} : coefficient liant la valeur de saturation au taux de déformation (MPa),
- n : sensibilité du taux de déformation pour la valeur de saturation de la résistance de déformation,
- a : sensibilité à l'érouissage,
- h_0 : constante d'érouissage (MPa),
- s^* : valeur de saturation de la résistance de déformation s dépendant de la température et du taux de déformation (MPa).

Les constantes A, Q, m, n, a, h_0 et s_0 peuvent être identifiées par des essais de traction à vitesse de déformation et température constantes. La seule variable interne s dépend de l'état d'érouissage du matériau (h_0) et reflète donc l'état microstructural du joint de brasure. Le modèle ne tient pas compte d'un seuil de déformation plastique. Ce type de modèle est adapté aux comportements des alliages ductiles fortement viscoplastiques. Contrairement aux modèles de fluage secondaire présentés précédemment, il a l'avantage de tenir compte de l'érouissage du matériau par l'introduction de la variable interne « s ». Des valeurs des paramètres d'Anand sont données dans le tableau i:11 pour différents joints d'attache.

Paramètres d'Anand	Brasures				Argent fritté
	60Sn40Pb	62Sn36Pb2Ag	96.5Sn3.5Ag	97.5Pb2.5Sn	
A (s^{-1})	$1,49 (10^7)$	$2,30 (10^7)$	$2,23 (10^7)$	$3,25 (10^7)$	9,81
Q/R ($^{\circ}K$)	10830	11262	8900	15583	5706
ξ	11	11	6	7	11
m	0,303	0,303	0,182	0,143	0,5672
\hat{s} (MPa)	80,42	80,79	73,81	72,73	67,389
n	0,0231	0,0212	0,018	0,00437	0,00326
h_0 (MPa)	2640,75	4121,31	3321,15	1787,02	15800
a	1,34	1,38	1,82	3,73	1
s_0 (MPa)	56,33	42,32	39,09	15,09	2768

Tableau I:11 Valeurs des paramètres d'Anand pour différentes brasures [109] et pour le joint d'argent fritté [104]

En plus des modèles viscoplastiques, utilisés en général pour les joints de brasure, il existe des modèles **visco-élastiques** utilisés pour les matériaux polymères tels que le gel d'encapsulant ou la colle [110] : la **série de Prony** qui se formule selon l'équation i:7 [111]:

$$G(t) = G_{\infty} + \sum_{i=1}^N G_i \cdot e^{-\frac{t}{\tau_i}} = G_0 \left[\alpha_{\infty} + \sum_{i=1}^N \alpha_i \cdot e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right]$$

Equation I:7 – Série de Prony

avec :

- $G(t)$: fonction de cisaillement (MPa),
- G_0, G_i, G_{∞} : modules de cisaillement respectivement aux instants 0, i , ∞ (MPa),
- τ_i : temps de relaxation (s).

Cette série est obtenue par le biais des essais de fluage et de relaxation. Le tableau i:12 liste le modèle de Prony du gel Hysol® FP4526™.

Paramètres	α_1	τ_1	α_2	τ_2	α_3	τ_3	α_4	τ_4
Valeur	0,137	3557	0,230	$3,0 \times 10^4$	0,311	$3,0 \times 10^5$	0,0934	$3,0 \times 10^6$

Tableau I:12 Coefficients de la série de Prony du gel encapsulant Hysol® FP4526™ [112]

1.3. Modélisation ; un outil d'étude de fiabilité

Dans le but de réaliser des produits électroniques plus performants, moins chers et plus fiables, il est important d'évaluer l'assemblage du produit dès les premières étapes de la conception par des outils de simulation numérique. Les modèles de fiabilité des joints de brasure basés sur des données expérimentales, la détermination des mécanismes de défaillance dominants et le modèle numérique précis et approprié sont nécessaires pour exécuter cette tâche. Comme discuté précédemment, les modules de puissance subissent des cycles thermiques et électriques lors de leur utilisation. Cette utilisation induit des contraintes/déformations dans les matériaux d'assemblages à cause de la disparité du CDT des matériaux constituant le système. Cette disparité est la principale cause de défaillance des joints de brasure.

Afin d'évaluer l'impact de cette disparité sur la robustesse de l'assemblage, la procédure de modélisation peut être divisée en deux grandes étapes:

- La modélisation thermomécanique par éléments finis pour calculer les contraintes, déformations et déplacements des joints pendant un cyclage thermique. Les paramètres de sortie exigés (par exemple la déformation plastique ou la densité d'énergie par cycle) sont extraits en post-traitant les résultats de l'analyse par éléments finis.
- L'utilisation d'un modèle de prédiction de vie des joints appliqué aux paramètres de sortie de l'analyse par éléments finis pour calculer le nombre de cycles obtenus à la défaillance du joint. Les paramètres du modèle de prédiction, propres aux matériaux du joint, doivent être évalués expérimentalement avec des échantillons représentatifs, ayant notamment le même facteur de forme (géométrie similaire) que le joint étudié.

1.3.1. Modèles de fatigue numérique de joints de brasure

Afin de modéliser la fiabilité des technologies d'assemblage pour l'électronique, il est nécessaire d'utiliser des modèles représentant au mieux les mécanismes physiques qui entrent en jeu, notamment ceux de plasticité et de fluage comme les modèles d'Anand, Norton ou Garofalo cités précédemment. Ces modèles ont montré que les critères de défaillance basés sur les déformations accumulées et la densité de l'énergie dissipée par cycle peuvent fournir des bonnes prédictions de la vie moyenne des joints [113]. De plus, il a été démontré qu'une approche par la densité d'énergie est plus sensible aux basses températures et aux effets des fortes contraintes qu'une approche d'accumulation des déformations dues au fluage [114] [115]. L'approche de la densité d'énergie moyennée dans un volume du joint permet également d'estimer la durée de vie [116].

Si les essais de vieillissement accéléré dans des régimes de fonctionnement à haute température de jonction nous permettent de constituer assez rapidement des bases de données expérimentales, l'objectif des études de fiabilité menées sur les composants à semi-conducteurs de puissance est cependant d'estimer leur durée de vie dans une application réelle donnée. Dans un fonctionnement normal, les modules de puissance subissent généralement des cycles thermiques. Il nous faudra donc utiliser des modèles de fatigue des joints permettant d'extrapoler les résultats de vieillissement accéléré. Ces modèles de fatigue sont classifiés en cinq catégories :

- les modèles basés sur les contraintes,
- les modèles basés sur les déformations plastiques,
- les modèles basés sur les déformations provoquées par le fluage,

- les modèles basés sur l'énergie emmagasinée dans les matériaux,
- les modèles basés sur les défaillances.

Une procédure générale a été établie permettant de choisir un modèle de fatigue approprié basé sur les conditions d'assemblage afin de limiter le temps d'analyse par le calcul par éléments finis [117]. D'autres méthodes ont été classées comme des modèles empiriques (plus de 14 modèles). Les caractéristiques de ces 14 modèles de fatigue identifiés sont présentées dans le tableau i:13.

Modèle de fatigue	Base du modèle (Paramètres)	Types de joint	Assemblage
Coffin-Manson	Déformation plastique	Tous	-
Total Strain	Déformations plastiques+élastiques	Tous	-
Solomon	Contraintes de cisaillement plastique	Tous	-
Engelmaier	Contraintes de cisaillement maximales	Tous	TSOP (Thin Small-Outline Package)
Miner	Superposition plastique et fluage	Tous	PQFP (Plastic Quad Flat Pack), FCOB
Knecht & Fox	Matrice de fluage	Tous	-
Syed	Accumulation de l'énergie de déformation du fluage	Tous	PBGA (Plastic Ball Grid Array), SMD (Surface Mounted Device), NSMD (Non Solder Mask Defined)
Dasgupta	Energie de déformation totale	Sans plomb	LLCC (Leadless Leaded Chip Carrier), TSOP (Thin Small-Outline Package)
Liang	Densité d'énergie Contrainte/Déformation	Sans plomb	BGA (Ball Grid Array)
Heinrich	Densité d'énergie	Tous	BGA (Ball Grid Array)
Darveaux	Densité d'énergie	Sans plomb	PBGA (Plastic Ball Grid Array)
Pan	Densité d'énergie de déformation & Densité d'énergie plastique	Sans plomb	LCCC (Leadless Leaded Chip Carrier)
Stolkarts	Accumulation d'endommagements	Tous	-
Norris & Landzberg	Température et fréquence	Tous	-

Tableau I:13 Résumé des modèles de fatigue des joints de brasage [118] [119]

De plus, les méthodes de calcul de prédiction du vieillissement des joints ont été classées en trois catégories ; les méthodes analytiques, les méthodes mécaniques d'endommagement, les lois constitutives et les méthodes de fatigue combinées [120]. Les méthodes mécaniques d'endommagement exigent considérablement plus d'effort tant dans la mise en œuvre que dans le coût informatique, et en plus leur capacité prédictive de fiabilité n'est pas prouvée. Les lois constitutives et les méthodes de fatigue combinées, accompagnées par les analyses des éléments finis, sont les plus populaires, fournissant des prédictions plus précises avec moins de restrictions que les méthodes analytiques. Cependant, le temps de calcul et le coût des simulations deviennent importants.

Notons que les travaux actuels essaient de déterminer les effets du vieillissement sur les paramètres des modèles de fatigue par les tests de fatigue et de fiabilité. L'impact du vieillissement permet d'avoir un ajustement de ces paramètres dans le modèle numérique à éléments finis permettant d'avoir une meilleure corrélation entre la simulation et l'expérimentation [119].

Parmi les modèles couramment utilisés, on cite le modèle de Coffin Manson [121] qui permet de formuler la durée de vie des modules de puissance subissant un cyclage thermique actif en fonction de deux facteurs d'accélération, la variation de température de la jonction sur un cycle thermique et la température du plateau :

$$N_f = \frac{K}{(\Delta T_j)^\gamma} e^{\frac{E_a}{k_b T_{\text{plateau}}}}$$

Equation I:8 – Lois de fatigue de Coffin Manson

avec :

- N_f : nombre de cycles thermiques subis par le module avant défaillance ;
- ΔT_j : variation de la température de la jonction d'un IGBT sur un cycle thermique ;
- T_{plateau} : température minimale appliquée à un module de puissance pendant un cycle thermique ;
- E_a : énergie d'activation ;
- k_b : constante de Boltzmann ;
- K et γ : constantes liées à la technologie du module de puissance et au mécanisme de défaillance.

Le défaut de ce modèle est qu'il ne prend pas en compte le phénomène du fluage du joint. On peut imaginer que quelle que soit la géométrie de l'assemblage, il est possible de déterminer le nombre de cycles simplement en fonction de la variation de température et de la température minimale. Ce modèle qui est aujourd'hui empirique est à remplacer par des modèles qui prennent en compte la variation des propriétés physiques de la partie la plus défaillante du module de puissance, le joint par exemple, au cours d'un vieillissement de type cyclage thermique passif ou bien de cyclage actif. Parmi ces modèles, on cite le modèle de fatigue de Darveaux. Darveaux se base sur la déformation et l'énergie inélastique, qui prennent en compte indirectement le fluage et la variation de la température.

Le modèle de Darveaux [122] a été utilisé en prenant en compte l'initiation de fissure et des délaminages dans les joints de brasure basé sur la dissipation d'énergie. Ce type de modèles a été par la suite utilisé par beaucoup de chercheurs pour la prédiction de vie des joints.

L'un des critères de défaillance introduit par Darveaux [123] lors de la fatigue thermique est basé sur une relation entre l'incrément de la densité de travail inélastique volumique, $\Delta \bar{W}_i$, le nombre de cycles à l'initiation de fissure, N_0 , et le taux de propagation de fissures, da/dN . Sa forme explicite est donnée par :

$$N_0 = K_1 \cdot \Delta \bar{W}_i^{K_2}$$

$$\frac{da}{dN} = K_3 \cdot \Delta \bar{W}_i^{K_4}$$

Equation I:9 – Lois de fatigue de Darveaux

Où K_1 , K_2 , K_3 et K_4 sont des constantes empiriques et a est la longueur caractéristique de la fissure (dimension du joint dans la zone de la fissure). Les paramètres ont été déterminés par ajustement de ces équations par rapport aux données de défaillances expérimentales (curve fitting), où la dissipation d'énergie par cycle de vieillissement est calculée par des simulations par éléments finis en utilisant le logiciel ANSYS® [122].

En considérant un taux de propagation de la fissure constant, la durée de vie caractéristique, N_a , est calculée comme

$$N_a = N_0 + \frac{a}{da/dN}$$

Equation I:10 – Calcul de la durée de vie avec Darveaux

Notons que du point de vue numérique, afin de rendre l'évaluation de la fatigue des joints moins dépendante du maillage, Darveaux propose d'estimer cette déformation ou énergie inélastique par une pondération entre la quantité calculée sur un élément et le volume de ce dernier. Ainsi, la déformation utilisée dans sa loi de fatigue s'évalue par la relation :

$$\Delta\varepsilon_{in} = \frac{\sum_e \Delta\varepsilon_{ine} \cdot V_e}{V_{tot}}$$

Equation I:11 – Calcul de la déformation par Darveaux

Avec :

- $\Delta\varepsilon_{in}$: la moyenne de déformation inélastique dans le joint,
- $\Delta\varepsilon_{ine}$: la déformation inélastique sur un élément,
- V_e : le volume de l'élément,
- V_{tot} : le volume total du joint.

La méthode de calcul de l'énergie inélastique au sein du joint a son influence sur la détermination des cycles à défaillance [124]. La corrélation entre la simulation et la validation expérimentale permet de conclure que la méthode de la moyenne aux interfaces avec la relation retranscrit dans le tableau i:14 suit au mieux les essais expérimentaux. Bien que la concentration de contraintes se fasse aux interfaces de matériaux, ce modèle n'est cependant pas convainquant au niveau physique. En effet, en considérant la fatigue thermique, le centre de l'interface n'est normalement que très peu contraint. Cette région ne contribue donc que très peu à la dissipation inélastique totale. Il est tout à fait possible de croire que des zones loin de l'interface mais sévèrement contraintes contribuent tout autant à l'apparition d'une défaillance (délamination, fissure, etc.). Dans l'exemple des joints de type bump, la partie sévèrement déformée se trouve justement au centre du joint [88].

Corrélation basée sur	Simulation cyclage de puissance	Essai
Maximum aux points d'intégration	$\int \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dt : 2753$	3770
Moyenne sur les éléments	$\frac{\int_V \int_t \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dt dV}{\int_V dV} : 3052$	
Moyenne aux interfaces	$\frac{\sum_{interface} (\int_V \int_t \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dt dV)}{\sum_{interface} V} : 3927$	
Moyenne sur les joints	$\frac{\sum_{joint} (\int_V \int_t \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dt dV)}{\sum_{joint} V} : 7688$	

Tableau I:14 Nombre de cycles avant défaillance suivant plusieurs principes de calcul [124]

Concernant les mécanismes de dégradation, la société Sematech a édité en 2000 un glossaire très intéressant de tous ces mécanismes subis par un composant semi-conducteur [125]. Dans ce document, on peut y retrouver toutes les expressions des "temps moyen avant défaillance" (MTBF) vis-à-vis de ces mécanismes.

1.3.2. Définition de la densité d'énergie de déformation (DED)

A cause du manque de certaines données matériaux pour évaluer les constantes (K_1, \dots, K_4) de Darveaux, on s'intéresse par la suite au modèle de Pan. Ce modèle est basé sur la densité d'énergie de déformation, DED, sur laquelle on s'appuie pour l'étude de fiabilité et pour la détermination de durée de vie du module de puissance. La densité d'énergie de déformation est définie comme étant l'énergie de déformation par unité de volume.

Comme discuté précédemment en §1.2.5, selon la définition de la loi de Hooke d'élasticité linéaire, la déformation d'un matériau élastique revient à zéro après chaque application et retrait de charge. Au

contraire, un matériau plastique admet une déformation résiduelle lorsque sa limite d'élasticité est dépassée. L'énergie accumulée lors de cette déformation résiduelle est sous forme calorifique.

Une étude thermodynamique d'un solide en déformation permet d'observer cette dissipation de chaleur. En effet, si nous nous intéressons à une transformation élémentaire associée aux efforts appliqués sur le sous-domaine Ω_A (cf. figure i:31), le comportement mécanique des matériaux doit être schématisé en respectant les énoncés fondamentaux de la thermodynamique. Pour cela, on isole une partie quelconque Ω_A d'un solide Ω . Dans cette partie Ω_A , le solide est soumis à des forces volumiques \vec{f}_v (par exemple son poids propre), et reçoit une densité volumique de chaleur r (par exemple lors d'un échauffement par induction). La frontière $\partial\Omega_A$, de norme unitaire \vec{n} , entre cette partie et le solide complet Ω , est soumise à un vecteur contrainte $\vec{t} = \underline{\sigma}\vec{n}$ (qui schématise les actions mécaniques de Ω sur Ω_A). Elle échange également un flux de chaleur \vec{q} (par conduction thermique entre Ω sur Ω_A). C'est ce qui est schématisé dans la figure i:31. Sachant qu'une déformation élastique est réversible, cette transformation élémentaire réversible sera caractérisée par un vecteur déplacement $\delta\vec{u}$ et une énergie interne dE sous la forme :

$$dE = \delta W + \delta Q \text{ avec } \begin{cases} \delta W = \int_{\partial\Omega_A} \vec{t} \cdot \delta\vec{u} ds + \int_{\Omega_A} \vec{f}_v \cdot \delta\vec{u} ds \\ \delta Q = T dS \end{cases}$$

Equation I:12 – Energie interne d'un volume en déformation

avec,

- T : la température absolue,
- S : l'entropie.

Toutefois le terme δW peut être défini comme suit, en utilisant le théorème de la divergence, en considérant que le système est en équilibre, et la symétrie du tenseur des contraintes:

$$\delta W = \int_{\Omega_A} \underline{\sigma} : \delta\underline{\varepsilon} dv$$

Equation I:13 – Travail élémentaire

où les variables mises en jeu dans ce domaine sont :

- Le tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$,
- Le tenseur des déformations $\underline{\varepsilon}$.

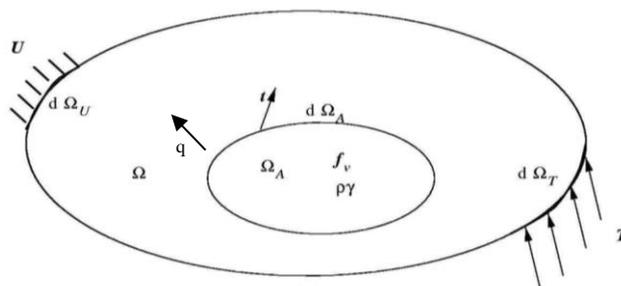


Figure I:31 Solide en cours de transformation

De ce fait, la densité d'énergie de déformation est égale à l'aire sous la courbe tracée dans le diagramme contrainte-déformation d'un matériau, mesurée pour des déformations de ε_x allant de $[0 : \varepsilon_1]$ comme le montre la figure i:32.

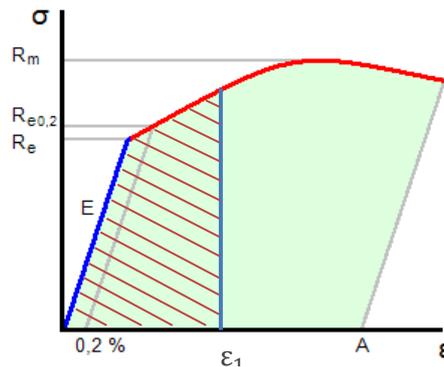


Figure I:32 Diagramme contrainte-déformation d'un matériau ductile

L'énergie de déformation par unité de volume, U/V , calculée grâce à la loi de Hooke, qualifiée de la densité d'énergie de déformation que l'on note par la lettre « u », est définie par l'équation suivante :

$$u = \frac{U}{V} = \int_0^{\varepsilon_1} \sigma_x \partial \varepsilon_x$$

Equation I:14 – Calcul de la densité d'énergie de déformation

La densité d'énergie de déformation admet comme unité en système international (SI) J/m^3 . Comme défini précédemment, la densité d'énergie de déformation u est égale à l'aire sous la courbe de contrainte-déformation, mesurée entre $\varepsilon_x = 0$ et $\varepsilon_x = \varepsilon_1$. Si le matériau est plastique ou viscoplastique, la déformation est permanente et elle revient à ε_p . Ainsi, seule la partie de l'énergie de déformation par unité de volume correspondant à la zone triangulaire est récupérée comme indiqué dans la figure i:33. Le reste de l'énergie dépensée lors de cette déformation de la matière est dissipée sous forme de chaleur.

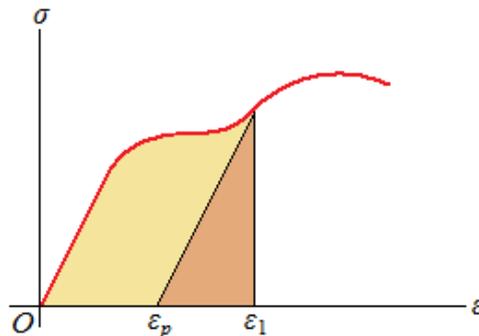


Figure I:33 Diagramme contrainte-déformation d'un matériau avec charge

Cette densité d'énergie de déformation est utilisée par Pan [126] pour établir son modèle où le nombre de cycles thermiques à défaillance est associé à l'initiation et à la croissance des fissures. Le nombre de cycles thermiques correspondant à l'initiation de fissure est influencé par la géométrie globale de l'assemblage, les matériaux utilisés [127] et le chargement thermique. Par conséquent, ce nombre de cycle à défaillance est prédit par une relation empirique sous la forme [128]:

$$N_0 = \frac{\left(\frac{dW}{dV}\right)_{cr}^0}{A \cdot \bar{W}_p + B \cdot \bar{W}_{fl}}$$

Equation I:15 – Relation du Pan

Où \bar{W}_p et \bar{W}_{fl} sont les densités d'énergie de déformation pondérées par un volume, respectivement plastique et de fluage, par cycle de vieillissement thermique. Le paramètre $\left(\frac{dW}{dV}\right)_{cr}^0$ représente la densité d'énergie de déformation critique pour l'initiation des fissures par volume de joint d'attache. Sa valeur et les constantes empiriques A et B sont obtenues par ajustement de l'équation de la relation à des mesures du cycle de vie. Dans le cas de chargement cyclique thermique, leurs valeurs numériques ont été déterminées par Pan [126] en utilisant des mesures expérimentales. Ces valeurs numériques sont :

$$\left(\frac{dW}{dV}\right)_{cr}^0 = 455 \times 10^{-9} J/mm^3, A = 1 \text{ et } B = 0,13.$$

1.3.3. Bilan : modèles choisis pour la suite

Parmi l'ensemble des modèles matériaux cités précédemment, les propriétés linéaires des matériaux sont utilisées dans l'ensemble des simulations numériques. A ces propriétés, on ajoute le **modèle de Chaboche** de plasticité pour le cuivre et le **modèle d'Anand** de viscoplasticité pour le joint d'argent fritté.

Dans le cadre du projet SiCRATES, le modèle d'Anand a été recherché pour des échantillons en argent fritté par le Laboratoire de Mécanique et Rhéologie (LMR – Tours). Mais à cause des retards dans le projet, les données d'Anand n'ont été obtenus qu'à la fin de la thèse, c'est pourquoi le modèle utilisé dans l'ensemble des études est issu de la littérature (cf. tableau i:11).

Finalement, on s'intéresse également au **modèle de Pan** en se focalisant sur la variation de la DED dans le joint lors du vieillissement. Cette DED va former le critère de suivi du vieillissement et d'endommagement dans le joint.

1.4. Conclusion

Dans ce premier chapitre, on a pu voir qu'avec l'apparition sur le marché de composants à semiconducteur de puissance en carbure de silicium (SiC), on dispose de composants de puissance (diodes et de transistors) supportant des températures de jonction élevées (300 °C). Cependant, en ce qui concerne le packaging, les joints atteignent leurs limites, puisque pour une application fonctionnant à 300°C, il faudrait un alliage de brasure fondant à plus de 400 °C. Une solution alternative, repose sur le frittage à basse température de particules d'argent. On s'intéresse par la suite à l'étude de cette technologie.

D'autre part, les systèmes dédiés aux applications hautes températures doivent supporter les contraintes mécaniques provoquées par les brusques variations de température (cas du démarrage d'un réacteur d'avion en hiver) et l'échauffement des systèmes en fonctionnement. Les boîtiers, composés de nombreux matériaux dont les coefficients de dilatation sont très différents (métaux, céramiques, cristaux semiconducteurs...), ne supportent pas les grandes variations thermiques. Les substrats céramiques sont notamment sensibles au cyclage thermique, puisqu'ils sont constitués d'une couche de céramique, à faible coefficient de dilatation, en sandwich entre deux couches de métal, à fort coefficient de dilatation.

Un autre élément d'assemblage qui trouve ses limites en haute température est le fil de câblage : ce dernier, en aluminium, est difficilement utilisable au-delà de 300°C, et supporte mal le cyclage thermique. Des solutions alternatives reposent sur le câblage par « clip » ou « rubban », mais aucune n'offre encore la maturité du fil de câblage. D'autres problèmes se posent avec les gels d'encapsulation (décomposition à

haute température), la semelle (forte dilatation), les plastiques du boîtier (limités en température), et le refroidissement (peu de techniques disponibles, choix de matériaux d'interface limité).

La fiabilité des assemblages pour l'électronique de puissance haute température est donc encore insuffisante, surtout pour des applications aéronautiques qui visent une durée de vie de plusieurs dizaines d'années. Afin de garantir cette durée de vie, la fiabilité passe par une phase de vieillissement accéléré par rapport aux conditions réelles d'utilisation de l'application. Ce vieillissement accéléré consiste à la vérification et à la validation de la solution apportée vis-à-vis un cahier des charges défini par un client ; le vieillissement d'un produit fait partie du cycle en V du développement d'un produit, tout comme la conception de ce produit. Les tests de validation restent cependant à affiner : dans de nombreux cas, on utilise la température comme facteur d'accélération pour les systèmes actuels, ce qui n'est pas toujours pertinent pour les applications hautes températures. En effet, on risque de déclencher des modes de défaillance autres que ceux rencontrés par l'application en conditions réelles et ne plus être représentatif de la réalité d'emploi.

Afin d'apporter une solution rapide, certains envisagent de supprimer l'étape de prototypage d'un produit en conception en disposant des solutions de simulation capables de prendre en compte toutes les phénomènes physiques mis en oeuvre dans le système en application. Les solutions de simulation multiphysique couplées aux outils de conception des composants de contrôle-commande peuvent alors servir à prédire le comportement du système et les interactions de ce dernier avec son environnement final, et ainsi accélérer la conception.

La notion multiphysique fait ainsi appel à une plateforme logicielle capable d'intégrer plusieurs phénomènes physiques différents. Des solutions itératives peuvent être proposées pour cette plateforme, où les résultats de la simulation d'une physique vont alimenter les calculs de la physique suivante dans une succession de boucles. On parle ainsi d'un couplage multiphysique. D'une part, ce couplage intègre des paramètres physiques différents dans un même modèle, ce qui nécessite un seul et unique maillage, mais le problème est que les maillages utilisés pour modéliser les déformations structurales d'un matériau ne sont pas compatibles avec ceux nécessaires à la simulation des écoulements fluides par exemple. D'autre part, la puissance informatique nécessaire pour faire tourner des calculs qui peuvent prendre plusieurs jours à converger n'est pas toujours disponible. Certes, les supercalculateurs sont là pour ça, mais encore faut-il que les logiciels puissent tirer partie de leur potentiel. Ces derniers doivent donc être adaptés aux architectures multiprocesseurs, multicœurs à mémoire partagée ou massivement parallèles. Reste à gérer l'impressionnant volume de données produit par ces calculs. Une nouvelle discipline, la « Simulation Lifecycle Management » (SLM), est donc apparue pour exploiter industriellement les résultats des simulations.

Dans les chapitres suivants, afin d'alimenter les modèles numériques, le choix des données matériaux va être essentiel dans l'évaluation de la durée de vie et dans la tenue mécanique de l'assemblage. De plus, des modèles plastiques et viscoplastiques vont être utilisés permettant de suivre l'évolution de la DED utilisée comme un indicateur de suivi du vieillissement des matériaux. Des seuils de cette DED seront appliqués par la suite pour déclencher des défaillances dans l'assemblage.

Chapitre II : Conception d'un module de puissance ; approches expérimentales et numériques

Ce chapitre présente la géométrie de l'assemblage étudié en première partie, ainsi que les profils de mission dans lesquels le module de puissance est censé fonctionner. Les profils de vieillissement accéléré sont ensuite comparés afin de qualifier ce module de puissance sur une durée de vie donnée. Développer un modèle numérique requiert des données matériaux qui sont présentées en seconde partie de ce chapitre. Une troisième partie est consacrée à l'étude des substrats. Des solutions technologiques sont comparées afin d'évaluer l'utilisation de ces substrats dans les applications haute température. En effet, il a été remarqué que ces substrats représentent des défaillances de délaminage dans ces conditions thermiques sévères. De ce fait, il est proposé en dernière partie un modèle numérique de propagation de fissure dans le substrat et dans le joint fritté.

2.1. Introduction

Le chapitre précédent a permis de définir le module de puissance, les technologies utilisées et le choix de matériaux adéquats aux applications hautes températures. Dans ce chapitre, on s'intéresse aux modules de puissance à base de composants SiC, actuellement les meilleurs composants compatibles avec les applications hautes températures et fortes puissances. L'exemple d'application étudiée est un onduleur à base de JFET d'une puissance de quelques kilowatts pour une application aéronautique. Dans les applications montrées dans la figure ii:1, on s'intéresse principalement aux applications du train d'atterrissage (Green Taxi) et de la nacelle (à proximité du moteur).



Figure II:1 Exemples d'applications aéronautiques [129] [130].

Dans le cadre de l'investigation de ce module de puissance, quelques hypothèses sont utilisées dans le modèle numérique ; comme par exemple, un assemblage avec des symétries, des conditions adiabatiques dans le cas où l'encapsulant n'est pas pris en compte dans la simulation ou bien des conditions de conduction ou de convection pour le cas d'une étude thermique. Ces hypothèses sont précisées dans chacun des cas d'étude suivants. Dans les parties qui suivent, on s'intéressera également à l'étude de la porosité du joint en argent fritté et à l'amélioration de la tenue mécanique du substrat.

2.1.1. Choix de la géométrie étudiée

La conception de la géométrie étudiée dans ANSYS® est présentée dans la figure ii:2, il s'agit d'un assemblage d'une puce semi-conductrice de puissance en SiC sur un substrat AMB (à céramique Si_3N_4) avec un joint en argent fritté. Une semelle en AlSiC est ajoutée pour quelques études thermiques. Dans le dessin 3D, on note qu'un quart d'assemblage est modélisé ; le reste de la géométrie est considéré par le biais de deux symétries perpendiculaires.

Dans les études qui suivent, l'encapsulant n'est pas modélisé ; en revanche les zones de contact entre l'encapsulant et l'assemblage sont considérées adiabatiques, afin d'imposer la dissipation thermique vers la semelle ou le système de refroidissement.

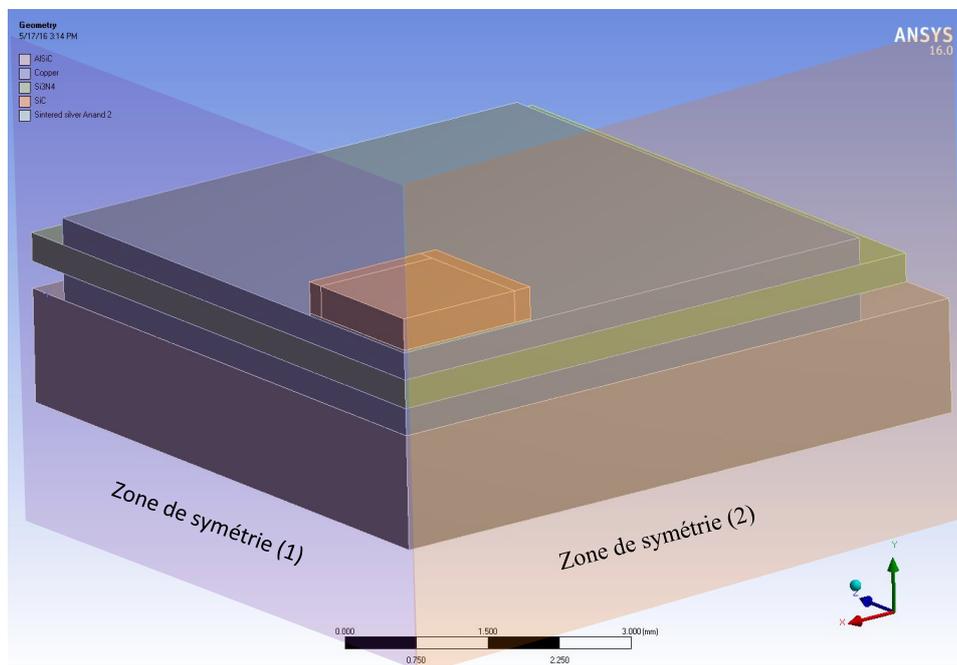
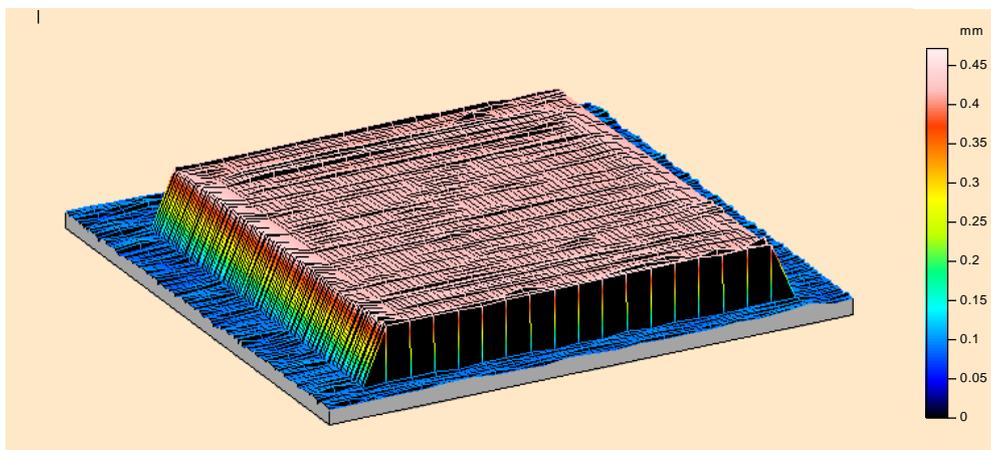


Figure II:2 Géométrie étudiée avec ses deux zones de symétries ; puce frittée sur substrat cérmique métallisé lié à une semelle.

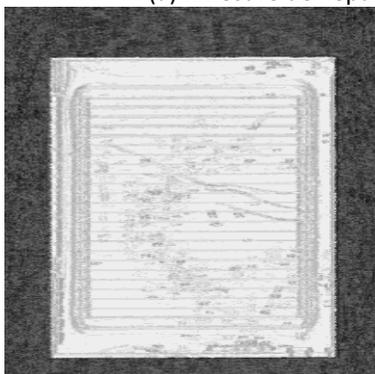
Le tableau suivant récapitule les matériaux choisis dans la majorité des études, ainsi que les dimensions de la géométrie étudiée. En premier temps, on se base sur une puce semi-conductrice de $3,3 \times 3,3 \text{ mm}^2$ d'une épaisseur de $350 \mu\text{m}$, fournie par ASCATRON, partenaire du projet SiCRATES. Les mesures des dimensions de cette puce ont été réalisées avec le profilomètre Alti Surf® 500 au laboratoire IMS, avec une résolution de 1 nm en vertical et de $1 \mu\text{m}$ en horizontal, à une fréquence d'acquisition de 1 KHz (cf. Figure II:3). Le modèle viscoplastique d'Anand est utilisé pour modéliser le comportement de l'argent fritté. De même, le modèle plastique de Chaboche est parfois utilisé pour le cuivre en fonction de la zone d'intérêt de l'étude.

		Puce semiconductrice	Argent fritté	Métallisation substrat supérieure	Céramique	Métallisation substrat inférieure	Semelle
Matériau		SiC	Ag	Cu	Si ₃ N ₄	Cu	AlSiC
Dimensions	Longueur (mm)	3,3	3,3	11,9	13,1	11,9	14,2
	Largeur (mm)	3,3	3,3	11,9	13,1	11,9	14,2
	Épaisseur (μm)	350	30	300	320	300	1270

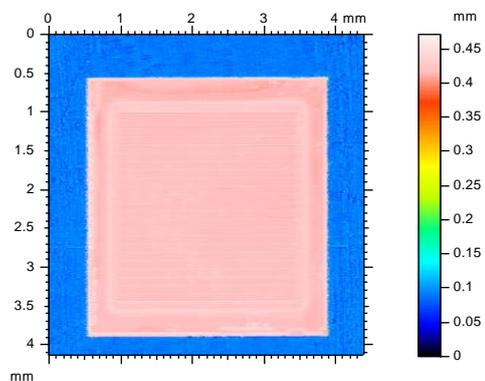
Tableau II:1 Dimensions et matériaux de l'assemblage étudié



(a) : Mesure de l'épaisseur de la puce semi-conductrice de puissance



(a) : Imagerie de la puce semi-conductrice de puissance



(a) : Mesure de la longueur et de la largeur de la puce semi-conductrice de puissance

Figure II:3 Mesures réalisées par profilomètre des dimensions et de la rugosité de la puce semi-conductrice de puissance (Alti Surf® 500).

Les dimensions du substrat sont prises de manière aléatoire dans un premier temps ; à savoir le double de la longueur et de la largeur de la puce semi-conductrice de puissance en raison d'une dissipation thermique optimale. La conception du substrat et les règles de routage de ce dernier sont présentées dans la section 2.3. La géométrie de la figure ii:2 est ensuite maillée en éléments finis de telle sorte que l'épaisseur du joint d'argent fritté puisse contenir 3 éléments en épaisseur (Figure II:4).

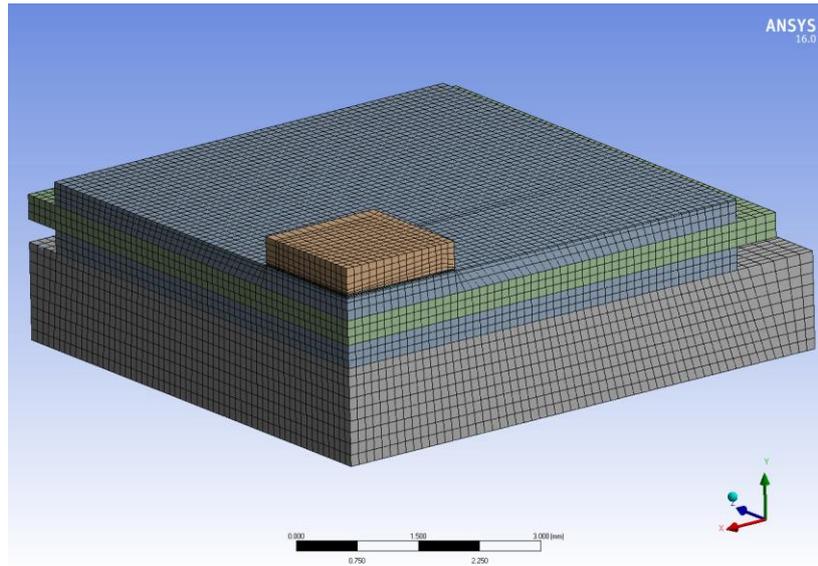


Figure II:4 Maillage de la géométrie étudiée

2.1.2. Profil de mission nacelle et système freinage

L'application ciblée est un système de convertisseur de puissance situé dans la nacelle du moteur ou dans le système de freinage du train d'atterrissage d'un avion de gamme moyenne (Figure II:1). La mission d'un avion est composée d'une succession de phases : roulage au sol, décollage, prise d'altitude, croisière, descente, approche, atterrissage et roulage au sol (figure ii:5).

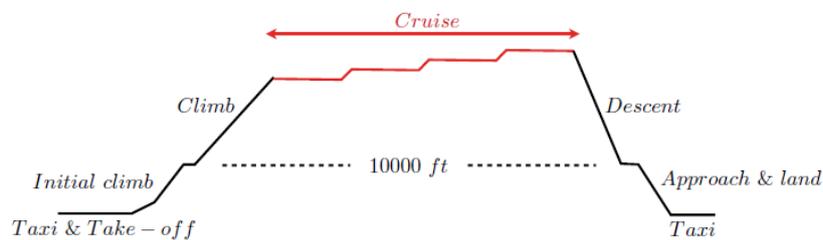


Figure II:5 Profil de mission typique d'un avion de transport civil

La définition du profil de la mission extrapolé à partir des applications étudiées est présentée dans les deux tableaux suivants. Une base de trois vols par jour et un arrêt entre deux vols (total de 2 arrêts par jour) sont considérés pour une exploitation d'un avion de moyen-courrier. L'avion est en service pendant 350 jours par an ; il est en maintenance pendant les 15 jours restants.

Avion civil, moyen-courrier, convertisseur de puissance en application nacelle				
Phase	Durée annuelle (h)	On/Off	Nombre de cycles (par an)	Durée du cycle (h)
Au sol – démarrage/arrêt réacteur	700	On	350	2
Au sol – arrêt entre deux vols	1400	On	700	2
Au sol – roulage	630	On	2100	0,3
En vol – montée/descente	1050	On	1050	1
En vol – croisière	3150	On	1050	3
Au sol - arrêt	1470	Off	350	4,2
Au sol - Maintenance	360	Off	15	24

Tableau II:2 Profil de mission annuel d'un convertisseur de puissance dans une nacelle [131]

Dans le cas du convertisseur de puissance situé dans le système de freinage au niveau du train d'atterrissage, les phases de roulage à l'atterrissage ou au décollage sont séparées pour distinguer la température de l'environnement vu par le convertisseur de puissance. Lors de l'utilisation du convertisseur, cette température est plus importante après la phase de roulage à l'atterrissage car les freins sont beaucoup sollicités pendant cette phase de vol.

Avion civil, moyen-courrier, convertisseur de puissance en application système de freinage d'un train d'atterrissage				
Phase	Durée annuelle (h)	On/Off	Nombre de cycles (par an)	Durée du cycle (h)
Au sol – démarrage/arrêt réacteur	700	On	350	2
Au sol – arrêt entre deux vols	1400	On	700	2
Au sol – décollage	315	On	1050	0,3
Au sol – atterrissage	315	On	1050	0,3
En vol – montée/descente	1050	On	1050	1
En vol – croisière	3150	On	1050	3
Au sol – arrêt	1470	Off	350	4,2
Au sol – Maintenance	360	Off	15	24

Tableau II:3 Profil de mission annuel d'un convertisseur de puissance dans un système de freinage d'un train d'atterrissage [131]

Le profil de la mission annuelle de l'avion peut être divisé en deux principales phases: en entretien ou en mission. Pendant la phase de la mission, ce convertisseur est soit actif, soit à l'arrêt.

Avion civil, moyen-courrier, convertisseur de puissance dans la nacelle				
Conditions	Maintenance (15 jours par an)	Mission (350 jours par an)		
	Au sol - Arrêt	Au sol – Arrêt	Au sol - Actif	En vol
Convertisseur de Puissance	Off	Off	On	On
Fréquence d'utilisation	24 h/jour (1440 min/jour)	4,2 h/jour (252 min/jour)	7,8 h/jour (468 min/jour)	12 h/jour (720 min/jour)

Tableau II:4 Profil de mission annuel d'un convertisseur de puissance dans une nacelle [131]

Avion civil, moyen-courrier, convertisseur de puissance dans le système de freinage du train d'atterrissage					
Conditions	Maintenance (15 jours par an)	Mission (350 jours par an)			
	Arrêt	Arrêt	Au sol – Atterrissage	Au sol - Actif	En vol
Convertisseur de Puissance	Off	Off	On	On	On
Fréquence d'utilisation	24 h/jour (1440 min/jour)	4,2 h/jour (252 min/jour)	0,9 h/jour (54 min/jour)	6,9 h/jour (414 min/jour)	12 h/jour (720 min/jour)

Tableau II:5 Profil de mission annuel d'un convertisseur de puissance dans un système de freinage du train d'atterrissage [131]

2.1.2.1. *Fiabilité et taux de défaillance λ*

Lorsqu'un module de puissance affiche un MTTF (Mean Time To Failure) de 100 ans par exemple, par rapport à un profil de mission, bien souvent la remarque faite est : « est-ce que ce composant a quelque chance de remplir sa fonction dans 100 ans ? ». Pour pouvoir répondre à cette question, les fiabilistes proposent la courbe en "baignoire". Lorsque l'on dispose d'un nombre important de composants identiques, on peut faire des relevés de la durée de vie moyenne de ces composants. Au début de la vie du composant, on constate une mortalité assez élevée, puis ce taux de mortalité décroît assez rapidement

lorsque le composant a franchi avec succès les dangers de sa jeune vie (défauts de fabrication). Le taux de mortalité se stabilise, pour ensuite s'accroître lorsque le vieillissement du composant apparaît.

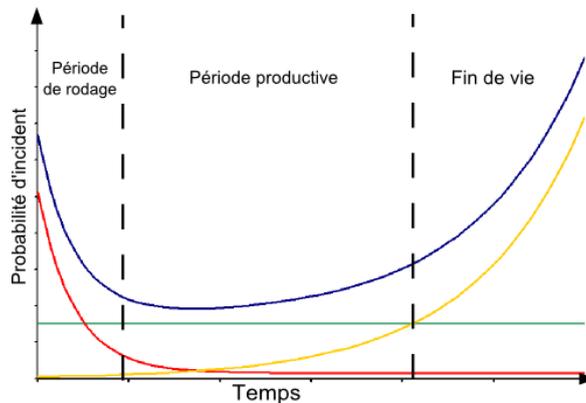


Figure II:6 Exemple de courbe de fiabilité: en vert les incidents aléatoires, en rouge la courbe liée au rodage, en jaune la courbe d'usure, en bleu la courbe en baignoire résultante

Définition de la défaillance : la défaillance est un ralentissement soudain ou une perte subite de la fonction exercée par le système. On peut distinguer les défaillances soudaines et totales, des défaillances par dérive, défaillance partielle qui nécessitera une intervention de maintenance. Dans le cas de la défaillance soudaine et totale, le taux de défaillance λ est constant. La probabilité que le module de puissance tombe en panne en un temps donné infiniment court, dt , entre t et $t + dt$, si ce même module est en bon état de fonctionnement à l'instant t est :

$$\lambda \cdot dt$$

Equation II:1 – Probabilité d'apparition d'une défaillance

Lorsque $P(t)$, la probabilité que l'assemblage soit en bon fonctionnement au temps t , la probabilité qu'elle soit en fonctionnement à $t + dt$ est :

$$P(t + dt) = (1 - \lambda \cdot dt) \cdot P(t) \quad \rightarrow \quad \frac{P(t - dt) - P(t)}{P(t)} = -\lambda \cdot dt$$

Equation II:2 – Probabilité de fonctionnement

De cette équation différentielle, on déduit la loi exponentielle suivante:

$$P(t) = P(t_0)e^{-\lambda(t-t_0)}$$

Equation II:3 – Loi de probabilité exponentielle

La probabilité de vie à l'instant t répond à une loi de probabilité exponentielle. Souvent, cette loi exponentielle intervient dans les travaux sur la fiabilité. La durée moyenne de vie (espérance de vie) est :

$$\mathfrak{D} = \int_0^{\infty} e^{-\lambda t} dt = \left[-\frac{1}{\lambda} e^{-\lambda t} \right]_0^{\infty} = \frac{1}{\lambda}$$

Equation II:4 – Durée moyenne de vie

Le temps moyen de fonctionnement MTTF est donc égal à $1/\lambda$. Souvent, on parle improprement de MTBF, au lieu de MTTF. Le terme MTBF (Mean Time Between Failure), d'après la norme NF X 60-500, s'applique aux systèmes réparables, il désigne le temps entre deux défaillances, et inclut donc le MTTF et le temps

moyen de réparation MTTR (Mean Time To Repair). Ce paramètre λ caractérise la fiabilité de l'assemblage de puissance. Il s'exprime en FIT (Failure In Time), la durée fixée étant 10^9 heures.

2.1.2.2. Profil de mission thermique : Application freinage

Contrairement aux avions de chasse qui freinent par des parachutes ou sont arrêtés par des brins d'arrêt, les avions de ligne sont obligés de freiner par leurs propres moyens. Dans le cas d'un Airbus A320, cet appareil possède deux circuits hydrauliques pouvant permettre le freinage. Chaque circuit est capable d'agir sur les freins à lui tout seul. Si un circuit tombe en panne (baisse de pression), le système passe automatiquement sur l'autre. La tendance mène à remplacer ces systèmes hydrauliques par des systèmes électriques. Lors du freinage, un signal électrique est envoyé vers le BCSU (*Brake and Steering Control Unit*), ordinateur de contrôle du freinage. Ce dernier tient compte de l'ordre du pilote, mais aussi d'autres paramètres pour élaborer la pression de freinage.

Les deux tableaux qui suivent listent les durées de l'application, la probabilité de fiabilité, le taux de défaillance et le temps moyen de fonctionnement, ainsi que le profil thermique de puissance [132]. Ces durées sont calculées selon les différentes phases du vol, incluant la phase de roulage au sol et la phase d'arrêt et de maintenance. Le train d'atterrissage n'est sollicité que pendant la phase de freinage où la température maximale est supposée atteindre la température de +250 °C.

Phase	Durée de l'application t_R (h)	Probabilité de fiabilité $R(t_R)$ (%)	Taux de défaillance λ_R (FIT)	MTTF (h)
Au sol – arrêt	44460	98,4	360	2800000
Au sol – démarrage/arrêt	72450	98,4	220	4500000
Au sol – atterrissage	9450	98,4	1700	600000
En vol	126000	98,4	130	7900000

Tableau II:6 Exigences de fiabilité pour le convertisseur de puissance dans un système de freinage d'un train d'atterrissage [132]

Phase	Durée de l'application t_R (h)	Nombre de cycles par an	Durée du cycle (min)	Plage de température ΔT (°C)	ΔT (°C)
Arrêt	44460	15	1440	-55 / +85	140
		350	252	-55 / +85	140
Réacteur démarré – au sol	72450	1050	138	-55 / +70	125
Roulage au sol	9450	1050	18	-55 / +250	305
En vol	126000	1050	240	-65 / +70	135

Tableau II:7 Profil de mission thermique d'un système de freinage d'un train d'atterrissage [132]

Les trains d'atterrissage sont considérés non-pressurisé. Selon la norme MIL-L-87139 [133] le système d'atterrissage doit supporter une température minimale de -65 °C. De même, selon la norme MIL-L-8552C [134] le système d'atterrissage doit supporter une température maximale de 233 °C. Ceci dit, en local les températures peuvent dépasser celles définies ci-dessus [135].

Dans la figure ii:7, plusieurs profils de missions dans quatre cas de figure de fonctionnement extrêmes sont distingués ; à savoir, un vol dans un pays chaud, un vol dans un pays froid, un vol d'un pays chaud vers un pays froid et un vol d'un pays froid vers un pays chaud.

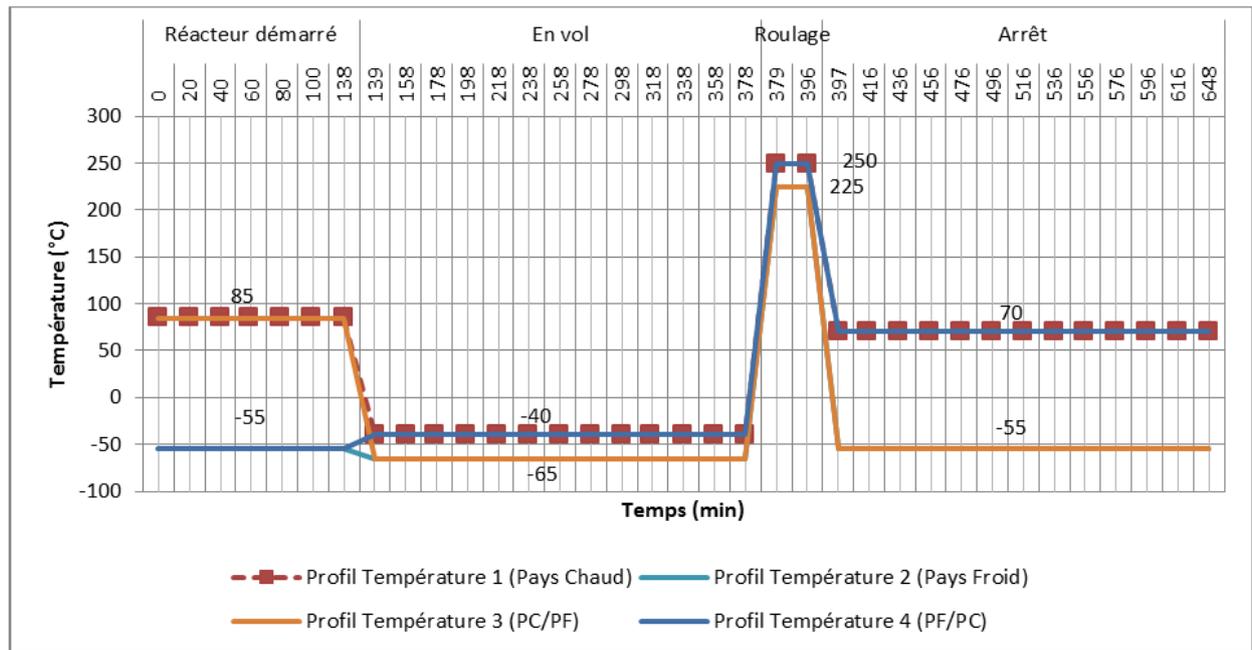


Figure II:7 Profil de mission du système de freinage d'une durée de 10 heures selon l'endroit de départ et l'endroit de destination (PF : Pays Froid – PC : Pays Chaud) [132]

2.1.2.3. Profil de mission thermique : Application Nacelle

La nacelle intègre généralement l'inverseur de poussée permettant de ralentir l'avion lors de l'atterrissage. En cas d'atterrissage difficile, l'inverseur de poussée permet de dévier le flux d'air des réacteurs vers l'avant. La puissance de ceux-ci est donc utilisée pour freiner. Le système est très pratique sur pistes mouillées, mais il n'est pas utilisé pour le calcul des performances d'atterrissage ; l'avion doit être exploité de manière à pouvoir se poser et freiner dans la distance disponible sans nécessiter l'emploi des inverseurs de poussée. La logique est d'éviter d'avoir un avion qui ne peut pas freiner parce que ses réacteurs sont en panne par exemple.

Les deux tableaux qui suivent listent les durées de l'application, la probabilité de fiabilité, le taux de défaillance et le temps moyen de fonctionnement, ainsi que le profil thermique de puissance [132]. Ces durées sont calculées selon les différentes phases du vol (incluant la phase d'arrêt et de maintenance). La nacelle est sollicitée de l'instant où le réacteur est démarré (que l'avion soit au sol ou bien en vol). Sur ces phases, la température peut atteindre les +250 °C.

Phase	Durée de l'application t_R (h)	Probabilité de fiabilité $R(t_R)$ (%)	Taux de défaillance λ_R (FIT)	MTTF (h)
Arrêt	44460	98,4	360	2 800 000
Réacteur démarré – au sol	81900	98,4	200	5 100 000
En vol	126000	98,4	130	7 900 000

Tableau II:8 Exigences de fiabilité pour le convertisseur de puissance dans la nacelle [132]

Phase	Durée de l'application t_R (h)	Nombre de cycles par an	Durée du cycle (min)	Plage de température ΔT (°C)	ΔT (°C)
Arrêt	44460	15	1440	-55 / +85	140
		350	252	-55 / +85	140
Réacteur démarré – au sol	81900	1050	156	-55 / +250	305
En vol	126000	1050	240	-65 / +250	315

Tableau II:9 Profil de mission thermique de la nacelle [132]

Dans la figure ii:8, plusieurs profils de missions dans quatre cas de figures de fonctionnement extrême sont distingués ; à savoir, un vol dans un pays chaud, un vol dans un pays froid, un vol d'un pays chaud vers un pays froid et un vol d'un pays froid vers un pays chaud.

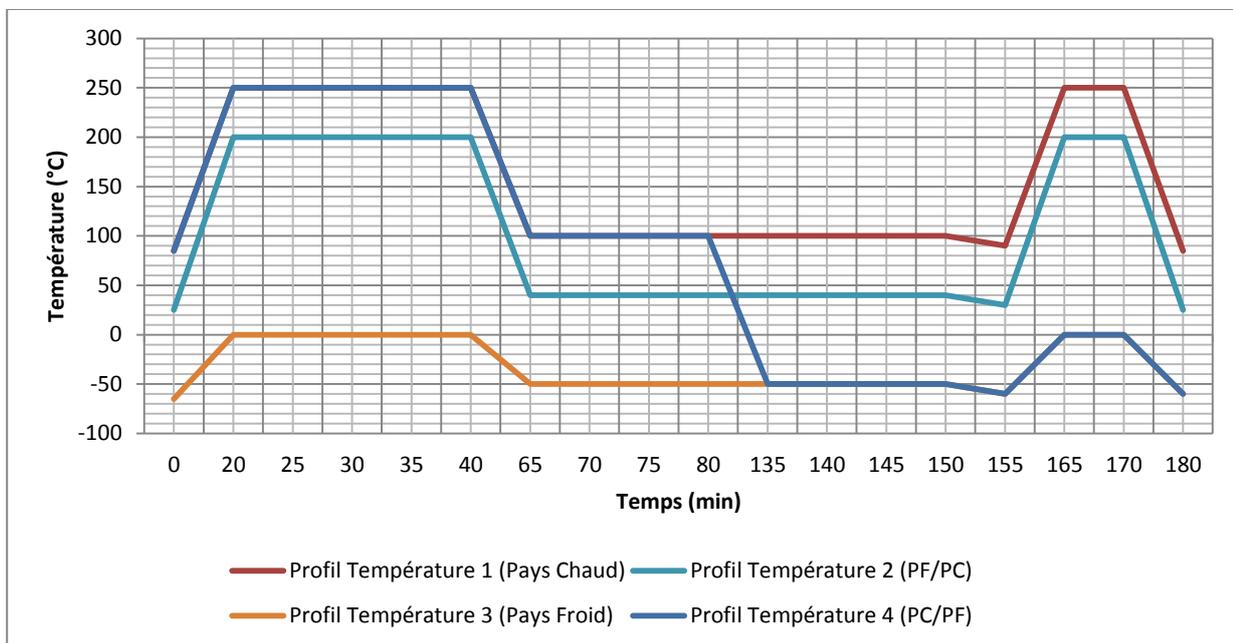


Figure II:8 Profils de mission de l'application nacelle d'une durée de 2 heures selon l'endroit de départ et l'endroit de destination (PF : Pays Froid – PC : Pays Chaud) [132]

2.1.3. Vieillesse accéléré et impact sur la dégradation d'un assemblage

Les efforts de recherche en cours dans l'investigation de la fiabilité des assemblages de puissance se concentrent sur l'identification des modes et des mécanismes de défaillance ; l'identification des indicateurs de fiabilité permet d'assurer le suivi de ces défaillances (cf. Annexe 1 : Analyse des Modes de Défaillance, de leurs Effets et de leur Criticité (AMDEC)). Le développement de méthodologies de vieillissement accéléré permet ainsi d'accélérer le processus de vieillissement des assemblages de puissance, et de le surveiller en mesurant en permanence les paramètres électriques et thermiques clés. Suite à ce vieillissement, on développe des modèles de fatigue des matériaux. Ces modèles de fatigue sont complétés par des algorithmes de prédiction de la durée de vie par le biais de la modélisation [136]. Dans le but de pouvoir réaliser une corrélation entre l'approche expérimentale et l'approche numérique par modélisation, le même profil de charge du vieillissement accéléré est appliqué sur le modèle numérique.

Afin d'avoir un profil de vieillissement représentatif, il existe plusieurs modes de vieillissements accélérés, selon la norme IEC 60068-3-5 : le vieillissement thermique en choc d'une pente de changement de palier de

température de ± 58 °C/min, le vieillissement thermique en Variation Rapide de Température (VRT) d'une pente de ± 17 °C/min, et le vieillissement thermique en Variation Lente de Température (VLT) d'une pente inférieure à 10 °C/min, de l'ordre de ± 6 °C/min. Comme sa définition l'indique, ce troisième mode de vieillissement est trop lent pour faire un vieillissement accéléré. De ce fait, si on doit qualifier un composant sur une durée d'une vingtaine d'années, il n'est pas envisageable de faire du VLT. Par la suite, on compare les deux modes de vieillissement fréquemment utilisés, le vieillissement en choc et en VRT.

Pour pouvoir comparer le comportement mécanique d'un assemblage lors de vieillissement, on applique dans l'étude qui suit des conditions thermiques dont la variation correspond à celle du vieillissement en choc ou en VRT. Un cyclage thermique +250 °C / -65 °C est pris en considération avec une pente de montée ou de descente du fonctionnement en choc de ± 58 °C/min et de ± 17 °C/min pour la variation en mode VRT. Un palier de 30 minutes sera réalisé à chaque extremum pour permettre la stabilisation en température de l'échantillon face à l'inertie thermique. Dix cycles de chaque mode de vieillissement sont présentés dans la figure ii:9, précédés par un changement de température entre +250 °C et +25 °C pour modéliser le procédé de frittage.

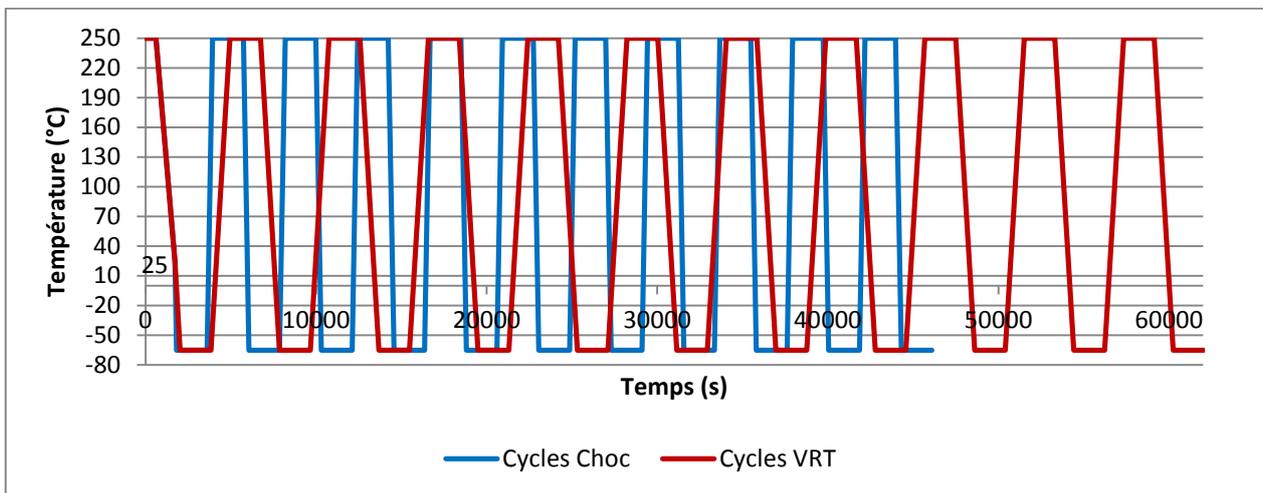


Figure II:9 Comparaison des profils des cycles VRT (en rouge) et choc (en bleu)

Suite à ces deux modes de cyclage thermique, la variation de la densité d'énergie de déformation (DED – en paragraphe 1.3.2) est calculée le long du cyclage (figure ii:10), dans le joint fritté, suivant la géométrie présentée à la partie 2.1.1. Selon le mode de vieillissement, on remarque que l'accumulation de la DED est plus importante lors du cyclage choc que pendant le cyclage en VRT.

Pour le même modèle numérique, après 10 cycles de vieillissement, une DED de $1,34 \times 10^8$ MJ/m³ est atteinte en mode « choc » et une DED de $1,16 \times 10^8$ MJ/m³ est atteinte en mode « VRT ». Soit **un écart de DED de 15% entre les deux modes de vieillissement (choc et VRT) au bout de 10 cycles.**

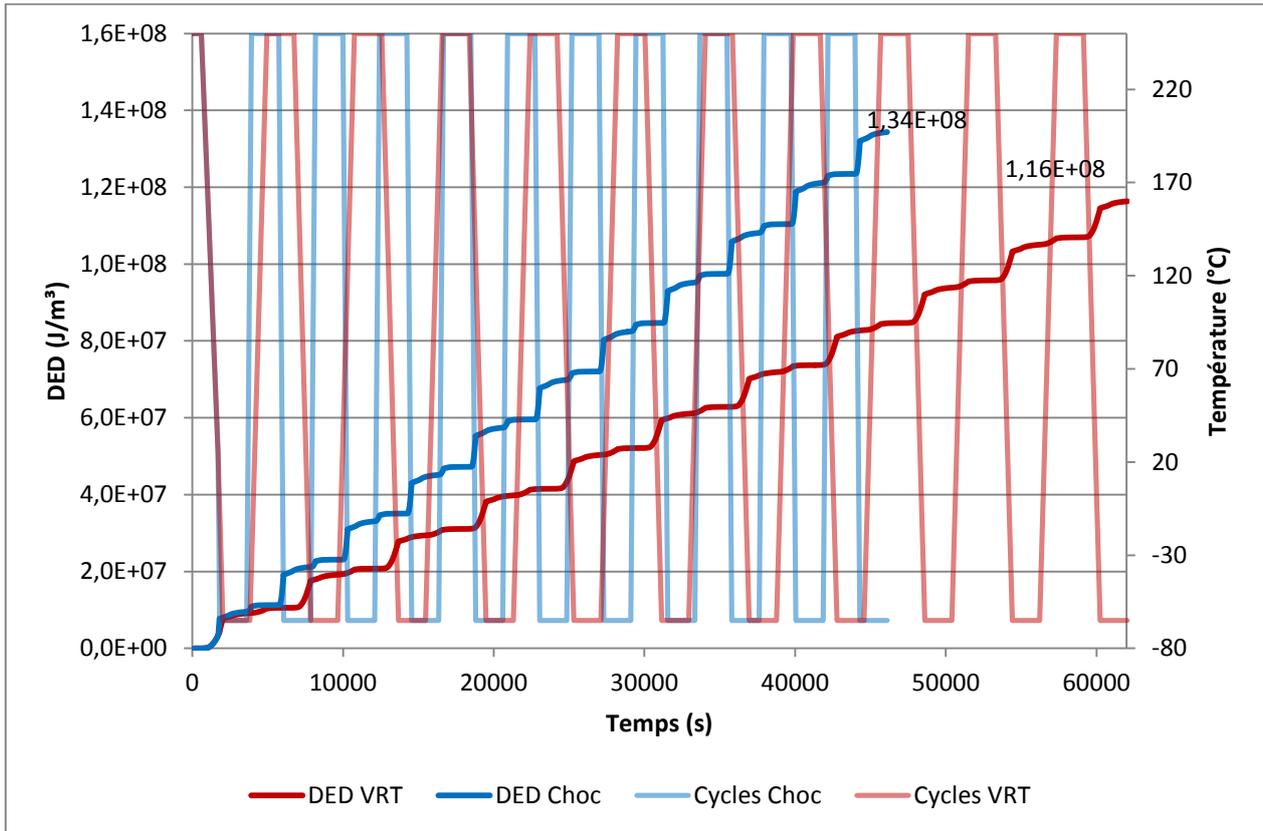


Figure II:10 Evolution de la DED lors du cyclage thermique en VRT (en rouge) et en choc (en bleu)

Rappelons que la température de référence est fixée à +250 °C pour tout l'assemblage. Si on se focalise sur les trois premiers cycles, cf. figure ii:11, la même variation temporelle de la DED est observée pour le vieillissement VRT et choc. Dans les deux cas d'étude, l'importante accumulation de la DED a lieu lors du passage de +250 °C à -65 °C. En effet, l'accumulation d'énergie a lieu lors du refroidissement du composant car à la température de référence l'assemblage est considéré non contraint. Lors de ce changement de température, la variation de DED en choc ($\Delta DED_{choc} = 7,853 \text{ MJ/m}^3$) est plus importante que celle calculée en VRT ($\Delta DED_{VRT} = 7,011 \text{ MJ/m}^3$) (12 % d'écart entre ces deux valeurs).

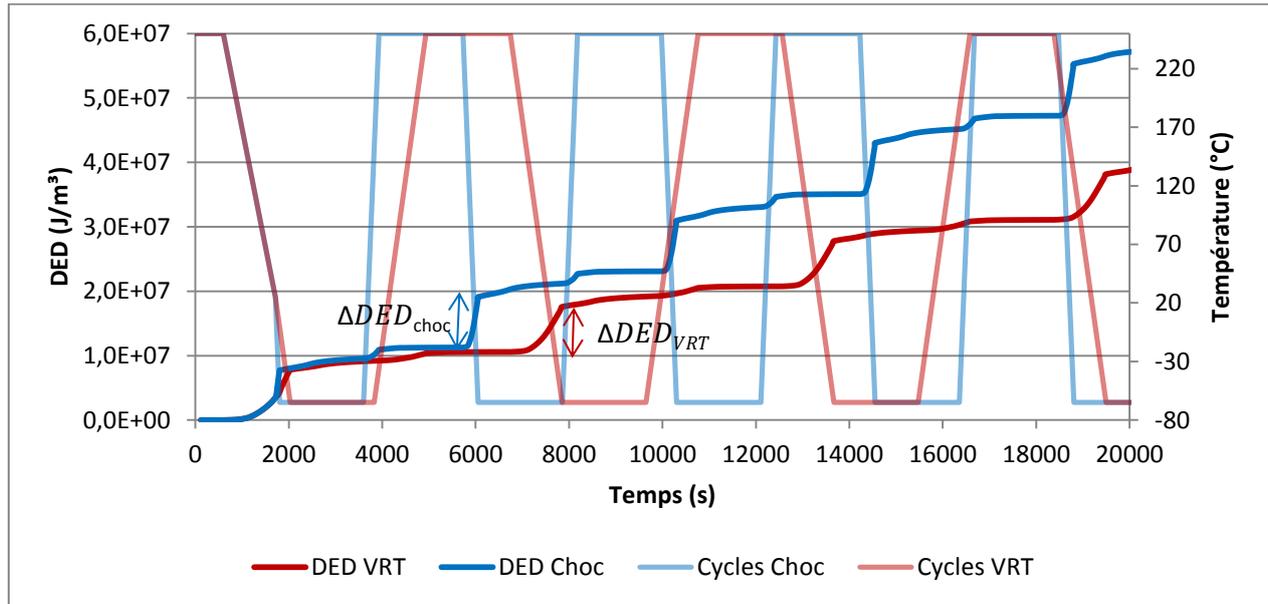


Figure II:11 Comparaison de la DED d'un cyclage VRT (en rouge) et d'un cyclage en choc (en bleu) pour les trois premiers cycles

Afin de mieux comprendre ce phénomène, le relevé de la contrainte de Von Mises est effectué au cours du cyclage. Cette contrainte de Von Mises est choisie parce qu'elle prend en compte des composantes de contraintes en traction, compression et cisaillement pour donner un niveau de contrainte isotrope. Dans la figure ii:12, cette contrainte montre le même niveau de contraintes maximal, une contrainte maximale de 3,5 GPa est atteinte dans les deux modes.

De même, le calcul de la déformation élastique montre une déformation similaire dans les deux modes avec les mêmes extrema et les mêmes variations temporelles (figure ii:13). Quant à la déformation plastique, la dernière déformation calculée à la fin des cycles des deux modes est quasi-identique (0,81 m/m en VRT et 0,79 m/m en choc, soit 2% d'écart) (figure ii:14).

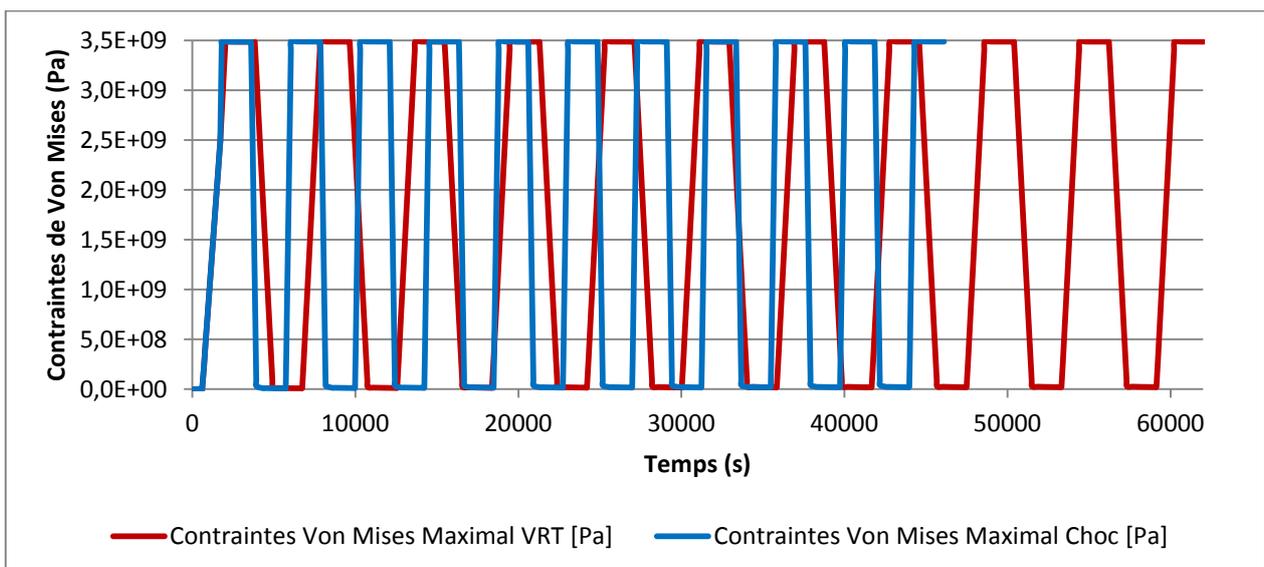


Figure II:12 Contraintes de Von Mises maximale dans l'assemblage lors du cyclage en choc (en bleu) et en VRT (en rouge)

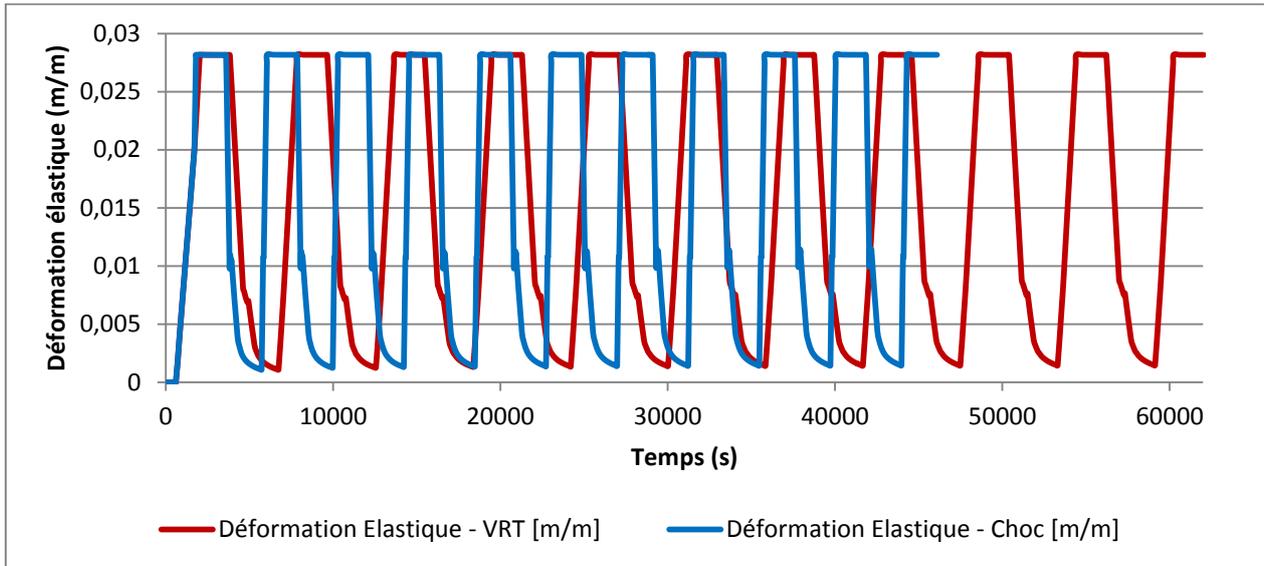


Figure II:13 Déformation élastique dans l'assemblage lors du cyclage en choc (en bleu) et en VRT (en rouge)

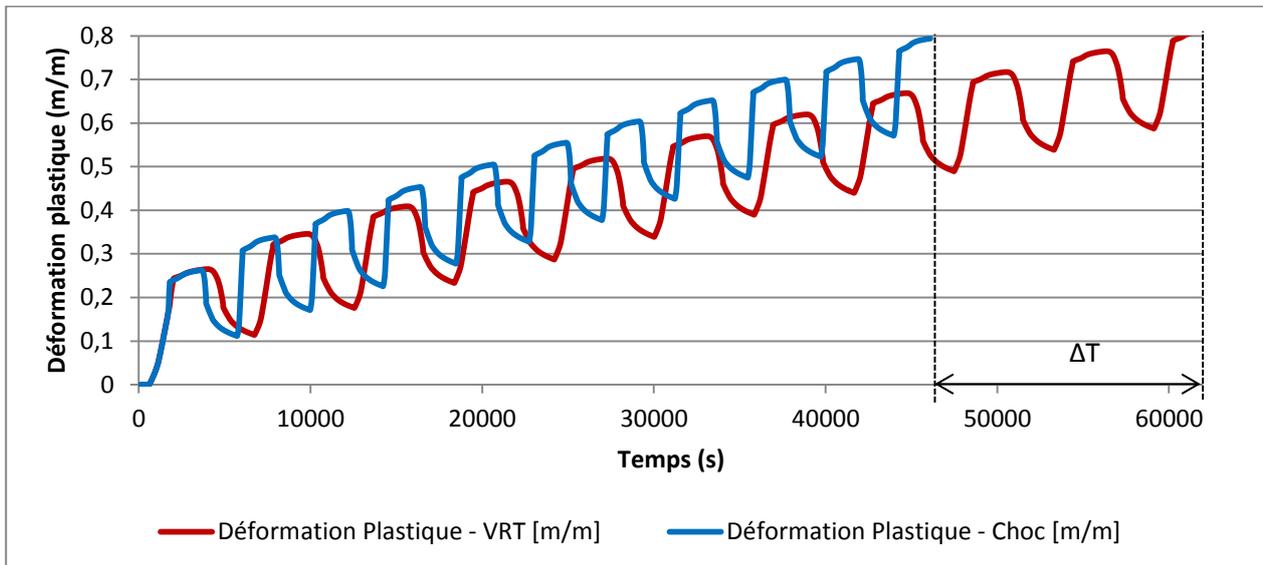


Figure II:14 Déformation plastique dans l'assemblage lors du cyclage en choc (en bleu) et en VRT (en rouge)

On voit dans les figures ii:12, ii:13 et ii:14 que les données calculées à la fin des 10 cycles sont atteintes avec $\Delta T = 15720$ s pour le cycle en choc. En effet, un cycle en choc dure 4250 s alors que le cycle en VRT dure 5822 s. Le cyclage en mode choc semble être une accélération du cyclage VRT à cause des pentes de changement des températures qui sont plus sévères. Cette accélération s'accompagne par une apparition prématurée de dégradation dans l'assemblage à cause de l'écart de DED entre les deux types de cyclage (15 % d'écart au bout de 10 cycles). En revanche, ce vieillissement en choc peut révéler certains modes de défaillance qui ne sont pas visibles dans le mode en VRT à cause des fortes pentes.

On peut également noter que l'ensemble des grandeurs mécaniques calculées (contraintes-déformations) sont constantes sur les paliers à températures constantes (+250 °C et -65 °C). Une réduction de durée de ces paliers est donc envisageable. Cette durée du palier peut être réduite sans passer sous le seuil des 7 minutes qui correspondent au temps de réponse thermique de l'assemblage [137].

Ainsi, dans ce qui suit, cinq paliers différents sont étudiés de durées ; 10min – 30min – 1h – 5h – 10h. Les différentes grandeurs mécaniques sont ainsi recalculées afin d'évaluer l'impact de cette durée de palier. On

note que quelle que soit cette durée, la contrainte dans l'assemblage est sensiblement la même ; elle est de 308 MPa (cf. figure ii:15). De même la déformation est similaire pour les cinq paliers, elle est de $1,63 \times 10^{-3} \text{ m/m}$ (cf. figure ii:16).

Quant à la densité d'énergie de déformation, la notion de temps a un impact sur l'accumulation d'énergie ; en effet un palier de 10h accumule plus d'énergie qu'un palier de 1h ou 10min (cf. figure ii:17), la différence étant de 2000 J/m^3 . Cette variation est quasi-linéaire. En divisant le temps du palier par 2, à 5h, la croissance de la DED est divisée par 2 (elle est de 1000 J/m^3 par rapport à un palier de 1h). Ceci est lié au phénomène de fluage dans les joints de brasure et de frittage.

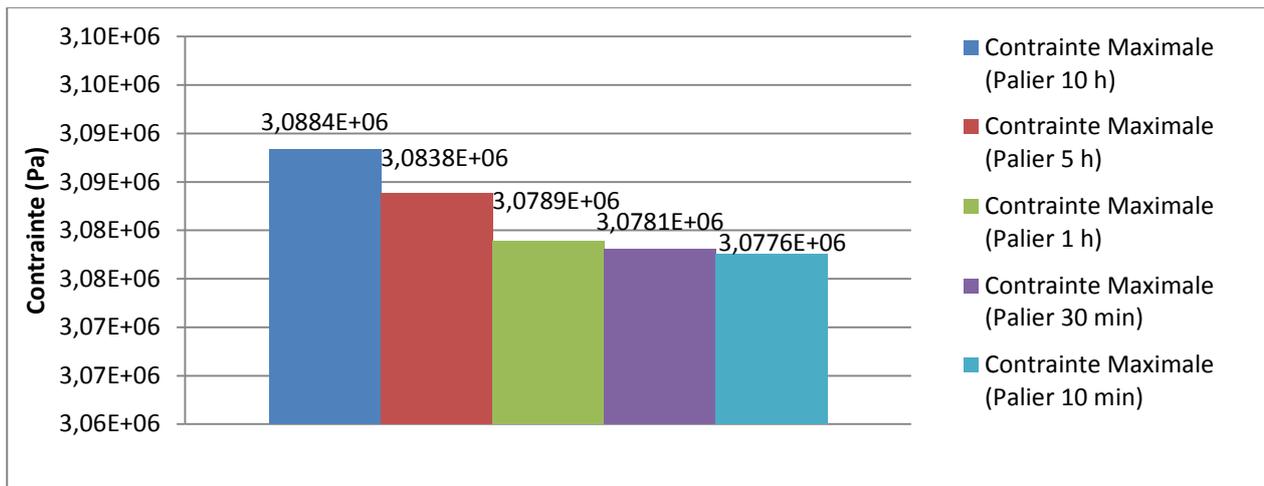


Figure II:15 Contrainte maximale en fonction de la durée du palier (10 min – 30 min – 1 h – 5 h – 10 h).

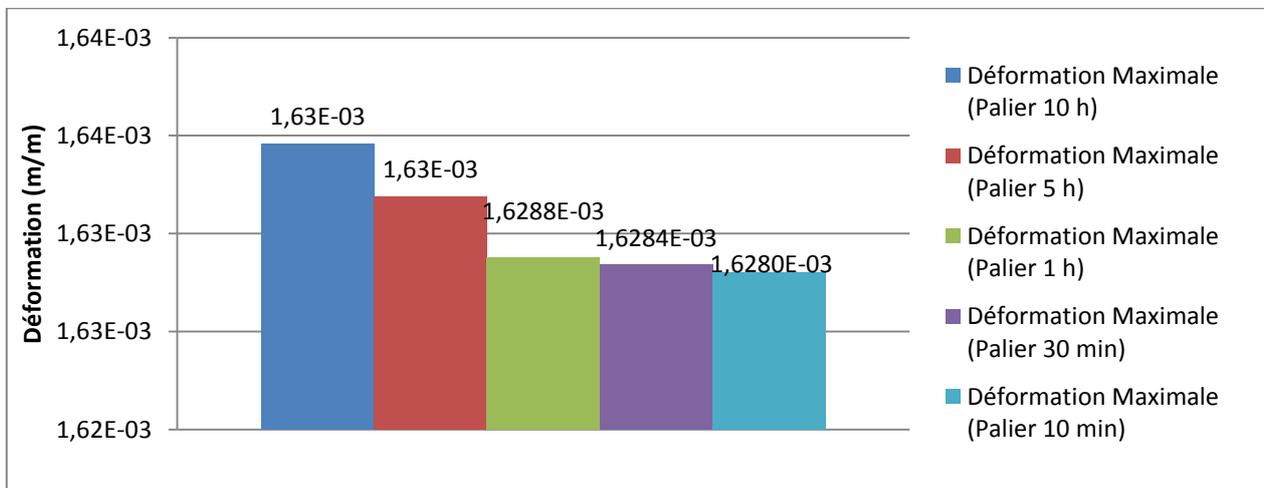


Figure II:16 Déformation maximale en fonction de la durée du palier (10 min – 30 min – 1 h – 5 h – 10 h).

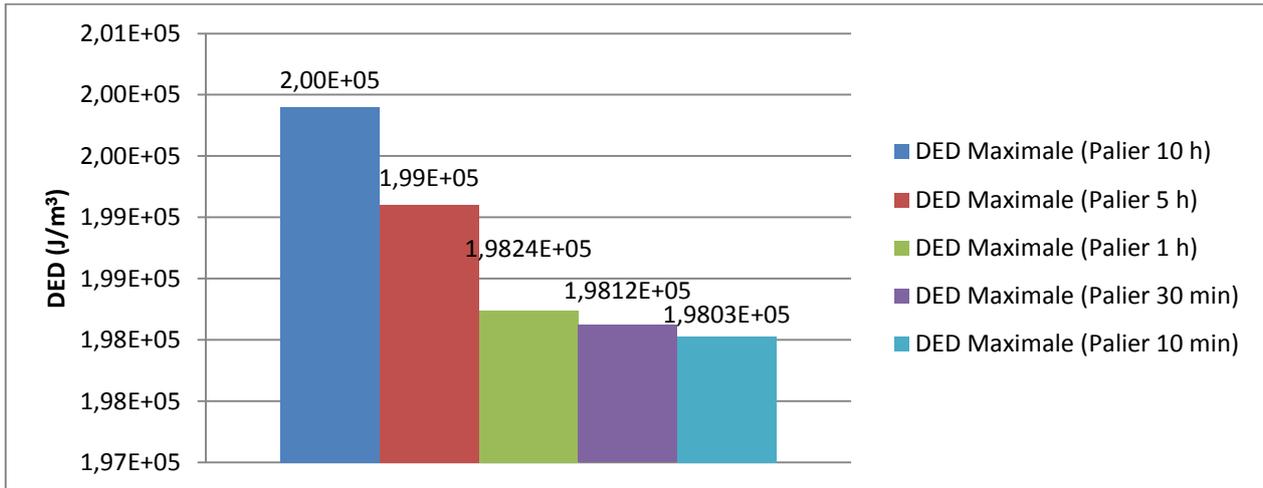


Figure II:17 DED maximale en fonction de la durée du palier (10 min – 30 min – 1 h – 5 h – 10 h).

Comme on cherche à réduire la durée du palier sans impacter le vieillissement, on note qu'un palier de 10min et un palier de 30min accumulent la même énergie de $1,98 \times 10^5 \text{ J/m}^3$. Habituellement, un palier de 30min est choisi par défaut, on peut ainsi envisager de réduire cette durée à 10min ; mais si on considère le temps de réponse thermique de l'assemblage (quelques minutes), on peut envisager un **palier de 20 min** qui accumulera toujours la même énergie mais limitera les problèmes d'inertie thermique.

Cette réduction de durée de palier (de 30min à 20min), implique une réduction de la durée d'un cycle de 20min (1 palier haut à 250°C et 1 palier bas à -55°C, avec un gain de 10 min par palier). Etant donné que le vieillissement accéléré se déroule avec un nombre important de cycles jusqu'à atteindre une défaillance, ce nombre de cycles se compte en centaines. On en déduit que des cycles avec des paliers de durée de 20 min chacun implique **un gain de temps d'une journée et demi par tranche de 100 cycles** sans pour autant diminuer l'accumulation des contraintes a priori.

2.1.4. Discussion : lien entre profil de mission et vieillissement accéléré

Les profils de missions ainsi que les cycles de vieillissement accélérés définis précédemment permettent d'estimer la durée de vie d'un assemblage de puissance en fonctionnement, en fonction de la loi de Pan (cf. chapitre I). Les résultats des simulations du cyclage thermique de type VRT sont utilisés à cet effet.

Les simulations numériques avec ANSYS® permettent de calculer la DED accumulée dans le joint d'argent fritté. Cette DED correspond à un indicateur de suivi du vieillissement du module de puissance soumis aux conditions thermiques des profils de missions et des vieillissements accélérés. **Pour chaque profil de mission**, d'une durée t_{profil} , on lui associe une DED_{profil} . De même, le **vieillissement accéléré** a une $DED_{défaillance}$ qui est calculée en prenant comme hypothèse qu'une accumulation de DED est constante pour chaque cycle de vieillissement [38]. Si on considère que la défaillance est obtenue après N_{cycles} , la $DED_{défaillance}$ est calculée comme suit :

$$DED_{défaillance} = DED_{1-cycles} \times N_{cycles} + DED_{résiduelle}$$

Equation II:5 – DED à la défaillance

avec:

- $DED_{1-cycles}$; DED accumulée à chaque cycle de vieillissement, $DED_{1-cycles} = 10^6 \text{ J/m}^3$ (d'après la figure ii:18).
- N_{cycles} ; nombre de cycles obtenus à défaillance.
- $DED_{résiduelle}$; DED résiduelle accumulée suite au procédé de fabrication (frittage/brasage) et au stockage.

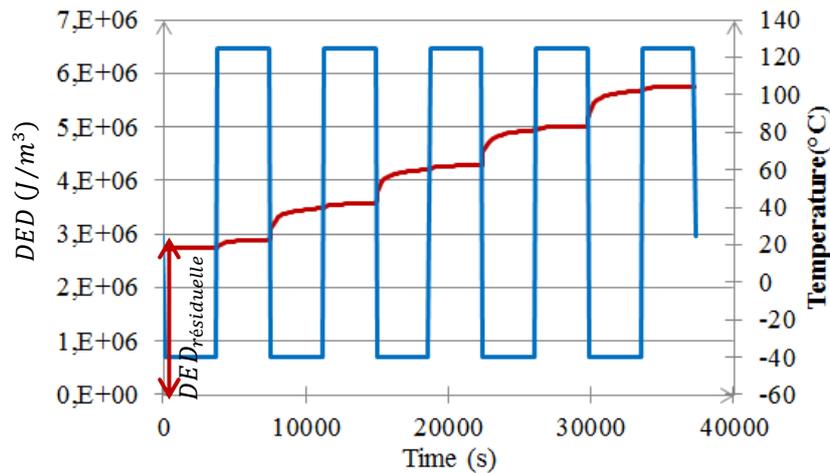


Figure II:18 Accumulation de la DED lors d'un cyclage thermique [38]

La relation entre la DED_{profil} et la $DED_{défaillance}$ s'exprime comme :

$$DED_{défaillance} = DED_{profil} \times N_{mission}$$

Equation II:6 – Lien entre profil de mission et vieillissement accéléré

Avec $N_{mission}$, le nombre de cycles de profils de missions obtenu jusqu'à la défaillance du module de puissance. L'estimation de la durée de vie pour un profil de mission donné est ainsi calculée comme suit :

$$T_{vie} = N_{mission} \times t_{profil}$$

Equation II:7 – Estimation de la durée de vie

Le tableau ii:10 montre la DED calculée pour chacun des quatre profils de missions d'un système de freinage (figure ii:7), ainsi que pour la DED d'un cycle de VRT (figure ii:18).

Profil	Profil 1	Profil 2	Profil 3	Profil 4	Cyclage VRT
DED (J/m ³)	$3,2449 \times 10^4$	$3,6319 \times 10^4$	$3,8595 \times 10^4$	$3,4860 \times 10^4$	10^6

Tableau II:10 Relevé de DED par profil de mission d'un système de freinage d'un train d'atterrissage

Grâce au calcul des DED du tableau ci-dessus, on détermine le nombre de cycles N_{cycles} que doit franchir le module de puissance lors du vieillissement accéléré afin de garantir une durée de vie T_{vie} . Afin de déterminer le nombre de cycles de défaillance, l'équation suivante est déduite des équations II:5, II:6 et II:7;

$$N_{cycles} = \frac{DED_{profil}}{DED_{1-cycles}} \times \left(\frac{T_{vie}}{t_{profil}} \right)$$

Equation II:8 – Nombre de cycles à la défaillance

Grâce à l'équation II:8, les courbes de la figure ii:19 sont tracées, montrant la croissance du nombre de cycles demandé. De ce fait, afin de garantir une durée de fonctionnement de 20 ans, pour un profil de mission donné en application freinage, 2500 cycles de vieillissement accéléré VRT donnés sont nécessaires pour garantir un tel fonctionnement.

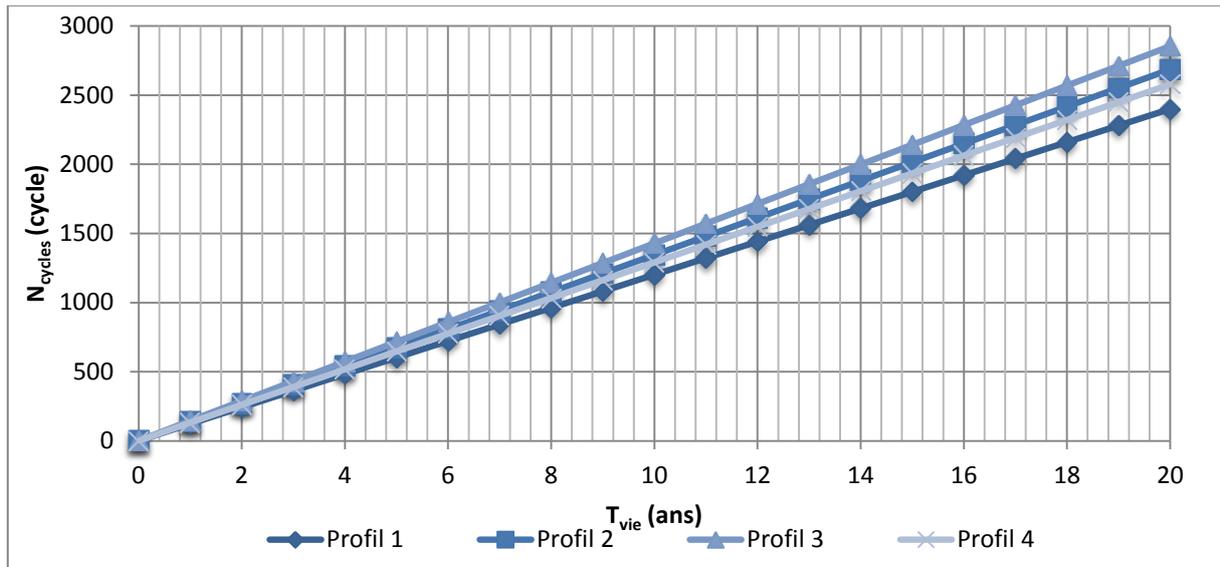


Figure II:19 Nombre de cycles de vieillissement à franchir pour garantir une durée de vie propre à un profil de mission

De la même manière, la DED est calculée pour les quatre profils de missions de l'application nacelle (Figure II:8). On note que la DED du cyclage thermique en VRT est toujours la même car ce cyclage est indépendant du profil de mission.

Profil	Profil 1	Profil 2	Profil 3	Profil 4	Cyclage VRT
DED (J/m³)	$1,7324 \times 10^4$	$1,5338 \times 10^4$	$3,3724 \times 10^4$	$2,9031 \times 10^4$	10^6

Tableau II:11 Relevé de DED par profil de mission de l'application nacelle

De la même manière, grâce au calcul des DED du tableau ci-dessus, on détermine le nombre de cycles N_{cycles} que doit franchir le module de puissance lors du vieillissement accéléré. Les courbes tracées dans la figure ii:20 montrent la croissance du nombre de cycles demandé. Afin de garantir une durée de fonctionnement de 20 ans, pour un profil de mission en application nacelle, entre 4000 et 9000 cycles sont nécessaires afin de garantir un bon fonctionnement. En effet, les 9000 cycles sont relatifs à une application avec passage récurrent d'un environnement chaud à un environnement froid (profil 3 - Figure II:8). L'application dans un environnement froid ne requiert que 4000 cycles de cyclage VRT.

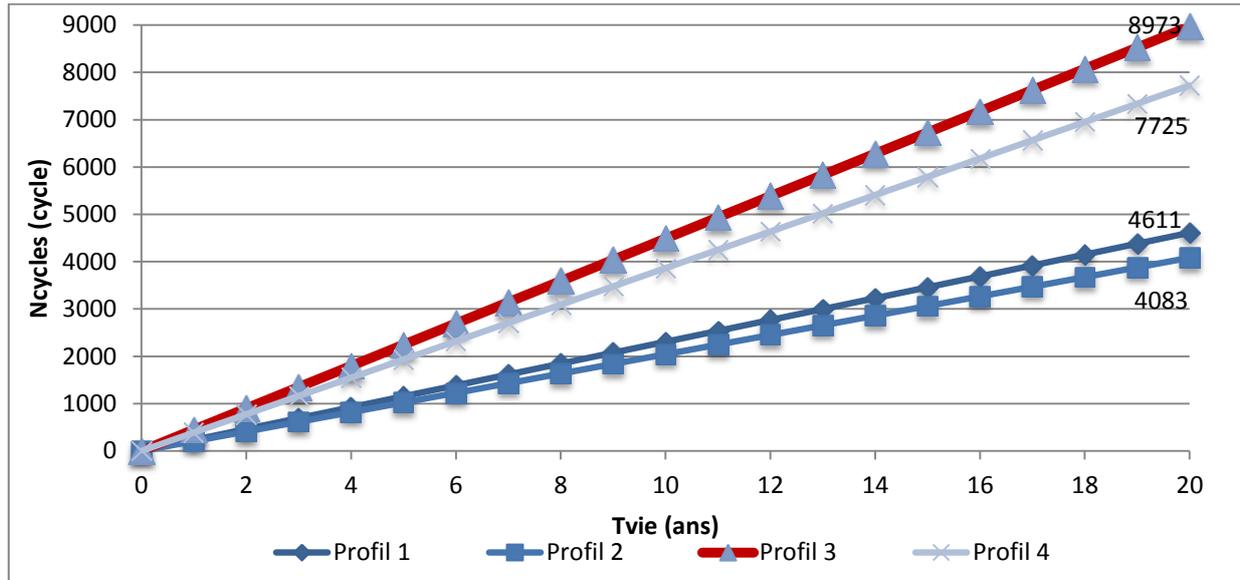


Figure II:20 Nombre de cycles de vieillissement à franchir pour garantir une durée de vie propre à un profil de mission

L'estimation de la **durée de vie dépend donc de l'application**, nacelle ou freinage, **et de la température d'environnement de fonctionnement**. Notons qu'un vieillissement accéléré de quelques 2000 cycles, correspond à un vieillissement en enceinte thermique de 3 mois et demi pour un cyclage VRT à des paliers constants de 20 minutes.

2.2. Etudes préliminaires sur les matériaux d'assemblage

Après les études menées sur les différents profils de mission et les différents types de vieillissement accélérés, on s'intéresse dans cette partie aux matériaux formant l'assemblage de puissance. On s'intéresse en premier temps à l'étude des finitions de quelques micromètres d'épaisseur déposées sur le substrat, en particulier pour réduire les phénomènes de migration entre les différentes couches de matériau de l'assemblage. Ensuite, on se focalise sur l'étude du joint d'argent fritté avec toutes les problématiques liées à la porosité. Enfin, on essaie de déterminer l'impact du vieillissement sur les propriétés des matériaux et donc de la DED.

2.2.1. Choix des matériaux de l'assemblage

Dans la géométrie présentée en figure ii:2, quelques hypothèses ont été prises concernant les finitions de l'assemblage. En effet, pour certain type d'assemblage, pour des raisons de compatibilité (chimique notamment) entre le substrat et les joints d'attache, il existe des substrats avec des finitions type Nickel/Or sur leur métallisation cuivre. Il s'est avéré que les premières technologies de frittage d'argent ne permettaient pas une adhésion directe sur le cuivre du substrat. Une seconde approximation dans la géométrie précédente concerne la non-prise en compte de la porosité du joint d'argent, non considérée dans le modèle numérique 3D pour des raisons de complexité de calcul.

Ces deux hypothèses sont étudiées dans les deux parties qui suivent.

2.2.1.1. Etude de l'influence des finitions Nickel/Or sur le comportement thermo-mécanique de l'assemblage

Les matériaux à grand gap, comme le SiC, ne sont pas propices à une adhésion directe sur certains métaux (type argent) en raison de leur nature chimique. De ce fait, les métaux réfractaires tels que le titane (Ti) et les métaux de transition tels que le nickel (Ni) sont privilégiés comme interface entre le cuivre et l'argent. Ces métaux sont généralement déposés par évaporation, suivie d'un recuit [138]. Ce revêtement du cuivre par des métallisations Ni/Cr/Au est formé de manière à empêcher la diffusion des atomes de cuivre dans les alliages du frittage d'argent (barrière de Ni). Le nickel déposé améliore la rugosité de la surface et permet un dépôt uniforme et adhérent des métaux suivants. En outre, la couche d'or protège l'ensemble contre l'oxydation [139] [140]. En plus de la bonne adhésion mécanique, ces couches de finition permettent une bonne conductivité électrique et une bonne stabilité chimique lors de la variation thermique. L'épaisseur des finitions peut varier de quelques centaines de nanomètres à plusieurs micromètres.

Au laboratoire IMS, plusieurs études ont été menées afin d'évaluer la fiabilité du frittage des nanoparticules d'argent sur des substrats présentant différentes finitions : Au, Ag et Cu, par des mesures de cisaillement et par des analyses thermiques [141]. Les résultats ont conclu que ces finitions n'avaient pas d'impact sur l'impédance thermique de l'assemblage. La résistance au cisaillement est également similaire (35 MPa) pour les trois échantillons [38]. Un vieillissement accéléré en cyclage thermique a été mené ; des délaminages sont apparus en premier dans les substrats à finitions Cu et Cu/Ag, les délaminages dans les substrats Cu/Ni/Au sont apparus en dernier lieu [142].

De ce fait, dans un cas idéal, ces finitions devraient être modélisées, en contrepartie d'une simulation complexe en raison de la multiplication du nombre d'éléments de maillage au niveau de cette couche qui fait quelques micromètres d'épaisseur. Afin d'étudier les effets de cette finition sur le temps de calcul, une géométrie en topologie 2D a été étudiée dans ANSYS® (figure ii:21), avec une condition d'axisymétrie (ce qui correspond à une révolution autour de l'axe \vec{z}). Pour cette géométrie, on considère qu'on admet la même épaisseur de finition de part et d'autre du joint d'argent fritté. Dans le maillage, les dimensions des éléments de la couche de nickel sont fixées à un tiers de l'épaisseur totale de la couche Ni comme illustré sur la figure ii:22. La finition en or n'est pas considérée en raison de sa très faible épaisseur (50 nm) par rapport à la couche de nickel (4 μ m à 12 μ m).

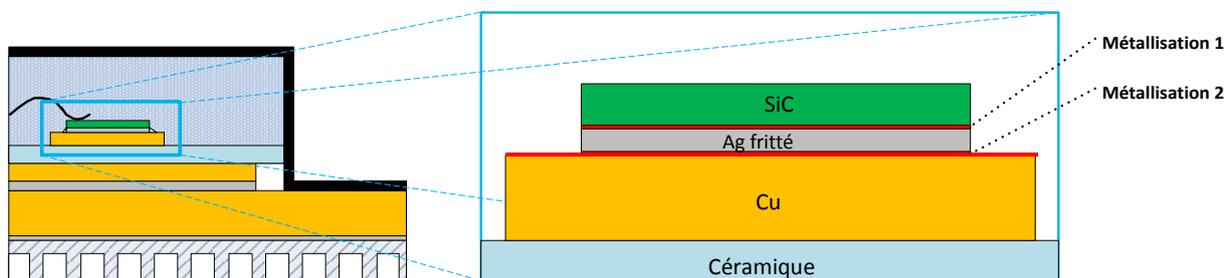


Figure II:21 Modèle étudié de l'assemblage à finition Ni

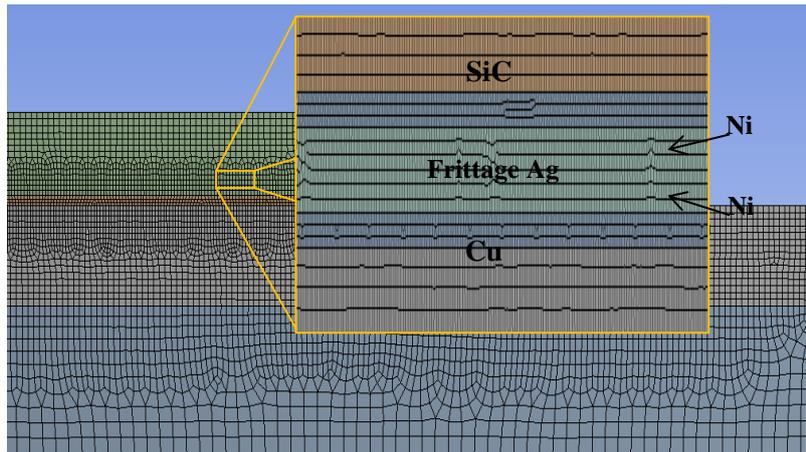


Figure II:22 Maillage du modèle 2D avec les finitions Ni

Le temps de calcul est déterminé pour une simulation thermo-mécanique en injectant une puissance dans la puce SiC, pendant 120 secondes. Dans le tableau ii:12, trois **modèles avec finition \mathcal{M}_{wiNi}** à trois différentes épaisseurs de Ni sont comparés à un **modèle sans finition Ni - \mathcal{M}_{woNi}** . Dans le tableau qui suit, on note que **plus fine est la finition de Ni, plus important est le temps de calcul**. Ainsi, une couche de 4 μm de Ni multiplie le temps de calcul par 6,25 par rapport au modèle \mathcal{M}_{woNi} .

Modèle	\mathcal{M}_{woNi}	\mathcal{M}_{wiNi}		
		4 μm	8 μm	12 μm
Maillage (Nombre d'éléments)	8024	50102	25707	17721
Rapport $E_{wi}\%E_{wo}$		6,25	3,21	2,21
Temps de calcul (s)	365	2393	1229	846
Rapport $T_{wi}\%T_{wo}$		6,55	3,37	2,31

Tableau II:12 Influence de l'épaisseur de la finition sur le maillage et le temps de calcul

✓ Influence des finitions Ni sur la dissipation thermique

Dans cette étude thermique, la même géométrie de topologie 2D axisymétrique a été prise en compte. Une puissance de 120 W est injectée dans la puce pendant 3 secondes (Figure II:23) [143] puis on observe la dissipation thermique dans l'assemblage. Avec une telle puissance, une température maximale est calculée pour chacun des modèles du tableau ii:12. Les valeurs de ces températures présentées dans le tableau ii:13 montrent que l'ajout de la finition de Ni augmente la température maximale de 1 °C, soit une différence de 2,5 % entre les températures finales. On peut ainsi conclure que l'impact des finitions Ni sur le comportement thermique peut être négligeable.

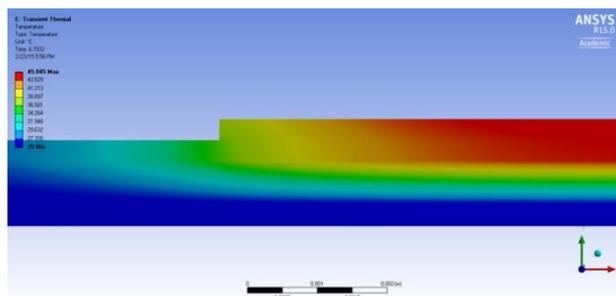


Figure II:23 Résultat thermique du modèle avec finition Ni de 12 μm d'épaisseur

Epaisseur de la finition (μm)	\mathcal{M}_{woNi}	\mathcal{M}_{wiNi}		
		4	8	12
Température	44,73	45,771	45,807	45,845
Variation ($^{\circ}\text{C}$)		1,041	1,077	1,115
Variation (%)		2,32	2,41	2,49

Tableau II:13 Influence de l'épaisseur de la finition Ni sur le calcul de la température maximale

✓ Influence des finitions Ni sur le comportement thermo-mécanique de l'assemblage lors du procédé de frittage d'argent

Dans cette partie, une étude thermo-mécanique est effectuée par une application d'un profil thermique correspondant à celui du procédé de frittage des pâtes d'argent. L'évolution de la DED dans le joint d'argent fritté est calculée pendant une variation de la température entre +250 $^{\circ}\text{C}$ et +25 $^{\circ}\text{C}$. Le graphique de la figure ii:24 correspond au relevé de la DED à la fin du procédé de frittage, pour différentes épaisseurs BLT (Bond Line Thickness) du joint d'argent fritté et différentes épaisseurs de couche Ni.

La DED calculée est la DED moyenne dans le volume du joint fritté. Elle est calculée comme suit :

$$DED_{moy} = \frac{\sum_i DED(i) * v(i)}{V_{tot}}$$

Equation II:9 – DED moyenne

avec,

- DED_{moy} , la DED moyenne,
- $DED(i)$, la DED calculée dans l' $i^{\text{ème}}$ élément,
- $v(i)$, le volume en 3D (ou surface en 2D) de l' $i^{\text{ème}}$ élément,
- V_{tot} , le volume total dans le cas d'une étude en 3D, ou surface totale dans le cas d'une étude en 2D.

La couche du Ni considérée de part et d'autre du joint d'argent fritté apporte des contraintes supplémentaires à l'assemblage en raison de l'écart entre les CDT des métaux Ni et Ag. Cependant, mécaniquement, **l'impact de la couche de Ni est minimale lorsque son épaisseur devient supérieure à 12 μm** (figure ii:24). En plus, lors du procédé de frittage, la variation de la DED décroît avec la croissance de l'épaisseur du joint d'argent fritté ; **plus grand est le volume du joint, plus faible est la DED emmagasinée dans le joint.**

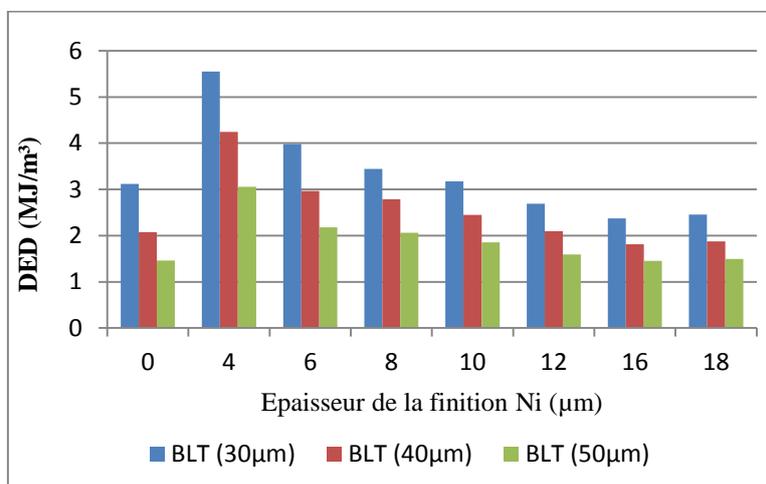


Figure II:24 Variation de la DED en fonction de l'épaisseur de la finition Ni et de l'épaisseur du joint d'Ag fritté

✓ Influence des finitions Ni sur le comportement thermo-mécanique de l'assemblage lors de l'auto-échauffement de la puce

Lors de l'auto-échauffement de la puce semi-conductrice de puissance, une puissance de $4 \times 10^{10} W/m^3$ est injectée dans le volume de la puce ; cette puissance correspond à une valeur de 113 W injectée dans un volume de $[\pi * 1,9^2 * 0,25] mm^3$ de la puce axisymétrique, à topologie 2D, dans les modèles \mathcal{M}_{woNi} et \mathcal{M}_{wiNi} . Les autres conditions limites sont fixées comme suit : le déplacement de la partie inférieure de l'assemblage est fixé selon l'axe horizontal \vec{y} ; la température de la métallisation inférieure du substrat est fixée à 25 °C afin de simuler un puit thermique parfait. Suite à l'auto-échauffement, une température est calculée dans l'assemblage, cf. figure ii:25.

Les valeurs de DED calculées lors de l'auto-échauffement sont **plus faibles que celles** calculées précédemment **lors du procédé de frittage**. En effet, le procédé de frittage étudié initialement génère beaucoup de contraintes dans le frittage d'argent ; une DED d'environ 3 MJ/m³ est générée lors du frittage, alors qu'elle est d'environ 0,5 MJ/m³ lors de l'autoéchauffement (cf. figure ii:26). Ainsi, la croissance de l'épaisseur de la couche Ni augmente la contrainte à l'intérieure du joint d'argent fritté.

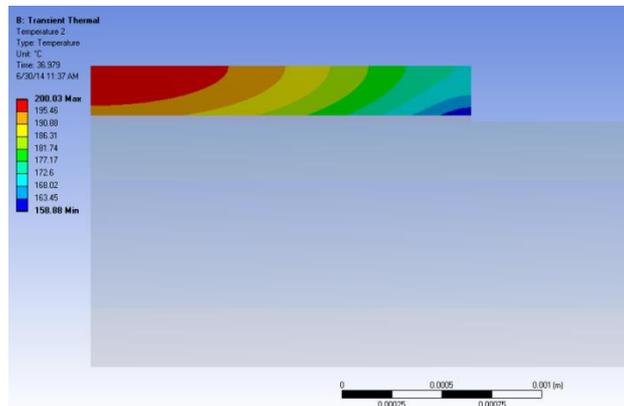


Figure II:25 Variation de la température suite à l'auto-échauffement

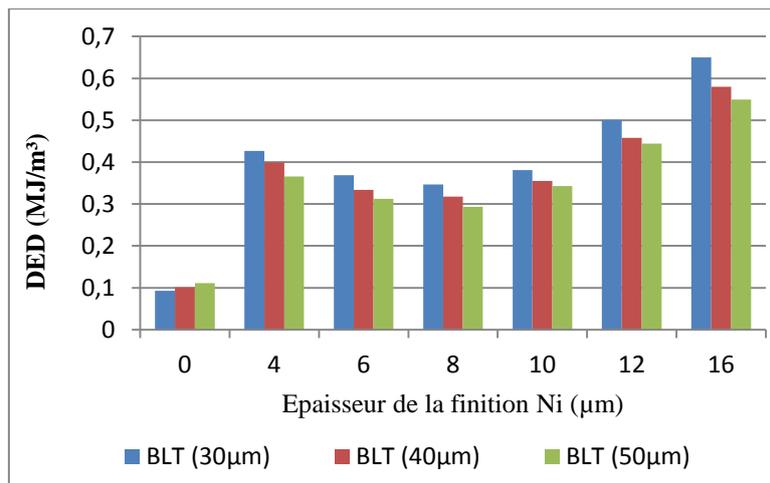


Figure II:26 DED de l'auto-échauffement pour différentes épaisseurs de Ni et du joint d'Ag fritté

✓ Prise en compte des finitions ; amélioration du modèle \mathcal{M}_{wiNi}

L'étude thermique présentée précédemment a montré que l'impact de l'épaisseur de la finition Ni est minimal sur la dissipation thermique. En revanche, **les deux études thermo-mécaniques ont montré que les finitions de Ni doivent être prises en compte dans le modèle final**. De ce fait, deux approches sont

présentées pour améliorer le modèle qui prend en compte ces finitions Ni - \mathcal{M}_{wiNi} . Avec ces approches proposées, on essaye d'obtenir les **mêmes DED** dans le **modèle amélioré** que dans le **modèle \mathcal{M}_{wiNi}** , en gardant comme **objectif de réduire le temps de calcul**.

Approche A : dans cette approche, les propriétés du Ni dans la couche NiL1 sont remplacées par les propriétés du SiC, celles du Ni dans la couche NiL2 sont remplacées par les propriétés du Cu (cf. figure ii:27). Ce nouveau modèle est appelé $\mathcal{M}_{wiNi-amélioré}$. En remplaçant le modèle \mathcal{M}_{wiNi} par le modèle $\mathcal{M}_{wiNi-amélioré}$, la DED est calculée pour une épaisseur de joint d'argent fritté de 30 μm , lors du procédé de frittage, pour différentes épaisseurs de finitions Ni.

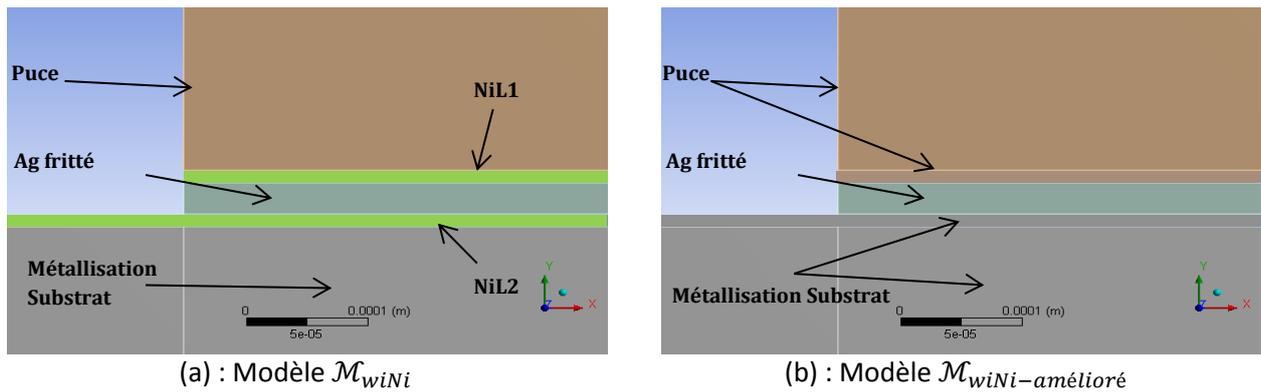
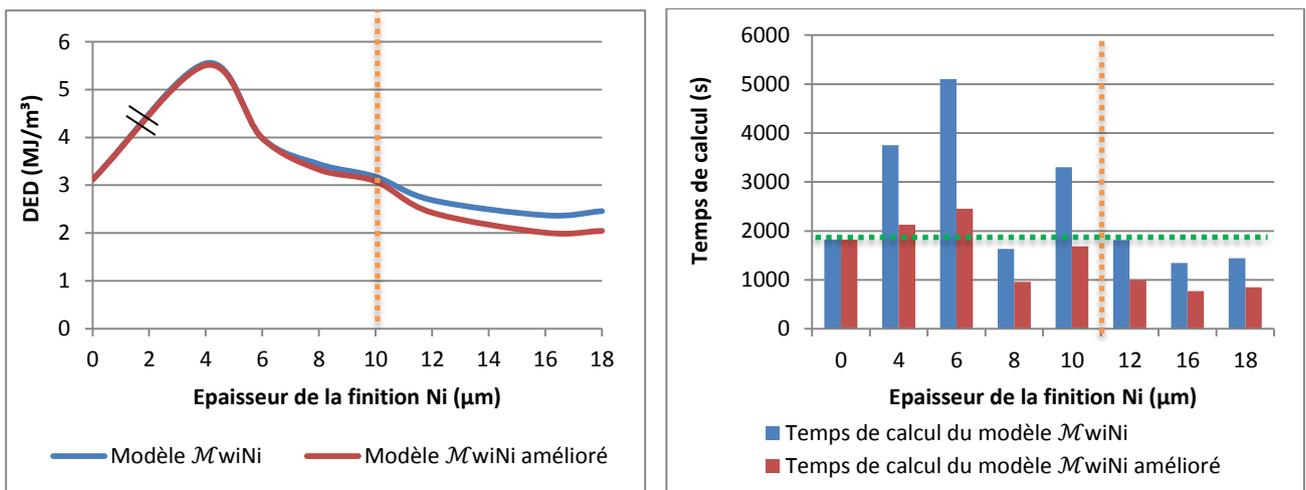


Figure II:27 Du modèle (a) \mathcal{M}_{wiNi} au modèle (b) \mathcal{M}_{wiNi} amélioré

De la figure ii:28 (a), la même valeur de DED est observée pour les deux modèles \mathcal{M}_{wiNi} et $\mathcal{M}_{wiNi-amélioré}$, pour des finitions Ni d'épaisseur inférieure à 10 μm . Lorsque l'on considère le temps de calcul tracé dans la figure ii:28 (b), on remarque que pour une épaisseur de finition inférieure à 10 μm , le temps de calcul du modèle $\mathcal{M}_{wiNi-amélioré}$ est réduit de moitié par rapport au modèle \mathcal{M}_{wiNi} . Lorsque cette épaisseur de finition est supérieure à 10 μm , le temps de calcul du modèle \mathcal{M}_{wiNi} devient acceptable car il est identique à celui du modèle sans finition (0 μm – droite en pointillé vert).



(a) : Comparaison des DED

La droite en pointillé orange est le seuil au-dessus duquel les modèles \mathcal{M}_{wiNi} et $\mathcal{M}_{wiNi-amélioré}$ ne se superposent pas

(b) : Comparaison du temps de calcul

La droite en pointillé vert correspond au temps de calcul du modèle sans finition \mathcal{M}_{woNi}

Figure II:28 Comparaison des DED et du temps de calcul des modèles \mathcal{M}_{wiNi} (courbe en bleu) et $\mathcal{M}_{wiNi-amélioré}$ (courbe en rouge).

Approche B: dans cette approche, la finition Ni est enlevée et les épaisseurs de la puce SiC et de la métallisation Cu du substrat sont augmentées de l'épaisseur de la finition Ni. Le maillage en éléments finis obtenu contient 8000 éléments ; il s'agit du même maillage que celui du modèle \mathcal{M}_{woNi} cf. tableau ii:12.

Dans la figure ii:29, avec l'approche B, les calculs du procédé de frittage sont reproduits. La valeur de la DED moyenne calculée est de 3,2 MJ/m³ indépendamment de l'épaisseur ajoutée au SiC et au Cu. En effet, les quelques micro-mètres ajoutées à la puce et à la métallisation cuivre du substrat n'impactent pas le comportement thermo-mécanique de l'assemblage.

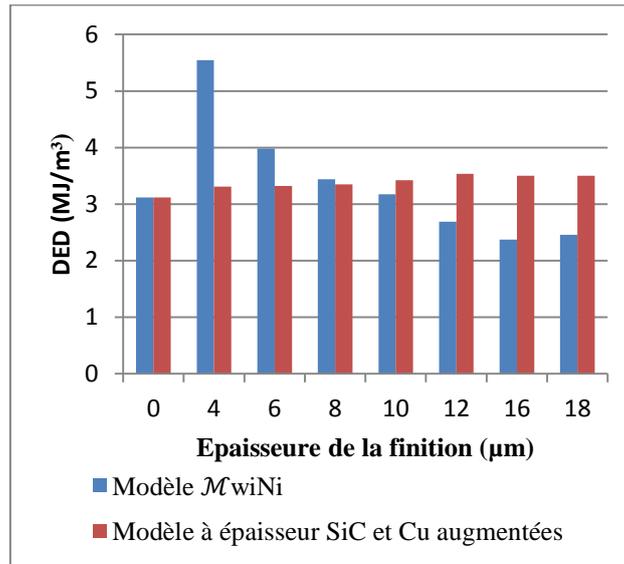


Figure II:29 Comparaison des deux modèles de l'approche B

✓ Discussion

Finalement, d'après la modélisation thermique, on s'est aperçu que la fine couche de Ni n'avait pas beaucoup d'impact sur la dissipation thermique, alors qu'elle augmentait considérablement le temps de calcul. En outre, à partir des simulations thermo-mécaniques, la prise en compte des finitions Ni des deux côtés du joint d'argent fritté augmente les contraintes dans le joint à cause de l'écart de CDT entre l'Ag et le Ni. De ce fait, ces finitions de quelques micro-mètres d'épaisseur doivent être prises en compte dans les modélisations malgré l'important temps de calcul.

Afin de réduire ce temps de calcul, un modèle amélioré est proposé dans l'approche A. Avec cette approche, le **modèle $\mathcal{M}_{wiNi-amélioré}$ permet de reproduire fidèlement les mêmes résultats de DED que le modèle \mathcal{M}_{wiNi} pour des finitions Ni d'épaisseurs inférieures à 10 μm.** Au-delà de cette épaisseur de finition, le matériau de la finition doit être pris en considération.

2.2.1.2. Porosité du joint en argent fritté

Le procédé de frittage de microparticules ou de nanoparticules d'argent conduit à un matériau à porosité importante. Cette porosité modifie les propriétés thermiques et mécaniques des matériaux ; un matériau peut ainsi avoir différentes propriétés en fonction de son taux de porosité. Dans la figure ii:30, les deux couches d'argent fritté montrent des porosités dépendantes de la nature du matériau fritté (nanoparticules ou microparticules d'argent). Cette porosité varie également avec le procédé de frittage; une porosité de 16% pour un procédé de frittage à haute température et haute pression [144] contre une porosité de 37% pour un procédé de frittage à basse température et basse pression [145].



(a) : Porosité du frittage de microparticules d'argent (b) : Porosité du frittage de nanoparticules d'argent
Figure II:30 Frittage de microparticules et nanoparticules d'argent à 250 °C et 10 MPa

✓ Mesure du taux de porosité du joint fritté en 3D par une FIB

Dans le cadre du projet SICRATES, la porosité d'un film d'argent fritté (Argomax® 8050) est caractérisée au moyen d'une reconstruction de la microstructure tridimensionnelle (3D) de l'échantillon d'argent fritté à l'aide d'une sonde ionique focalisée associée à un microscope électronique à balayage (FIB-SEM : Focused Ion Beam - Scanning Electron Microscopes), par les équipes du laboratoire LMR-Tours partenaire du projet. L'épaisseur de l'échantillon analysé est d'environ 60 µm [146].

L'image 3D de l'échantillon a été recueillie avec un double faisceau Strata 400-S du système FIB-SEM. La procédure pour obtenir les données 3D à partir de l'échantillon initial est schématiquement présentée dans la figure ii:31. La préparation de l'échantillon, les paramètres de fraisage et d'imagerie expérimentale ont été optimisés pour obtenir une haute qualité de reconstruction 3D.

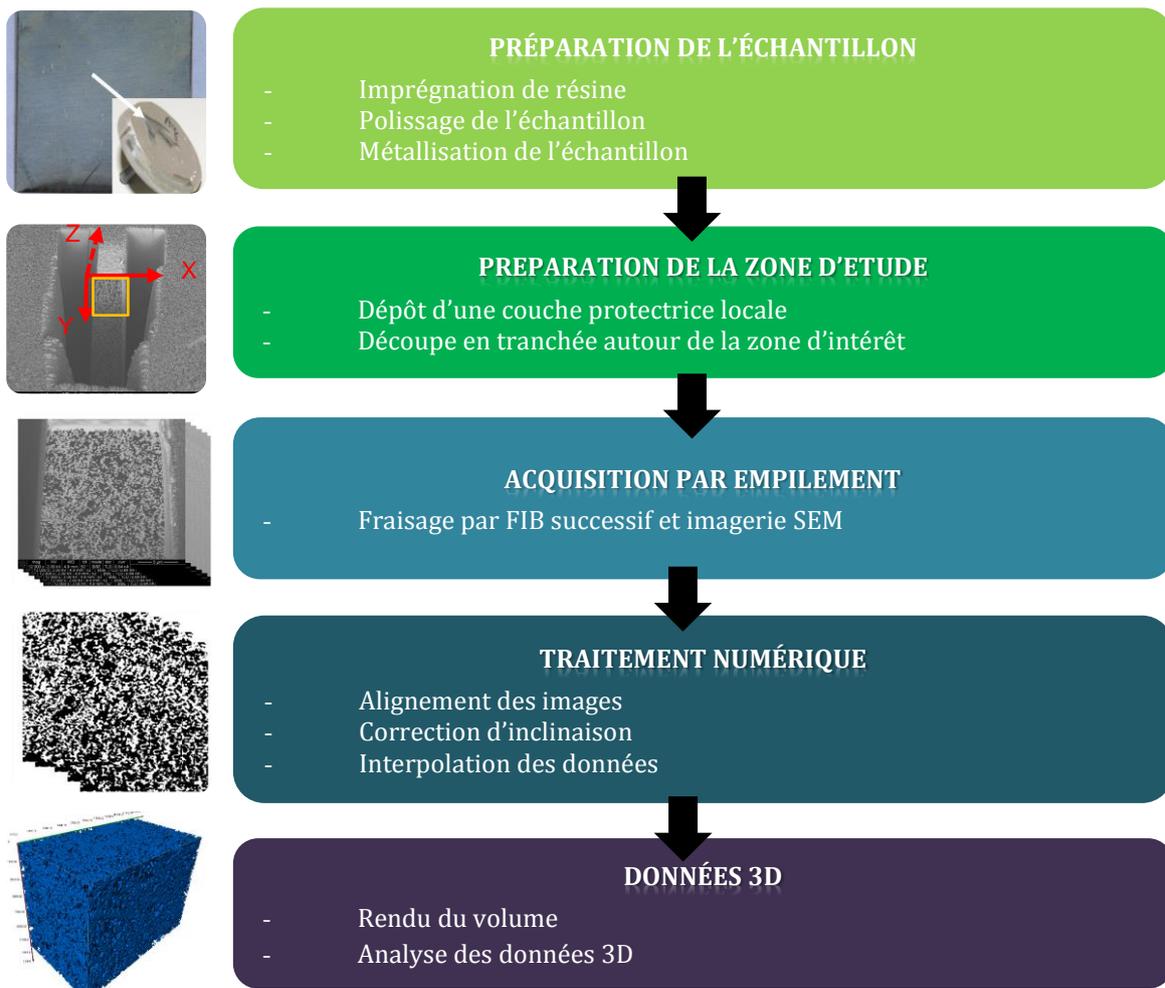


Figure II:31 Représentation schématique de la méthode expérimentale appliquée pour obtenir la reconstruction 3D de l'échantillon d'argent fritté.

Dans la figure ii:32, la surface de l'échantillon (dans le plan XZ) est perpendiculaire au faisceau d'ions (selon la direction Y), en provenance de la FIB-SEM. L'échantillon est découpé selon la direction Z. Au final, la dimension de l'image 3D mesurée par la FIB-SEM est de $12,8 \times 15,0 \times 12,5 \mu\text{m}^3$. D'après les données 3D, le pourcentage d'argent dans le volume total est calculé à 83,7 %, soit une porosité de 16,3 %.

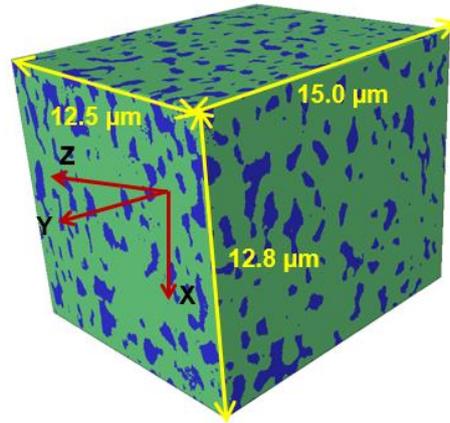


Figure II:32 Reconstruction 3D du volume analysé ($2400 \mu\text{m}^3$) montrant deux phases: pore en bleu et argent en vert

Afin de vérifier la connectivité de chaque phase, le logiciel AVIZO® a été utilisé. Les résultats sont détaillés dans tableau II:14, illustrant que la phase d'argent est fortement percolée, assurant une connectivité électrique et thermique malgré la porosité. La connectivité d'une phase est définie comme étant le rapport de son volume percolé à son volume total. La connectivité volumétrique de la phase poreuse est égale à 90,68%, ce qui signifie que les pores sont connectés entre eux à 90,68%, formant ainsi un seul pore. Pour la suite des simulations, pour éviter d'avoir un pore de forme stochastique, des pores de diamètre de 30-60 μm sont placés aléatoirement dans le volume du joint.

Phase	Pore	Argent
Connectivité volumétrique (%)	90,68	99,96

Tableau II:14 Connectivité volumétrique des phases

✓ Modélisation numérique de la porosité du joint fritté

Afin de modéliser la géométrie poreuse, un script APDL (ANSYS Parametric Design Language) a été développé afin de réaliser un placement aléatoire de pores dans un volume d'argent fritté. Le placement des pores est fait de telle sorte qu'ils ne sont pas tangents pour éviter des problèmes de maillage et de divergence de calcul. Les données matériaux d'argent fritté présentées dans la section 1.2.5 (tableau i:9 et tableau i:11) sont utilisées dans cette simulation.

Dans le modèle, le matériau du pore est considéré comme du vide distribué aléatoirement et à différentes topologies dans le volume du joint. Les formes dans la figure ii:33 représentent deux topologies du vide, de différentes tailles, pour des configurations sphériques ou elliptiques. Ces géométries de vide sont soustraites à partir du volume massif d'argent afin d'obtenir la géométrie poreuse de frittage d'argent tel que représentée sur la figure ii:34. Pour une raison de tolérance et de maillage, le diamètre des pores varie entre 30 μm et 60 μm dans une épaisseur d'argent de 100 μm . La surface d'argent étudiée est de $3 \times 3 \text{ mm}^2$. Dans ce cas d'étude, le module de Young de l'argent dans le modèle APDL est fixé à 83 GPa, correspondant au module de Young de l'argent massif.

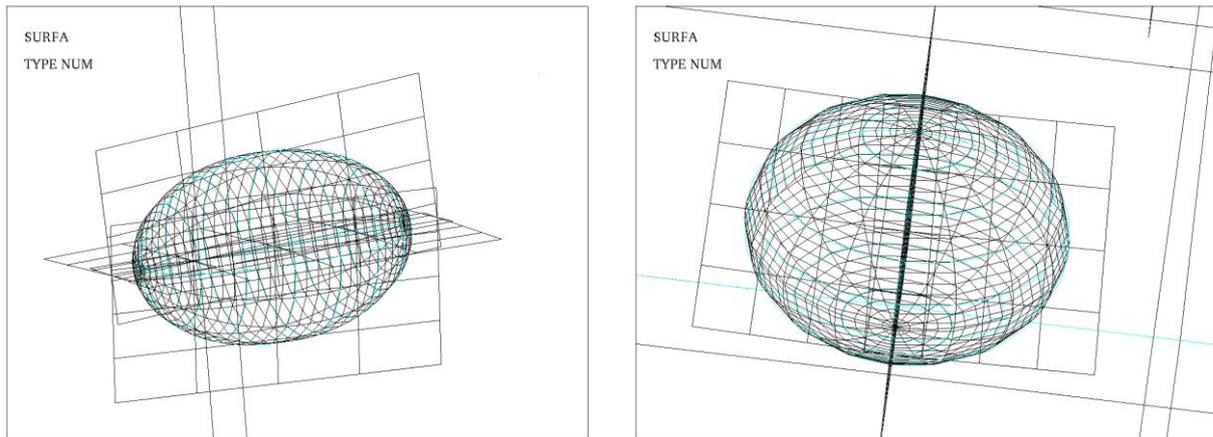


Figure II:33 Pores à géométrie variable

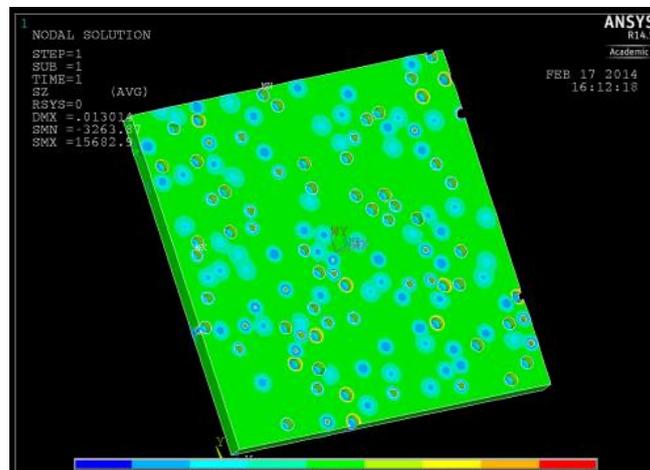


Figure II:34 Géométrie poreuse de l'argent fritté

La figure ii:35 montre la répartition de la contrainte calculée dans l'argent fritté. Ce résultat est dû à une pression de 10 MPa (cf. procédé de frittage) appliquée sur la partie supérieure de l'argent poreux. La partie inférieure de la géométrie est posée sur un support fixe et la température dans le volume d'argent fritté a été fixée à la température ambiante (25 °C). La contrainte moyenne à l'intérieur du volume d'argent fritté est calculée comme suit :

$$\sigma_{av} = \frac{\sum_i \sigma_i \times v_i}{V_{tot} - V_{pores}}$$

Equation II:10 – Contrainte moyenne dans le volume poreux

avec

- σ_{av} , la contrainte moyenne,
- σ_i , la contrainte de l'« i^{ème} » élément de maillage,
- v_i , le volume de l'« i^{ème} » élément de maillage,
- V_{tot} , le volume total du bloc massif d'argent,
- V_{pores} , le volume des pores.

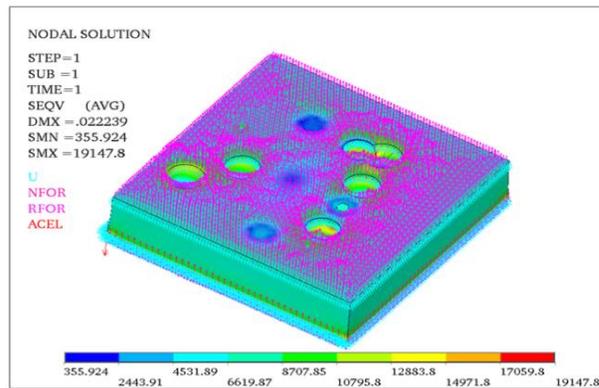


Figure II:35 Contrainte dans le volume d'argent fritté poreux

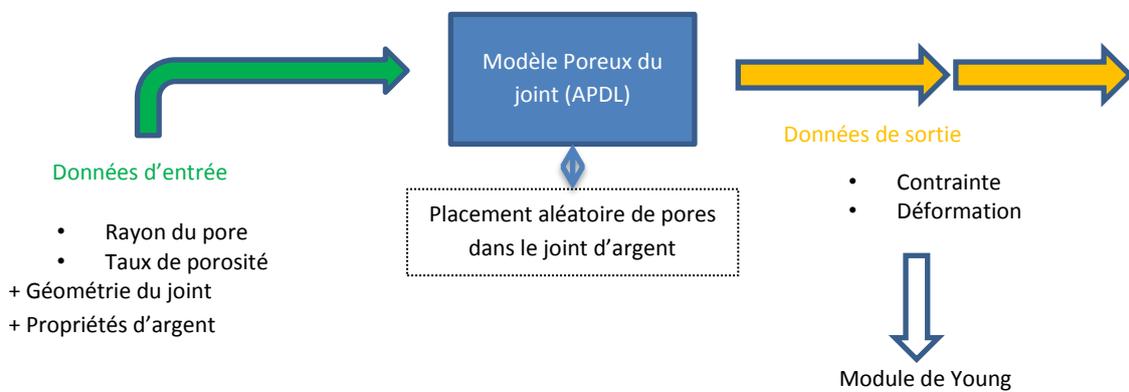


Figure II-36: Stratégie de distribution des pores pour l'étude mécanique

Le module de Young est calculé d'après l'équation ii:10 et selon le schéma de la figure ii-36.

$$E = \frac{\sigma_{av}}{\varepsilon}$$

Equation II:11 – Module de Young

La figure ii:37 représente l'évolution du module de Young avec les différents taux de porosité. Il décroît avec la croissance de la porosité ; **une croissance de porosité de 10% conduit à une diminution du module de Young de 4%**. Cette influence de porosité sur les propriétés mécaniques apparait également sur les autres types des joints d'attaches [147].

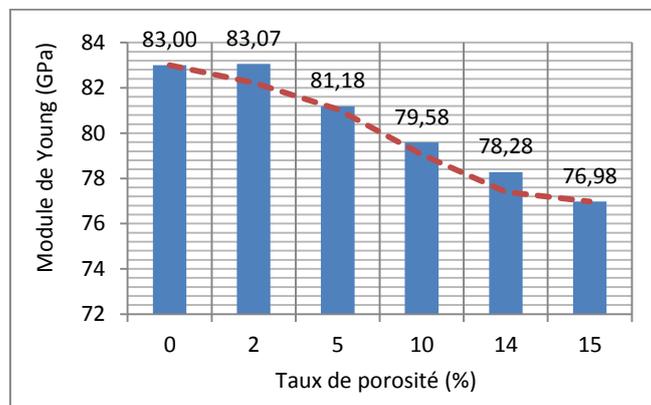


Figure II:37 Variation du module de Young en fonction du taux de porosité (bleu) et la loi de puissance du module de young (rouge)

Cette décroissance du module de Young apparait expérimentalement avec la décroissance de la densité due à l'augmentation du nombre de pores dans un même volume [144]; ces résultats expérimentaux sont tracés dans la figure ii:38. Il convient de souligner que la densité et la porosité sont inversement proportionnelles; lorsque la porosité (p) augmente, la densité (d_p) diminue selon l'équation ii:12.

$$d_p = d_0 \times (1 - p)$$

Equation II:12 – Relation densité/porosité

avec

- d_p , la densité du matériau poreux,
- d_0 , la densité du matériau massif,
- p , la porosité.

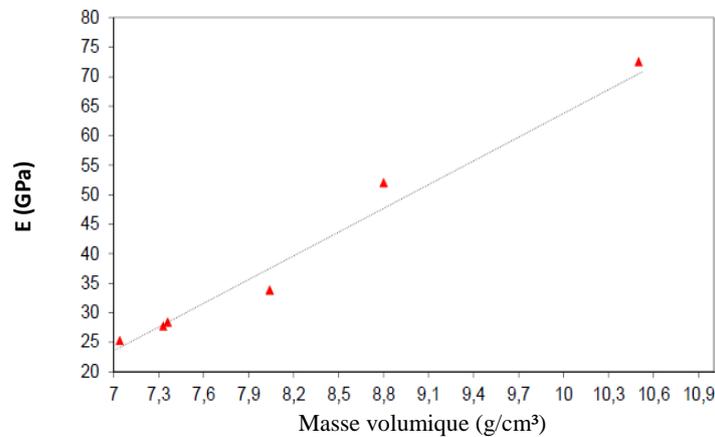


Figure II:38 Module de Young en fonction de la masse volumique de l'argent fritté

Les résultats numériques et expérimentaux respectivement dans la figure ii:37 et la figure ii:38 semblent suivre une loi de puissance ; car la décroissance du module de Young est quasi-linéaire. Les recherches expérimentales sur la détermination des propriétés physiques (conductivité électrique, limite d'élasticité, module de young, etc.) de matériaux poreux ont trouvé une dépendance suivant une loi de puissance décrite par l'équation ii:13 [148] [149].

$$M = M_0(1 - p)^m$$

Equation II:13 – Loi de puissance généralisée

Où M et M_0 sont les propriétés physiques respectivement du matériau poreux et non-poreux, et m est un coefficient de puissance.

La courbe en pointillés rouges dans la figure ii:37 indique le meilleur ajustement de l'équation ii:13 aux données calculées. Ainsi, à partir de cette équation, la dépendance en loi de puissance du module de Young est formulée dans l'équation ii:14:

$$E = E_0(1 - p)^{0,463}$$

Equation II:14 – Loi de puissance du module de Young

où E_0 est le module de Young de l'argent massif.

Connaissant cette loi, si le module de Young est déterminé pour un matériau (1) d'une porosité p_1 , il est possible de déduire sa valeur pour le même matériau d'une porosité p_2 .

$$E_2 = E_1 \times \left(\frac{1 - p_2}{1 - p_1} \right)^{0,463}$$

Equation II:15 – Détermination du module de Young d'un matériau lorsque sa porosité change

Cette même étude est réalisée thermiquement où la conductivité thermique est calculée pour différents taux de porosité. La conductivité thermique dans le modèle a été fixée à $200 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$. Sur une face du volume poreux d'argent fritté, d'une section S , une température de $25 \text{ }^\circ\text{C}$ a été fixée afin de modéliser une dissipation thermique parfaite, permettant d'évacuer le flux de chaleur à travers le volume. Sur l'autre extrémité, une injection d'une puissance dans un volume en contact par conduction avec le volume poreux, permet d'injecter une puissance thermique induite obtenue par effet Joule. Ainsi, un gradient thermique sur la longueur du volume est produit. Ce gradient thermique est mesuré par la variation de température ΔT à deux différents points (x_i et x_j) séparés par une distance L sur la longueur du volume poreux, comme schématisé dans la figure ii:39.

Les températures T_i et T_j sont calculées comme étant les températures moyennes dans les sections respectivement à la position x_i et x_j . La conductivité thermique λ dans le volume poreux est calculée selon l'équation ii:16.

$$\lambda = \frac{W \times L}{S \times \Delta T}$$

Equation II:16 – Conductivité thermique

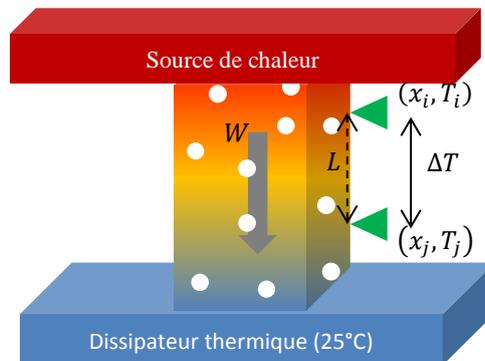


Figure II:39 Calcul de la conductivité thermique dans le joint poreux d'argent fritté

La figure ii:40 montre l'évolution de la conductivité thermique en fonction du taux de porosité. La conductivité thermique décroît avec l'augmentation du taux de porosité. **Une augmentation de porosité de 10% conduit à une diminution de la conductivité thermique de 15 %**. Ce phénomène est généralement observé pour les matériaux poreux, des données expérimentales et des théories sont données dans [150].

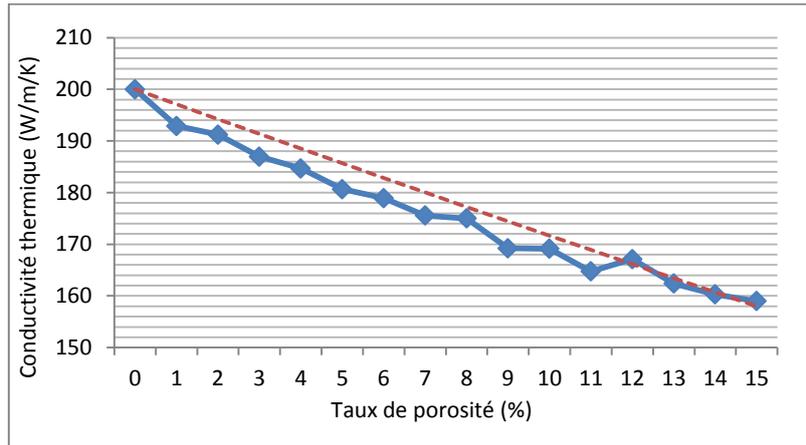


Figure II:40 Variation de la conductivité thermique en fonction du taux de porosité (bleu) et la loi de puissance de la conductivité thermique (rouge)

Le résultat numérique dans la figure ii:40 suit la même loi de puissance présentée dans l'équation ii:13. La courbe en pointillés rouges dans la figure ii:40 indique le meilleur ajustement de cette loi de puissance aux données calculées. Ainsi, à partir de l'équation ii:13, la dépendance en loi de puissance de la conductivité thermique est formulée dans l'équation ii:17:

$$\lambda = \lambda_0(1 - p)^{1,45}$$

Equation II:17 – Loi de puissance de la conductivité thermique

où λ_0 est la conductivité thermique l'argent massif.

Connaissant cette loi, si la conductivité thermique est déterminée pour un matériau (1) d'une porosité p_1 , il est possible de déduire sa valeur pour le même matériau d'une porosité p_2 .

$$\lambda_2 = \lambda_1 \times \left(\frac{1 - p_2}{1 - p_1} \right)^{1,45}$$

Equation II:18 – Détermination de la conductivité thermique d'un matériau lorsque sa porosité change

✓ Impact de la porosité du joint sur la densité d'énergie de déformation

Dans le modèle mécanique poreux du joint fritté, le modèle d'Anand a été utilisé afin de représenter le comportement viscoplastique du joint. De ce fait, le maillage du volume poreux a été basé sur des éléments de type « solid227 », permettant de réaliser des études thermiques et mécaniques de matériaux non-linéaires viscoplastiques.

Ce modèle d'Anand est souvent obtenu pour un certain taux de porosité. **Il n'existe pas actuellement de données sur la variation des paramètres de ce modèle avec la porosité.** Mais comme il a été conclu dans la partie précédente que la porosité a un impact sur les propriétés thermo-mécaniques, on peut supposer que les paramètres de ce modèle dépendent du taux de porosité. La dépendance des paramètres de ce modèle d'Anand selon le taux de porosité peut avoir un impact sur la DED.

De ce fait, une DED_0 , calculée après une modélisation du procédé de frittage (Température de 250 °C et une pression de 10 MPa pendant 10 s), est prise comme une référence pour la suite.

$$DED_0 = 1,88 \left(\frac{MJ}{m^3} \right)$$

Etant donné qu'on ne connaît pas l'impact de la porosité ni du vieillissement sur les paramètres d'Anand, les DEDs sont calculées dans le tableau II:15 par rapport à une variation indépendante de $\pm 10\%$ de chacun des paramètres d'Anand. On note que chaque paramètre d'Anand a son propre impact sur la DED ; quatre paramètres sont les plus impactants :

- Q , l'énergie d'activation avec une augmentation de 24% de la DED,
- m , la sensibilité à la vitesse de déformation avec une augmentation de 7,3% de la DED,
- ξ , le multiplicateur de contrainte avec une diminution de 9,8% de la DED,
- \hat{s} , le coefficient de saturation de la résistance à la déformation avec une augmentation de 8,9% de la DED.

De ce fait, des précautions doivent être apportées à la mesure expérimentale de ces quatre paramètres, et plus particulièrement de l'énergie d'activation.

Paramètre d'Anand	A (s^{-1})	Q/R	m	n	ξ	\hat{s} (MPa)	h_0 (MPa)	s_0 (MPa)	a
Valeur	9,81 $\pm 10\%$	47442 $\pm 10\%$	0,56720 $\pm 10\%$	0,00326 $\pm 10\%$	11 $\pm 10\%$	67,389 $\pm 10\%$	15800 $\pm 10\%$	2768 $\pm 10\%$	1 $+10\%$
Tendance	DED_0 $\pm 1,8\%$	DED_0 $\pm 24\%$	DED_0 $\pm 7,3\%$	DED_0 $\pm 0,1\%$	DED_0 $\pm 9,8\%$	DED_0 $\pm 8,9\%$	DED_0 $\pm 0,25\%$	DED_0 $\pm 0,01\%$	DED_0 $+0,6\%$

Tableau II:15 Sensibilité de la DED en fonction de la variation des paramètres d'Anand

✓ Discussion

Le modèle numérique des pores peut être également utilisé pour le placement aléatoire de lacunes dans un volume de joint fritté. La croissance de la lacune a comme impact une dégradation des propriétés thermiques et mécaniques. Du point de vue thermique, plus le volume de la lacune est important, plus faible sera le flux de chaleur transmis vers le dissipateur, ce qui favorise finalement l'emballage thermique dans la puce semi-conductrice de puissance.

En plus de l'impact sur les propriétés thermiques et mécaniques, cette porosité influence négativement aussi le comportement viscoplastique du joint. La DED qui est calculée grâce à ce modèle viscoplastique est donc également dépendante de la porosité. D'après les équations II:5, II:6 et II:7, on rappelle que la durée de vie d'un assemblage de puissance est calculée en fonction de la DED du profil de mission et celle du vieillissement accéléré ; si la DED est dépendante du taux de porosité, on peut supposer que la durée de vie dépend également de ce taux. Finalement, pour chaque propriété physique d'un matériau poreux, il faut lui associer un taux de porosité afin qu'il soit pris en compte dans les calculs numériques.

2.2.1.3. Identification expérimentale des paramètres du modèle d'Anand

Dans le cadre du projet SiCRATES, le laboratoire LMR a mené des essais en traction sur des éprouvettes de film d'argent Argomax® 8050 pour déterminer les paramètres du modèle d'Anand. Ces essais sont menés par nanoindentation (Micro-test in-situ MEB) pour huit différentes températures entre -60 °C et 300 °C afin de couvrir la plage d'application visée par le projet. Ces essais sont menés également à deux vitesses de traction : $0,05$ et $0,005$ mm/min (ces vitesses correspondent à un taux de déformation plastique, respectivement 6×10^{-5} et 6×10^{-6}) [151].

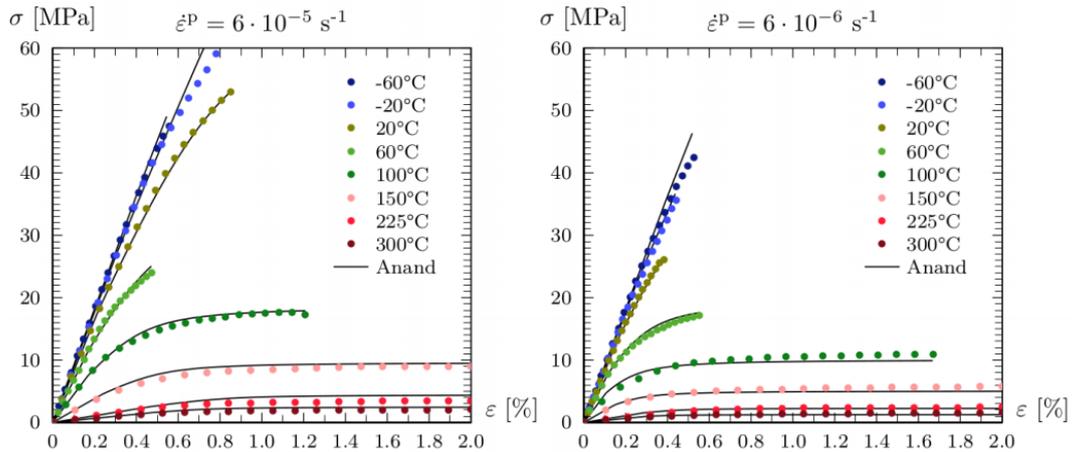


Figure II:41 Essais de traction menés par le LMR à deux taux de déformations plastiques ($6 \cdot 10^{-5}$ et $6 \cdot 10^{-6}$) et pour différentes températures entre -60 °C et 300 °C [151].

Le tableau ii:16 présente les nouvelles données des paramètres d'Anand. L'avantage de ce modèle par rapport à celui issu de la bibliographie [104] est qu'il couvre toute la plage de températures de l'application.

Paramètre d'Anand	A (10^6 s^{-1})	Q/R	m	n	ξ	\hat{s} (MPa)	h_0 (GPa)	s_0 (MPa)	a
Valeur	0,188	7780	0,22	0,068	1,96	53,2	120	20	1,9

Tableau II:16 Paramètres d'Anand du film d'argent fritté Argomax® 8050 mesurés par le LMR dans le cadre du projet SICRATES [151]

En plus, la variation du module de Young en fonction de la température a été également mesurée (cf. Tableau II:17). Cette variation couvre la plage de température entre -60 °C et 300 °C. L'amplitude du module de Young en fonction de la température paraît assez similaire à celle issue de la littérature [104].

Température (°C)	-60	-20	20	60	100	150	225	300
E (GPa)	9,08	8,84	8,19	6,73	4,44	1,9	0,54	0,33

Tableau II:17 Module de Young de l'argent fritté Argomax® 8050 en fonction de la température entre -60 °C et 300 °C

Comme ces données du film d'argent fritté ont été obtenues en juin 2016 (pendant la rédaction de ce manuscrit), les résultats numériques montrés dans les travaux de cette thèse ont été réalisés avec le modèle d'Anand issu de la bibliographie pour la pâte d'argent fritté (cf. Chapitre I - [104]). Cependant une comparaison est réalisée entre ces deux modèles d'Anand.

Pour réaliser cette comparaison, la géométrie étudiée comporte une puce semiconductrice de puissance SiC frittée sur un substrat AMB du boîtier TO254 de SICRATES présenté en figure i:28 du chapitre I. La moitié de l'assemblage est étudiée et l'autre moitié est considérée comme symétrique.

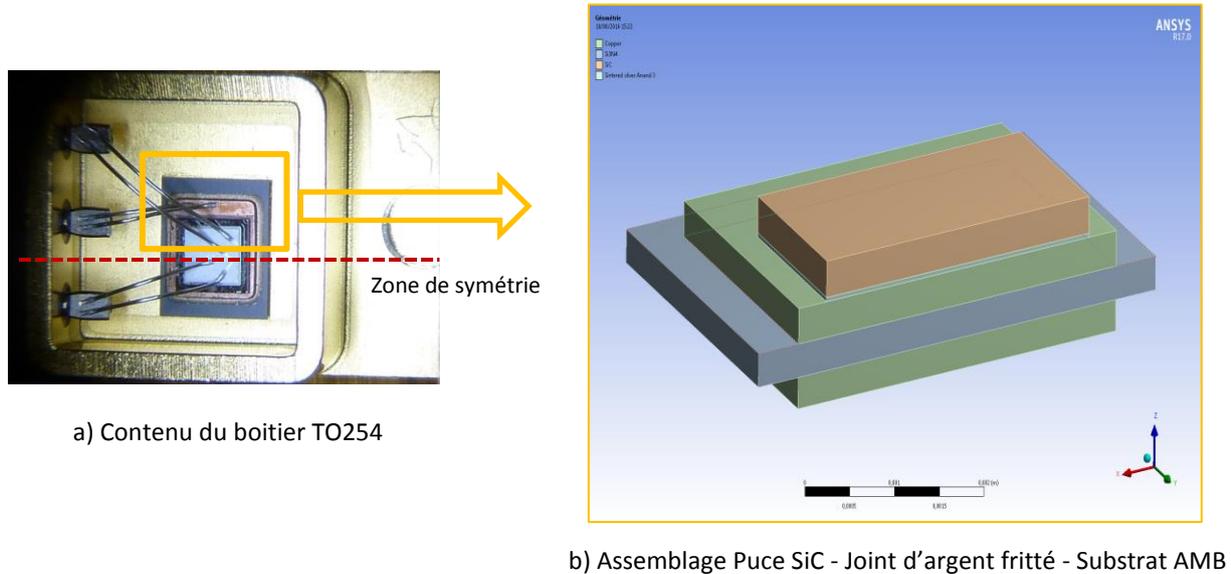


Figure II:42 Modèle 3D de la moitié de l'assemblage Puce SiC – Argent fritté – substrat AMB à l'intérieur du boîtier TO254 (en jaune) par rapport à une symétrie (en rouge).

Le même procédé de frittage est appliqué sur cet assemblage pour les deux modèles d'Anand. Ce procédé se compose d'une pression pendant 10 s et d'un échauffement à 250 °C pendant cette durée de 10 s. Puis, l'assemblage est refroidi en raison de 20 °C/min et stocké à 25 °C pendant 5 min. Afin d'appliquer cette pression, la partie inférieure du substrat est maintenue sur un support fixe et la pression est appliquée sur la partie supérieure de la puce et de la métallisation supérieure du substrat. Etant donné que le procédé de frittage est réalisé à une température de +250 °C, cette température est choisie comme température de référence.

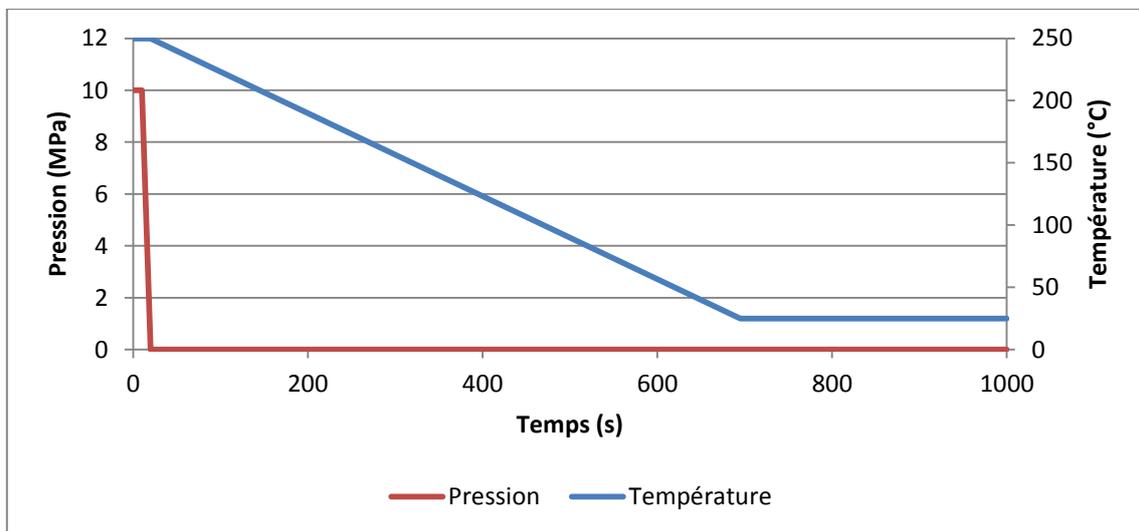


Figure II:43 Procédé de frittage ; une pression (courbe en rouge) est appliquée sur la puce et une température (courbe en bleue) est appliquée sur tout l'assemblage

Après avoir couplé cette charge de pression à une température, la DED est calculée à l'intérieur du joint. Les deux courbes de DED dans la figure ii:44 montrent une nette différence entre les deux modèles (1,01 MJ/m³ pour le modèle avec Anand de la bibliographie et 0,32 MJ/m³ pour le modèle avec Anand déterminé dans le cadre de SiCRATES).

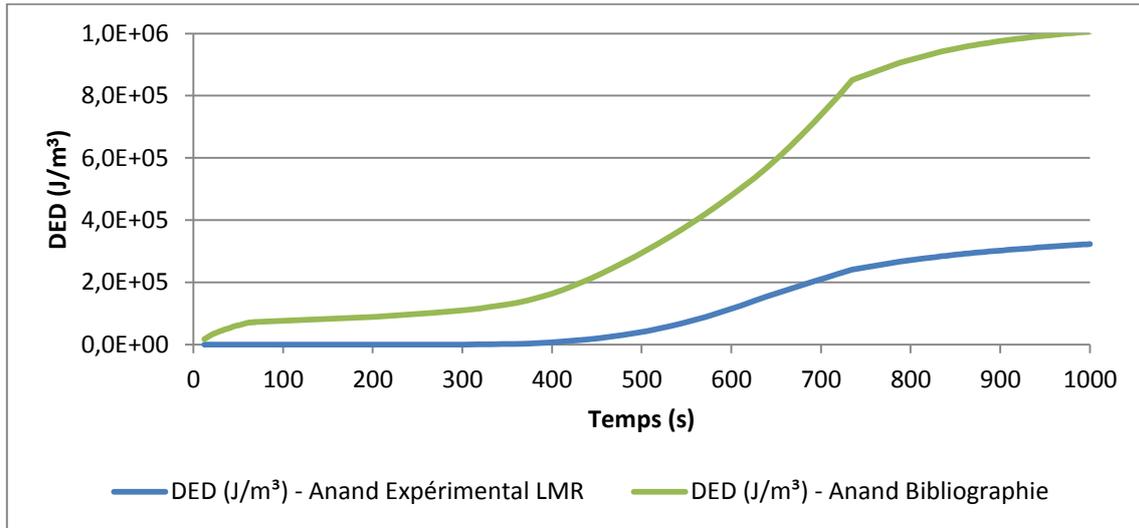


Figure II:44 Relevé des courbes de DED après le procédé de frittage pour les deux modèles d'Anand ; celui issu de la bibliographie (en vert) et celui déterminé expérimentalement par le LMR (en bleu)

Cette différence est certainement due à la différence dans la nature du joint sur lequel les mesures ont été effectuées. Dans la bibliographie, l'échantillon était réalisé à partir d'une pâte d'argent frittée sur une céramique en trois temps afin d'obtenir un joint d'une épaisseur de 100 μm [104]. Dans SiCRATES, un échantillon de 75 μm d'épaisseur était réalisé à partir d'une découpe laser dans un film Argomax 8050 d'argent puis fritté entre deux films Al pour ne pas adhérer.

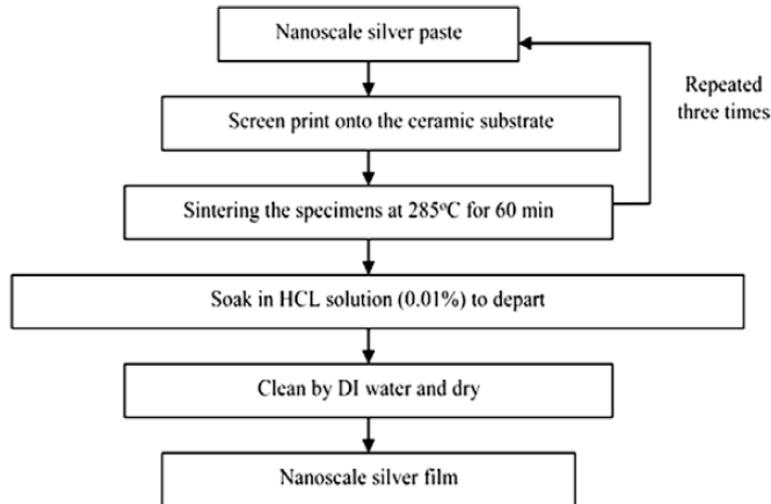


Figure II:45 Obtention de l'échantillon d'argent fritté pour les mesures des propriétés d'Anand – Bibliographie [104]

2.2.2. Variation des propriétés des matériaux avec le vieillissement

D'après la figure ii:18, et d'après le calcul de la durée de vie dans l'équation ii:7, on suppose que l'accumulation de la DED est constante ; car on suppose a priori que les propriétés matériaux n'évolue pas avec le vieillissement. Ces hypothèses sont fausses car d'après la partie 2.2.1, on a pu démontrer que la porosité et les lacunes dans le joint fritté ont un impact important sur la DED et la durée de vie. Lorsqu'on considère que l'accumulation de la DED n'est plus constante par cycle de vieillissement à cause de la variation des paramètres physiques ; le modèle numérique doit être adapté à ces conditions et le calcul de la durée de vie doit être amélioré. Le but est ainsi de pouvoir déterminer une durée de vie avec une prise

en compte du vieillissement des matériaux. Pour cela nous avons élaboré une stratégie de modélisation permettant de faire évoluer des jeux de paramètres en fonction du vieillissement, jeux qui devront être déterminés par caractérisations d'éprouvettes vieilles représentatives.

2.2.2.1. Prise en compte de la variation des données matériaux lors du vieillissement

L'algorithme schématisé dans la figure ii:46 présente l'adaptation des propriétés physiques du modèle numérique avec le vieillissement ; le changement des propriétés est modélisé à partir d'une condition de DED limite (DED_{lim}) qui est déterminée expérimentalement. Lors du calcul numérique si la DED maximale dans le joint fritté dépasse cette limite, le changement des paramètres doit avoir lieu.

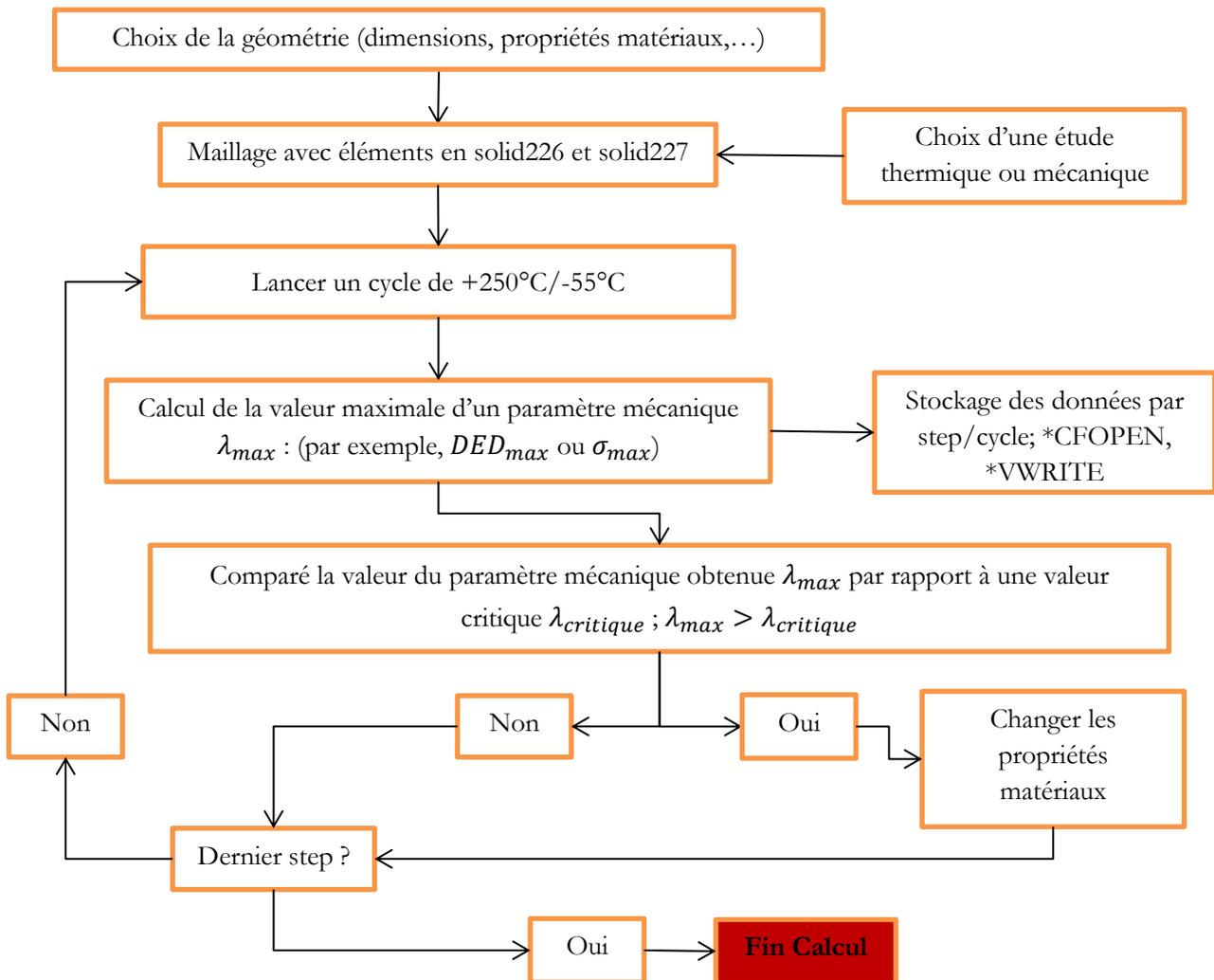


Figure II:46 Schématique du modèle d'adaptation par changement des propriétés matériaux avec le vieillissement

Afin de mettre au point cet algorithme, la valeur de la $DED_{critique}$ a été fixée arbitrairement à 25 MJ/m^3 selon la courbe en figure ii:47 représentant la variation de la DED lors du cyclage VRT. Lorsque la DED dépasse la valeur de 25 MJ/m^3 , les propriétés des matériaux sont remplacées par d'autres propriétés correspondant au vieillissement. Deux exemples de changement des propriétés des matériaux sont présentés ci-dessous.

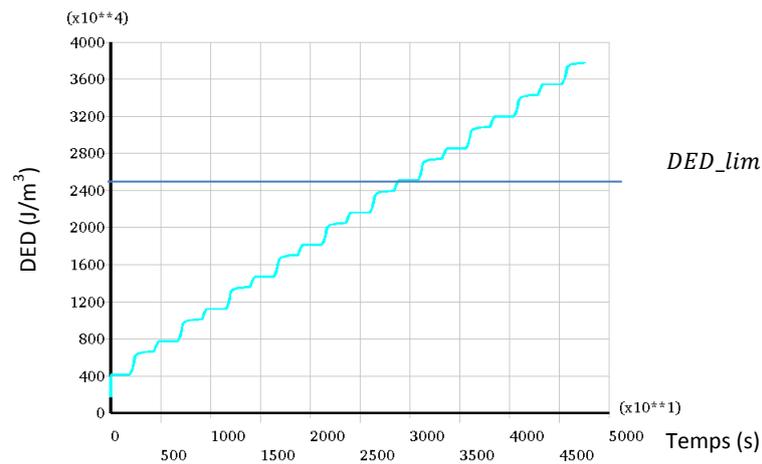


Figure II:47 Evolution de la DED lors du cyclage VRT

Dans la figure ii:48, le modèle d'Anand a été retiré du volume du joint d'argent fritté pour ne garder que le comportement élastique (modèle de Hooke). Le passage d'un modèle viscoplastique à un modèle élastique arrête l'accumulation de la DED à partir de 25 MJ/m³.

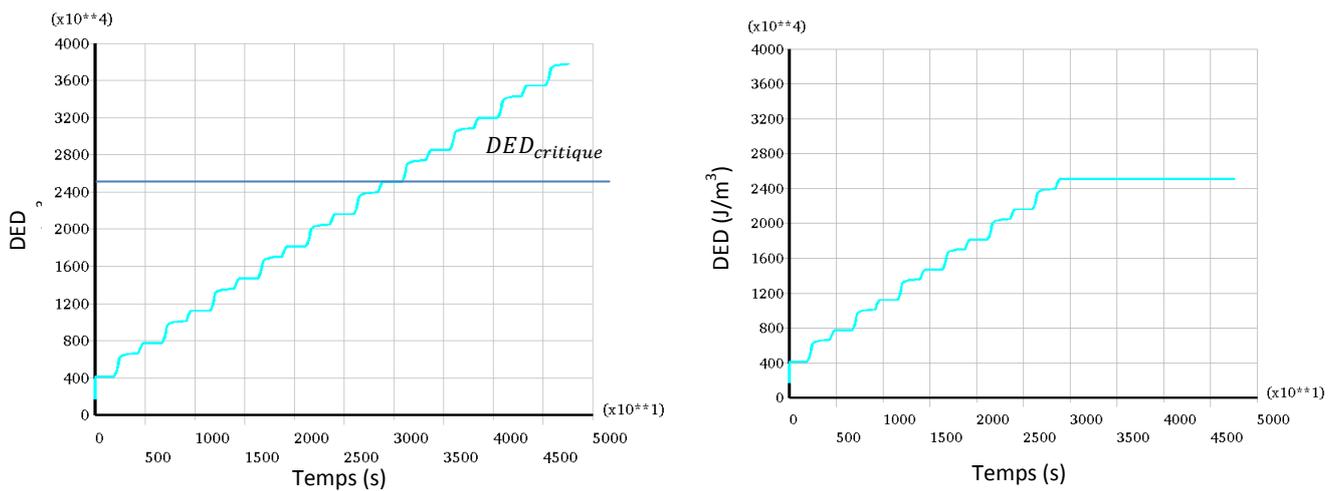


Figure II:48 Impact du module de Young sur la DED. Sur la figure de gauche, le modèle est purement viscoplastique.

Sur la figure de droite le modèle devient élastique au-delà du seuil de $DED_{critique}$

Dans la figure ii:49, le CDT de l'argent fritté est fixé en premier temps à $19,5 \text{ ppm} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$. Lorsque la DED dépasse le seuil, le CDT est remplacé par un autre CDT égale à $1,95 \times 10^{-4} \text{ ppm} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$; avec ce changement du CDT, on note que l'accumulation de la DED devient plus importante.

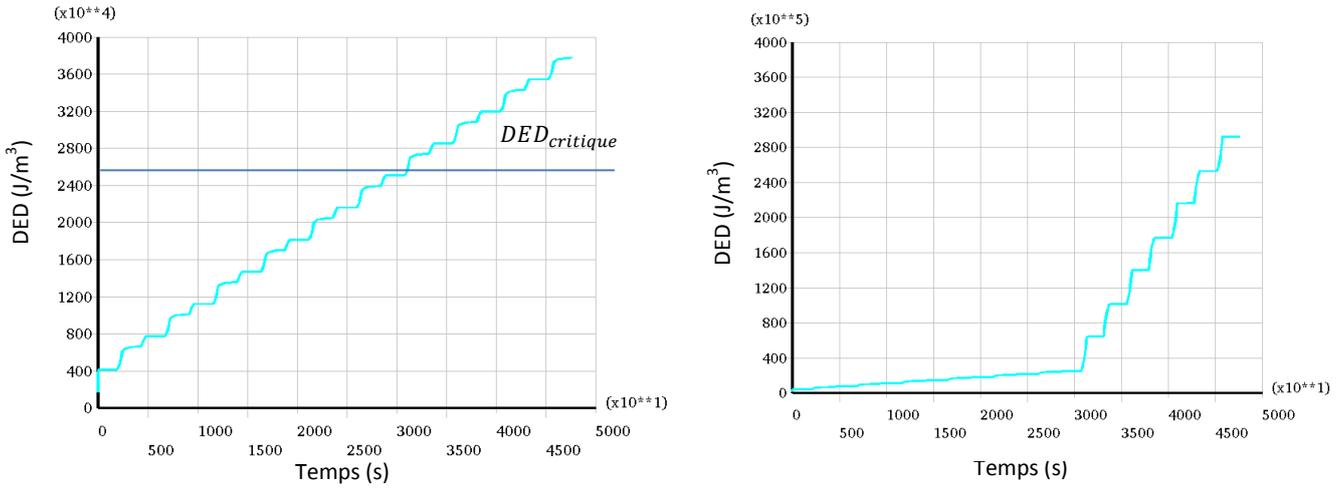


Figure II:49 Impact du CDT sur la DED. Sur la figure de gauche, le CDT de l'argent fritté est fixé à 19,5 ppm/°C. Sur la figure de droite, le CDT devient $1,95 \times 10^{-4}$ ppm/°C au-delà du seuil de $DED_{critique}$

Après un vieillissement accéléré, si on considère une accumulation de DED_1 pendant les N_1 premiers cycles, DED_2 pendant N_2 autres cycles, jusqu'à DED_n pendant N_n cycles. Avec ;

$$\sum_{i=1}^n N_i = N_{défaillance}$$

Equation II:19 – Nombre de cycles à la défaillance

Les deux équations: equation ii:5 et equation ii:7, sont ainsi redéfinies :

$$DED_{défaillance} = DED_{1-cycles(1)} \times N_{cycles(1)} + DED_{1-cycles(2)} \times N_{cycles(2)} + \dots + DED_{1-cycles(n)} \times N_{cycles(n)}$$

Equation II:20 – DED à la défaillance

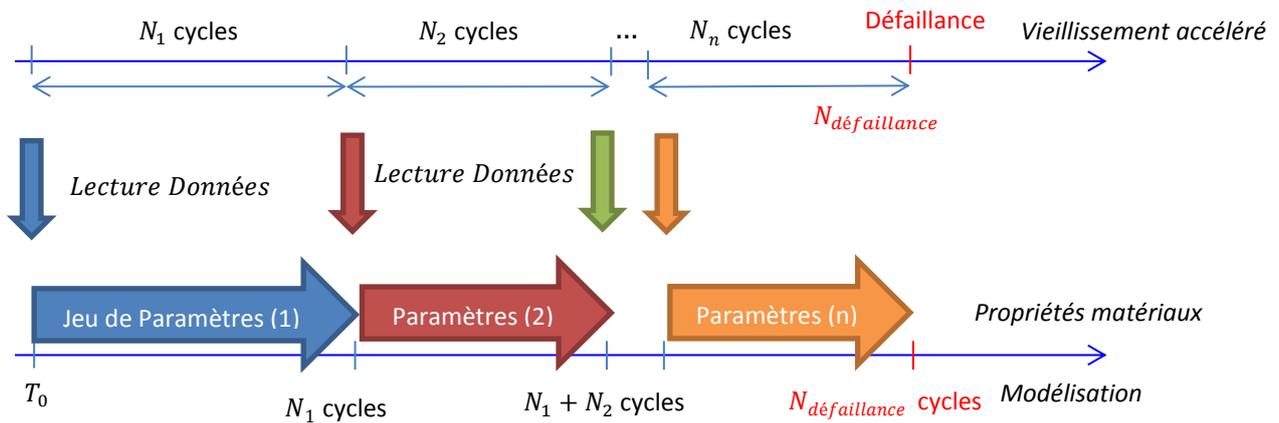


Figure II:50 Stratégie de changement des données des matériaux avec le vieillissement

L'équation ii:6 reste toujours valide. On en déduit une nouvelle expression de durée de vie en prenant en compte cette variation de DED avec le vieillissement

$$T_{vie} = \frac{\sum_{i=1}^n (DED_{1-cycles(i)} \times N_{cycles(i)})}{DED_{profil}} \times t_{profil}$$

Equation II:21 – Estimation de la durée de vie – équation généraliste

Cette equation ii:21 est une généralisation de l'équation ii:7. Lorsque l'accumulation de la DED est constante avec le vieillissement, on peut en déduire facilement l'expression de l'équation ii:7. Le numérateur de l'équation ii:21 s'écrit :

$$\sum_{i=1}^n (DED_{1-cycles(i)} \times N_{cycles(i)}) = DED_{1-cycles(i)} \times \sum_{i=1}^n (N_{cycles(i)})$$

Equation II:22 – Accumulation constante de DED

Avec $\sum_{i=1}^n N_i$ définie dans la relation de l'équation ii:19.

2.3. Solutions technologiques : Amélioration de la tenue mécanique des substrats

Après les études précédentes menées sur les finitions des assemblages et des porosités du joint d'argent fritté ; on s'intéresse dans cette partie 2.3 à l'étude du substrat céramique métallisé afin d'améliorer sa tenue mécanique face aux températures de fonctionnement en environnement sévère (-55 °C à 250 °C).

2.3.1. Défaillances observées sur les substrats

Dans le cadre d'un projet en partenariat avec le CEA, des travaux sur la tenue mécanique des substrats ont été réalisés. En effet, lors d'un vieillissement accéléré en cyclage thermique, une dégradation des substrats et de leurs céramiques principalement a été observée (figure ii:51). Des phénomènes de fracturation conchoïdale apparaissent au niveau de la céramique. La défaillance du substrat est principalement d'origine thermomécanique. Ce phénomène est largement observé dans la littérature [38] [137].

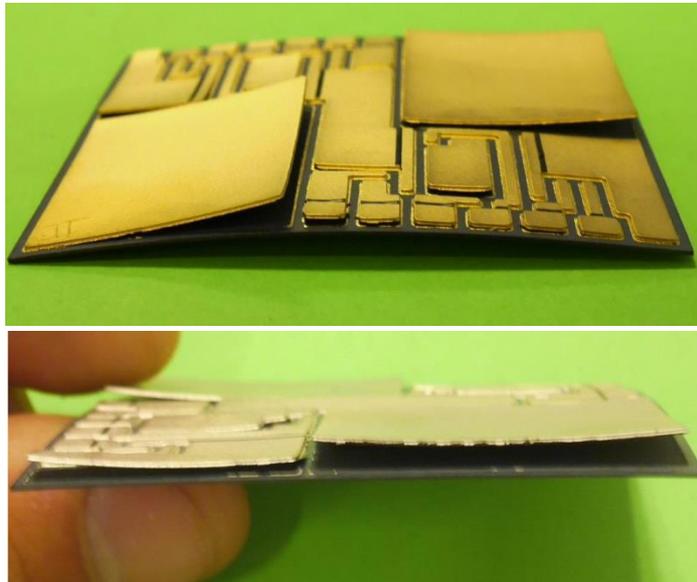


Figure II:51 Fracturations conchoïdales impactant des grandes et des petites zones de la céramique du substrat métallisé – Projet en partenariat avec le CEA

Ce substrat a subi le profil de cyclages présenté dans la figure ii:52 dans une enceinte thermique présentant un profil de cyclage particulier (une pente de +17°C/min et une pente variant de -58°C/min à +10°C/min). Ce profil particulier a été contraint par les capacités de contrôle de température de l'enceinte. Il faut noter que la température vue par le substrat (courbe bleue) est en retard par rapport à la température dans

l'enceinte thermique (courbe en rouge) à cause de la capacité thermique de l'assemblage à emmagasiner de la chaleur (inertie thermique).

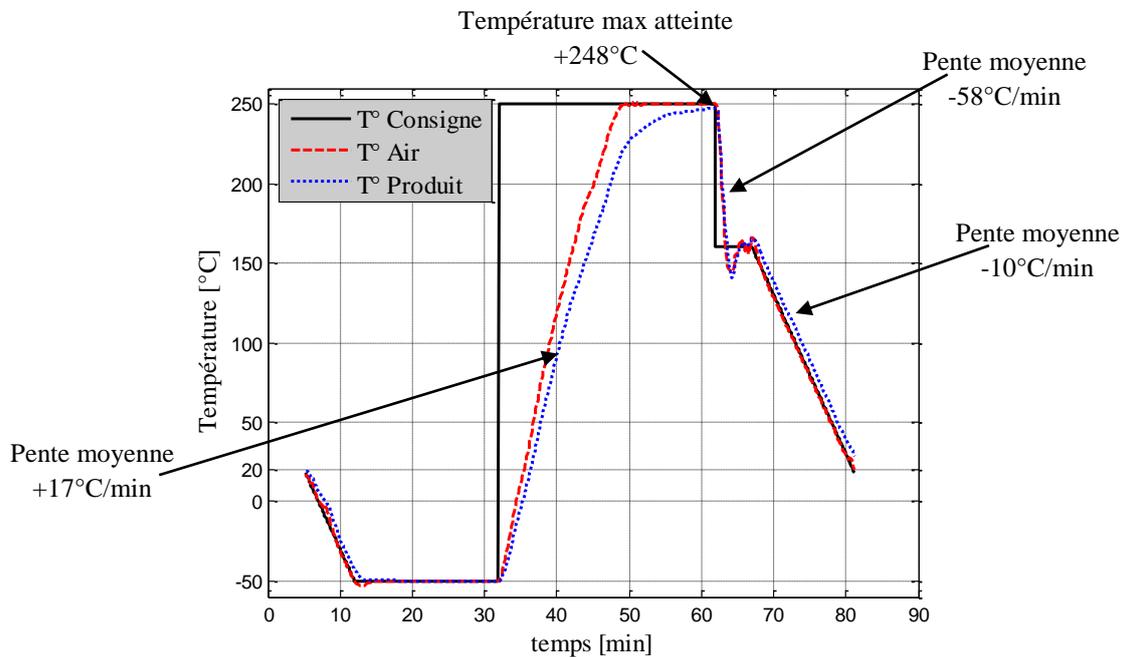


Figure II:52 Profil de cyclage du vieillissement accéléré

Pour le même type de céramique AMB Si_3N_4 , la défaillance apparaît selon la finition du substrat (Au ou Ag) et dépend du fournisseur (Kyocera ou Curamik). Pour la même technologie de substrat, chaque fournisseur a son propre procédé de réalisation des substrats et ses matières spécifiques. Ces fournisseurs ne partagent pas certaines informations sur le procédé de fabrication des substrats.

En fonction du procédé d'assemblage des substrats, des contraintes résiduelles vont être emmagasinées essentiellement dans la céramique. De ce fait, lors du cyclage thermique, la différence des coefficients de dilatation thermique (CDT) des matériaux en contact (la céramique Si_3N_4 avec un CDT typiquement de 3,3 ppm/K et le cuivre avec un CDT de 16,9 ppm/K) engendre des contraintes mécaniques dans la céramique entraînant son délaminage voire sa fracture de type conchoïdale. La fissure dans la céramique est amorcée souvent aux bords de la métallisation cuivre où les sollicitations mécaniques sont les plus importantes.

Les dimensions des surfaces de contact entre deux pièces assemblées jouent un rôle important au niveau de l'accumulation des contraintes et donc de la dégradation. A titre d'exemple, une brasure de grande surface (brasure substrat/semelle) est plus sollicitée mécaniquement qu'une brasure de faible surface (brasure puce/substrat). De ce fait, il est préférable de réduire la taille de ces surfaces de contact. Etant donné les contraintes imposées par le routage du circuit électrique dans les dimensions des substrats, et afin de réduire les contraintes mécaniques dans la céramique, l'utilisation de matériaux avec des CDT proches est plus souhaitable en remplacement du cuivre.

Certaines solutions consistent à remplacer la métallisation du substrat (Cuivre) par une métallisation Cuivre/Molybdène/Cuivre (CMC) ou Cuivre/Invar/Cuivre (CIC) afin d'avoir un coefficient de dilatation thermique proche de celui de la céramique. Ce type de métallisation réduit les déformations du substrat comme l'indique la figure ii:53 obtenue par modélisation. Ces réductions des déformations engendrent une réduction des contraintes dans la céramique.

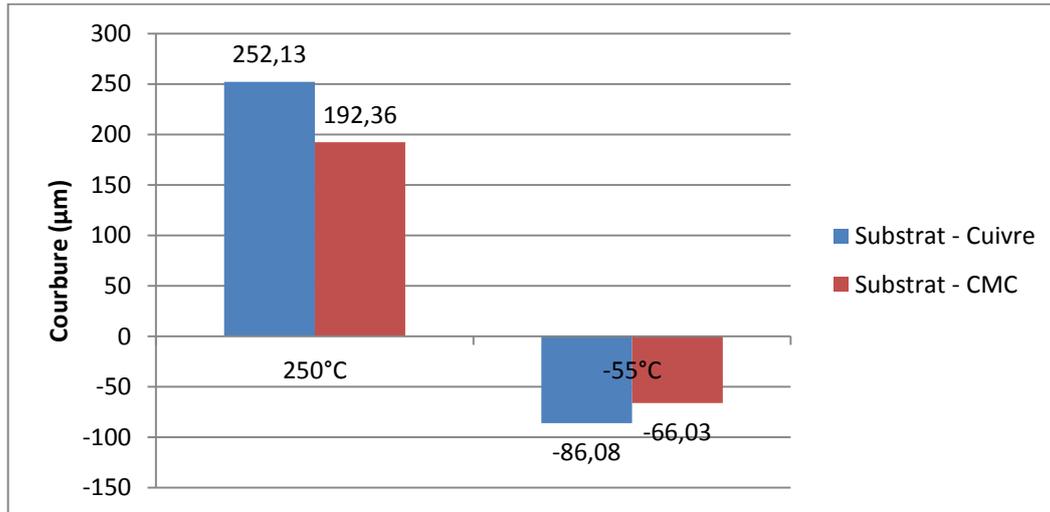


Figure II:53 Comparaison de la courbure d'un substrat à métallisation Cuivre (en bleu) et d'un substrat à métallisation CMC (en rouge), pour deux températures (250°C et -55°C).

Une autre solution présentée par la suite consiste à réduire la quantité de matière dans la métallisation aux endroits où la contrainte est maximale, tout en ajoutant des perforations sur le bord de la métallisation. Ces perforations sont appelés « dimples ».

2.3.2. Modélisation des défaillances observées sur les substrats

Afin de proposer une solution technologique aux substrats céramiques métallisés pour améliorer leur tenue mécanique, une modélisation numérique a été réalisée en premier temps afin de valider le modèle numérique avec le choix des données matériaux permettant d'observer les défaillances et de valider les conditions limites choisies dans le modèle. La géométrie du substrat est définie dans la figure suivante. Il s'agit des métallisations cuivre sur une céramique en Si_3N_4 .

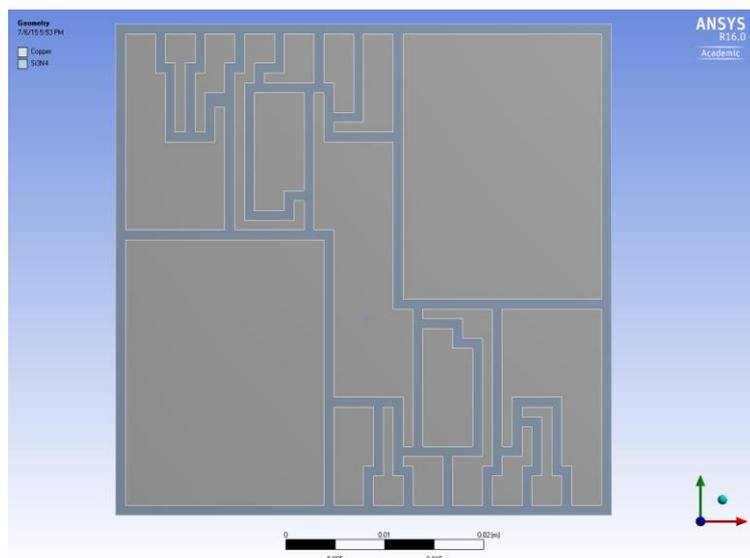


Figure II:54 Géométrie du substrat étudié (face supérieure)

Afin de réaliser les simulations, les conditions limites de fixation et déplacements mécaniques sont présentées dans la figure ii:55 ; un point fixe « α » au bord de la métallisation inférieure est fixé. En ce point, aucun déplacement en \vec{x} , \vec{y} ou \vec{z} n'est autorisé. Le point « β » est autorisé à se déplacer selon \vec{y} . Les

points « γ » et « δ » sont autorisés à se déplacer selon \vec{x} et \vec{y} . Avec ces degrés de liberté, l'assemblage pourra se contracter et se dilater convenablement.

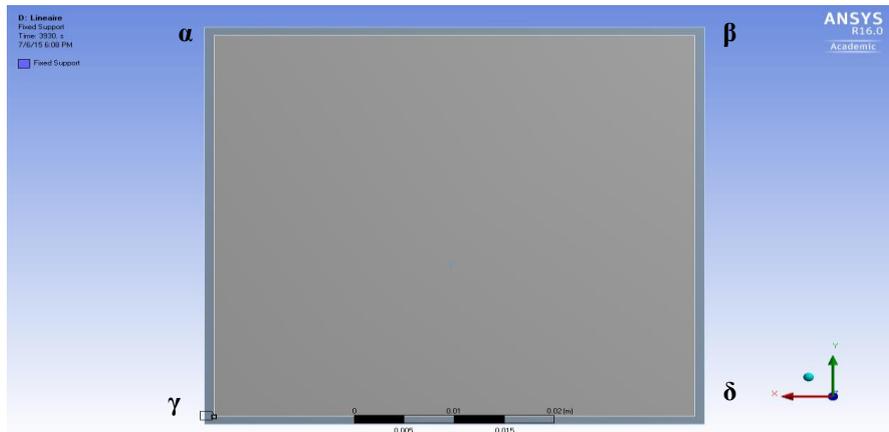


Figure II:55 Support fixe de l'assemblage sur la face inférieure

A cet assemblage, une charge thermique sous forme d'un cycle thermique est appliquée. Le profil du cycle thermique est celui donné dans la figure ii:52. Dans ce profil, on s'intéresse particulièrement au passage de 250 °C à -50 °C afin d'évaluer l'impact du changement de température sur le comportement mécanique du substrat.

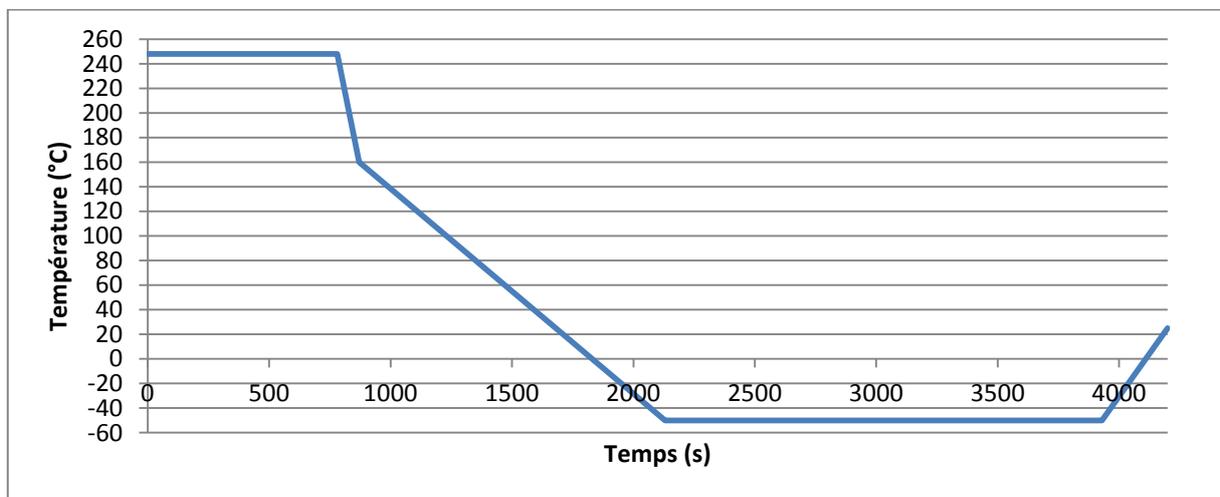
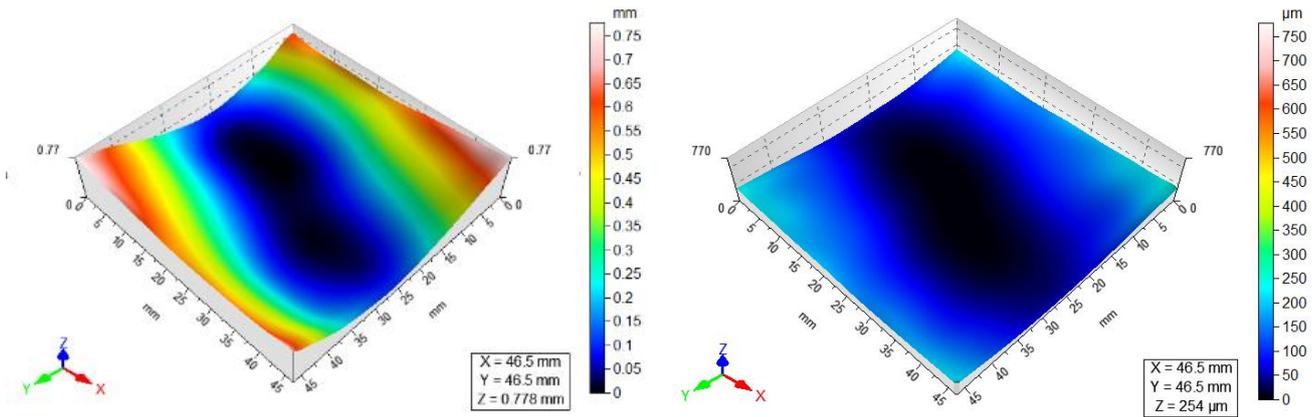


Figure II:56 Profil thermique simulé : passage de 250°C à -50°C

Le palier haut est fixé à +250 °C dès l'instant $t = 0$ s afin que le substrat relâche ses contraintes issues du procédé de fabrication (cf. recommandation des fournisseurs). De ce fait, une température de référence à 250 °C est choisie pour les substrats. Les contraintes à palier haut à 250 °C sont négligeables devant les contraintes à palier bas à -50°C. En effet cette hypothèse est justifiée expérimentalement, en mesurant la courbure du substrat à une haute température (300 °C) et à température ambiante (25 °C) (cf. Figure II:57). A la fin du cycle défini dans la figure ii:56, les contraintes ainsi que les déplacements sont calculés.



(a) : Courbure à 25 °C après 2 cycles

(b) : Courbure à 300 °C après 2 cycles

Figure II:57 Courbure de la face arrière pleine plaque

2.3.2.1. Calcul de la courbure du substrat

D'après le résultat du graphique dans la figure ii:58, on note la variation de la courbure du substrat avec la variation thermique. Etant donné, qu'on a considéré une température de référence à 250°C, les contraintes sont supposées relâchées à cette température. De ce fait, la courbure est maximale à -50°C (Figure II:59). A cette température, une courbure de 875 μm est atteinte. A la température ambiante de 25°C, la courbure calculée est de 677 μm.

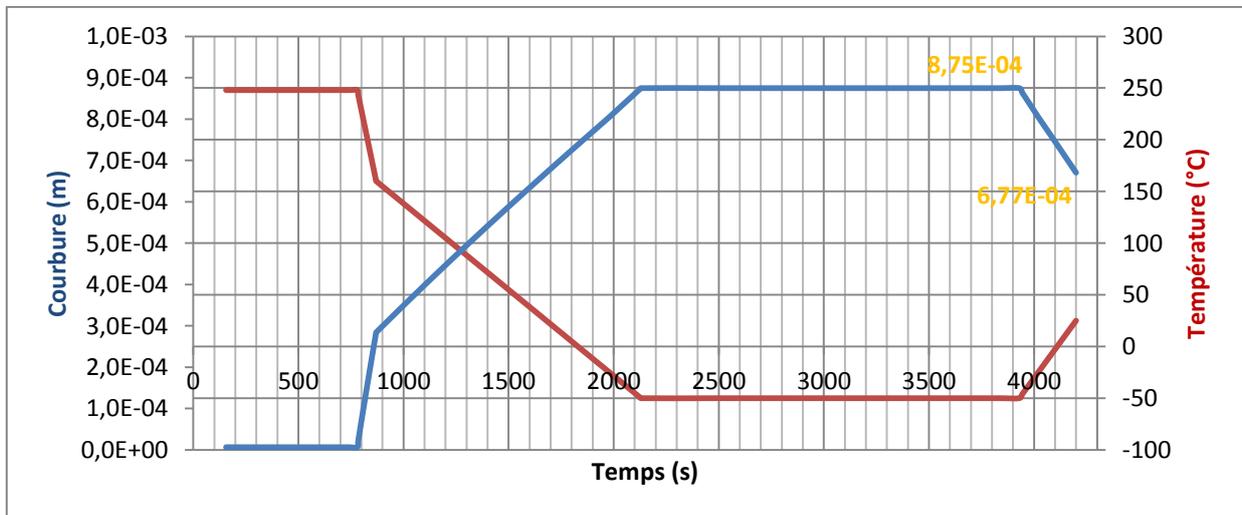


Figure II:58 Variation de la courbure (en bleu) avec le temps lors d'un cyclage thermique (en rouge)

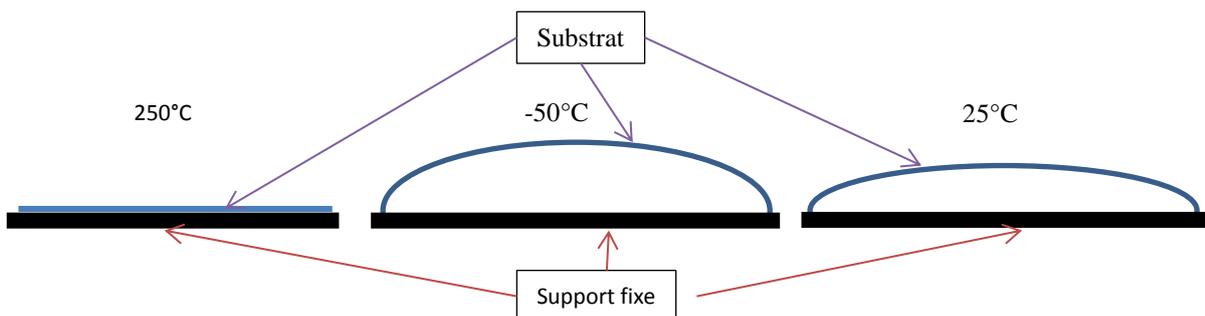
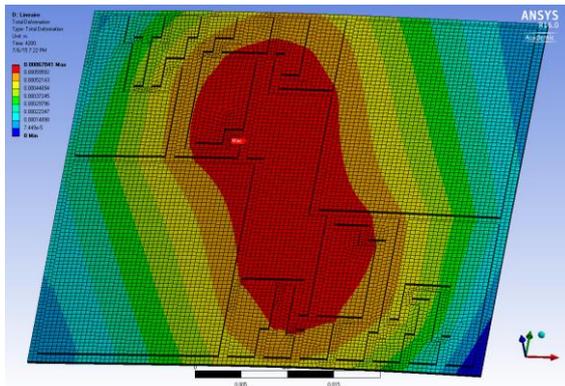
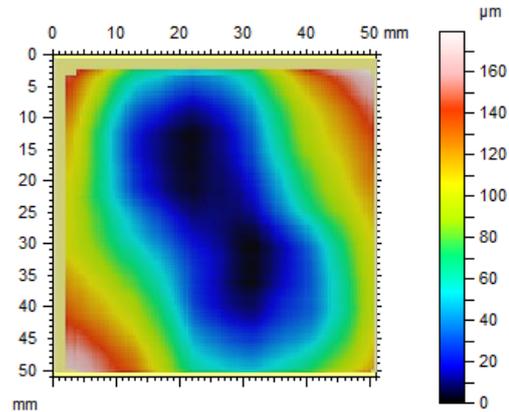


Figure II:59 Forme de la tranche du substrat pour différentes températures

Ce résultat de simulation est comparé à celui mesuré expérimentalement par profilométrie par le CEA (figure ii:60). On note que la courbure a le même comportement en simulation que lors des mesures expérimentales. Le maximum de courbure est situé au centre du substrat avec la même forme. En revanche, en ce qui concerne la valeur de cette courbure, à température ambiante, elle est calculée à $677 \mu\text{m}$; alors qu'elle est mesurée à $180 \mu\text{m}$. Cet écart est dû certainement au manque d'information sur le procédé de fabrication générant des contraintes résiduelles.



(a) : Approche numérique – Déformation du substrat



(b) : Approche expérimentale - Mesure CEA, état initial, substrat curamik, finition Ag

Figure II:60 Déplacement du substrat suite à un cycle

Dans la figure ii:60, le résultat expérimental (b) apparaît inversé par rapport au résultat numérique (a) ; où le minimum apparaît au centre expérimentalement alors qu'il est maximal numériquement ; en effet, ceci est dû au choix du point fixe, en choisissant le point fixe à l'extrémité du substrat, le maximum de courbure ne peut avoir lieu qu'au milieu (voir figure ii:61).

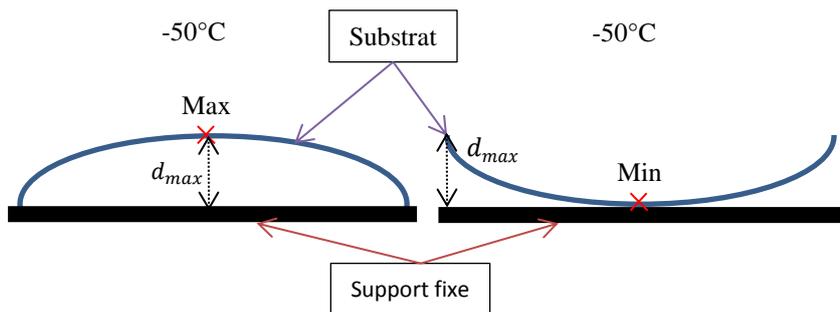


Figure II:61 Vue en coupe du substrat du top et du bottom

2.3.2.2. Contraintes de Von Mises et de cisaillement dans le substrat

D'après la figure ii:62, la contrainte de Von Mises admet des maxima locaux sur les angles des métallisations dans la plupart des cas. Quant au maximum global, il est situé au milieu du substrat dans un angle de la grande métallisation (flèche rouge). Ce maximum de contraintes est calculé dans le graphique de la figure ii:63 pour différentes températures. A une température de $250 \text{ }^\circ\text{C}$, les contraintes sont nulles ainsi que la courbure du substrat. Les contraintes croissent avec la chute de la température et l'augmentation de la courbure du substrat. De ce fait, lorsque la température atteint les $-50 \text{ }^\circ\text{C}$, les contraintes sont les plus importantes.

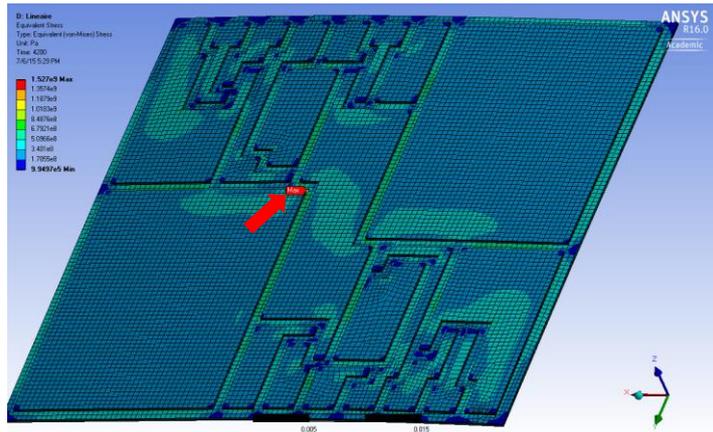


Figure II:62 Contraintes dans le substrat

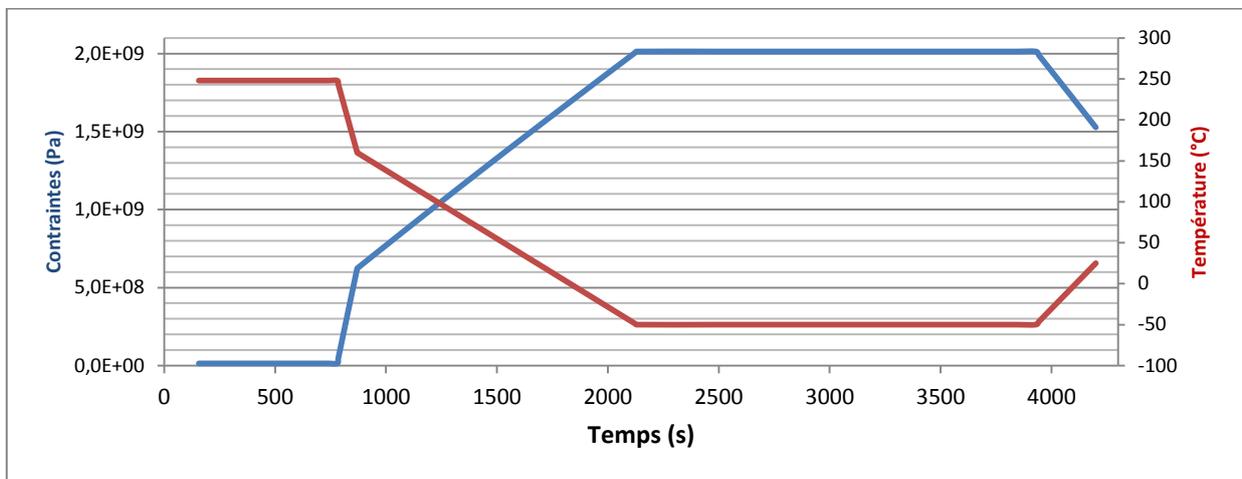


Figure II:63 Variation de la contrainte maximale lors de la variation thermique

La contrainte de cisaillement maximale atteint 630 MPa, au niveau de quelques bords de métallisation au centre du substrat (figure ii:64 et figure ii:65). En effet, à cause des importantes déformations au centre du substrat liées à la courbure, les contraintes sont importantes au niveau de ces zones. On note que la contrainte est proportionnelle à la déformation car un modèle élastique est pris pour la céramique (supposée être un matériau fragile).

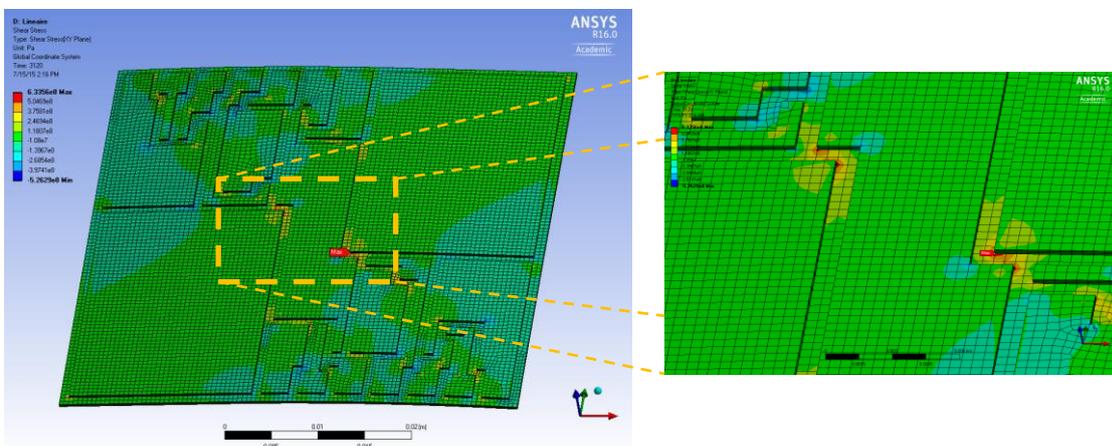


Figure II:64 Contraintes de cisaillement dans le substrat

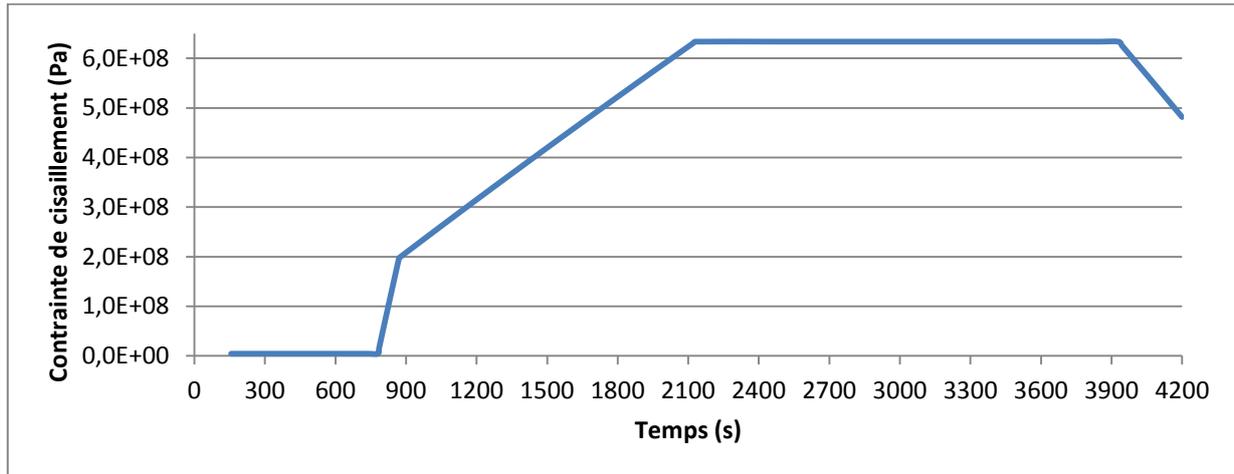


Figure II:65 Variation des contraintes de cisaillement en fonction du temps (pour un cycle)

La figure ii:66 montre une correspondance entre les contraintes calculées par modélisation et la zone de rupture réelle apparente sur le substrat. On estime que les points de départ des délaminages correspondent aux points où le maximum de contrainte de cisaillement est calculé (figure ii:64).

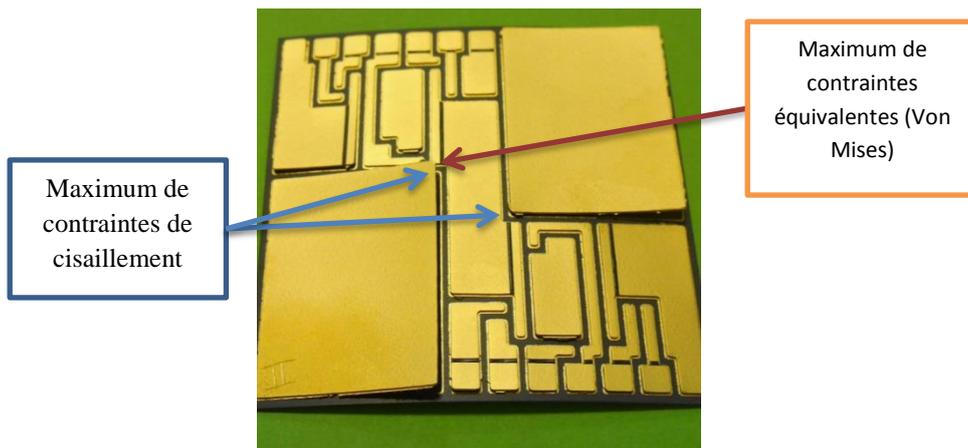


Figure II:66 Points initiaux de départ de la délamination

On admet pour une céramique en Si_3N_4 une résistance de cisaillement de 800MPa. De ce fait, quatre cycles de vieillissement, comme celui défini dans la figure ii:52, sont modélisés afin de déterminer la variation de la contrainte de cisaillement maximale. Pour cette modélisation, un modèle plastique non-linéaire de Chaboche est utilisé pour décrire le comportement plastique du cuivre.

2.3.2.3. Déformation du substrat après un vieillissement accéléré

Afin de pouvoir réaliser cette comparaison, les relevés expérimentaux dans le tableau ii:18 montrent la courbure maximale des substrats des deux fournisseurs (Kyocera et Curamik) pour différentes finitions (Au et Ag).

Courbure (μm)	Kyocera		Curamik	
	Finition Au	Finition Ag	Finition Au	Finition Ag
Etat initial	140	140	200	180
Après 1 montée à 250°C	350	250	400	400
Après 150 cycles	375	400	450	500

Tableau II:18 Courbure du substrat pour différents substrats et à trois instants du cyclage différent

Les mêmes conditions limites de point fixe et thermique sont prises dans ce cas d'étude. La variation de la courbure lors des cycles est tracée dans la figure ii:67. A -50 °C, une courbure de 1mm est atteinte.

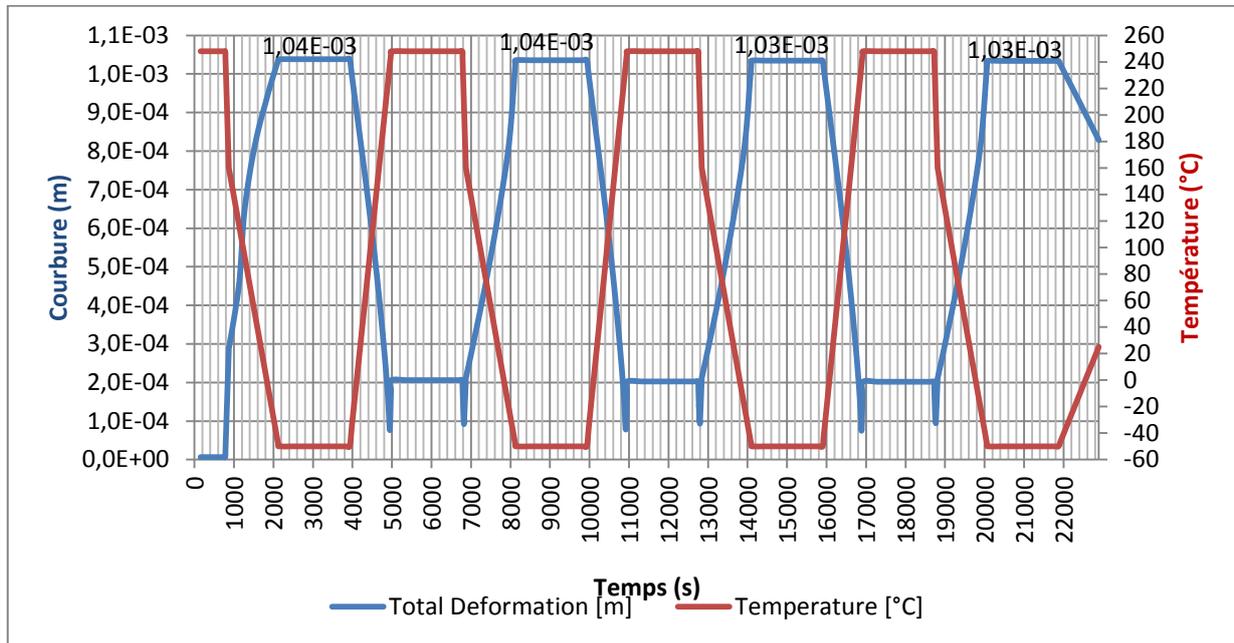


Figure II:67 Variation de la courbure lors du cyclage

Il faut noter que la courbure qui nous intéresse est celle calculée à la température ambiante de 25 °C, car c'est à cette température que les mesures expérimentales ont été réalisées. Ainsi, d'après le tableau ii:19, on note que le dernier palier auquel est soumis le substrat, avant d'être retiré de l'enceinte thermique lors du cyclage, a son influence. Si le substrat a été soumis à un palier de 248 °C puis retiré, il a une courbure de 634 μm. Si le substrat a été soumis à un palier de -50 °C, il a une courbure de 833 μm.

Température	248 °C ↘ 25 °C	-50 °C ↗ 25 °C
Courbure (μm)	634μm	833μm

Tableau II:19 Déplacement du substrat à 25 °C par passage par 248 °C ou par -50 °C

2.3.2.4. Contraintes de Von Mises et de cisaillement dans le substrat après un vieillissement accéléré

Lors du cyclage, la contrainte de cisaillement atteint une valeur de 349 MPa sur l'interface céramique / métallisation cuivre supérieure, au niveau du joint de brasure Ag-Cu permettant d'assembler le cuivre à la céramique (Figure II:69). Ceci dit, la contrainte calculée est inférieure à la limite de rupture en cisaillement de la céramique qui est de l'ordre de 450MPa [86].

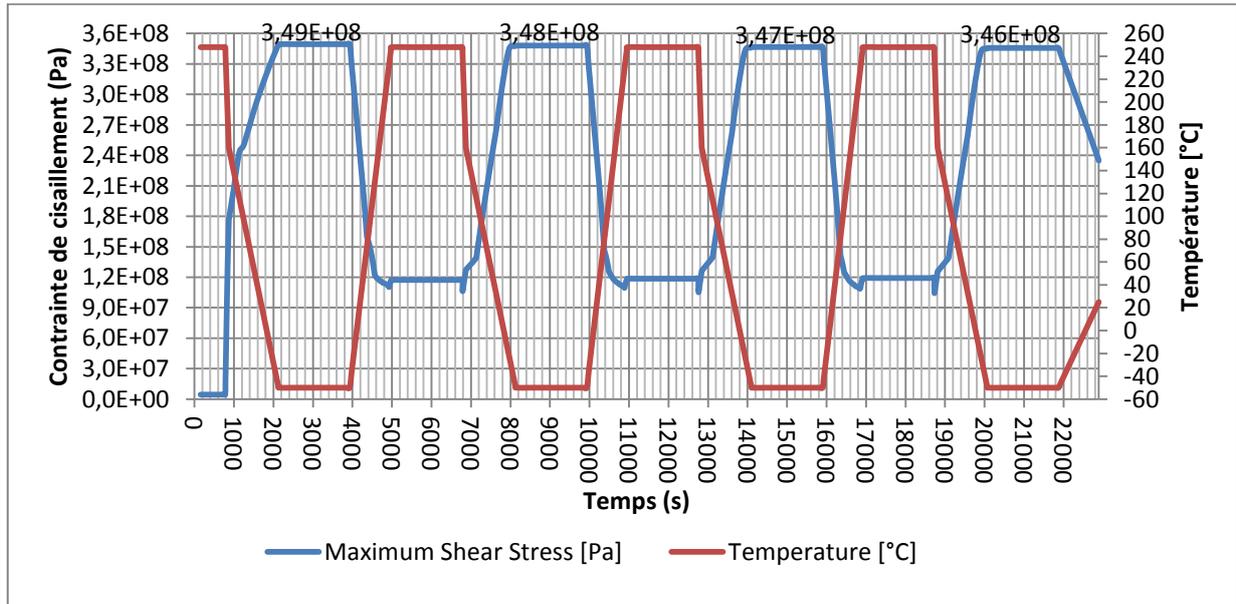


Figure II:68 Variation des contraintes de cisaillement en fonction du temps (pour 4 cycles)

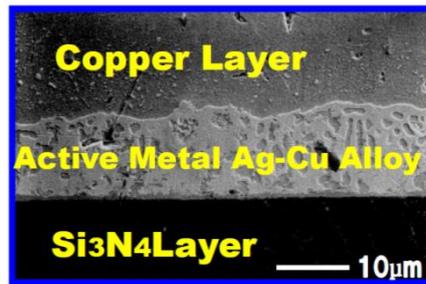
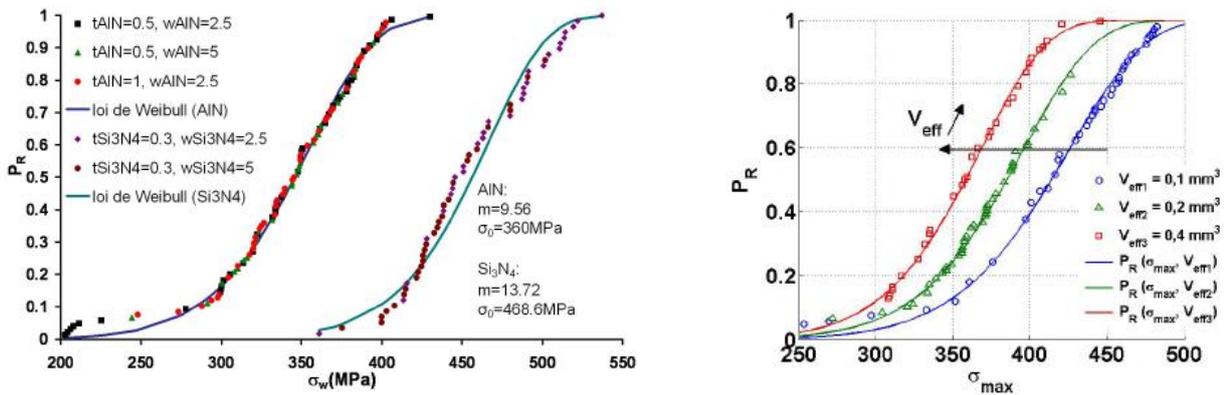


Figure II:69 Vue en coupe d'un substrat AMB à céramique Si_3N_4

Lorsqu'on compare les contraintes de rupture des céramiques entre elles, issues de la littérature (figure ii:70 - [86]), la céramique Si_3N_4 des substrats est plus robuste que d'autres céramiques comme l'AlN. Pour un même volume V_0 et une probabilité de rupture de 63%, la contrainte à rupture du Si_3N_4 (450 MPa) est supérieure de 100 MPa par rapport à celle de l'AlN (350 MPa). En même temps, ces risques de rupture pour une contrainte maximale donnée augmentent lorsque le volume effectif augmente, ce qui montre bien l'effet de volume. Cet effet se traduit par une plus grande probabilité de rencontrer un défaut dans le matériau.



(a) : la contrainte de Weibull pour l'AlN et le Si_3N_4

(a) : la contrainte maximale et du volume effectif pour l'AlN

Figure II:70 Résultats expérimentaux et modèles montrant la probabilité de rupture [86]

Finalement, étant donné la bonne corrélation entre le modèle numérique et l'expérimentation, cette modélisation de substrat permet de prédire les défaillances en changeant les géométries/dimensions du substrat, pour la même technologie a priori, sans refaire les tests de vieillissement accéléré. En même temps, en se basant sur ce modèle, des solutions sont proposées afin d'améliorer la tenue mécanique du substrat.

2.3.3. Solutions technologiques par amélioration de la conception du substrat

2.3.3.1. Courbure des substrats après vieillissement et courbure initiale

En paragraphe 2.3.2, il a été noté que les défaillances observées sont parfois dues à la courbure du substrat. Afin d'évaluer des solutions technologiques pour réduire ces courbures, un substrat AMB - Si_3N_4 (en figure ii:71) vieilli entre $-55\text{ }^\circ\text{C}$ et $245\text{ }^\circ\text{C}$ par Safran dans le cadre d'autres travaux de recherches [137], est étudié. Le choix de ce substrat par rapport à celui présenté en figure ii:51 est dû à la simplicité de la géométrie, plus petites dimensions ($4,7 \times 2,8\text{ cm}^2$ au lieu de $5 \times 5\text{ cm}^2$) et présence d'une symétrie. La courbure de ce substrat, mesurée à l'IMS avec un profilomètre (selon la direction \vec{u} - Figure II:71), est de $262\text{ }\mu\text{m}$ (cf. figure ii:72).

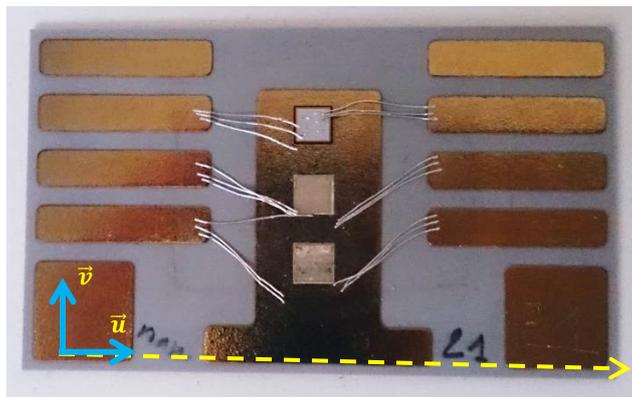


Figure II:71 Direction de mesure de courbure par profilomètre selon l'axe \vec{u}

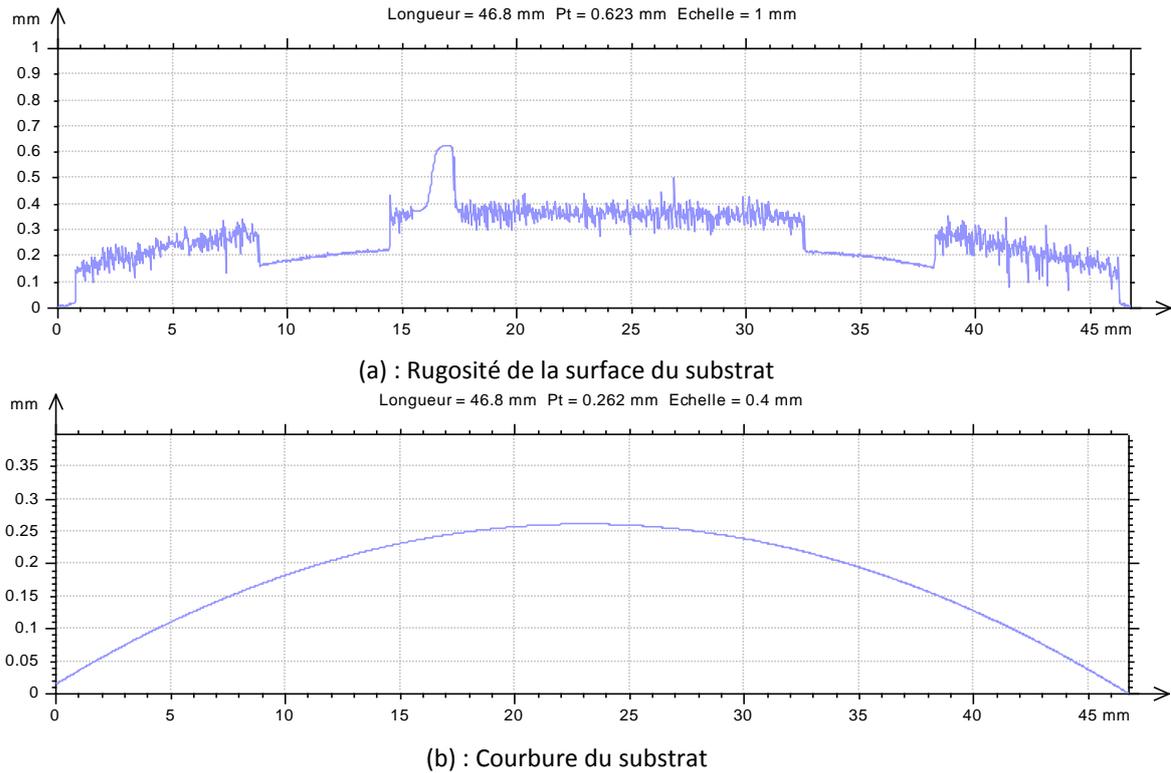


Figure II:72 Relevé de la courbure du substrat avec un profilomètre à l'IMS

La géométrie et le modèle numérique permettent de modéliser ce phénomène avec ANSYS® (Figure II:73).

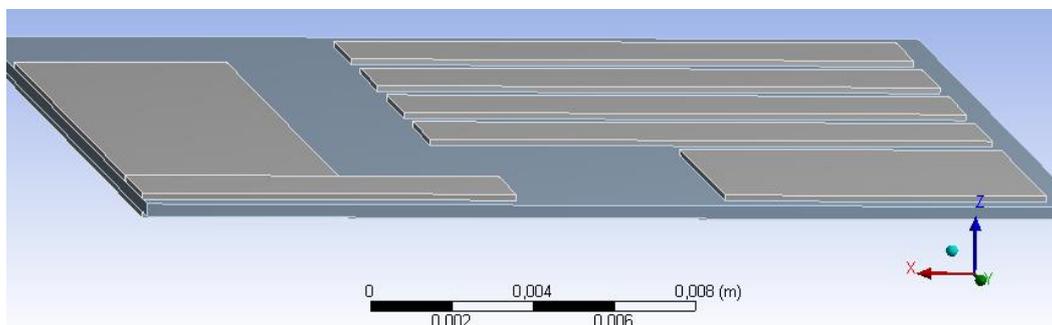


Figure II:73 Géométrie du substrat avec un motif en cuivre

Les simulations ont consisté à appliquer un champ de température sur le substrat non contraint et d'observer les déformations élastiques qu'il subit. D'après la figure ii:74, on note que la courbure évolue avec la température. Ainsi, lorsqu'on a un échauffement du substrat à 300 °C depuis une température de 25 °C, la courbure du substrat va partir de 0 μm à 25 °C afin d'atteindre 308 μm à 300 °C. A cause du comportement élastique, du point de vue numérique, la courbure revient à 0 μm lorsque le substrat est refroidi à 25 °C. Malgré ce comportement élastique, les simulations et les mesures du profilomètre concordent ; **une même courbure autour de 250 μm est mesurée (Figure II:72) et calculée (figure ii:74).**

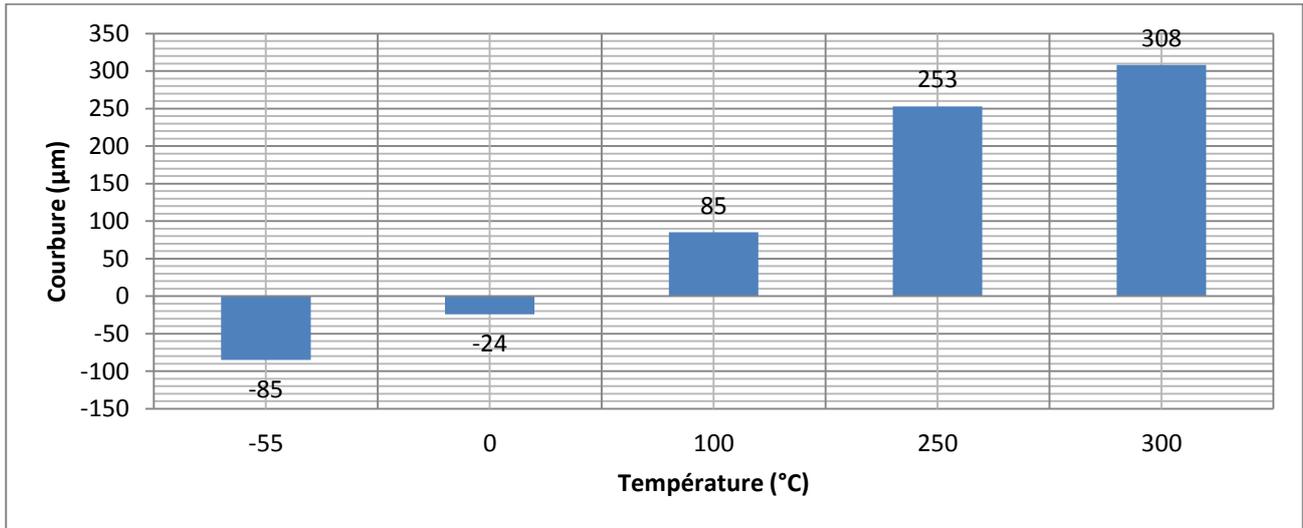


Figure II:74 Variation de la courbure élastique du substrat en fonction de la température obtenue par modélisation

Les deux figures qui suivent (Figure II:75 et Figure II:76) illustrent les directions selon lesquelles le substrat se déforme pour les deux températures -55 °C et 250 °C. Ces courbures sont dues principalement à l'écart entre le coefficient de dilatation thermique de la céramique et celui des métallisations cuivre. D'autres phénomènes peuvent favoriser ces courbures, comme par exemple le routage des pistes sur le substrat. Ce point est abordé dans la partie qui suit.

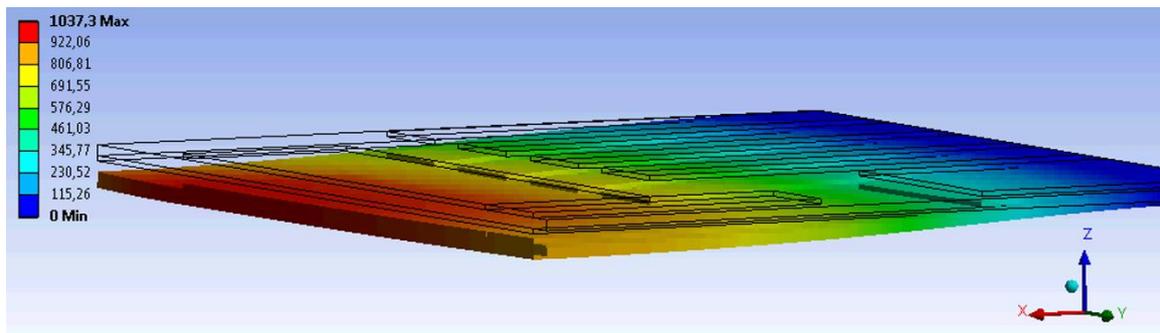


Figure II:75 Courbure du substrat pour un passage de 25°C à 250°C

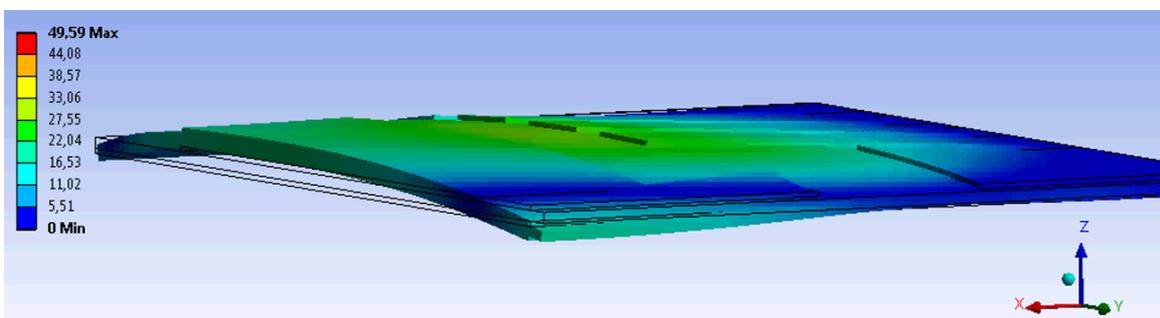
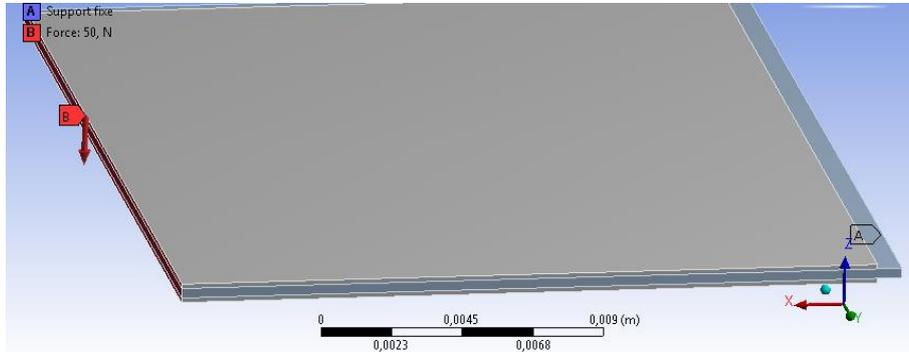


Figure II:76 Courbure du substrat pour un passage de 25°C à -55°C

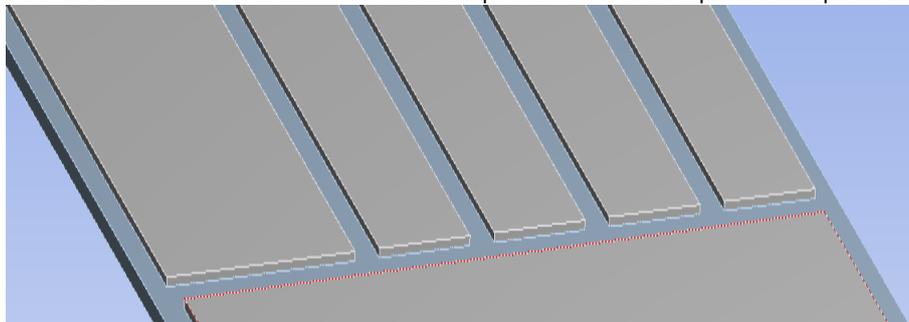
2.3.3.2. Impact du routage des pistes sur la courbure des substrats

Afin d'évaluer l'impact du routage sur la courbure du substrat, quelques substrats sont comparés entre eux en ayant un certain routage de pistes sur leur partie supérieure. L'objectif est d'optimiser le routage pour minimiser la courbure lors des variations thermiques, essentiellement due à la différence de quantité de cuivre de part et d'autre de la couche céramique. Pour pouvoir réaliser ces comparaisons, la température

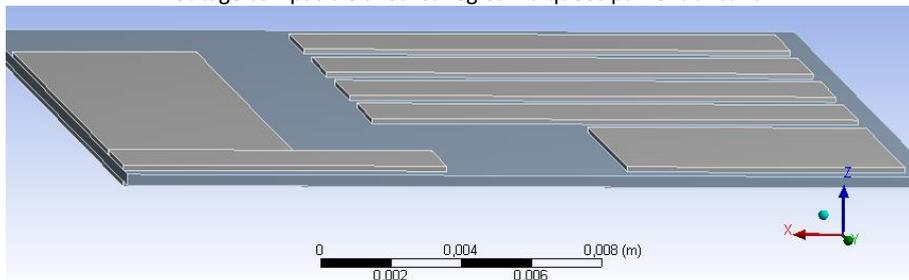
de référence a été fixée à 25 °C. Les quatre substrats suivants sont étudiés sur la figure ii:77. Le *substrat 1*, représente un substrat entier sans vide et sans piste. Le *substrat 2* représente un substrat avec des pistes avec un minimum d'écart. Le *substrat 3* représente un motif dans la métallisation supérieure. Le *substrat 4*, représente un substrat sans cuivre en face supérieure.



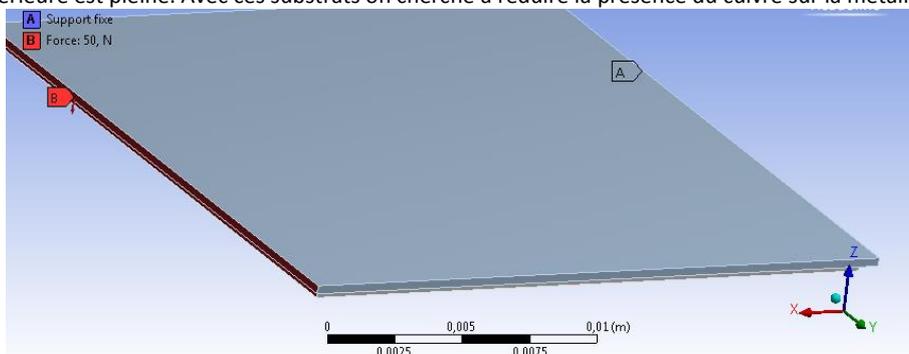
(a) : Substrat 1: Substrat AMB avec des métallisations supérieure et inférieure pleines sans pistes de routage



(b) : Substrat 2: Substrat AMB avec une métallisation supérieure avec un minimum d'écart entre les pistes (1mm) et une métallisation inférieure pleine. Cette situation maximise la présence de cuivre dans la métallisation en permettant d'assurer un routage compatible avec les règles indiquées par le fabricant



(c) : Substrat 3 : Substrat AMB avec un motif en cuivre sur la métallisation supérieure représentative des substrats existants. La métallisation inférieure est pleine. Avec ces substrats on cherche à réduire la présence du cuivre sur la métallisation supérieure



(d) : Substrat 4: Substrat AMB sans une métallisation supérieure et une métallisation inférieure pleine

Figure II:77 Comparaison des routages des substrats

Dans ces études numériques, une comparaison entre ces quatre substrats est faite, dans la figure ii:78.

- A haute température, le substrat 4 admet plus de courbure (338 μm) que le substrat 3 (252 μm). Ces deux substrats admettent de fortes courbures comparées à celles des substrats 1 (32 μm) et 2 (76 μm).
- A basse température, avec 115 μm , le substrat 4 admet plus de courbure que le substrat 3 (86 μm). Ces deux substrats admettent de fortes courbures comparées à celles des substrats 1 (10 μm) et 2 (25 μm) qui ont des métallisations relativement pleines.

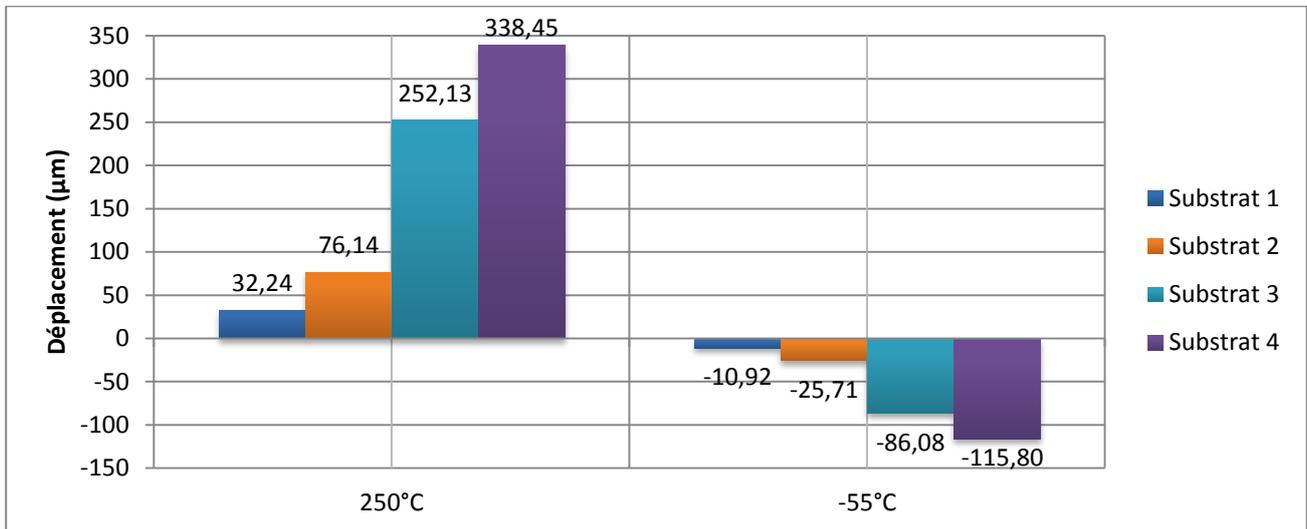


Figure II:78 Comparaison entre les déplacements de différents substrats pour deux températures

On en déduit que moins il y a de matière en face supérieure du substrat, plus il est fragilisé et plus il est susceptible de fléchir afin d'atteindre des flexions de plusieurs centaines de micromètres. De ce fait, l'idéal dans une réalisation du routage électrique d'un substrat est d'utiliser des pistes avec un minimum d'écart entre elles (1mm imposé par la technologie), ou de maximiser la quantité de cuivre en face supérieure pour équilibrer la quantité de cuivre avec la face inférieure.

2.3.3.3. Impact de la composition des métallisations des substrats sur leur courbure

Afin de réduire les courbures des substrats en vieillissement par cyclage thermique, d'autres solutions existent. Une solution consiste à remplacer les métallisations en Cuivre (Figure II:79 – (a)) par des métallisations colaminées en Cuivre/Molybdène/Cuivre (Figure II:79 – (b)) afin de réduire la différence entre le coefficient de dilatation thermique de la céramique et celui de la métallisation. Le Molybdène présente un coefficient de dilatation thermique de 4,8 ppm/K à 25 °C, plus faible que celui du cuivre (16,5 ppm/K à 25 °C), et donc plus proche de celui de la céramique (typiquement 3,3 ppm/K pour le Si_3N_4)

Pour une même épaisseur de métallisation de cuivre, la métallisation en Cuivre/Molybdène/Cuivre se décompose d'une manière égale en 1/3 de l'épaisseur en Cuivre, 1/3 de l'épaisseur en Molybdène et 1/3 de l'épaisseur en Cuivre.

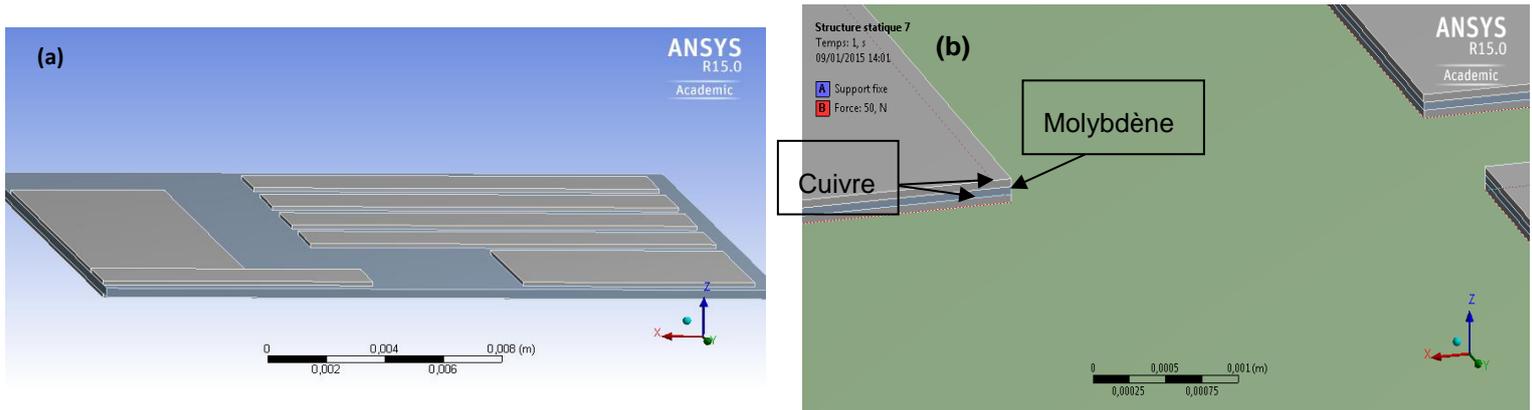


Figure II:79 (a) Substrat à base de métallisation cuivre et (b) à base de CMC

Le modèle illustré dans la figure ii:79, permet d'étudier le comportement de ces colaminés Cu/Mo/Cu. Les valeurs de courbure de ce substrat calculées à différentes températures sont tracées dans la figure suivante. Si l'on compare le substrat à base de molybdène ((Figure II:79 – (b)) par rapport à un substrat avec une métallisation de cuivre ((Figure II:79 – (a)), on note qu'à 250 °C, le substrat à métallisation cuivre admet une courbure de 252 μm , plus importante que celle du substrat à métallisation CMC (192 μm). De même, à -55 °C, le substrat à métallisation cuivre admet une courbure de 86 μm , plus importante que les 66 μm pour le substrat à métallisation CMC (Figure II:80). De ce fait, grâce au Molybdène colaminé dans le cuivre, **la courbure des substrats CMC est de 24% plus faible**, indifféremment pour la haute ou pour la basse température.

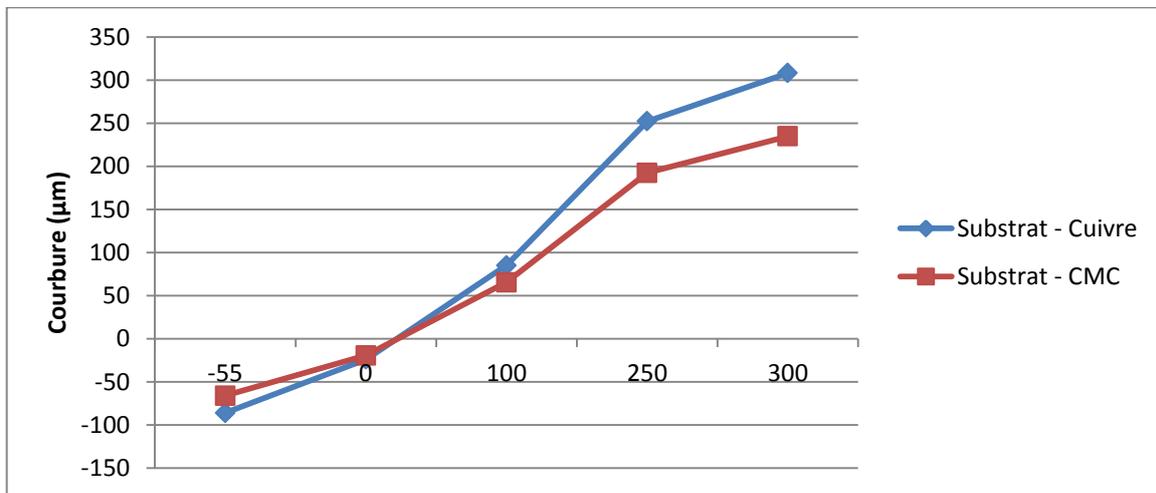


Figure II:80 Comparaison de la courbure d'un substrat à métallisation Cuivre (en bleu) et d'un substrat à métallisation CMC (en rouge), pour deux températures différentes (-55 °C et +250 °C)

Etant donné que le taux de molybdène dans la métallisation a été choisi à 33% (conformément aux propositions des fournisseurs de substrat), on peut envisager de faire varier le taux de molybdène (Figure II:81) et de visualiser son impact sur la courbure du substrat.

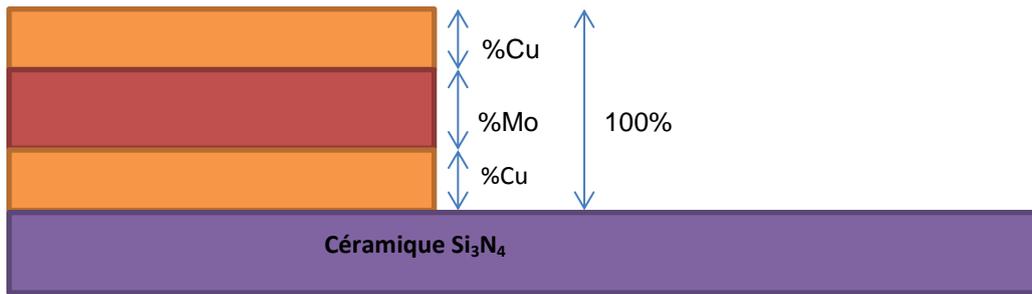


Figure II:81 Répartition du taux de molybdène dans la métallisation du substrat

On note que la présence de molybdène dans l'assemblage réduit la courbure finale (Figure II:82). Plus le taux de molybdène est important, plus faible est la courbure finale. Au-delà du taux de 63% de molybdène dans la métallisation, la courbure reste quasiment constante.

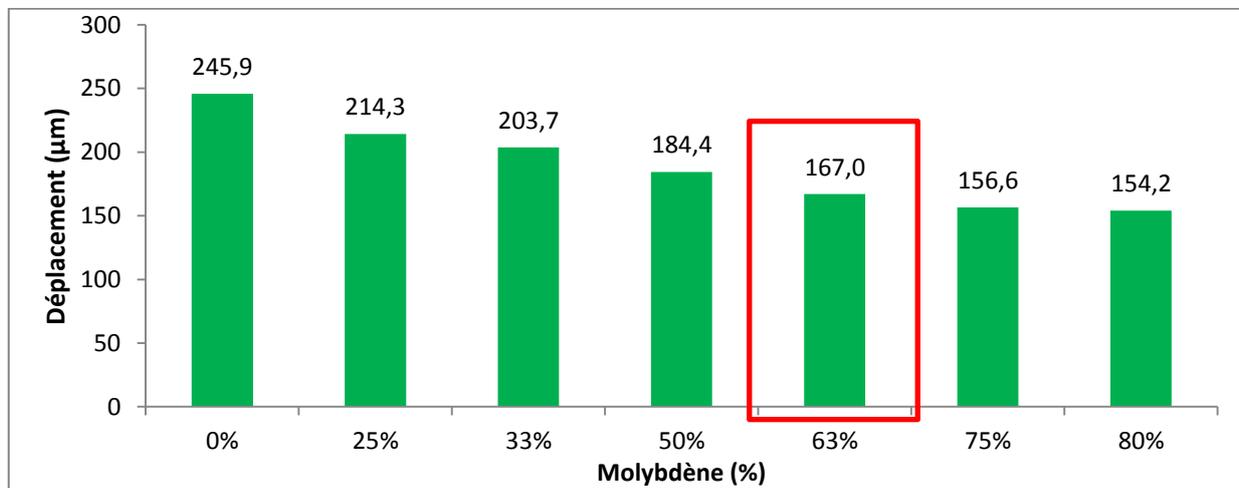


Figure II:82 Variation du déplacement en fonction du taux de molybdène à 250°C

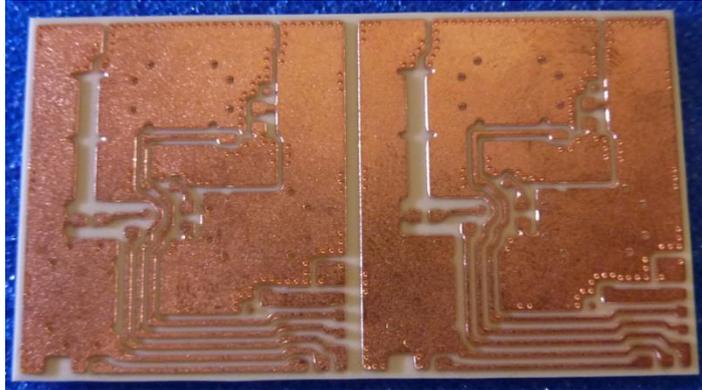
Certes un pourcentage de 63 % de molybdène semble optimal pour la thermomécanique, mais la faisabilité d'un tel colaminé n'est pas évidente à mettre en place, notamment en raison de la résistivité plus élevée du molybdène face au cuivre. Il faut rappeler que la fonction première de la métallisation cuivre supérieure du substrat est le transport des charges électriques vers les puces semi-conductrices. Il est donc primordial de ne pas dégrader les performances électriques de la métallisation du substrat.

Afin d'évaluer expérimentalement le comportement des substrats avec une métallisation CMC, le CEA a réalisé des tests de vieillissement accéléré par cyclage thermique sur des substrats à métallisation CMC. Pour des raisons de confidentialité les résultats ne sont pas affichés dans ce manuscrit, mais après un cycle, il a été noté que la courbure du substrat CMC n'augmente que de 200 µm comparée aux 350 µm de courbure supplémentaire pour les substrats Cu.

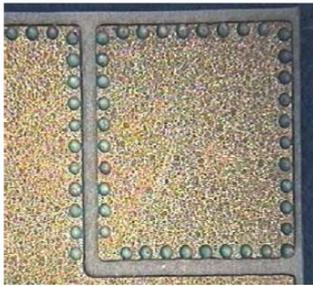
Finalement, on peut en déduire que par rapport à un substrat à métallisation cuivre normale d'épaisseur "e", un substrat à base de métallisation de molybdène en 63% de l'épaisseur "e" réduit de 40% la courbure finale, ce qui garantit une amélioration de la tenue mécanique de ces substrats lors de la variation thermique. Cependant, cet optimum n'est actuellement pas proposé par les fournisseurs de substrat, et les propriétés électriques d'un tel substrat restent à confirmer.

2.3.3.4. Retard des défaillances : Positionnement des « Dimples » sur la métallisation du substrat

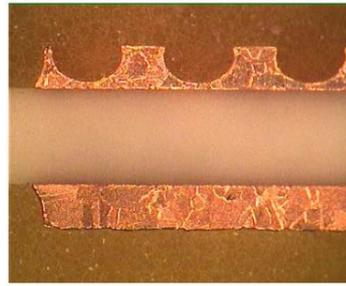
Les courbures des substrats engendrent parfois des phénomènes de délaminage à l'interface métallisation-céramique du substrat. Afin d'éliminer les contraintes maximales dans les métallisations, une solution consiste à localiser les zones de contraintes maximales. Une fois ces contraintes localisées, la matière est retirée localement par le moyen des perforations incomplètes dans la métallisation. Ces perforations sont aussi appelés « dimples » (Figure II:83).



(a) : Substrat avec des dimples



(b) : Vue de dessus du substrat avec des dimples



(c) : Vue en coupe du substrat avec des dimples

Figure II:83 Exemple de substrats avec des dimples : vues de dessus (a-b), vue en coupe (c) [152]

Le placement des dimples nécessite la détermination de l'emplacement de la contrainte de cisaillement maximale. Afin d'étudier l'impact de ces dimples sur les contraintes dans les substrats, elles sont placées manuellement et de façon optimisées sur la géométrie du substrat étudié avec le CEA qui n'en présente pas initialement (cf. figure ii:84).

Les règles de placement des dimples sont les suivantes :

- Rayon du dimple : 200 μm ,
- Ecartement du dimple par rapport au bord de la métallisation : 400 μm ,
- Ecartement entre les dimples : 600 μm à 1 mm,
- Profondeur des dimples : 2/3 de l'épaisseur de la métallisation. Certaines études tendent à indiquer que la contrainte dans le substrat décroît en augmentant la profondeur du dimple [153].

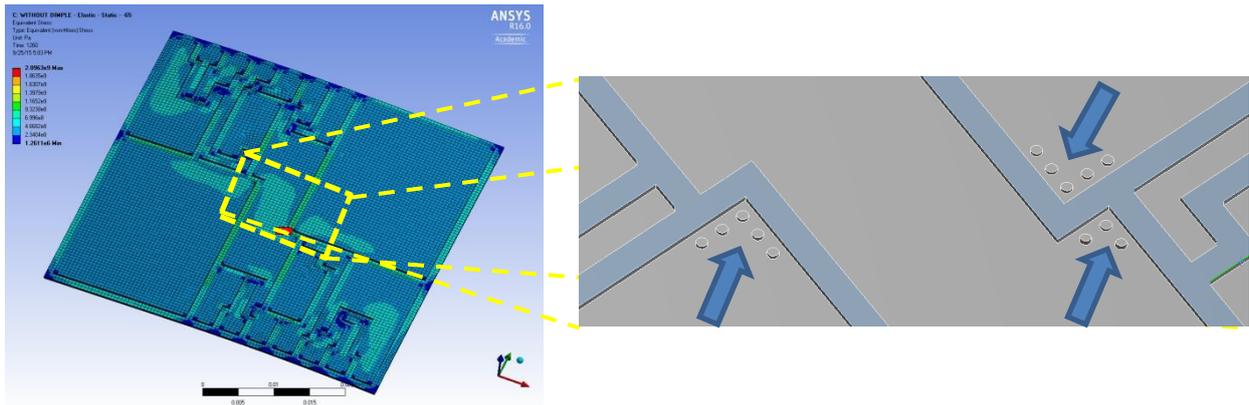


Figure II:84 Placement des dimples sur le substrat

Grâce à ce placement de dimples, la position des contraintes élevées a été délocalisée. En revanche, la contrainte de cisaillement maximale à une position donnée est réduite de 667 MPa à 647 MPa, soit de 2,9 % (Figure II:85).

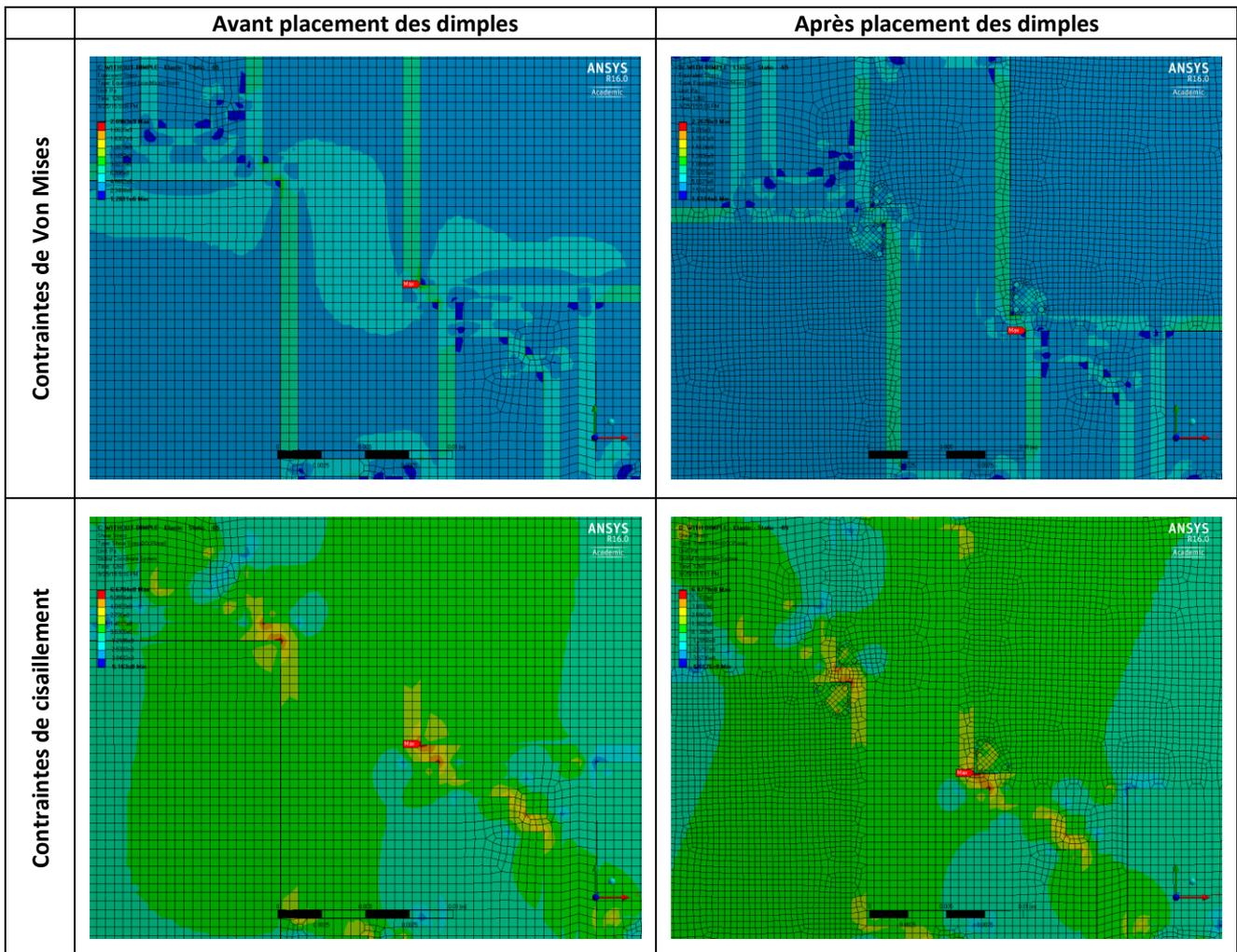


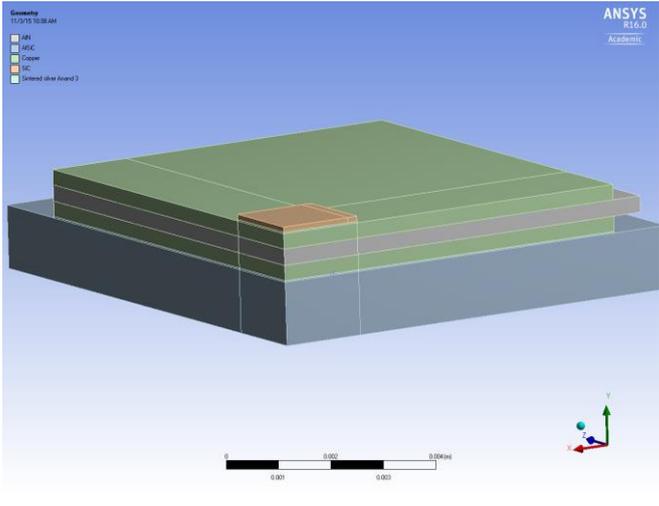
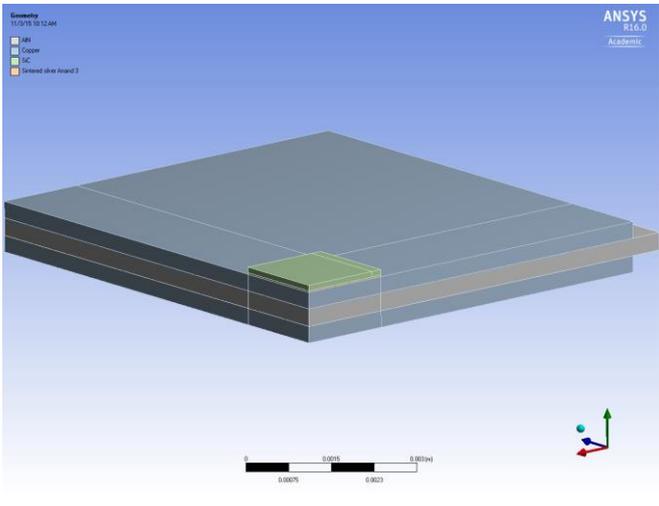
Figure II:85 Contraintes de cisaillement avant et après placement des dimples

De ce fait, l'avantage des dimples réside principalement dans la délocalisation des zones de contraintes maximales, et dans la réduction des contraintes de cisaillement sur les bords des métallisations. L'apparition d'une défaillance se voit ainsi retardée.

Dans la partie qui suit, on s'intéresse à l'étude de l'impact de la semelle dans l'assemblage sur la dissipation thermique ainsi que sur la tenue mécanique.

2.3.3.5. Impact d'une semelle sur la tenue mécanique et thermique d'un assemblage

Comparés à d'autres substrats céramiques métallisés, les substrats à base de Si_3N_4 présentent de bonnes propriétés physiques. Grâce à leur module de rigidité élevé (850 MPa), l'élimination de semelle rigide épaisse est devenue possible. Afin d'évaluer réellement l'impact de la semelle sur le comportement thermique et mécanique d'un assemblage, les trois cas suivant sont étudiés :

Assemblage	Modèle 3D	Description
<p>1 : Puce sur Substrat sur Semelle</p>		<p>L'assemblage modélisé est composé de :</p> <ul style="list-style-type: none"> - une puce SiC, - un substrat $\text{Cu}/\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}$, - un joint fritté entre la puce et le substrat, - Une semelle AlSiC, - Un joint fritté entre le substrat et la semelle.
<p>2 : Puce sur Substrat sans Semelle</p>		<p>L'assemblage modélisé est composé de :</p> <ul style="list-style-type: none"> - une puce SiC, - un substrat $\text{Cu}/\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}$, - un joint fritté entre la puce et le substrat.

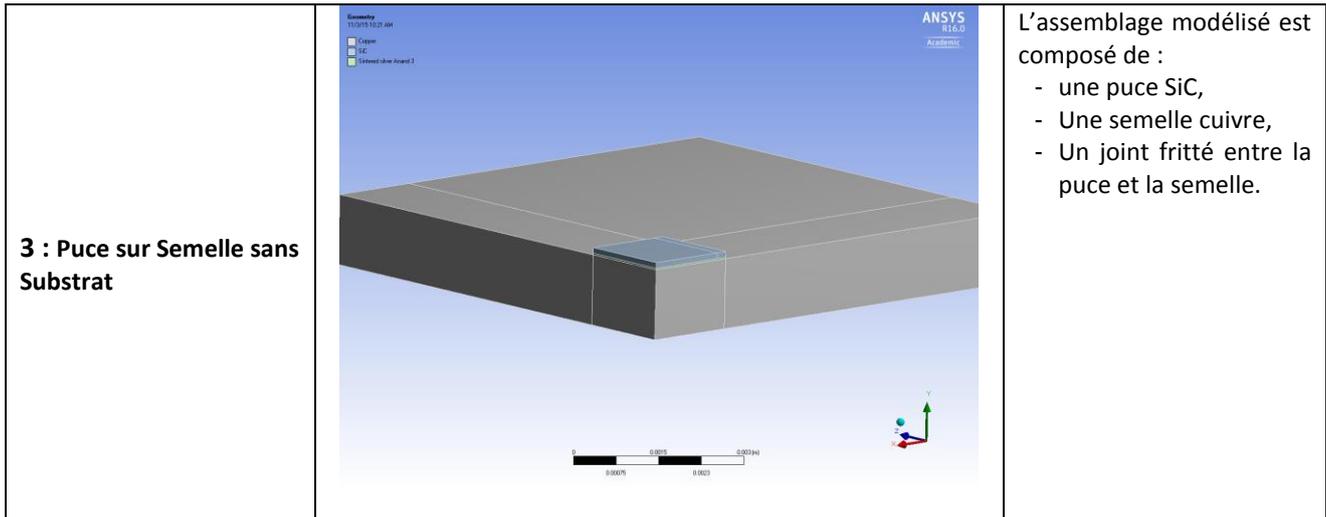


Tableau II:20 Comparaison entre trois différents assemblages : puce sur substrat avec semelle AlSiC, puce sur substrat sans semelle et puce sur semelle cuivre

Afin d'évaluer le comportement thermique de ces trois types d'assemblage, une puissance de 100 W/m^3 est injectée dans la puce semiconductrice de puissance. Des conditions adiabatiques sont appliquées sur la partie supérieure de l'assemblage afin de simuler le comportement de l'encapsulant. Suite à ces conditions, la température maximale visualisée dans la figure ii:86 et la valeur de la température maximale au centre de la puce sont reportées dans le tableau ii:21. La meilleure dissipation thermique a lieu avec un assemblage sur une semelle en cuivre. L'assemblage puce/substrat/semelle AlSiC augmente la température maximale car la source de refroidissement est plus loin de la source de chaleur et les interfaces thermiques sont multipliées.

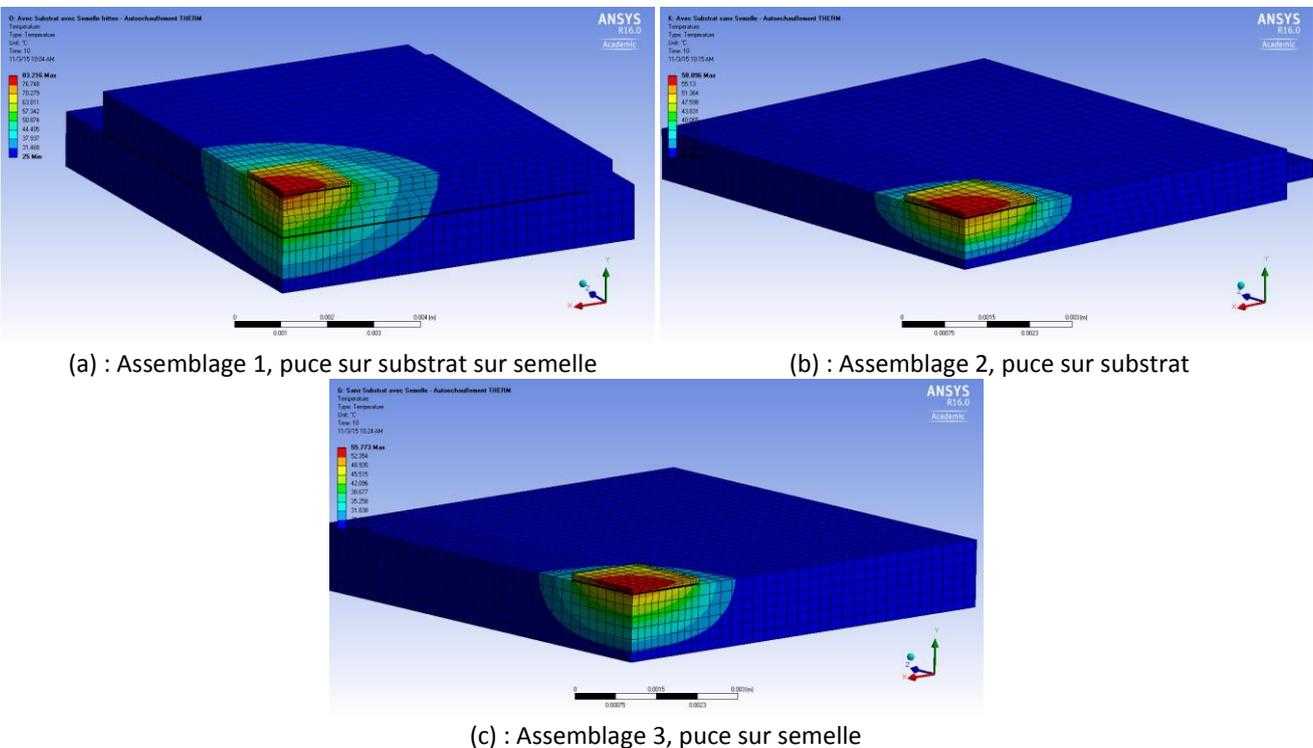


Figure II:86 Comportement thermique des trois différentes configurations

Assemblage	Substrat	Substrat + Semelle AlSiC	Semelle cuivre
Température (°C)	58,9	71	55,77
Variation	0	+20%	-5%

Tableau II:21 Variation de la température pour les trois configurations

Afin d'évaluer le comportement mécanique, un profil de cyclage de +245 °C à -55 °C a été appliqué à ces trois assemblages. La température de référence des simulations a été fixée à +250°C. D'après les courbes de la figure ii:87, on note que les contraintes dans l'assemblage à cette température sont nulles.

Toujours dans cette figure ii:87, à la température constante de -55 °C, on note que la contrainte dans le joint fritté décroît ; ceci est dû à la relaxation des contraintes. En effet, grâce au modèle de Maxwell, décrivant le comportement visqueux des matériaux de brasure en général, la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$ est donnée par :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{E_1} \dot{\sigma} + \frac{1}{\eta_1} \sigma$$

Equation II:23 – Equation de Maxwell des matériaux visqueux

avec :

- ε , la déformation totale;
- E_1 , une constante : le module de Young associé à la brasure/joint fritté obéissant à la loi de Hooke ;
- $\dot{\sigma}$, la dérivée par rapport au temps de la contrainte σ ;
- η_1 , une constante : le coefficient de viscosité associé à la brasure.

A température constante (-55°C), la contrainte décroît en fonction du temps selon une loi exponentielle de la forme :

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot \exp\left(-\frac{t}{\lambda}\right)$$

Equation II:24 – Décroissance exponentielle des contraintes

Avec $\lambda = \frac{\eta_1}{E_1}$ (noté aussi τ), associé au modèle est le temps de relaxation ou temps de réponse. A un temps infini, il y a relaxation totale des contraintes.

En revanche, il faut noter que la contrainte dans le joint fritté dans l'assemblage sur substrat ou bien dans l'assemblage substrat avec semelle AlSiC est similaire (60 MPa au maximum - Figure II:87). Cette contrainte est plus importante dans un assemblage sur une semelle cuivre sans substrat (67 MPa au maximum - Figure II:87). Cet écart entre les contraintes est dû à la déformation qui est plus importante dans la semelle cuivre. En effet, d'après la figure ii:88, on note que l'assemblage « 3 » se déforme de 60,5 μm alors que l'assemblage « 2 » se déforme de 34,9 μm et l'assemblage « 1 » se déforme de 37,2 μm . Plus les assemblages se composent d'empilement avec des matériaux rigides (type céramique), moins ils vont se déformer (Figure II:89); les contraintes sont ainsi emmagasinées dans le substrat.

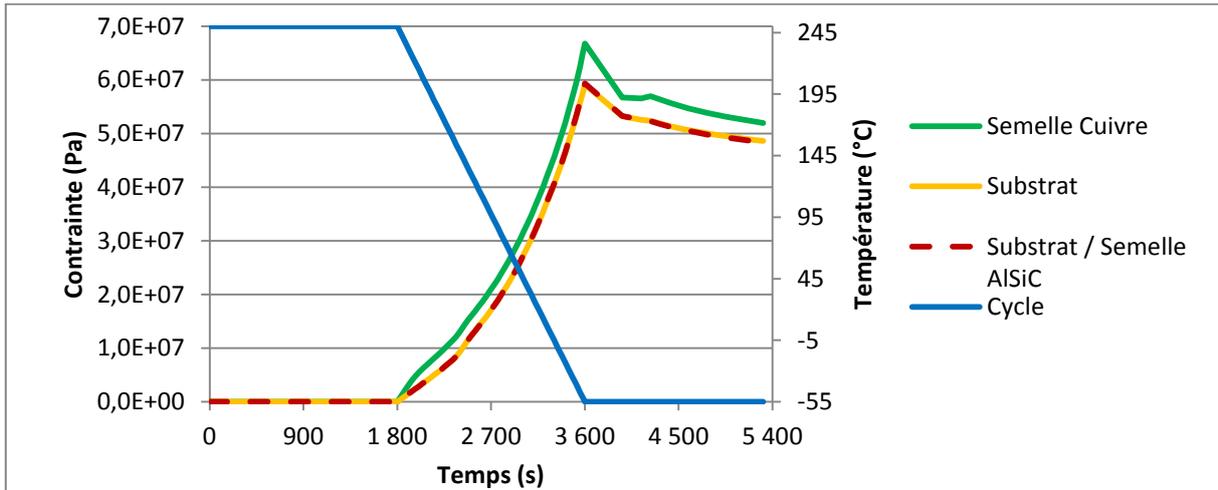


Figure II:87 Contraintes maximales lors du changement de température

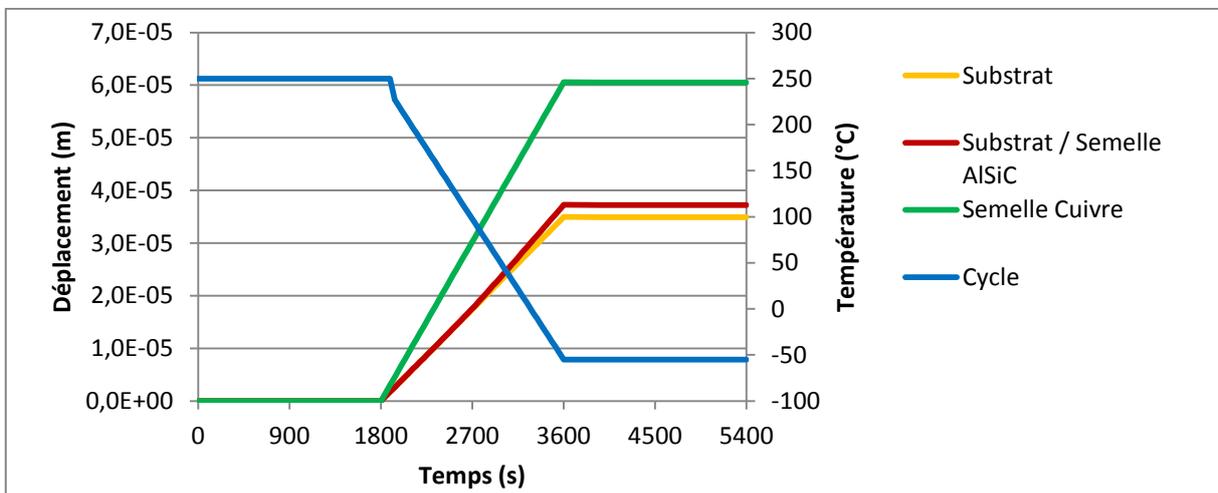


Figure II:88 Déplacement de l'assemblage avec le changement de température

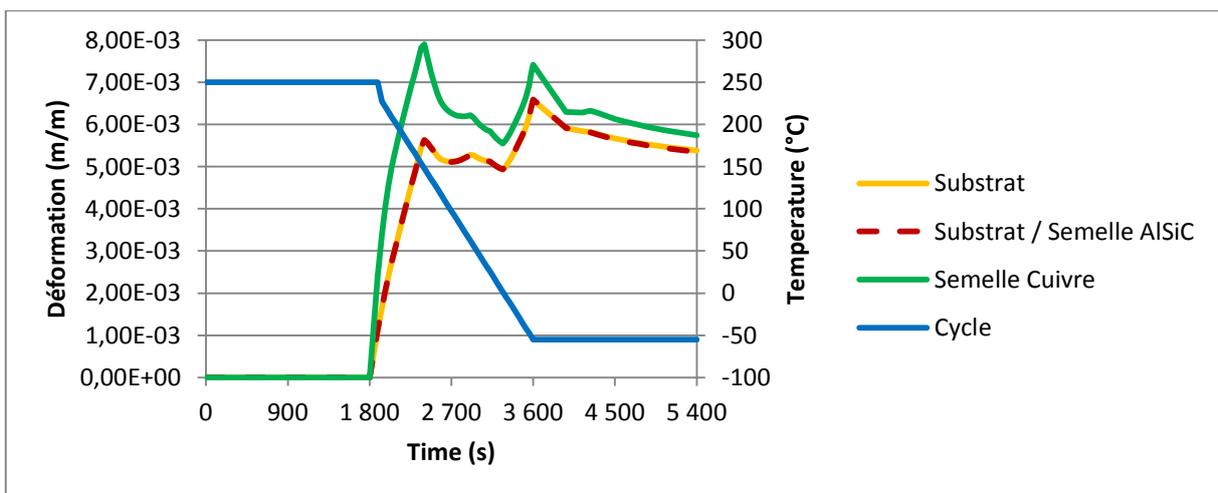


Figure II:89 Déformation maximale dans l'argent fritté lors du cyclage

La densité d'énergie de déformation emmagasinée dans les joints frittés des trois différents assemblages est illustrée dans la figure ii:90. On note que la DED dans le joint fritté dans l'assemblage avec une semelle cuivre (assemblage « 3 », $DED_3 = 6 \text{ MJ/m}^3$) est trois fois plus importante que celle constatée sur les

assemblages sur substrats (assemblages « 1 » et « 2 », $DED_1 = DED_2 = 1,7 \text{ MJ}/\text{m}^3$). Il peut être envisagé que la rupture dans le joint fritté de l'assemblage « 3 » soit atteinte plus rapidement que dans les deux autres configurations. En effet, l'ajout de la semelle en AlSiC n'a pas d'impact sur la DED dans le joint fritté ; les deux assemblages « 1 » et « 2 » représentent le même niveau de contraintes, de déformation et de DED.

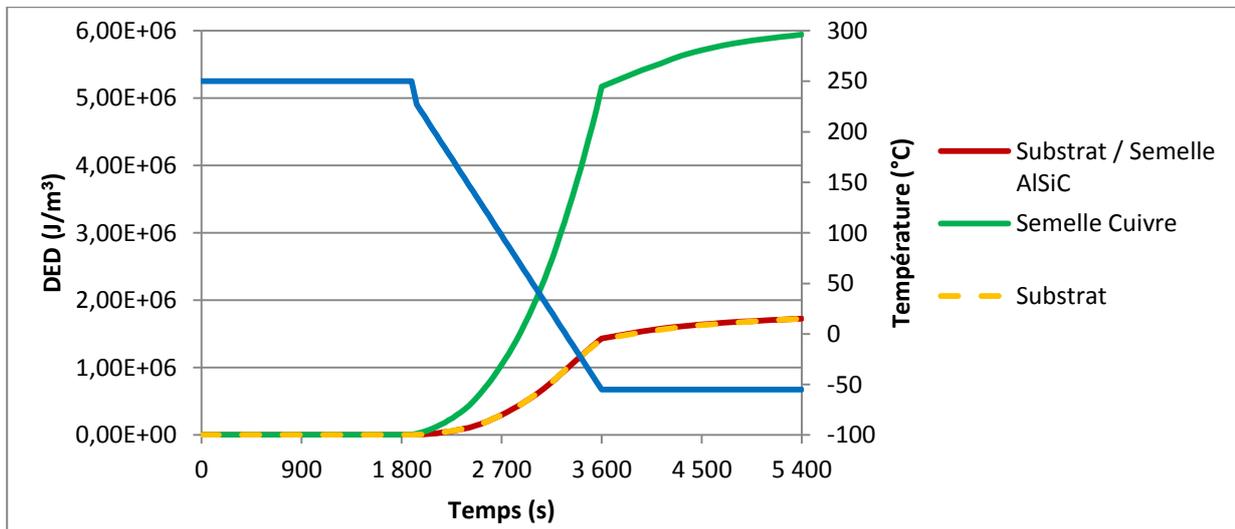


Figure II:90 DED maximale lors du cyclage

2.3.3.6. Synthèse des résultats

Dans cette section 2.3.3, l'investigation concernait principalement l'amélioration de la tenue mécanique des substrats qui se déforment et se courbent sous les contraintes thermiques (section 2.3.3.1) générant ainsi des phénomènes de délaminage dans les céramiques et au niveau des interfaces avec les métallisations. Le routage des pistes joue un rôle important sur cette déformation (section 2.3.3.2). La principale cause de ces déformations est l'écart entre les CDTs de la céramique et des métallisations. Afin de réduire cet écart de CDT, la solution envisagée consiste à utiliser des substrats à métallisation Cuivre/Molybdène/Cuivre (CMC) (section 2.3.3.3). Grâce à cette métallisation, le substrat se déforme de 24% de moins par rapport au même substrat avec une métallisation cuivre.

D'un autre côté, s'il n'est pas possible d'avoir une métallisation CMC, il est envisageable d'ajouter des dimples dans les zones à contraintes maximales (section 2.3.3.4). Grâce à cette solution, la contrainte de cisaillement est 30% moins importante dans les substrats avec des dimples que dans les substrats sans dimples. Une règle de placement des dimples est proposée, mais il faut faire attention à garder une marge minimale entre le bord de la puce semiconductrice et le bord de la métallisation pleine, par rapport aux substrats étudiés garantissant un angle de 45° pour le cône de dissipation thermique [154].

Finalement, grâce à la disponibilité de substrats à rigidité élevée (Si_3N_4 par exemple), l'élimination de semelle rigide épaisse est devenue possible. Les assemblages sur substrat seul montrent dans un premier temps une meilleure performance thermique par rapport aux assemblages traditionnels (puce sur substrat sur semelle). Par contre, il a été noté que cette performance thermique n'était pas forcément suivie par la mécanique, car les contraintes et les déformations étaient plus ou moins similaires entre ces deux types d'assemblage (section 2.3.3.5). Ces assemblages restent néanmoins plus performants mécaniquement

qu'un assemblage direct d'une puce sur une semelle en cuivre, malgré le gain thermique de ce dernier (+5% de dissipation thermique) et la perte de la facilité de réaliser des routages électriques complexes.

2.4. Défaillances des modules de puissance avec le vieillissement : Propagation de fissure

Afin d'évaluer la fatigue des joints en argent fritté, on s'intéresse particulièrement à un mécanisme important dans la défaillance des modules de puissance : la propagation de fissure dans ces joints de report. La fatigue thermomécanique du joint est caractérisée par un seuil à partir duquel le joint ne pourra plus accumuler de contrainte supplémentaire provoquant l'amorce d'une fissuration permettant la relaxation de cette contrainte. Ce seuil est identifié à une DED critique à partir de laquelle la fissure dans le joint va être propagée. Cette DED est déterminée en identifiant le nombre de cycles de vieillissement en cyclage thermique obtenus expérimentalement jusqu'à la propagation d'une fissure, par microscopie acoustique notamment. Par simulation, la DED accumulée par un cycle est calculée et la valeur de la DED critique est obtenue par l'équation ii:5.

Afin de développer ce modèle, un assemblage de puissance est constitué d'une puce semiconductrice de puissance en SiC, d'un joint en argent fritté et d'un substrat en Cu/Si₃N₄/Cu. Le modèle développé est un modèle thermo-mécanique, qui utilise les éléments de type solid226 ou solid227, permettant de réaliser un tel couplage direct. L'avantage d'utiliser ce type d'élément de maillage en solid226 et solid227 est la possibilité de :

- Enlever des éléments du maillage, avec des opérations « Ekill » et « Ealive », afin de pouvoir modéliser le phénomène de fissuration en retirant de la matière,
- Intégrer un modèle non linéaire aux éléments,
- Réaliser des études thermiques (Keyopt(1)=10), mécaniques (Keyopt(1)=1) ou thermomécaniques (Keyopt(1)=11).

Afin de pouvoir retirer de la matière, l'ensemble des éléments retirés sont sauvegardés dans un fichier appelé « kelist.txt ». Il conserve l'ensemble des éléments tués ou à tuer. Il permet ainsi de rappeler à chaque début du pas de calcul l'ensemble des éléments tués.

La méthode présentée dans la figure ii:91 est celle utilisée pour développer l'algorithme de propagation de fissure. Le déclenchement de la rupture et de la fissure est conditionné par un seuil, ou contrainte critique ($DED_{critique}, \tau_{critique}$). Dans le cas où la DED est choisie comme condition critique, du moment où la DED_{max} dépasse cette $DED_{critique}$, la recherche de l'élément à proximité de la DED_{max} est effectuée, car en effet la DED est une solution nodale, calculée au niveau d'un nœud, et les opérations « Ekill » ne peuvent être faites qu'au niveau des éléments. En revanche, si le critère de rupture était par exemple la contrainte maximale, cette dernière serait un résultat calculé au niveau d'un élément ; l'opération « ekill » est ainsi effectuée sur ce même élément.

Dans le cas de la DED, il faut sélectionner le nœud associé à la DED maximale. Tous les éléments attachés à ce nœud sont ensuite sélectionnés. A un nœud, un maximum de 8 éléments sont sélectionnés :

- La position $x+\varepsilon$ (ε =taille élément /2)
- La position $x-\varepsilon$ (ε =taille élément /2)
- La position $y+\varepsilon$ (ε =taille élément /2)

- La position $y-\varepsilon$ (ε =taille élément /2)
- La position $z+\varepsilon$ (ε =taille élément /2)
- La position $z-\varepsilon$ (ε =taille élément /2)

Au fur et à mesure de ces opérations, les données calculées et la position de l'élément sélectionné sont sauvegardées dans un fichier. Grâce à ce fichier, les éléments sont « tués » avec la commande Ekill. Suite à l'utilisation de cette commande, les éléments tués existent toujours dans la géométrie, mais leurs propriétés thermiques et mécaniques sont très faibles ; le module de Young et la conductivité thermique sont multipliés par un facteur de 10^{-6} par exemple, avec l'utilisation de la fonction APDL « estif ».

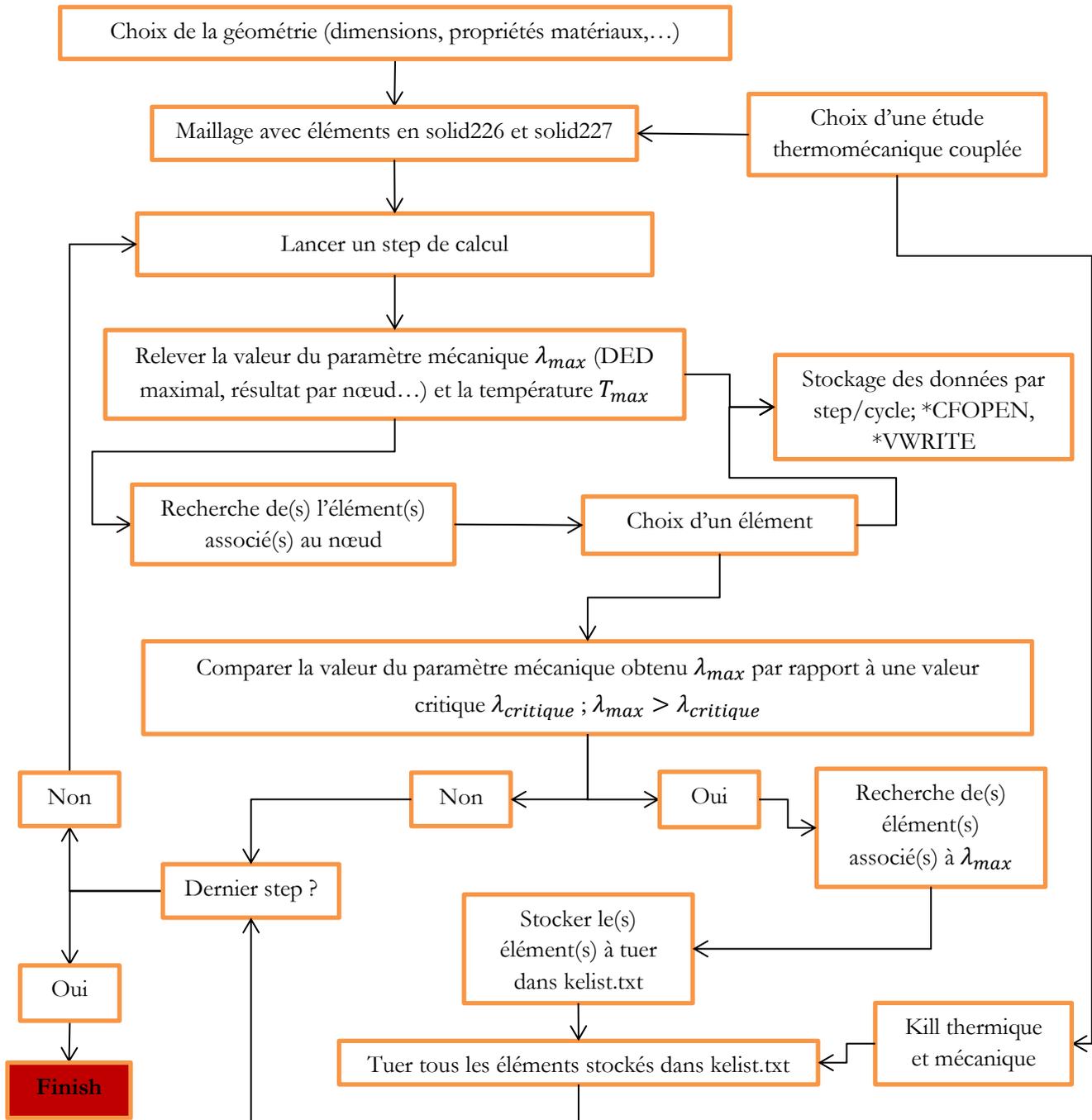


Figure II:91 Algorithme de propagation de fissure (critère DED)

Cette boucle a été itérée une cinquantaine de fois, ainsi cinquante éléments ont été « tués » du maillage, tout en les conservant. Suite à cette suppression d'éléments, une fissure a été créée dans le joint fritté et nous avons pu la propager dans le joint.

2.4.1. Propagation de fissure par rapport à un critère de contrainte de cisaillement

Si on considère une contrainte de cisaillement critique comme condition d'initiation de fissure, cette contrainte de cisaillement est maximale dans la céramique du substrat (Figure II:92). Dans l'exemple qui suit, à chaque pas de calcul le niveau maximal de la contrainte de cisaillement est calculé. L'élément, dans lequel cette contrainte de cisaillement maximale est atteinte, est identifié. Il est « tué » dans le pas de calcul qui suit.

Pas de calcul	Contrainte	Température
1	<p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =8 TIME=1 SEQV (AVG) DMX =.103E-04 SMN =.127E+08 SMX =.319E+10</p>	<p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =8 TIME=1 TEMP (AVG) RSYS=0 DMX =.103E-04 SMN =298.15 SMX =394.851</p>
8	<p>NODAL SOLUTION STEP=8 SUB =8 TIME=8 SEQV (AVG) DMX =.117E-04 SMX =.298E+10</p>	<p>NODAL SOLUTION STEP=8 SUB =8 TIME=8 TEMP (AVG) RSYS=0 DMX =.117E-04 SMN =298.15 SMX =394.889</p>
20	<p>NODAL SOLUTION STEP=20 SUB =8 TIME=20 SEQV (AVG) DMX =.132E-04 SMX =.279E+10</p>	<p>NODAL SOLUTION STEP=20 SUB =8 TIME=20 TEMP (AVG) RSYS=0 DMX =.132E-04 SMN =298.15 SMX =394.993</p>

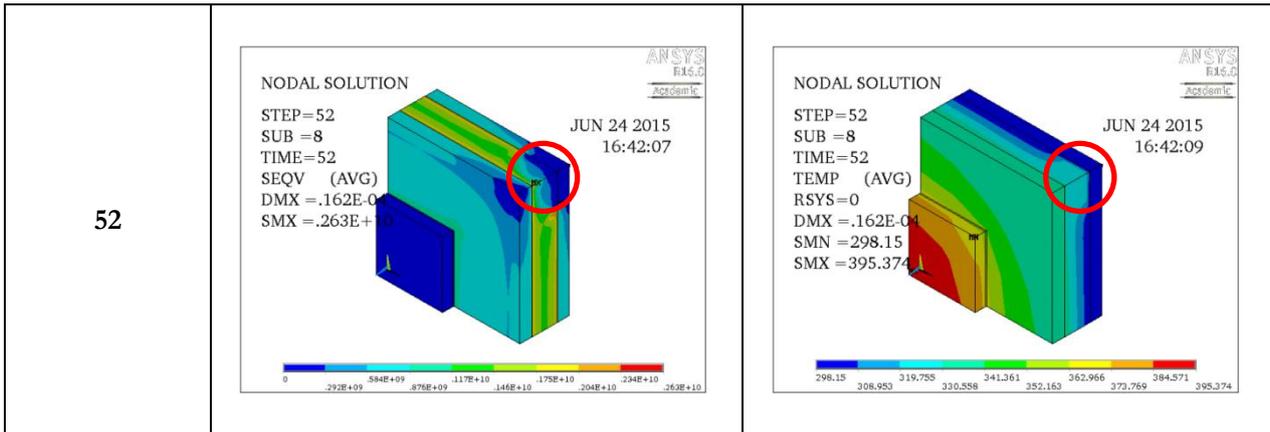


Figure II:92 Impact de la fissure dans la contrainte maximale et la température maximale

A chaque pas de calcul, la valeur de la contrainte de cisaillement maximale a été sauvegardée afin de tracer la courbe de la figure ii:93. L'emplacement de la contrainte de cisaillement maximale se déplace avec la fissure étant donné que l'élément associé a été retiré du calcul. Il en est de même pour la température maximale ; cette dernière reste maximale au centre de la puce semi-conductrice de puissance. Avec la propagation de la fissure dans la céramique, la contrainte de cisaillement décroît pour passer de 3,2 GPa à 2,6 GPa. Avec la rupture des matériaux, les contraintes se relâchent. En ce qui concerne la température maximale, étant donné que la fissure n'est pas positionnée directement sous la source de chaleur ; l'impact est faible pour la thermique et donc la température ne croit que de 0,5 K (°C).

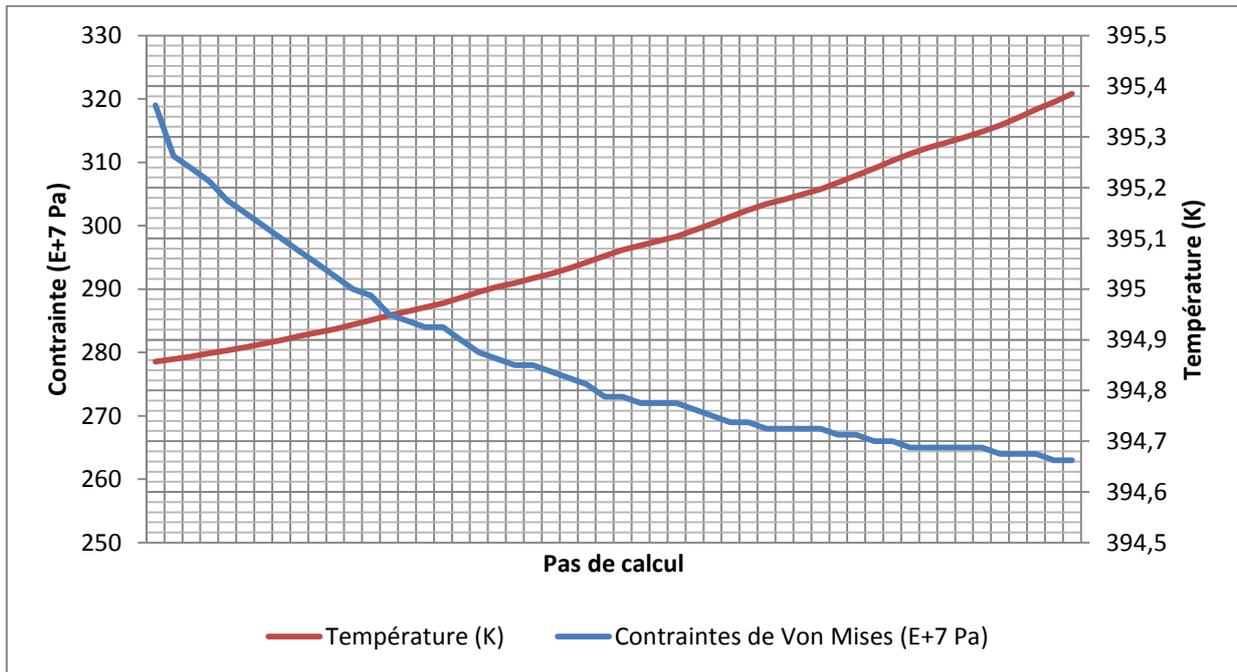


Figure II:93 Variation de la contrainte et de la température en fonction de la propagation de fissure dans la céramique

2.4.2. Propagation de fissure par rapport à un critère de densité d'énergie de déformation

Si on considère une DED critique comme un critère d'initiation de fissure, la DED maximale calculée apparaît dans le coin du joint fritté (Figure II:94); c'est à cet endroit effectivement que les fissures apparaissent en général. A cet endroit, la concentration des contraintes est maximale. Dans l'exemple qui suit, à chaque pas de calcul le niveau maximal de la DED est calculé. Le nœud et l'élément associé, dans lequel cette DED maximale est atteinte, est identifié. Il est « tué » dans le pas de calcul qui suit afin de simuler le phénomène de propagation de fissure dans le joint.

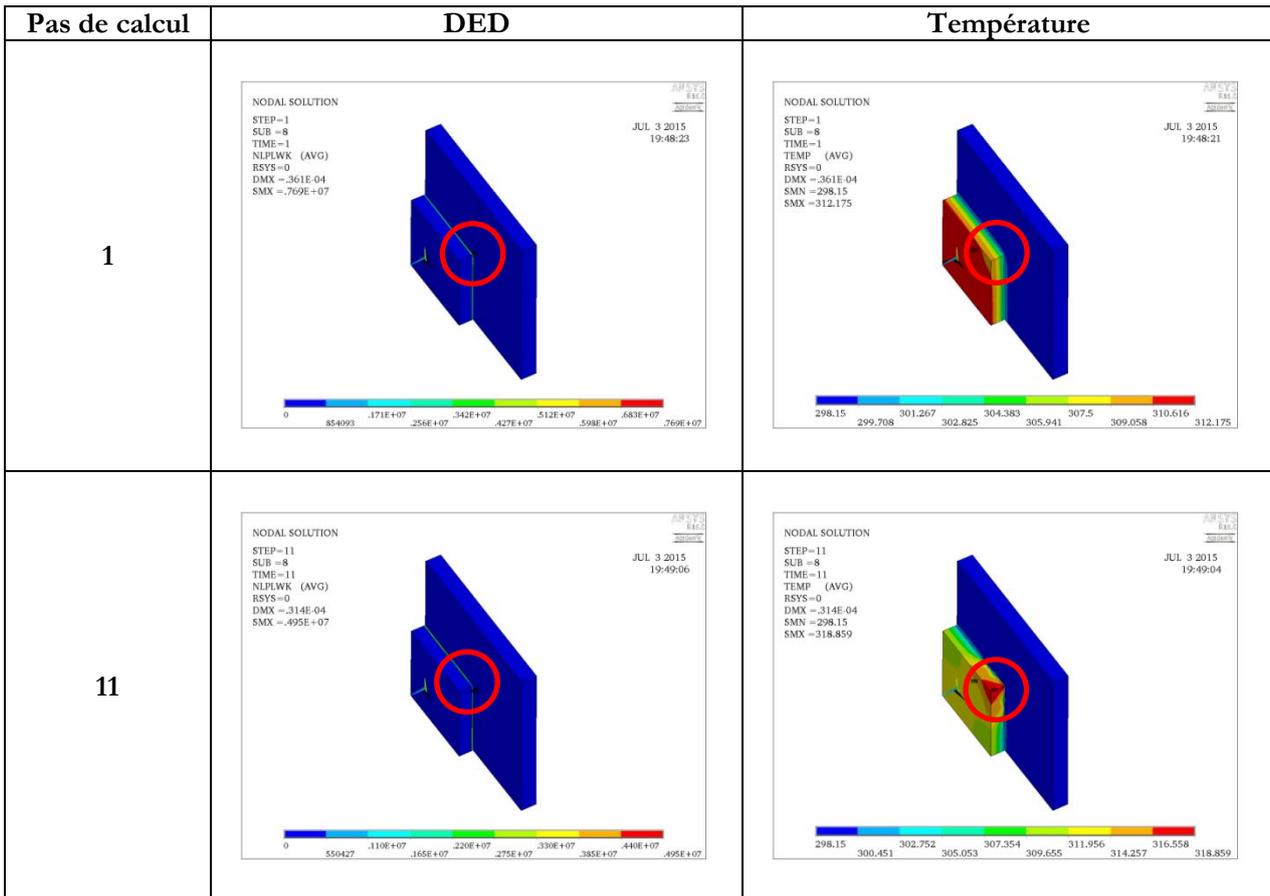


Figure II:94 Impact de la fissure dans le joint d'argent fritté sur la DED et la température maximale

A chaque pas de calcul, la valeur de la DED maximale a été sauvegardée afin de tracer la courbe de la figure ii:95. L'emplacement de la DED maximale se déplace ainsi avec la fissure vue que l'élément associé a été retiré du calcul. Il en est de même pour la température maximale ; cette dernière est maximale au centre de la puce semi-conductrice de puissance. Avec la propagation de la fissure dans le joint, la DED décroît pour passer de 8 MJ/m^3 à 5 MJ/m^3 . En effet, avec la rupture des matériaux, l'élément emmagasinant le maximum de DED est retiré. En ce qui concerne la température maximale, étant donné que la fissure est positionnée directement sous la source de chaleur ; la température maximale passe du centre de la puce vers l'extrémité au-dessus de l'emplacement de la fissure (Figure II:94). En effet, la fissure constitue un frein à la dissipation thermique ; la température maximale croît ainsi de $7 \text{ K (}^\circ\text{C)}$.

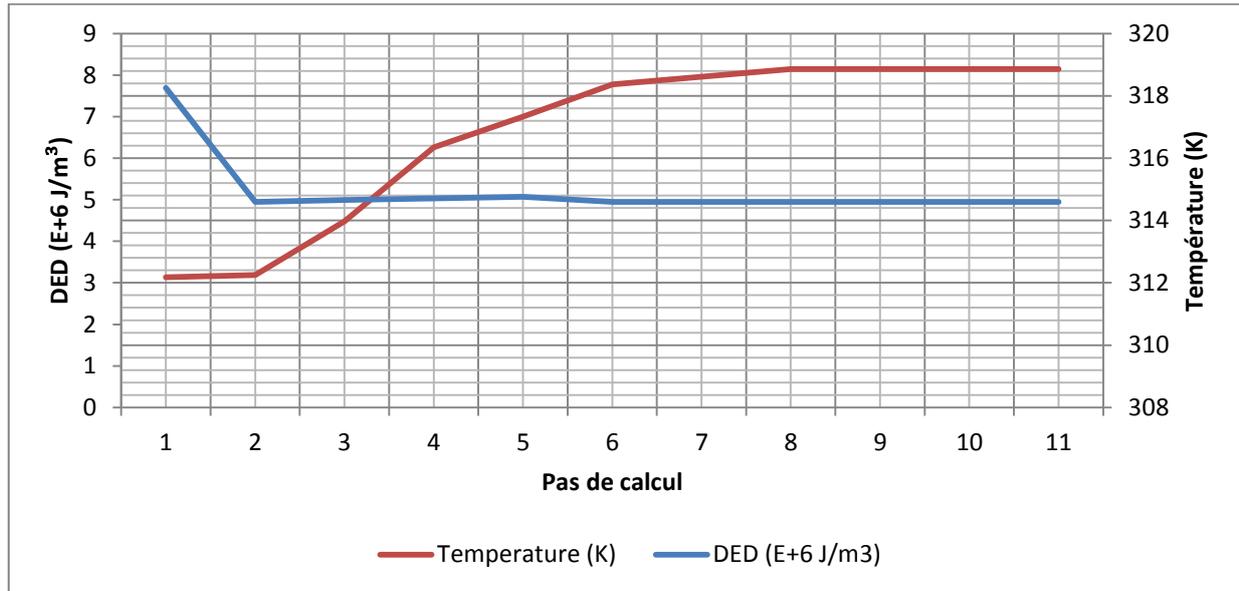


Figure II:95 Variation de la DED et de la température en fonction de la propagation de fissure dans le joint d'argent fritté

Cette stratégie de propagation de fissure est critiquable en raison du retrait des éléments de maillage, comparée à d'autres solutions qui consistent à écarter les éléments entre eux au fur et à mesure que la fissure se propage. En revanche, cette solution est plus simple et plus efficace car elle nécessite de connaître un critère limite d'initiation de fissure. Les autres méthodes stipulent de connaître le chemin de la fissure, en plaçant de part et d'autre de la fissure des éléments de contact. Au fur et à mesure du calcul, le contact est retiré élargissant ainsi le chemin devant la fissure. Ces mêmes méthodes nécessitent de réexécuter le maillage avant chaque pas de calcul. La simplicité de la stratégie développée dans cette partie devient un avantage par rapport aux autres méthodes, surtout lors de l'utilisation du modèle de propagation de fissure dans le modèle multiphysique en cosimulation. Ce modèle va permettre d'évaluer le comportement thermo-mécanique lors d'un emballement thermique dans le composant suite à la propagation de fissure.

2.5. Conclusion

Dans ce chapitre, les différentes études et modélisations numériques se focalisaient sur l'assemblage de puissance. Dans un premier temps, la géométrie étudiée a été présentée; la majorité des études menées ont été effectuées avec cette géométrie. Deux différents types de profil de mission ont été privilégiés ; le profil de mission de l'application nacelle et celui de l'application système de freinage. Selon le profil de mission envisagé, les contraintes thermo-mécaniques ne sont pas les mêmes. Pour pouvoir qualifier les technologies choisies dans l'assemblage de puissance par rapport à ces profils de mission en environnement sévère, des essais de cyclage thermique en vieillissement accéléré ont été définis. Parmi les différents modes de vieillissement accéléré, une comparaison a été faite sur la sévérité du cyclage thermique en VRT et le cyclage thermique en choc. Les modes de défaillances rencontrés lors de ces deux modes de vieillissement ne sont pas les mêmes, à cause de la sévérité de la pente de variation thermique. Le cyclage en VRT semble mettre en avance des modes de défaillances similaires à ceux apparaissant lors du fonctionnement en conditions réelles de l'assemblage de puissance dans un profil de mission. Afin de réduire la durée du vieillissement accéléré, les durées d'un cycle de VRT sont proposées : une pente avoisinant les 15 °C/min et des paliers à température constante d'une durée de 10 min. Grâce à ces profils de missions et de vieillissement accélérés, la durée de vie est définie. Le nombre de cycles de vieillissement

accélération à franchir par le module de puissance pour garantir un fonctionnement pendant une durée de vie donnée est déterminé ; permettant ainsi au concepteur du module de puissance de dimensionner les cycles de vieillissement accéléré, afin de faciliter la qualification de son produit et de garantir à son client le bon fonctionnement de son produit pendant la période souhaitée.

Après la définition de l'environnement de fonctionnement et le cadre de qualification des modules de puissance pour une durée de vie souhaitée, on se focalise sur les matériaux composant l'assemblage de puissance. Dans certains produits, les substrats de l'assemblage présentent des finitions Ni/Au ; des investigations ont été menées pour identifier l'impact de ces finitions sur les comportements thermo-mécaniques de l'assemblage. On en conclut que ces finitions doivent être prises en compte dans une modélisation complète dès que leurs épaisseurs dépassent les 10 μm .

Toujours dans les aspects matériaux, des études ont été faites sur l'influence de la porosité du joint d'argent fritté. Cette porosité a des impacts autant sur le comportement thermique que sur le comportement mécanique. Les propriétés thermo-mécaniques décroissent selon une loi de puissance. Mais, cette porosité a également un impact sur le comportement viscoplastique du joint et donc sur sa capacité à emmagasiner de l'énergie, lors du vieillissement. Plus il y a de pores dans le joint, moins le joint sera capable d'accumuler de l'énergie ; la durée de vie du joint en est d'autant plus réduite. Expérimentalement, afin de déterminer les paramètres du modèle viscoplastique, permettant de calculer la DED, des précisions sont à amener sur certains de ces paramètres dont l'impact est important. Ces paramètres sont à évaluer également lors du vieillissement car il est noté que, lors du vieillissement, les propriétés thermo-mécaniques des matériaux changent, notamment pour l'argent fritté. De ce fait, un modèle numérique prenant en compte cette variation de propriétés des matériaux avec le vieillissement a été proposé. Les propriétés des matériaux évoluent avec le vieillissement, de même que la DED, une nouvelle formulation de la détermination de durée de vie est proposée.

Dans une seconde partie, des études et des modèles de substrats ont été étudiés ; ces substrats rencontrent des défauts de flexion et de courbure apparus suite à un vieillissement. Afin de réduire, voire éliminer, ces courbures, des améliorations sont proposées :

- Lors de la conception du substrat, il est possible d'utiliser une métallisation en CMC au lieu d'une métallisation en cuivre afin de réduire l'écart de CDT entre la céramique et les métallisations du substrat.
- Avec un substrat à métallisation cuivre, il est possible d'optimiser la gravure des pistes sur le substrat, l'écart doit être minimal entre elles sans dépasser 1 mm d'écart, suite aux recommandations du fournisseur, liées au processus de fabrication des substrats. La quantité de cuivre de part et d'autre de la céramique doit être équilibrée.
- Si on ne peut choisir la gravure des pistes, la troisième solution consiste à placer des « dimples » sur les extrémités des métallisations, dans les emplacements où les contraintes mécaniques sont les plus importantes. Ce placement de dimples doit être judicieux, car il ne faut pas se placer trop près de la puce semi-conductrice afin de ne pas dégrader la dissipation thermique, une marge de quelques millimètres est suffisante pour garantir une dissipation thermique optimale. Sinon, le risque est de faire apparaître un mode de défaillance en essayant d'en éliminer un autre : un emballement thermique peut apparaître en essayant de remédier au problème de flexion des substrats.

En dernière partie, un modèle de simulation de défaillance a été développé. Une stratégie de propagation de fissure, défaillance apparaissant fréquemment dans les joints après vieillissement, est proposée. Cette

fissure est déclenchée par rapport à une condition de DED ou de contrainte critique ; selon la condition critique, la fissure apparaît soit dans la céramique du substrat, soit dans le joint d'argent fritté. Cette apparition de fissure induit une dégradation de la tenue mécanique et de la dissipation thermique surtout, lorsqu'elle est située dans le joint d'argent fritté, sous la source de chaleur.

Dans le chapitre qui suit, on s'intéressera au développement d'un modèle multiphysique, électro-thermo-mécanique. Le développement de ce modèle se base sur les stratégies de cosimulations multi-logicielles. Ce modèle multi-physique va intégrer le modèle de propagation de fissure afin de modéliser les phénomènes d'emballement thermique par exemple.

Chapitre III : Cosimulation multiphysique électro-thermo-mécanique

Dans ce chapitre, une solution et une plateforme de cosimulation sont proposées pour développer un modèle électro-thermo-mécanique de l'assemblage de puissance étudié dans le chapitre II. Cette solution de cosimulation est appliquée sur deux exemples afin de la valider et d'évaluer le comportement du modèle lorsqu'on fait intervenir plusieurs physiques en même temps. Cette solution présente des avantages et des inconvénients qui seront présentés également dans ce chapitre, tout en comparant les résultats de cosimulation aux résultats de simulation obtenus précédemment dans des modèles limités à une ou deux physiques. In fine, grâce à la cosimulation, nous étudierons l'impact des physiques entre elles.

3.1. Introduction : Multi-physiques et disponibilité des plateformes

Dans le cadre de l'intégration des systèmes/équipements électriques embarqués dans les environnements sévères pour applications aéronautiques et aérospatiales, ces systèmes/équipements doivent être sûrs, de faibles coûts et placés à proximité des actionneurs pour agir en temps réel. En effet, c'est dans cet environnement qu'ils doivent interagir, en recueillant des informations par le biais des capteurs, et d'agir aux moyens d'actionneurs. Afin de réduire les coûts de conception de ces systèmes/équipements on pourrait penser, entre autre, à:

- L'utilisation des composants à faible coût (gamme industrielle), ce qui est rarement permis dans l'industrie aéronautique en raison des contraintes de sûreté et de sécurité.
- La réduction du nombre de maquettes et de prototypes durant le développement en prenant en considération tous les aspects physiques dès les phases d'étude et de conception.

La deuxième option est celle régulièrement retenue. En effet, les phases d'étude et de conception font appel à la modélisation qui occupe de plus en plus d'espace dans l'ingénierie aéronautique. La modélisation fait intervenir les disciplines multiphysiques de l'ingénierie comme : la mécanique, la thermique, l'électronique, l'automatique, etc. La simulation multiphysique permet ainsi d'aboutir à une estimation comportementale plus rigoureuse des systèmes/équipements sous différents aspects en avance de phase.

On distingue deux démarches de modélisation d'un système/équipement (figure iii:1):

- La **démarche usuelle** ou traditionnelle, dans laquelle les aspects physiques sont modélisés en **parallèle** sous des plateformes dédiées tels que Matlab/Simulink (contrôle/commande), Psim/Saber/Psipce (électronique), CATIA (mécanique) et Epsilon-R3D (thermique). En fin de conception, l'intégration est plus complexe et prend plus de temps, souvent à cause de la non-compatibilité des plateformes.
- La **démarche multiphysique**, dans laquelle les aspects physiques sont modélisés en parallèle, soit sous des plateformes dédiées interfacées entre elles via des interfaces logicielles codées en langage C ou python, soit sous une plateforme commune multiphysique, comme le logiciel ANSYS. Les aspects physiques étant fixés en amont de la conception, la modélisation permet de faciliter l'intégration en aval et donc de gagner du temps.

De ce fait, on fait appel à la notion multi-physique du moment où les modélisations limitées à une seule physique ne suffisent plus. Afin de se rapprocher au plus près de l'environnement de fonctionnement réel du système/équipement, il est nécessaire de coupler différents solveurs pour étudier, par exemple, les effets de la température ou des vibrations sur une structure sous charge. On exploite alors plusieurs physiques pour mettre en pratique la simulation multiphysique.

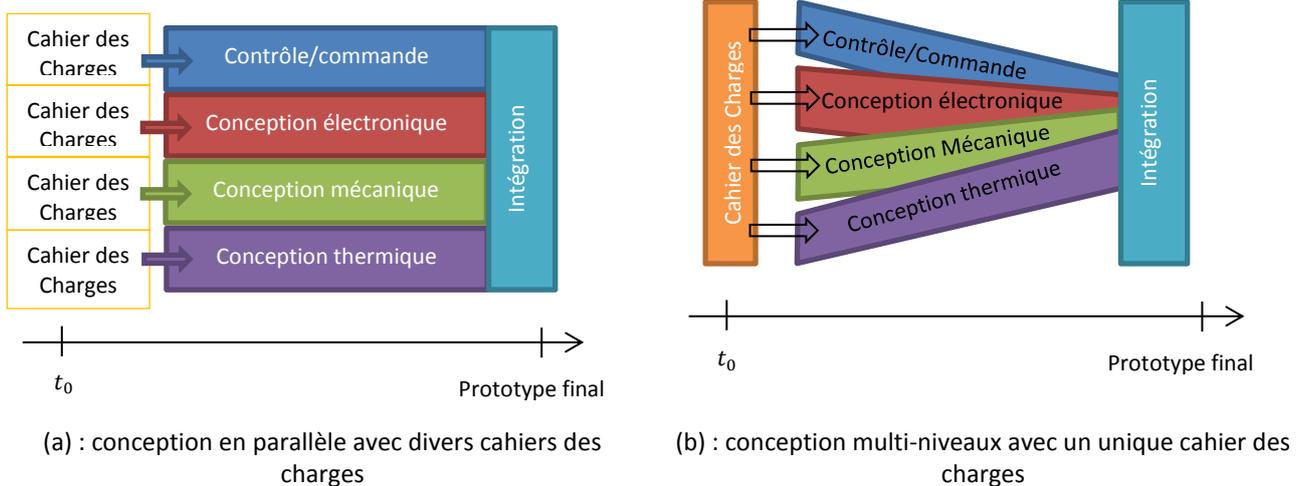


Figure III:1 Démarches de conception et d'intégration avec échange entre les différents métiers

Toutefois, la simulation multiphysique présente des inconvénients et des limitations que ce soit pour l'interfaçage de différentes plateformes ou pour la modélisation sous une plateforme unique. Ceci peut conduire à une détection tardive des erreurs et donc à un retard d'intégration et des coûts supplémentaires. Pour pallier ces inconvénients, les recherches actuelles se concentrent sur l'amélioration de l'interfaçage des plateformes entre elles. Une des pistes développée utilise un « bus software » permettant les échanges de données d'entrée et de sortie entre les différentes plateformes. On cite plusieurs plateformes logicielles de ce type de modélisation :

- HyperWorks d'Altair ; domaines : thermique, mécanique,
- SimXpert de MSC ; domaines : thermique, mécanique.
- Multiphysics d'Ansys ; domaines : électrique, thermique, magnétique, mécanique, écoulement fluide, piézoélectrique,
- Comsol Multiphysics ; domaines : électrique, mécanique, écoulement fluide, chimique,
- Abaqus de Dassault Systèmes ; domaines : Acoustique, thermique, mécanique, écoulement fluide, électrique, piézoélectrique.

Parmi ces logiciels, rares sont ceux qui permettent d'assurer une telle conception à plusieurs niveaux de physiques. En général, deux ou trois physiques sont couplées entre elles au maximum; comme par exemple le couplage thermique-mécanique-fluidique avec Abaqus, ou thermo-mécanique avec ANSYS. De ce fait, on s'intéresse à des plateformes de co-simulation permettant de réaliser une telle conception.

La cosimulation, par définition, est une démarche de simulation multiphysique, qui permet aux composants individuels se trouvant dans des environnements logiciels différents de fonctionner simultanément et d'échanger des informations de manière synchronisée. Le type d'informations échangées lors de la cosimulation peut par exemple concerner des conditions limites telles que les paramètres de pression, le débit, la température, le courant ou la tension. Cet échange peut se faire par un bus de cosimulation entre les logiciels, où toutes les données sont envoyées vers ce bus (figure iii:2 - (a)) ; ou bien l'échange peut se faire par des ponts « bridges » entre les différents logiciels, où les données d'entrée/sortie sont partagées entre deux logiciels à la fois (figure iii:2 - (b)).

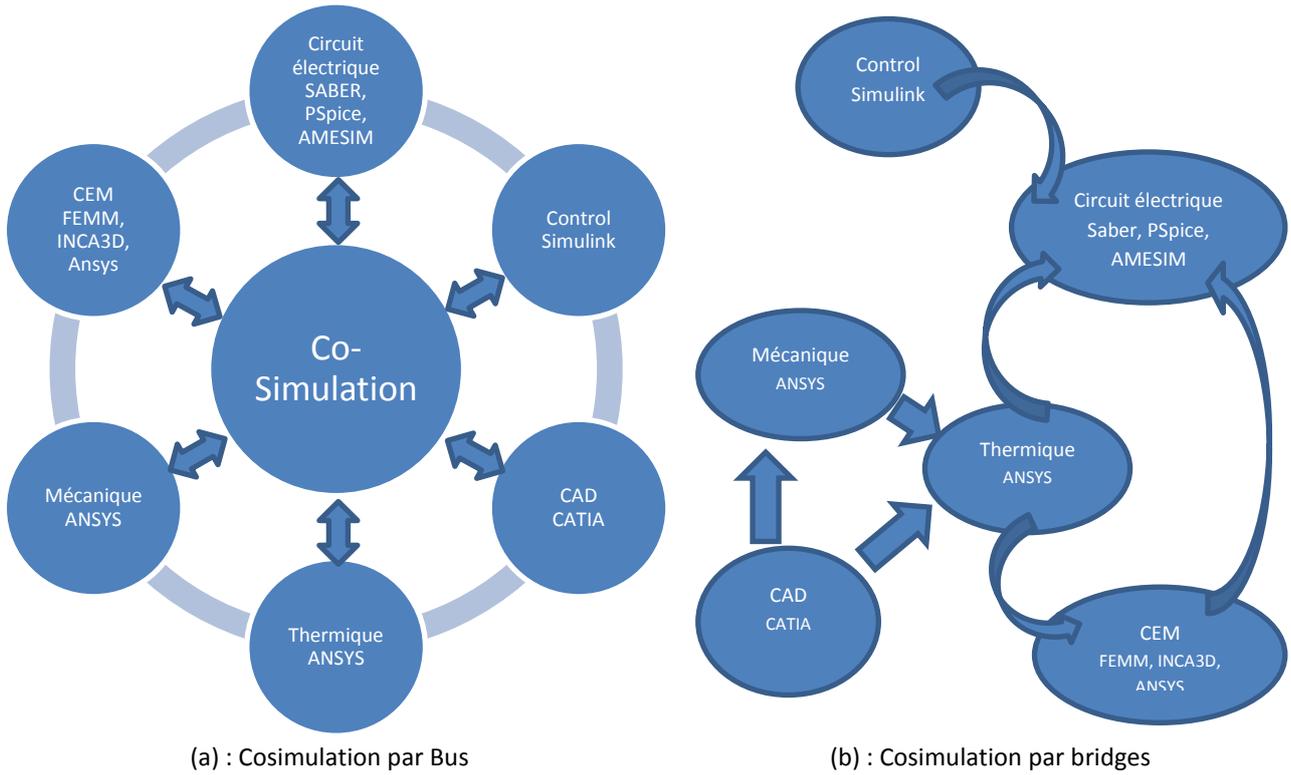


Figure III:2 Deux types de cosimulation ; par bus et par bridges

Afin de pouvoir se rapprocher de notre cas d'étude de fiabilité d'un module de puissance, la plateforme qui nous intéresse est une plateforme ouverte de cosimulation multiphysique qui doit nous permettre de concevoir et d'optimiser des systèmes d'électronique de puissance. La conception est à la fois électrique, thermique et mécanique car on a pu voir dans le chapitre précédent que la conception ne peut pas être seulement mécanique ou seulement thermique dans le cas du substrat. Ainsi, il faut effectuer une conception des modules de puissance qui garantit un optimum entre ces trois physiques. De plus, dans la plupart des cas, la modélisation du module de puissance intégrant des interrupteurs commandés doit prendre en compte la partie commande et régulation du « driver » (simulation de type circuit électrique).

Dans ce chapitre, on s'intéressera donc au couplage électrique, thermique et mécanique. Une solution couplant ces trois physiques est proposée. Cette solution n'intègre pas cependant la partie CEM ni la partie régulation du « driver », une commande simple à base de MLI sera utilisée.

3.2. Apport de la cosimulation par rapport à la simulation limitée à un seul domaine de la physique

Du point de vue logiciel, la cosimulation comparée à la simulation limitée à un seul domaine de la physique devient un outil d'aide à la conception. Cet outil numérique permet ainsi d'effectuer simultanément des simulations 1D (électriques), 2D et 3D (thermiques et mécaniques). La plateforme de cosimulation permet de tirer profit des différents logiciels de modélisation, en utilisant le logiciel adapté à chaque domaine de la physique.

3.2.1. Aide à la conception

La simulation a évolué d'un outil d'analyse du mécanisme de fonctionnement des dispositifs à un outil de conception pour la recherche et la fabrication de dispositifs. La simulation 2D a aidé les sociétés telles que

Toshiba, GE, Siemens ou Philips à tirer partie des avantages technologiques de la technologie planaire [155]. Par exemple, du fait de la complexité des équations physiques, les simulations 2D ont contribué au développement précoce des IGBT dans les années 1980 [156].

En raison de l'évolution des performances des ordinateurs et des serveurs de calcul, les technologies de simulation permettront la conception et le prototypage de systèmes d'intégration sur ordinateur avec divers domaines de physiques et avec des modèles à différentes échelles. La figure iii:3 montre les progrès réalisés dans la technologie de simulation, avec une échelle de simulation tracée par rapport au nombre d'utilisateurs. L'extension de la mise en application de la simulation permettra le couplage des différents types de simulations pour la conception de l'électronique de puissance suivie du prototypage et du test virtuel pour la vérification de la conception.

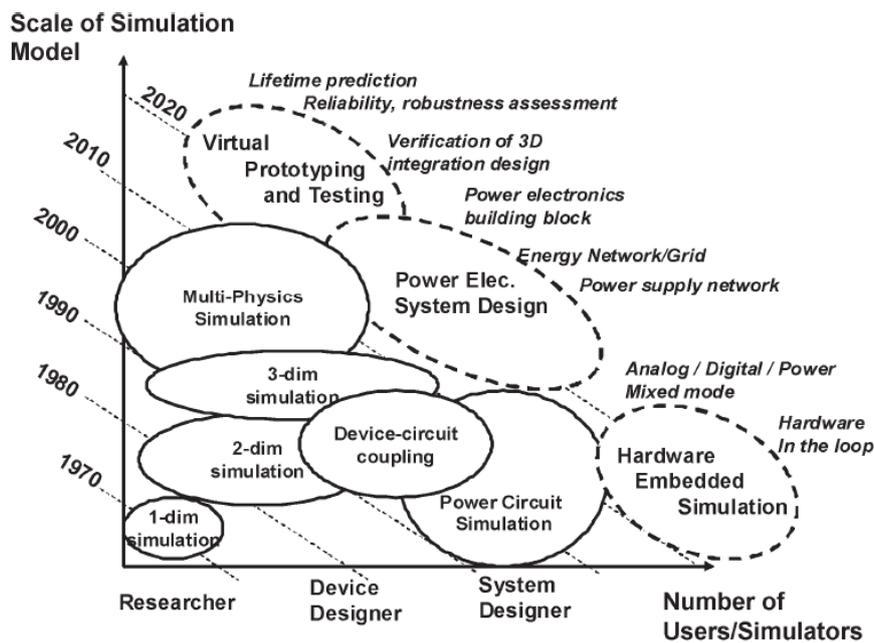


Figure III:3 Progrès de la simulation depuis les années 1970 vers les années 2020 [156]

Les solutions de simulation numérique, qui permettent de modéliser les phénomènes physiques contribuent au processus d'ingénierie des systèmes complexes. La modélisation physique sert à simuler les composants qui constituent un système, ainsi que leur environnement. La modélisation multiphysique permet de simuler les couplages entre les différents phénomènes, ce qui augmente les capacités d'optimisation.

Ces solutions de simulation multiphysique couplées aux outils de conception des composants de contrôle-commande, servent aussi bien à prédire le comportement d'un système, que ses interactions avec son environnement final.

L'approche numérique par cosimulation, lors de la conception, sert ainsi à :

- aider à la définition de l'architecture du système ;
- dimensionner les puces semi-conductrices de puissance et les assemblages de puissance ;
- optimiser la conception de la géométrie de l'assemblage ;
- concevoir les circuits de commande ;
- valider les spécifications de l'ensemble du système et de ses composants de contrôle commande ;

En plus, afin de qualifier le produit conçu, la cosimulation permet d'apporter un support aux services de qualité et de sûreté de fonctionnement, en générant automatiquement des scénarios de test.

3.2.2. Une plateforme d'échange entre plusieurs métiers

A l'instant où la cosimulation touche à une modélisation multi-physique, chaque domaine de la physique est étudié dans un logiciel approprié. De ce fait, du point de vue industriel, l'avantage de la cosimulation est de permettre la collaboration d'ingénieurs de différents métiers autour de la même plateforme. Le seul échange possible entre ces métiers sont les résultats numériques de sortie d'un modèle « A » qui sont considérés comme une entrée numérique du modèle « B ». En effet, la conception est une procédure à multi-niveaux nécessitant la coopération des trois concepteurs électriques, thermiques et mécaniques.

Dans le passé, la simulation et l'analyse constituaient le travail de quelques spécialistes hautement qualifiés. Lorsque la conception d'un produit est réalisée, elle est ensuite transmise aux spécialistes qui effectuent des analyses très complexes et suggèrent des changements sur la conception. Heureusement, avec ces nouveaux outils de cosimulation, ces solutions facilitent l'utilisation de ces plateformes. La plupart des outils d'analyse sont intuitifs à utiliser et bien intégrés dans les outils de conception. De ce fait, les concepteurs peuvent réaliser eux-mêmes les analyses. Cela n'élimine pas complètement l'implication des spécialistes, mais cela réduit de façon significative la nécessité d'envoyer leurs travaux aux spécialistes et d'attendre les résultats.

3.2.3. La cosimulation : un pas vers le prototypage virtuel

La modélisation et la simulation constituent une méthode de "prototypage virtuel", qui permet au concepteur de tester les spécifications d'un concept. Le prototypage virtuel permet aussi de réduire considérablement le flot de conception, et d'éviter le prototypage physique répété. De plus, le prototypage virtuel permet au concepteur d'avoir un retour immédiat, lui permettant ainsi de prendre les décisions relatives à la conception d'un système. Une telle approche permet l'exploration d'alternatives lors de la conception et donc l'exécution efficace du concept final. Enfin, le but essentiel du prototype virtuel est la validation d'un système avant de réaliser le prototype réel et la réduction du temps et du coût de conception.

Le prototypage virtuel est ainsi appliqué dans le choix de l'assemblage final ; il est possible d'effectuer des itérations de calcul pour différentes géométries et différents choix de matériaux, permettant ainsi de qualifier un assemblage par rapport à certains critères et pour une certaine configuration de géométrie et de matériaux. Cette méthode est applicable quand les données matériaux sont disponibles dans la base de données de la plateforme de prototypage. En plus de la limite des plateformes logicielles et matérielles de calcul, ces données vont être la seule limite de cette méthode. Cependant, certaines entreprises ont compris que la simulation et l'analyse des produits dans un logiciel au cours du processus de conception permettent de réduire le temps d'accès au marché (time-to-market).

Le prototypage virtuel allonge le temps qu'il faut pour obtenir ce premier prototype numérique, car cette méthode exige que l'équipe de conception effectue plusieurs essais numériques dans le logiciel afin de valider leur outil numérique. Cependant, le prototypage virtuel présente au moins trois avantages.

- Le premier avantage est le temps de mise sur le marché (time-to-market - TTM) du produit. Si une équipe de conception se fonde sur des prototypes physiques, elle fabrique ce prototype et puis elle l'emmène dans un laboratoire pour les tests. Ces tests permettent de mettre en général en évidence

plusieurs erreurs de conception qui nécessitent une reconduction vers le processus de conception. Ce processus conception/test/re-conception peut prendre plusieurs semaines par itération, retarde en général le calendrier de développement.

- Le deuxième avantage est la qualité de la conception (Quality by Design - QbD). Construire et tester un prototype peut laisser passer quelques erreurs de conception qui provoquent des problèmes de fiabilité à long terme. Ces problèmes ne peuvent pas être matérialisés dans des chambres d'essai car on ne pourra jamais réaliser un test identique au fonctionnement réel en une application réelle dans un profil de mission. C'est quand un défaut est mis en évidence lors de l'utilisation d'un produit qu'il occasionne des coûts de garantie et de rappels. Un exemple de défaut apparent sur un produit après sa livraison est le défaut de microfissures sur les ailes de l'Airbus A380, qui a obligé Airbus à ordonner aux compagnies aériennes utilisant l'A380 d'effectuer des inspections renforcées sur les ailes plus tôt que prévu. Ces problèmes n'étaient pas détectés expérimentalement, mais il aurait été tout à fait possible de le détecter numériquement en soumettant la maquette numérique à toutes les configurations de vols. Ce problème a coûté cher à Airbus à cause du ralentissement sur la chaîne de production mais aussi aux compagnies aériennes à cause du temps de maintenance qui n'était pas prévu.
- Le troisième avantage est un produit plus compétitif. Si une équipe de conception peut rapidement créer une conception et la tester virtuellement, ils ont la possibilité de l'expérimenter avec de nombreux scénaris "what-if" (Qu'est-ce qui se passerait si ?) et de développer un produit qui est fonctionnel et performant. Se limiter à l'expérimentation physique est consommatrice de temps et probablement réduit le nombre de tests qu'ils effectuent.

3.3. Choix de la plateforme de cosimulation électro-thermo-mécanique

Pour les composantes thermiques et mécaniques, le choix s'est naturellement porté sur ANSYS étant donné que cette plateforme a été utilisée et maîtrisée pour les travaux du chapitre II. Afin d'ajouter la composante électrique, le choix se fait principalement entre SIMPLORER® d'ANSYS® et Saber® de SYNOPSIS®. Afin de pouvoir faire le choix entre une plateforme commune multiphysique d'ANSYS® (Simplorer et Ansys Mechanical) et une plateforme dédiée interfacée entre ANSYS (Ansys Mechanical) et Saber, il est naturel d'évaluer la solution de la plateforme commune d'ANSYS® en premier car elle paraît la plus rapide.

Dans le but de réaliser une telle comparaison, une stratégie de couplage est proposée en figure iii:4. Un modèle d'un circuit électrique (hacheur, convertisseur, etc.) est développé, en intégrant la fonction du composant électrique semi-conducteur de puissance (IGBT, JFET, diode, etc.). Le modèle thermique et mécanique 3D sont développés avec ANSYS Mechanical comme indiqué précédemment. Dans le modèle électrique, les pertes électriques de la puce semi-conductrice de puissance sont calculées. Ces pertes électriques sont envoyées par la suite vers le modèle thermique afin d'évaluer l'élévation de la température de l'assemblage par auto-échauffement de la puce suite à ces pertes électriques. Ensuite, suite aux variations de la température, les contraintes mécaniques sont calculées dans l'assemblage. Ces contraintes ont parfois un impact sur la variation de la géométrie induite par les déformations et les propagations de fissures. La température est ensuite recalculée dans le modèle thermique car la résistance thermique de l'assemblage évolue à cause de ces déformations mécaniques.

En parallèle, les paramètres du modèle électrique sont évalués après la variation thermique car on considère que le modèle électrique intègre une dépendance de la température sur les paramètres électrique de la puce.

Pour alimenter ces modèles, on intègre des données extérieures comme les données matériaux pour les aspects thermiques et mécaniques, ainsi que des données relatives aux profils de mission. Elles fixent par exemple, les températures de l'environnement extérieur de fonctionnement, ou les profils de courant et de tension des sources génératrices dans le modèle électrique.

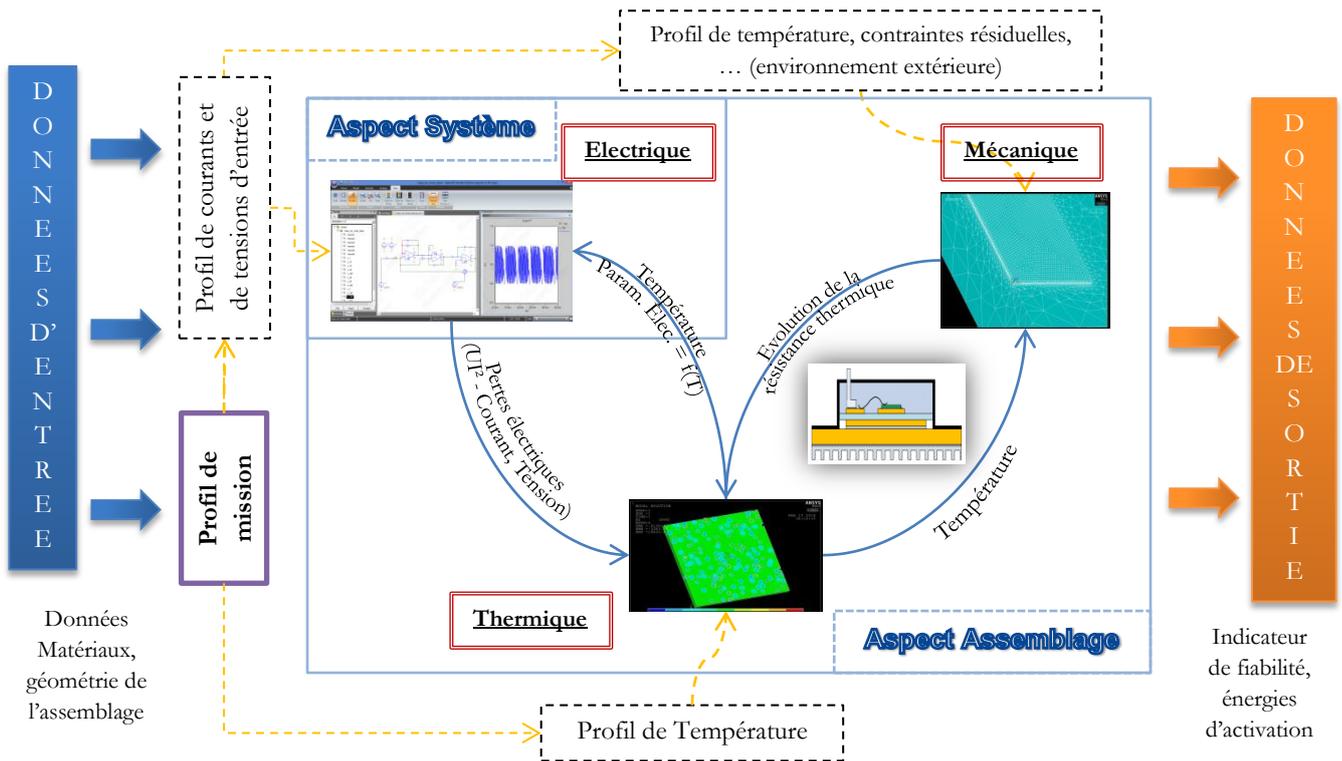


Figure III:4 Méthodologie de la cosimulation électro-thermo-mécanique

Afin de tester cette stratégie de cosimulation avec la plateforme ANSYS (Simplorer et ANSYS Mechanical), un modèle électrique d'un bras d'onduleur est développé. Dans la figure iii:5, dans l'interface Workbench d'ANSYS, on note l'existence de quatre blocs (A-B-C-D) ; Le bloc « A » contient les données matériaux, le bloc « B » contient le modèle électrique dans Simplorer, le bloc « C » contient le modèle thermique et le bloc « D » contient le modèle mécanique. La seule liaison existante entre Simplorer et les autres modèles (thermique et mécanique) d'ANSYS est la liaison de configuration des paramètres d'entrée/sortie de chaque modèle (Parameter Sets).

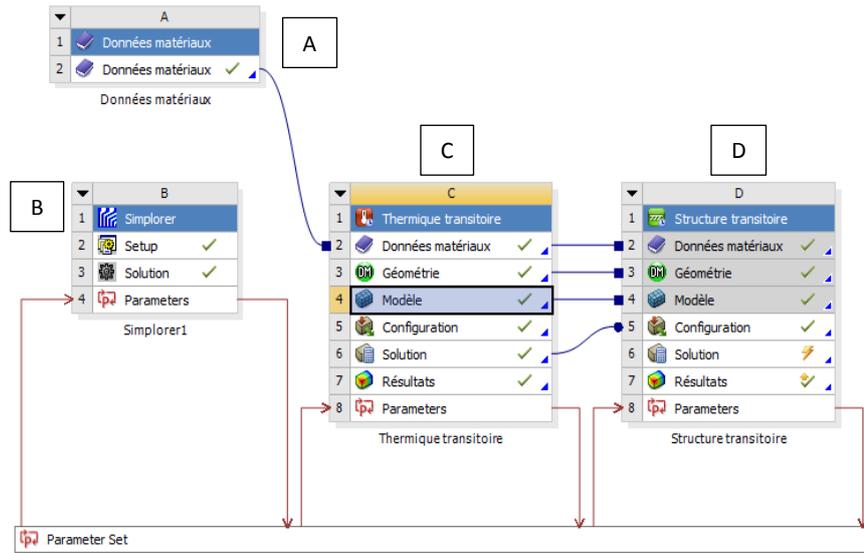


Figure III:5 Liaison entre Simplorer (Bloc B) et ANSYS Mechanical (modèle thermique) (Bloc C & D) dans Workbench

Afin de mieux comprendre le fonctionnement, le circuit électronique du modèle électrique dans Simplorer est présenté en figure iii:6. Il s'agit du modèle d'un bras d'onduleur composé de deux transistors IGBT avec leurs commandes de grille respectives. La charge utilisée dans ce cas est une charge RC (1000 Ω / 1nF), avec une source de tension de 80 V. Afin d'évaluer l'aspect de cosimulation, les puissances WM1 et WM2 sont mesurées respectivement aux bornes du transistor 1 et transistor 2, grâce à un outil de mesure de puissance inclus dans Simplorer. Ces deux puissances WM1 et WM2 sont conservées dans la liaison paramétrique d'ANSYS.

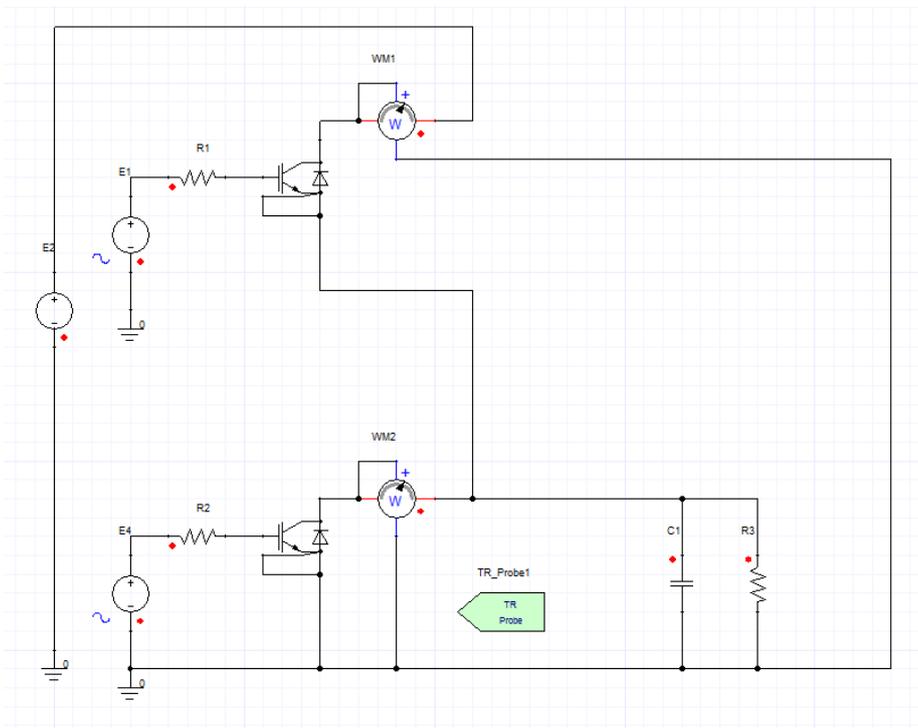


Figure III:6 Modèle électrique d'un bras d'onduleur dans Simplorer

Les valeurs de WM1 et WM2 sont deux constantes, correspondantes aux deux dernières puissances calculées dans ANSYS. Plus précisément, dans l'interface de la liaison paramétrique (Figure III:7), seules les puissances moyennes WM1 et WM2 sont sauvegardées ($P2 = \text{avgabs}(WM1.P)$ et $P4 = \text{avgabs}(WM2.P)$). Les

valeurs de ces deux paramètres sont converties en puissances volumiques en W/m^3 , dans laquelle la puissance est divisée par le volume de la puce semi-conductrice de puissance (ici $2,4 \times 10^{-9} m^3$ – paramètre P37), afin de pouvoir l’injecter dans le modèle thermique d’ANSYS. La résistance de grille des transistors est fixée à 100Ω .

	A	B	C	D
1	ID	Parameter Name	Value	Unit
2	Input Parameters			
3	Simplorer1 (B1)			
4	P1	Rgate	100	
5	Thermique transitoire (C1)			
6	P30	eppuce	0,4	
7	P40	Source de chaleur interne Intensité	4,2314E+09	$W m^{-3}$
*	New input parameter	New name	New expression	
9	Output Parameters			
10	Simplorer1 (B1)			
11	P2	avgabs(WM1.P)	8,6291E+10	
12	P4	avgabs(WM2.P)	4,2314E+09	
13	Thermique transitoire (C1)			
14	P37	Die Volume	2,4E-09	m^3
15	P39	Output Parameter	4,1666E+08	m^{-3}

Figure III:7 Sauvergarde des données paramétriques ANSYS/Simplorer

Pour le modèle thermique, le modèle d’un TO254, représenté dans la figure iii:8, est modélisé. Il s’agit d’un assemblage de puce SiC sur substrat AMB-Si₃N₄ dans un boîtier TO254, avec des attaches en argent fritté et un fil de bonding en aluminium.

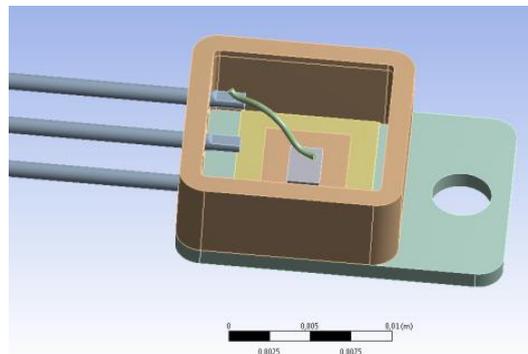


Figure III:8 Assemblage 3D d’un TO254 pour le modèle thermique

Afin de réaliser cette étude thermique, la puissance volumique moyenne de WM2 est injectée dans le volume de la puce semi-conductrice de puissance ($P4 = P40 = 4,231 \times 10^9 W.m^{-3}$, dans la figure iii:7), soit une puissance de 10 W. Le temps de la simulation a été fixé à une seconde afin de visualiser la variation de la température sur cette courte durée. Pendant 1 s, la température maximale atteint la valeur de 49,7 °C.

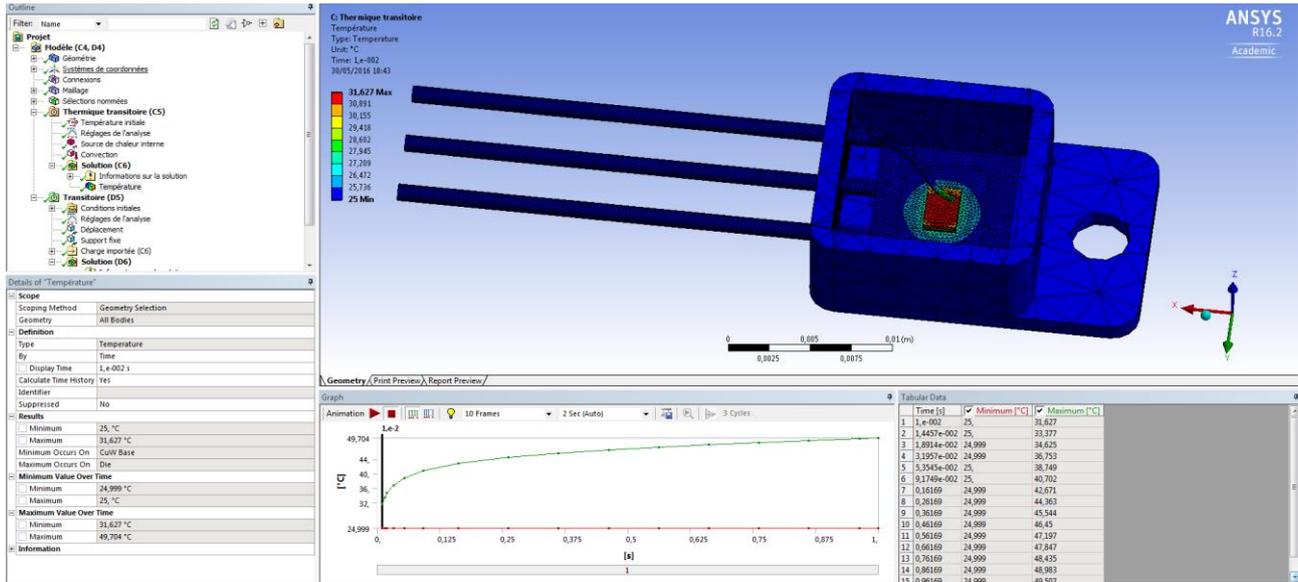


Figure III:9 Résultat thermique de l'assemblage 3D du TO254

Malheureusement, la température obtenue ne peut pas être communiquée au modèle électrique de Simplorer pour mettre à jour les données électriques thermosensibles. En plus, il faut noter également que la puissance injectée dans le modèle thermique est la dernière puissance calculée à l'instant final par le modèle électrique ; il n'y a pas de cosimulation à proprement parler. La solution correspond finalement à une simulation par bridge unidirectionnel (figure iii:2 - (b)).

En effet, d'après la figure iii:10 issu d'une documentation technique d'Ansys [157], on note que la cosimulation n'existe pas réellement entre Simplorer et ANSYS Mechanical, une des solutions proposée est la réduction de modèle mécanique pour qu'il soit utilisé dans Simplorer (MOR4ANSYS - [158] [159] [160]). Pour le modèle thermique, il a fallu passer par le logiciel Icepack d'ANSYS en effectuant une réduction de modèle pour qu'il soit utilisé dans Simplorer. L'inconvénient de cette solution est que la réduction de modèle n'est applicable que sur les modèles dynamiques linéaires. La réduction des modèles non-linéaires reste aujourd'hui un défi à réaliser. En plus, dans Simplorer, il n'est possible d'utiliser qu'un seul modèle réduit. Finalement, si le modèle est réduit, il y a une perte de précision de calcul.

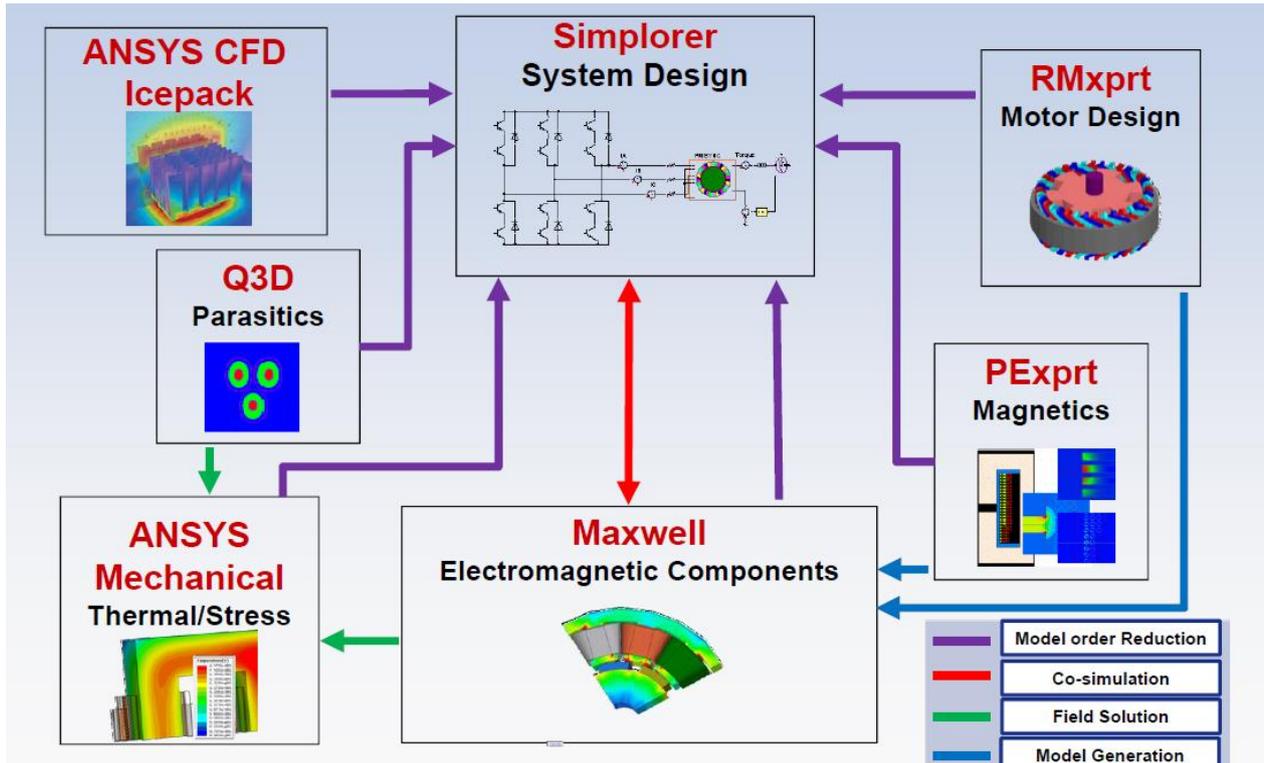


Figure III:10 Nature de l'échange entre les différents logiciels de la plateforme ANSYS [157]

De ce fait, Simplorer ne répond pas complètement au besoin pour le développement du modèle multiphysique électro-thermo-mécanique. Le choix se tourne donc vers le logiciel Saber pour le développement du modèle électrique. L'avantage de cette plateforme est qu'elle est utilisée par les avionneurs et leurs fournisseurs (Exemple d'Airbus et Safran) pour la conception de leurs circuits électriques embarqués à bord des aéronefs. En effet, il existe une bibliothèque de circuits et de composants qui est mise au point dans ce logiciel depuis une décennie. Si un autre logiciel électrique doit être utilisé, l'ensemble des circuits et des composants développés avec Saber devrait être réintégré dans la bibliothèque du nouveau logiciel.

Finalement, pour permettre la cosimulation entre Simplorer et ANSYS Mechanical, il est nécessaire de développer une passerelle, réalisable en langage Python, C++ et APDL. Il est possible d'envisager également d'ajouter le couplage Simplorer / ANSYS Mechanical en ACT (ANSYS Application Customization Toolkit). En effet, à moyen terme, ANSYS envisage de développer cette solution pour les prochaines versions de leur plateforme.

3.4. Développement de la passerelle de cosimulation

On s'intéresse dans cette partie au développement d'une cosimulation par bus entre le modèle électrique sous Saber et les modèles thermiques et mécaniques dans ANSYS Mechanical. Au cours des dernières décennies, plusieurs plates-formes de cosimulation ont été développées. Installées sur le même serveur, certaines plates-formes peuvent s'exécuter sur des ordinateurs géographiquement séparés [161]. Parmi ces différentes plateformes, le tableau iii:1 liste les quelques logiciels qu'elles peuvent interfacer. Par exemple, ICOS pour « Independent Cosimulation » et xMOD (Multi-Model Integration & Virtual Experimentation Platform) sont spécialement utilisés pour le prototypage virtuel d'un véhicule pour la mise au point de

l'interface homme/machine. L'utilisation de CosiMate est évidente vue la disponibilité du bus de cosimulation avec Saber. En revanche, ce bus n'existe pas avec ANSYS. Durant les travaux de thèse, on a été amené à développer conjointement avec les équipes de Cosimate cette passerelle avec ANSYS, plus particulièrement ANSYS Mechanical APDL. Elle est actuellement disponible en version d'essai depuis début 2016.

ICOS	Xmod	CosiMate
<ul style="list-style-type: none"> • Matlab/Simulink • Dymola • GT-Power • Amesim • C/C++ • ASCET • Flowmaster® 	<ul style="list-style-type: none"> • Matlab®/Simulink® • GT-Suite® • Imagine.Lab AMESim® • SimulationX® • Dymola • OpenModelica • Flowmaster® • MapleSim® • C/C++ 	<ul style="list-style-type: none"> • Matlab®/Simulink® • Saber® HDL, Saber® Designer, SaberRD®, Virtualizer • Imagine.Lab AMESim®, Virtual.Lab Motion • EMTP-RV® • Adams® • Easy5® • Rhapsody® Developer C++ Edition • Kuli • Dymola • OpenModelica • Modelsim® SE • GT-Suite® • Inventor® Dynamic Simulation • PSIM® • CarSim • NX I-deas TMG • FMI for Cosimulation and Model-exchange • Visual C/C++ • C/C++ (gcc) • Java

Tableau III:1 Différentes plateformes de cosimulation et leurs outils supportés

Les détails de ce développement sont présentés ci-après. Si on se réfère à la figure iii:4, les trois modèles sont simulés en même temps; d'un côté les modèles électrique et thermique communiquent ensemble grâce à la passerelle de cosimulation CosiMate, et les modèles thermique et mécanique communiquent ensemble grâce à un choix d'éléments de maillage bien spécifique interne à ANSYS permettant ce couplage thermo-mécanique. Dans la figure iii:11, les modèles Saber et ANSYS (en bleu) sont connectés sur le bus de cosimulation (en orange). Les détails de chacun de ces éléments sont présentés ci-dessous.

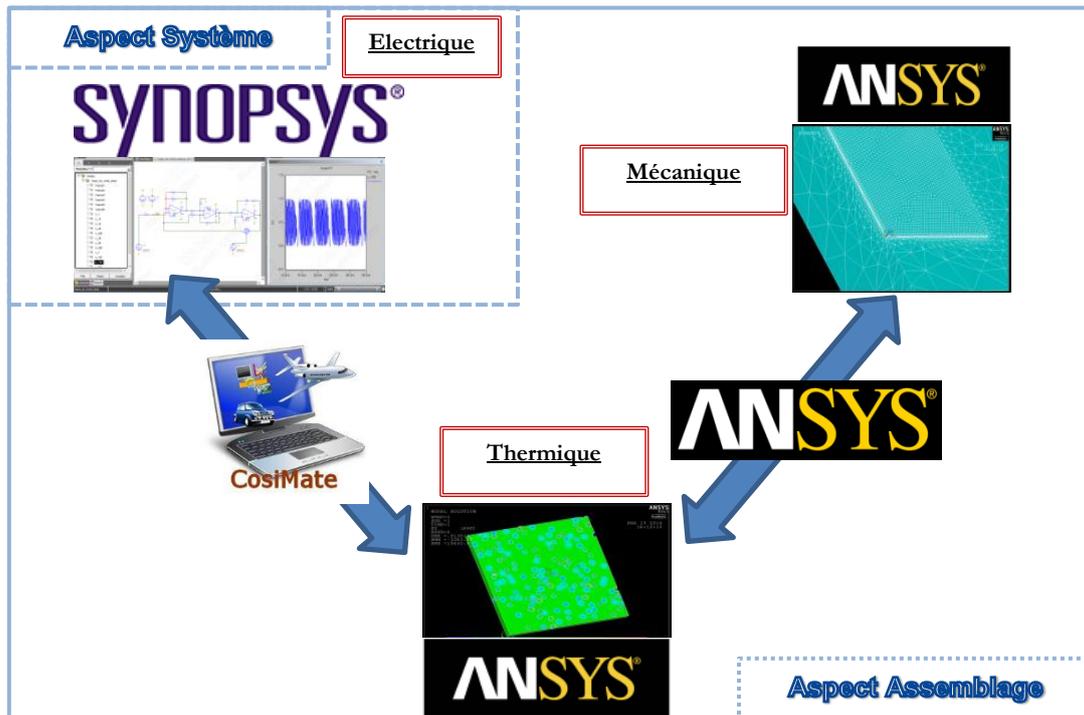


Figure III:11 Utilisation de Synopsys® Saber pour le modèle électrique, de ANSYS® pour le modèle thermo-mécanique et de CosiMate pour le couplage entre les deux logiciels

3.4.1. Couplage avec le modèle thermo-mécanique – CosiMate/ANSYS

Afin de pouvoir connecter le modèle ANSYS au bus de CosiMate, il est nécessaire d'ajouter quelques paramètres sur le code APDL du modèle ANSYS. Le choix de la programmation APDL au lieu de l'utilisation de l'interface Workbench est justifié par la plus grande facilité d'accès au calculateur d'ANSYS. De ce fait, différentes entrées (/input) sont déclarées dans le code APDL du modèle thermo-mécanique; principalement des opérations en /prep7. Chaque « /input » est un script APDL à part. Dans le tableau iii:2, on voit la correspondance entre les différentes entrées (/input) APDL et l'interface Workbench d'ANSYS; notamment les données matériaux (2), la géométrie (3), le modèle maillé (4) et la configuration du calculateur (5). Il y a possibilité d'effectuer les trois étapes (2-3-4) dans l'interface Workbench d'ANSYS, puis exporter le modèle final maillé intégrant les données matériaux pour un traitement en APDL. Le défaut d'une telle solution est l'impossibilité d'effectuer une modification sur le maillage ou les données matériaux, ceci nécessiterait une réitération de la procédure avec workbench, suivie d'une génération du modèle maillé qui sera réexporté vers APDL. C'est pourquoi une solution en script APDL uniquement a été préférée.

Les quatre paramètres « *cosimate_temp* », « *cosimate_heat* », « *cosimate_Timestep* » et « *cosimate_EndTime* » sont ajoutés au script APDL, où « *cosimate_temp* » correspond aux données de la température configurée en donnée de sortie. Le paramètre « *cosimate_heat* » correspond à la puissance à injecter dans le « *Composant_Puce* », cette dernière est une sélection nommée du volume de la puce en APDL. Le paramètre « *cosimate_EndTime* » correspond au temps de la simulation finale. Le paramètre « *cosimate_Timestep* » correspond au pas de calcul avec lequel le temps de simulation final est échantillonné. Dans le tableau iii:2, pour une simulation d'une durée de « 1 s », il y a 10 pas de calcul d'une durée chacune de 100 ms; toutes ces 100 ms, l'échange des données va avoir lieu avec le bus de cosimulation dans le but d'une synchronisation des données entre les différents modèles en cosimulation.

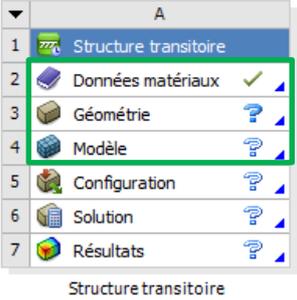
Code :	Correspondance Workbench :
<pre> cosimate_temp = ',Output, max_temp' cosimate_Heat = 'Composant_Puce, Input, hgen' cosimate_Timestep = 100ms (Initialisation du pas d'échantillonnage) cosimate_EndTime = 1s (durée) 2. /input,IngDatas,inp ← Données Matériaux 3. /input,Geometrie,inp ← Géométrie 4. /input,Mesh,inp ← Maillage de la géométrie 5. /input,SolverConfig,inp ← Configuration du calculateur ANSYS </pre>	

Tableau III:2 Adaptation du script APDL pour la cosimulation

Pour chaque paramètre d'entrée/sortie dans ANSYS, on a choisi la convention d'avoir un préfixe commun « cosimate_ » et de le définir comme suit :

$$\text{COSIMATE_} < \text{MyParName} > = < \text{Component} >, < \text{Type} >, < \text{Property} >$$

Où:

- *MyParName* est le nom du paramètre,
- *Component* est le nom de la sélection nommée, défini en ANSYS APDL par la commande **CM**. Ce champ peut être vide pour les paramètres de sortie, mais il est obligatoire de le définir pour les paramètres d'entrée.
- *Type* pour définir le paramètre en entrée : "INPUT" ou sortie : "OUTPUT".
- *Property* est la propriété thermique associée aux entrées/sorties: "TEMP", "HEAT", "HEATFLUX" ou "HGEN" pour les entrées, et "MAX_TEMP" ou "MIN_TEMP" pour les sorties.

Ce modèle en APDL est communiqué au bus de cosimulation via un connecteur d'ANSYS vers CosiMate. Ce connecteur d'ANSYS est développé en C++, avec le standard CORBA (Common Object Request Broker Architecture) pour les échanges avec ANSYS. Ce connecteur exécute le modèle APDL - ANSYS grâce à des fonctions APDL déclarées dans le connecteur ; de ce fait, ma contribution à CosiMate est dans la définition et la déclaration des fonctions APDL dans l'interface du connecteur d'ANSYS. Pour pouvoir exécuter le code APDL, le fichier principal requiert une extension « .dat » ; dans notre cas, le fichier principal contenant les 4 paramètres de CosiMate et les « /input » est nommé « Chipset_Materials.dat » du fait qu'il contient les données matériaux et la géométrie. Lorsque ce fichier est importé dans le connecteur, ce dernier détecte automatiquement les 4 paramètres « *cosimate_Heat* », « *cosimate_temp* », avec leur sens de configuration (Input/Output), le « *time step* » (100 ms) et le « *end time* » (1 s).

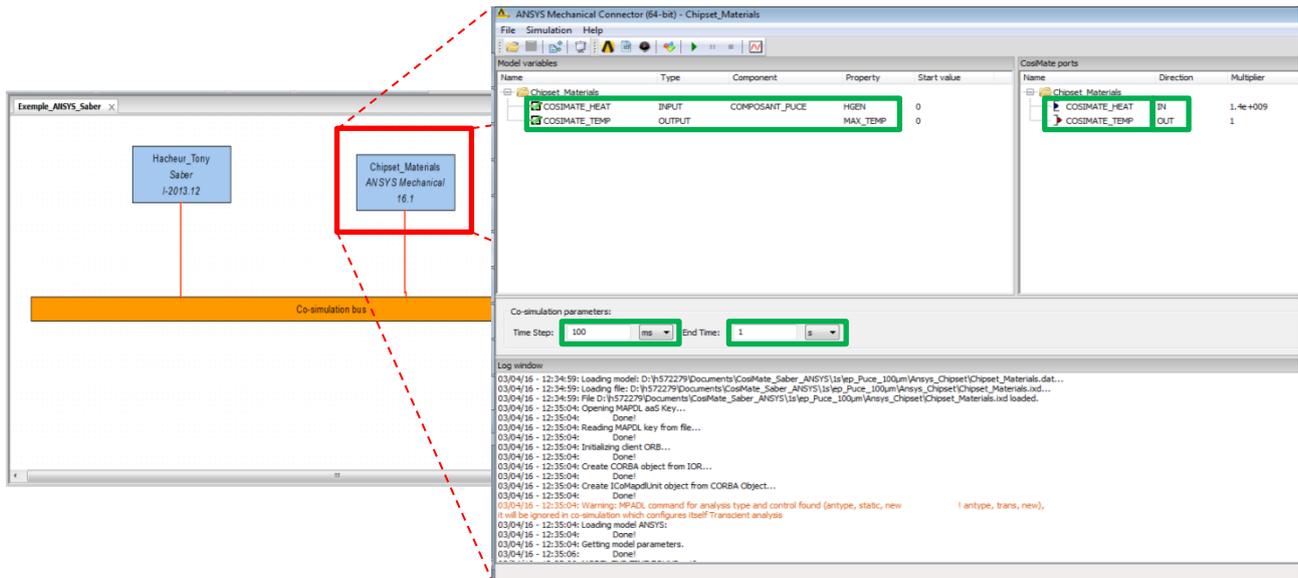


Figure III:12 Connecteur d'ANSYS avec CosiMate

Afin de développer ce connecteur, toutes les fonctions APDL en étape de solution (/solu) pour la configuration du calculateur et en étape de post-traitement (/post1) pour la recherche de la température maximale sont ajoutées au connecteur. En cas de présence de redondance entre « Chipset_Materials.dat » et le connecteur, ce sont les fonctions du connecteur qui sont exécutées en priorité car elles ont lieu après importation du « Chipset_Materials.dat » dans le connecteur.

D'après le tableau iii:3, les différentes fonctions APDL lancées par le connecteur y sont listées par leur ordre d'exécution. En premier temps, le lancement d'ANSYS est déclaré en mode « Batch » (*En français, traitement par lots*) pour un enchaînement automatique d'une suite de commandes sans intervention d'un opérateur. De plus, il y a une utilisation du module AAS (As A Server) d'ANSYS pour pouvoir accéder à son calculateur depuis CosiMate.

En second temps, l'étape « solution » d'ANSYS a lieu pour la configuration du calculateur. Dans cette étape, le type de l'analyse, la sauvegarde des résultats, le nombre des sous-étapes (1 ou 2), la puissance à injecter dans le volume de la puce et la durée du pas d'échantillonnage sont définis. A la fin de cette étape, le calcul est lancé avec les conditions limites initiales. A la fin de ce calcul, les résultats numériques sont sauvegardés.

Enfin, suite à ce calcul, le post-traitement a lieu. Lors de ce post-traitement, les données numériques sont récupérées (comme la température par exemple) et elles sont communiquées au bus de cosimulation en sauvegardant la valeur maximale au paramètre « COSIMATE_TEMP ».

Ces deux étapes de solution « /solu » et de post-traitement « /post1 » ont lieu pour chaque pas d'échantillonnage de la simulation. De ce fait, elles sont répétées jusqu'au dernier pas d'échantillonnage avant le temps final de la simulation. La différence dans l'étape de solution « /solu » est l'ajout de l'option « rest » sur le type d'analyse afin de démarrer chaque pas d'échantillonnage en « restart », pour prendre les résultats du dernier pas calculé comme conditions aux limites.

<pre> /BATCH *SET,aas_mapdl,1 /input,Chipset_Materials,dat </pre>	<ul style="list-style-type: none"> ← fixer le programme pour une exécution d'ANSYS en mode « Batch » ← configurer le mode AAS pour l'accès au calculateur ← récupération du model « chipset_Materials » déclaré en (tableau iii:2)
<pre> /solu /input, Conditions_Limites, inp,.\inputs\ antyp,trans,new /rescontrol,,last autots, on nsub, 1, 2, 1 allsel, all, all BF, Cmpt_puce, HGEN, 0 ! BF, Cmpt_puce, HGEN, %val% time, 0.1 timint, on outres, all, last solve save finish </pre>	<ul style="list-style-type: none"> ← entrée en étape « Solution » d'ANSYS ← lecture des conditions limites de l'utilisateur (i.e. température fixe et point fixe) ← fixer le mode d'analyse à transitoire ← sauvegarde des derniers résultats pour les opérations « restart » ← chaque pas de calcul (100 ms par exemple) est divisé automatiquement en sous-étapes ← le nombre des sous-étapes peut varier entre 1 et 2 ; il peut être plus grand pour faciliter la convergence ← sélectionner toutes les entités du modèle ← appliquer une charge nodale d'amplitude %val% sur la sélection nommée (Cmpt_puce : volume de la puce) en HGEN (Heat Generation rate) en provenance du bus de cosimulation (initialement %val% = 0 W/m³) ← fixer le temps au pas d'échantillonnage de 100 ms, qui sera incrémenté de 100 ms à chaque pas de calcul ← prise en compte des effets transitoires ← sauvegarde de tous les résultats à la fin de chaque pas de calcul (100 ms) ← exécution du calcul ← sauvegarde des résultats ← quitter l'étape « solution »
<pre> /post1 nsort,temp *get,COSIMATE_TEMP,sort,0,MAX finish </pre>	<ul style="list-style-type: none"> ← entrée en étape de « Post-traitement » d'ANSYS ← récupérer les données de la température nodale ← récupérer la température maximale de la sélection ← quitter l'étape de « Post-traitement »
<pre> /solu antyp,,rest /rescontrol,,last </pre>	<ul style="list-style-type: none"> ← entrée en étape « Solution » d'ANSYS ← fixer le mode d'analyse au même mode précédent, avec la fonction « restart », pour démarrer le calcul à partir des données des résultats précédents ← sauvegarde des derniers résultats pour les

<pre>autots, on nsub, 1, 2, 1 allsel,all,all BF,COMPOSANT_PUCE,HGEN,2.05396e+010 time, 0.2 timint, on outres,all,last solve save finish</pre>	<p>opérations « restart »</p> <ul style="list-style-type: none"> ← chaque pas de calcul (100 ms par exemple) est divisé automatiquement en des sous-étapes ← le nombre des sous-étapes peut varier entre 1 et 2 ; il peut être plus grand pour faciliter la convergence ← sélectionner toutes les entités du modèle ← appliquer une charge nodale d'amplitude %val%= 2.05×10^{10} W/m³ sur la sélection nommée Cmpt_puce en HGEN en provenance des données saber sur le bus de cosimulation ← incrémentation de 100 ms par rapport au pas d'échantillonnage précédent ← prise en compte des effets transitoires ← sauvegrade de tous les résultats à la fin de chaque pas de calcul (100 ms) ← exécution du calcul ← sauvegarde des résultats ← quitter l'étape « solution »
<pre>/post1 nsort,temp *get,COSIMATE_TEMP,sort,0,MAX finish</pre>	<ul style="list-style-type: none"> ← entrée en étape de « Post-traitement » d'ANSYS ← récupérer les données de la température nodale ← récupérer la température maximale de la sélection ← quitter l'étape de « Post-traitement »

Tableau III:3 Explication des fonctions APDL ajoutées au connecteur ANSYS à CosiMate

Finalement, une fois que toutes les configurations ont eu lieu, il est possible de sauvegarder la description du modèle (« Chipset_Materials.dat » + configuration initiale de l'étape /solu) en format IXD (Interface XML Description file), ce qui permet d'éviter de charger ce modèle à chaque lancement de cosimulation, en cas de non modification du modèle APDL.

3.4.2. Couplage avec le modèle électrique – CosiMate/Saber

Afin de mettre au point une passerelle par bus de cosimulation entre Saber, CosiMate et ANSYS, dans l'interface Saber, des connecteurs sont ajoutés d'une manière graphique (sous forme de boîtes de couleur bleu dans la figure iii:13). L'exemple d'un transistor JFET idéal dans un montage de hacheur est pris en compte dans ce cas d'étude. Les deux connecteurs de couleur bleu correspondent respectivement à la température communiquée en entrée du JFET en commutation en provenance des calculs thermiques (ANSYS) et à la puissance moyenne communiquée en sortie de Saber vers le modèle thermique. Ces deux connecteurs permettent de relier le modèle Saber au bus de cosimulation dans CosiMate.

Par manque de données électriques et thermiques concernant les diodes SiC d'Ascatron, étudiées dans le chapitre II, seule la dépendance thermique de la puce SiC JFET IJW120R100T1 d'Infineon est employée dans

ce modèle. Cette puce JFET est également celle utilisée dans le cas du bras d'onduleur développé dans le cadre du projet SiCRATES.

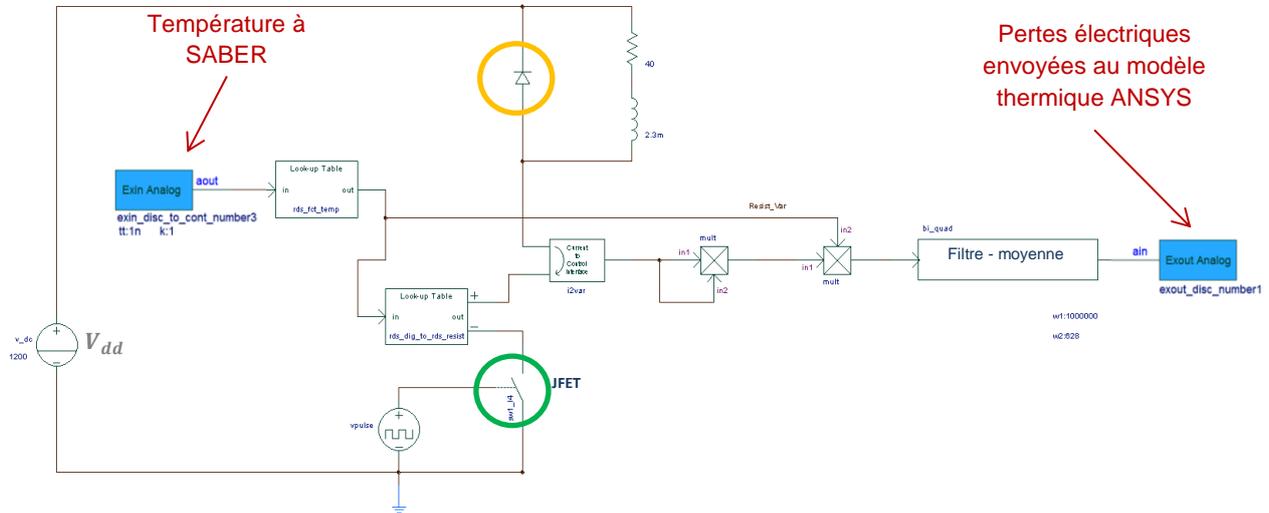


Figure III:13 Connecteurs de CosiMate dans Saber. Le JFET (entouré en vert) est dépendant de la température et la diode (entourée en orange) est indépendante de la température.

La relation $R_{DS(on)}(T_j)$ du JFET SiC est tracée dans la figure iii:14, la résistance à l'état passant du JFET, entre son drain et sa source, augmente en forme exponentielle entre $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $+175\text{ }^{\circ}\text{C}$. Cette courbe a été extrapolée jusqu'à la température de $+250\text{ }^{\circ}\text{C}$ (en prenant comme hypothèse que le composant dans le boîtier fonctionne encore à cette température).

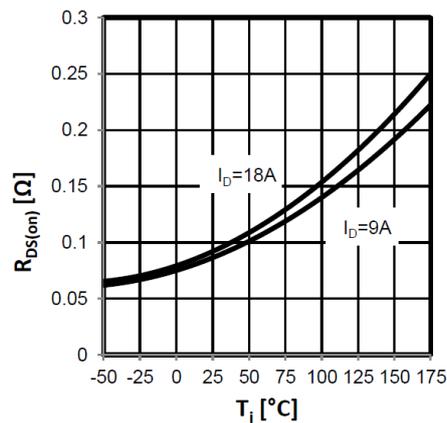


Figure III:14 Résistance drain-source à l'état passant en fonction de la température

Les pertes en commutation du JFET étudié sont typiquement inférieures aux pertes des IGBTs. Néanmoins, les pertes en commutation du JFET dépendent fortement de la résistance de grille utilisée. Une faible valeur ohmique de la résistance de grille est recommandée pour faire fonctionner le JFET dans des conditions optimales. Dans ces conditions, ce JFET IJW120R100T1 est connu pour avoir de faibles pertes en commutation de 20% par rapport aux 80% de pertes en conduction [162]. De ce fait, les pertes en conduction sont celles qui seront considérées par la suite dans les exemples de cosimulation où la puissance dissipée est calculée comme suit :

$$P_{dissipée} = R_{DS(ON)} \times i_d^2$$

Equation III:1 – Calcul de la puissance dissipée

Avec i_d , le courant traversant le JFET par son électrode drain.

3.4.2.1. Calcul de la puissance moyenne avec un filtre numérique

Dans le cas d'un hacheur, la puissance varie entre deux états ; en général, une puissance de 0W et une puissance maximale sur une période de commutation. Si la fréquence de synchronisation avec le bus de cosimulation n'est pas bien réglée, une puissance de 0W peut être communiquée sur le bus de cosimulation. Le plus judicieux est d'utiliser la puissance moyenne calculée sur une période de commutation (cf. figure iii:15). Cette puissance moyenne permet d'éviter de transmettre ces oscillations sur le bus de cosimulation et d'éviter d'induire en erreur le calcul thermique.

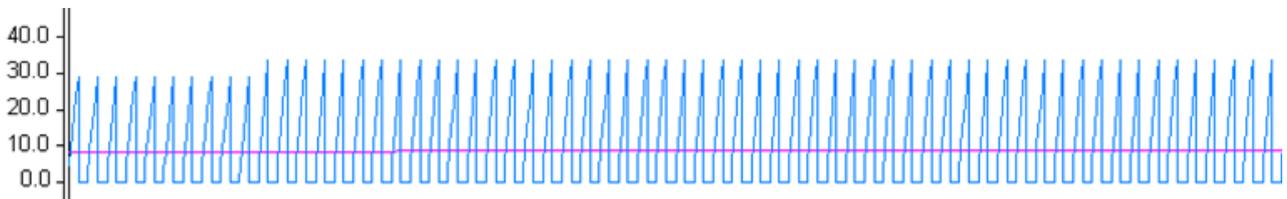


Figure III:15 Puissance de conduction (courbe bleue) et puissance moyenne (courbe rose)

Dans la figure iii:16, la puissance moyenne n'a pas été calculée, de ce fait la température a subi les oscillations en sortie du hacheur, d'où l'intérêt de calcul de la puissance moyenne dans certains cas.

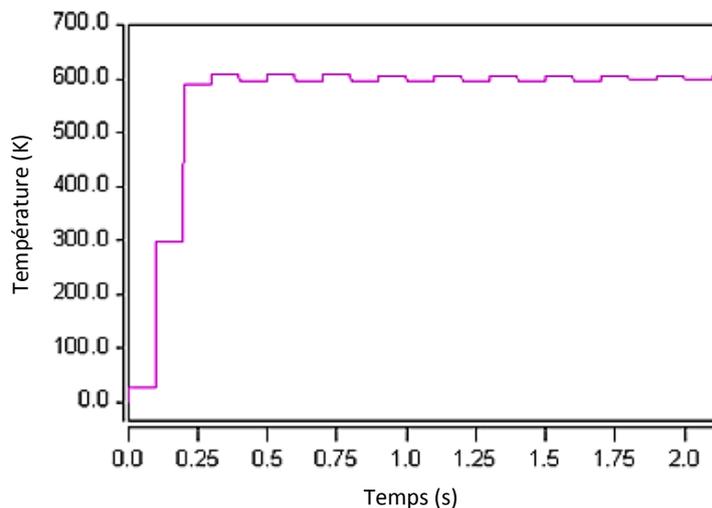


Figure III:16 Oscillation de la température (en Kelvin) sur le bus de cosimulation

Afin de calculer cette puissance moyenne, le filtre numérique passe-bas dans Saber est utilisé. Il admet comme équation :

$$M(s) = K \cdot \frac{\frac{s^2}{\omega_1^2} + 2 \left(\frac{\xi_1}{\omega_1} \right) \cdot s + 1}{\frac{s^2}{\omega_2^2} + 2 \left(\frac{\xi_2}{\omega_2} \right) \cdot s + 1}$$

Equation III:2 – Calcul de la moyenne avec la fonction filtre

Cette fonction du filtre est définie comme le rapport entre la puissance en sortie du filtre et la puissance électrique dissipée calculée en equation iii:1.

$$M_u(s) = \frac{P_{moyenne}(s)}{P_{dissipée}(s)}$$

Equation III:3 – Rapport entre l’entrée et la sortie du filtre

Afin de réaliser cette fonction moyenne, un filtre passe-bas suffit. Il élimine les hautes fréquences. De ce fait, on prend une hypothèse de $\omega_1/\omega_2 \gg 1$. Or la fréquence de commutation est fixée à 50 Hz, la fréquence de coupure de ce filtre passe-bas est fixée au double de cette fréquence de commutation, soit $f_c = 100 \text{ Hz}$. On en déduit : $\omega_2 = 2\pi \cdot f_c = 628 \text{ Hz}$. Donc, $\omega_1 = 1 \text{ MHz}$. Lors du calcul d’une moyenne, le gain est fixé à 1, ce qui implique que $K = 1$.

$$M_u(s) = \frac{\frac{s^2}{(10^6)^2} + 2\left(\frac{0.1}{10^6}\right) \cdot s + 1}{\frac{s^2}{(628)^2} + 2\left(\frac{1}{628}\right) \cdot s + 1}$$

Equation III:4 – Equation du filtre ajouté dans le modèle Saber

Comme la fréquence de commutation est fixée à 50 Hz, la fréquence de rafraichissement du bus de cosimulation a été fixée à une fréquence cinq fois inférieure ($f_r = 10 \text{ Hz}$) ; du point de vue temporel, le signal de commutation a une période de 0,02 s, avec la cosimulation, l’échange sur le bus de cosimulation a lieu toutes les 100 ms – soit toutes les cinq périodes du signal.

Afin de réussir le calcul d’ANSYS, lors de la cosimulation chaque période d’échange de données, les valeurs de puissance en provenance du calcul électrique sont considérées comme des conditions initiales dans le modèle thermique. A ces conditions initiales s’ajoutent les conditions thermiques résultantes des calculs du modèle thermique. Pour pouvoir utiliser ces conditions initiales à chaque pas de cosimulation, la procédure « Restart » est utilisée dans ANSYS lors du choix du type de l’analyse à chaque exécution du calcul ANSYS (Commande ANSYS : « Antype, Trans, Restart »).

La figure iii:17, explique les différentes étapes de la cosimulation qui se présentent comme suit :

Etape A	<ul style="list-style-type: none"> • Exécution de Saber et ANSYS (Step 1 : Etape initiale) <ul style="list-style-type: none"> ➔ ANSYS et Saber ne communique pas encore les résultats ➔ C.I. dans ANSYS; Puissance = 0W ➔ C.I. dans Saber; Température = 298K
Etape B	<ul style="list-style-type: none"> • Echange de données <ul style="list-style-type: none"> ➔ ANSYS calcule une température initiale de 298K ($\equiv 0W$). ➔ Saber calcule une puissance de 8,5W ➔ Sauvegarde des résultats ANSYS « Chipset.r001 »
Etape C	<ul style="list-style-type: none"> • Exécution de Saber et ANSYS (Step 2) <ul style="list-style-type: none"> ➔ C.I. dans ANSYS; Puissance = 8,5W ➔ C.I. dans Saber; Température = 298K

<p>Etape D</p>	<ul style="list-style-type: none"> Echange de données <ul style="list-style-type: none"> → ANSYS calcul une température de 319K ($\cong 8,5W$) → Saber calcule une puissance de 9,5W. → Sauvegarde des résultats ANSYS « Chipset.r002 » et suppression de « Chipset.r001 »
<p>Etape E</p>	<ul style="list-style-type: none"> Exécution de Saber et ANSYS (Step 3) <ul style="list-style-type: none"> → C.I. dans ANSYS; Puissance = 9,5W → C.I. dans Saber; Température = 319K
<p>Etape F</p>	<ul style="list-style-type: none"> Echange de données <ul style="list-style-type: none"> → Sauvegarde des résultats ANSYS « Chipset.r003 » et suppression de « Chipset.r002 »

Tableau III:4 Déroulement de la cosimulation

Afin d’optimiser l’espace de calcul, les fichiers « restart », en extension .rxxx, sont supprimés à chaque pas de cosimulation car ils ne contiennent que les valeurs des conditions limites à l’instant de la cosimulation (Etapes B – D – F). Les résultats de calcul depuis l’instant t_0 sont tous sauvegardés dans un fichier unique (en extension .rth pour les résultats thermique et en extension .rst pour les résultats mécanique).

Cette stratégie, implique un retard d’un pas de calcul (dans cet exemple, le retard est de 100 ms). Finalement, la puissance moyenne a été calculée à 12 W impliquant un auto-échauffement pour atteindre une température de 356 K.

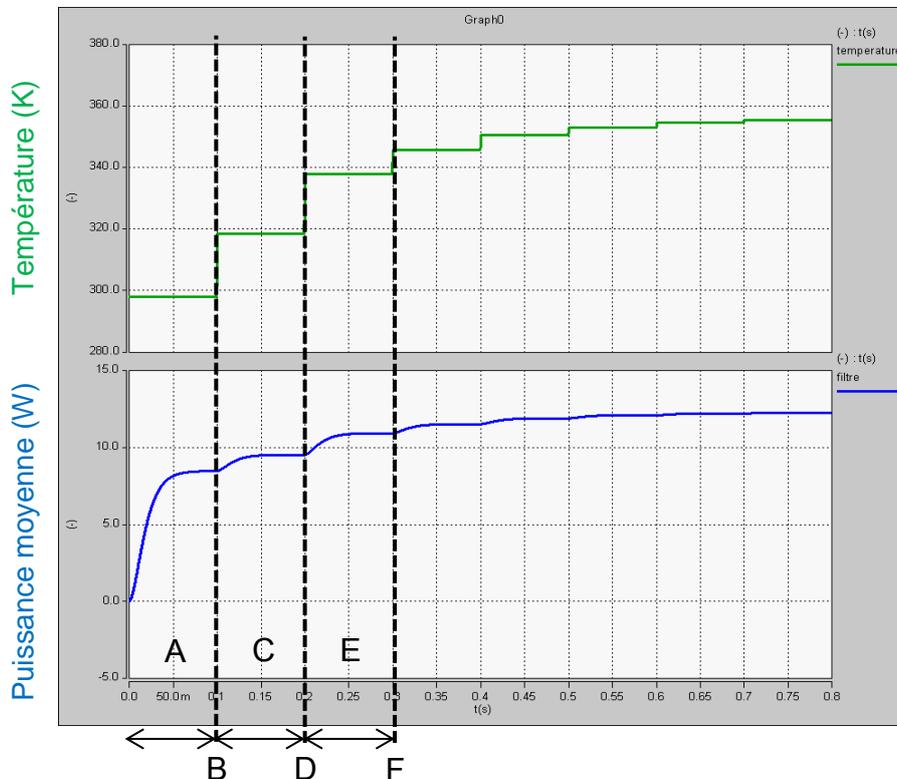


Figure III:17 Cosimulation électro-thermique ; la courbe verte représente la température et la courbe bleue représente la puissance électrique moyenne injectée dans le modèle thermique

3.4.3. Choix du pas de simulation dans le connecteur d'ANSYS à CosiMate

Comme précisé précédemment, la fréquence de commutation est fixée à 50 Hz ce qui implique d'avoir une fréquence de rafraîchissement du bus de cosimulation cinq fois inférieure ($f_{raf} = 10 \text{ Hz}$). Ce choix est fait afin de respecter le théorème d'échantillonnage, appelé aussi le théorème de Shannon, pour les signaux de largeur spectrale et d'amplitude limitées. Selon ce théorème, l'échantillonnage d'un signal « exige un nombre d'échantillons par unité de temps supérieur au double de l'écart entre les fréquences minimale et maximale qu'il contient ».

Lors de la cosimulation, on a choisi d'effectuer la synchronisation du bus de cosimulation à cette fréquence d'échantillonnage, ce qui correspond à une période de 100 ms. Comme le signal de commutation a une période de 0,02 s, le choix de cette période de 100 ms implique que la synchronisation avec le bus de cosimulation a lieu toutes les cinq périodes du signal de commutation.

En plus, l'avantage de la cosimulation, dans un calcul synchrone par rapport à un calcul en plusieurs fois, est que cette méthode de calcul n'impacte pas le temps de calcul final. Lors d'un calcul, le calculateur le plus lent est celui qui va définir le temps de calcul final. Le calculateur le plus rapide va exécuter son calcul et puis il va attendre un certain temps avant la synchronisation des données.

Dans notre cas, on montre dans la figure iii:18 le temps de calcul pris par ANSYS et Saber pendant le pas de calcul de 100 ms. En effet, ANSYS est celui qui prenait le plus de temps de calcul à cause de la non-linéarité des modèles mécaniques. Pour un pas de calcul donné, le modèle électrique Saber n'impacte pas le temps de calcul. De ce fait, pour ce même pas de calcul, un modèle thermo-mécanique dans ANSYS et un modèle multiphysique par cosimulation admettent tous les deux le même temps de calcul.

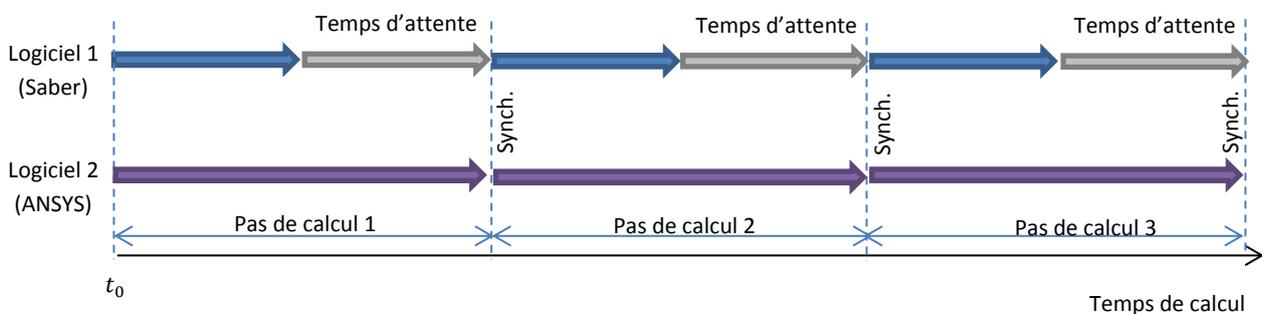


Figure III:18 Temps de calcul lors d'une cosimulation entre deux logiciels

3.5. Exemple de cosimulation

Afin de mettre en application ce modèle de cosimulation, deux cas d'étude sont présentés ; le cyclage électriquement actif en commutant l'alimentation du module et un exemple dans lequel une défaillance de propagation de fissure est initiée dans le modèle.

3.5.1. Cyclage Actif

Par définition, le cyclage actif est effectué par une injection alternée de puissance électrique dans le composant à semiconducteur de puissance [163]. Le vieillissement des composants est contrôlé par ordinateur, associé à une carte d'acquisition ; en général, le paramètre issu des mesures est l'estimation de la résistance thermique de l'assemblage. Ce paramètre représente un indicateur de vieillissement lors de la dégradation des joints au sein de l'assemblage (cf. 4.1 Annexe 1). Pour ce faire, une source génératrice de

tension en signal carré est appliquée sur V_{dd} (cf. figure iii:13). Ce signal carré permet d'alterner l'injection de puissance dans le JFET avec une amplitude du signal variant entre 1200 V et 0V sur une période T_{cyc} avec un rapport cyclique de 0,5. Cette période est choisie en premier temps égale à 4 s (2 s ON / 2 s OFF) afin d'évaluer le comportement de la cosimulation électro-thermique. Sur toute la période, le JFET est considéré en commutation à l'état passant. Suite à cette commande alternée, les pertes électriques varient entre 12,5 W et 0 W, ce qui fait varier la température maximale dans le centre du composant entre 298 K et 356 K (Figure III:19).

Le retard d'un pas de calcul de 100 ms est visible sur la courbe de variation de la température. Pendant ce temps de retard, la température reste à 398 K (25 °C) lors de la mise sous tension et elle se maintient à 356 K pendant la mise hors tension. La courbe thermique représente un temps de réponse thermique ($\sim 0,4$ s) propre à l'assemblage ; ce temps de réponse thermique est proportionnel à la résistance thermique et à la capacité thermique de l'assemblage.

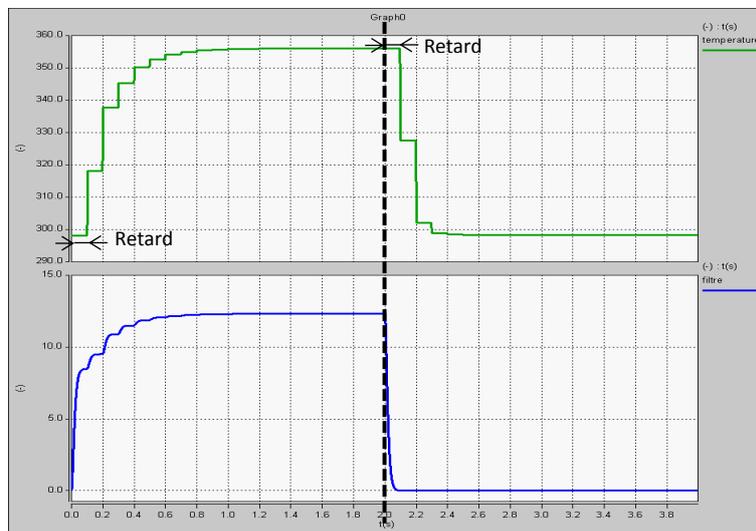


Figure III:19 Cycle de tension suite à une activation/désactivation de la source génératrice de tension. La courbe bleue représente la puissance électrique dans le composant électronique. La courbe verte représente la réponse thermique de ce même composant.

Lors de la succession de plusieurs cycles du signal carré pour la source génératrice de tension, on note une reproduction de la réponse thermique pour chaque cycle étant donné qu'il n'y a pas modification de la résistance thermique de l'assemblage (Figure III:20). Les courbes à l'étape A, C et E, lors de la mise sous tension, sont identiques. De même les courbes aux étapes B et D sont identiques lors de la mise hors tension.

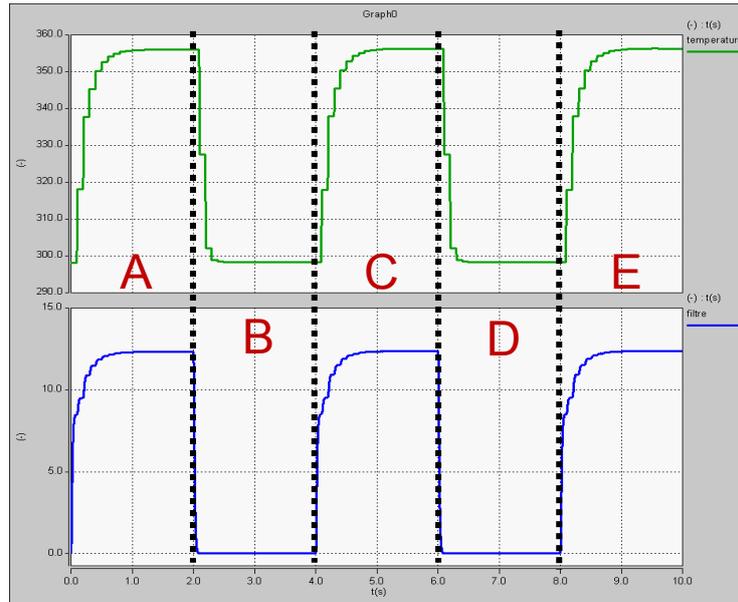


Figure III:20 Profils de cyclage actif d'une période T_{cyc} de 4 s et d'une durée de 10 s. La courbe bleue représente la puissance électrique dans le composant électronique. La courbe verte représente la réponse thermique de ce même composant.

Cette succession de contraintes thermiques provoque une accumulation de la contrainte dans le joint d'argent fritté et donc une augmentation de sa DED. La valeur initiale de la DED observée sur la figure iii:21 provient du fait que la température de référence de l'assemblage ait été fixée à 250 °C. L'accroissement lors de la phase A est essentiellement due à l'énergie de déformation qui a dépassée la zone élastique pour atteindre la zone viscoplastique du matériau du joint fritté (cf. figure iii:22). Dans cette zone, le fluage est considéré primaire, la vitesse de la déformation diminue corrélativement à une augmentation de la résistance du matériau. Pour les étapes qui suivent – B à E – le fluage est secondaire car la vitesse de déformation reste constante. Finalement, lorsque la déformation devient trop importante, le régime de fluage tertiaire apparaît. Ce régime conduit à la rupture. De ce fait la rupture est définie par un seuil appelé $DED_{critique}$.

En effet, lors de la mise en tension à l'étape A, le composant va chauffer accumulant ainsi l'énergie de déformation élastique. Dans les étapes B et D, lors du refroidissement du composant, l'accumulation de la DED est légèrement plus faible que dans les étapes A, C et E lors de l'auto-échauffement du composant.

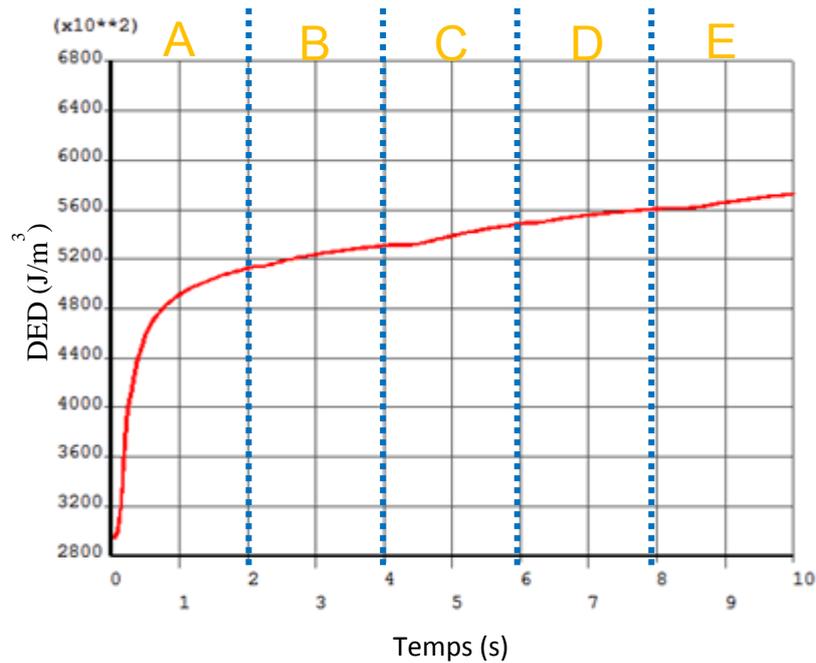


Figure III:21 Accumulation de la DED lors du cyclage actif d'une période T_{cyc} de 4 s et d'une durée de 10 s

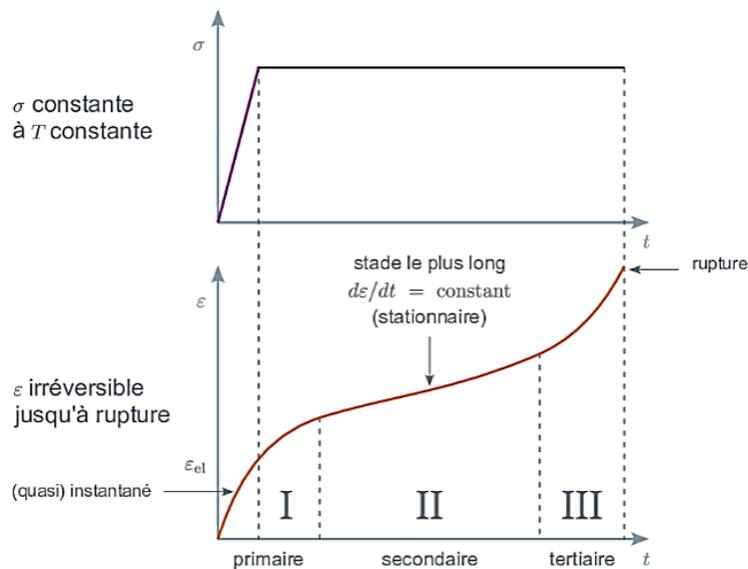


Figure III:22 Différentes phases de fluage lors d'application d'une charge

Afin de prendre en compte les aspects du fluage et de l'inertie mécanique de l'assemblage, la période T_{cyc} est prolongée à 20 s en conservant le rapport cyclique de 0,5. Ce changement de période T_{cyc} n'a aucun impact sur le comportement thermique et électrique car on montre dans la figure iii:23 une puissance électrique de 12.439 W et une température associée dans le composant de 356.65 K comme ceux calculés précédemment dans la figure iii:19 et la figure iii:20 pour une période T_{cyc} de 4 s.

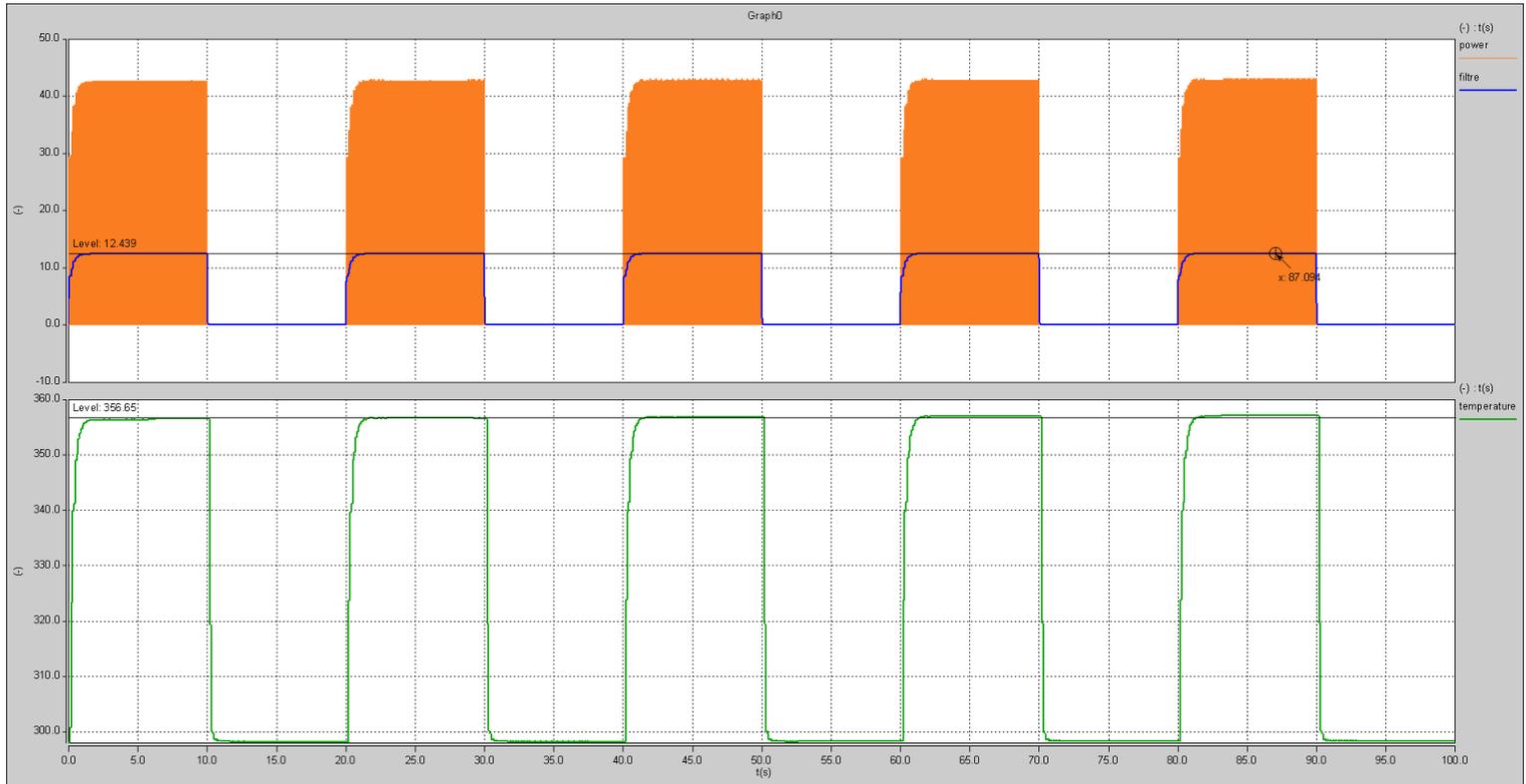


Figure III:23 Profils de cyclage actif d'une période T_{cyc} de 20 s et d'une durée de 100 s. Les courbes orange et bleue représentent respectivement la puissance en commutation et la puissance électrique moyenne des pertes dans le composant électronique. La courbe verte représente la réponse thermique de ce même composant.

A l'étape « A », l'accumulation de DED est importante dans la figure iii:24 car les calculs sont effectués à la température de 356.65 K pour une température de référence de 523.15 K. Cet écart entre ces deux températures provoque une telle croissance initiale de DED. Ensuite, on note que la croissance de DED devient stable pendant les phases « B » et « D » lors de la mise du composant hors de tension (Pertes = 0 W). Enfin, l'accumulation de la DED a principalement lieu lors de l'auto-échauffement du composant.

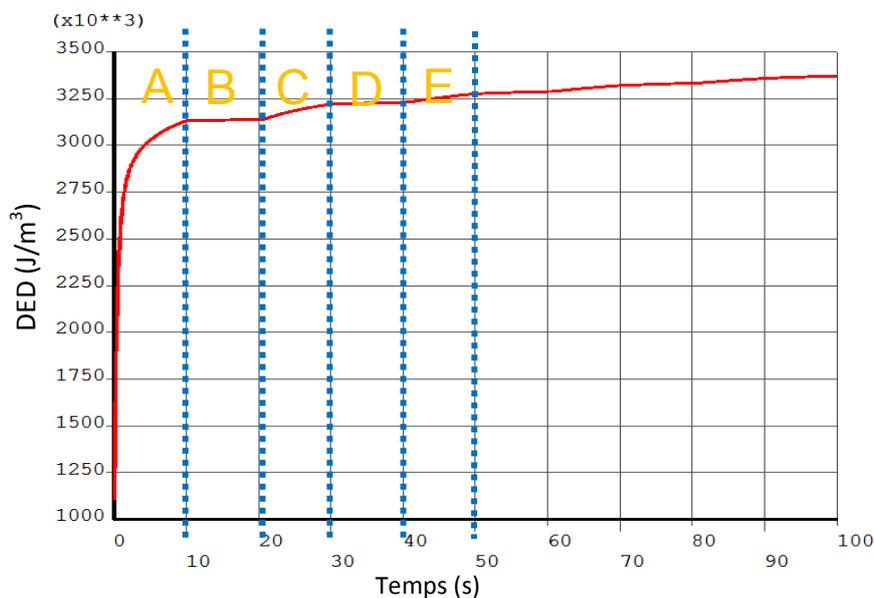


Figure III:24 Accumulation de la DED lors du cyclage actif d'une période T_{cyc} de 20 s et d'une durée de 100 s

Grâce à la cosimulation, il est possible de modéliser un vieillissement de type cyclage actif suite à la synchronisation entre les deux modèles électrique et thermique. L'échauffement du composant en commutation est dû à la commutation électrique et engendre une accumulation des contraintes mécaniques. L'importance de la cosimulation est plus visible dans la partie qui suit lors d'un ajout d'une rupture dans le joint fritté, limitant ainsi la dissipation thermique.

3.5.2. Suivi de défaillance : développement d'un algorithme de propagation de fissure par cosimulation - Méthodologie

Le modèle de propagation de fissure présenté dans le chapitre II est utilisé dans une démarche de cosimulation. En effet, lors du vieillissement accéléré, l'une des défaillances observées est l'apparition de fissure dans le joint. Une cosimulation est employée pour coupler les trois modèles électro-thermo-mécaniques. Ce modèle de propagation de fissure est basé sur une condition d'initiation de la fissure lorsque la DED dépasse localement une valeur de $DED_{critique}$, identifiée précédemment comme la DED calculée à la rupture du joint. Rappelons que cette valeur de $DED_{critique}$ doit être déterminée en corrélant expérimentalement un vieillissement accéléré type cyclage passif VRT à l'évaluation de la DED par simulation. Lors du vieillissement accéléré, le nombre de cycles à défaillance est relevé puis la DED est calculée par cycle de vieillissement VRT franchi pour identifier la DED à la défaillance (plus de détails dans la partie 2.1.4).

Le modèle multiphysique ici présenté ne représente pas la réalité physique à cause du manque des données expérimentales issues du vieillissement des assemblages du projet SiCRATES. C'est pourquoi la valeur de la $DED_{critique}$ est choisie d'une manière arbitraire afin de régler certains paramètres du modèle.

Afin de vérifier le modèle multi-physique, l'impact de la propagation d'une fissure dans le joint d'assemblage est évalué. L'algorithme de propagation de fissure, présenté en II.2.4., est appliqué sur l'exemple de cosimulation précédent. Pour déterminer l'impact de cette valeur de $DED_{critique}$, on repart de l'évolution de la DED dans la courbe de la figure iii:24. On note que cette croissance de DED a lieu entre 3 MJ/m^3 (à $t = 5 \text{ s}$) et $3,4 \text{ MJ/m}^3$ (à $t = 100 \text{ s}$). De ce fait, on choisit un seuil de $DED_{critique} = 3 \text{ MJ/m}^3$ pour pouvoir identifier l'impact de la propagation de fissure initiée par notre algorithme sur les trois physiques : électrique, thermique et mécanique.

3.5.2.1. Propagation de fissure avec un seuil de $DED_{critique}$ à 3 MJ/m^3

La fissure est initiée dès que la DED dépasse le seuil de $DED_{critique} = 3 \text{ MJ/m}^3$. Dès que la DED dépasse ce seuil, la fissure est déclenchée par un retrait de la matière dans le joint d'argent fritté à chaque étape de calcul (step). Après quelques étapes de calcul en dessus de ce niveau de $DED_{critique}$, on aperçoit un phénomène de relaxation de contrainte ramenant ainsi la DED sous le seuil de $DED_{critique}$. Lorsque la DED repasse en dessous du seuil de $DED_{critique}$, la propagation de fissure est arrêtée ce qui se traduit par un palier constant de surface de fissuration et le phénomène d'accumulation de DED est repris (dans les phases A, B, C, D et E). Finalement, on note qu'à l'issue de cette propagation de fissure durant les 100 s, la surface de fissuration finale ne dépasse pas 2,5 %.

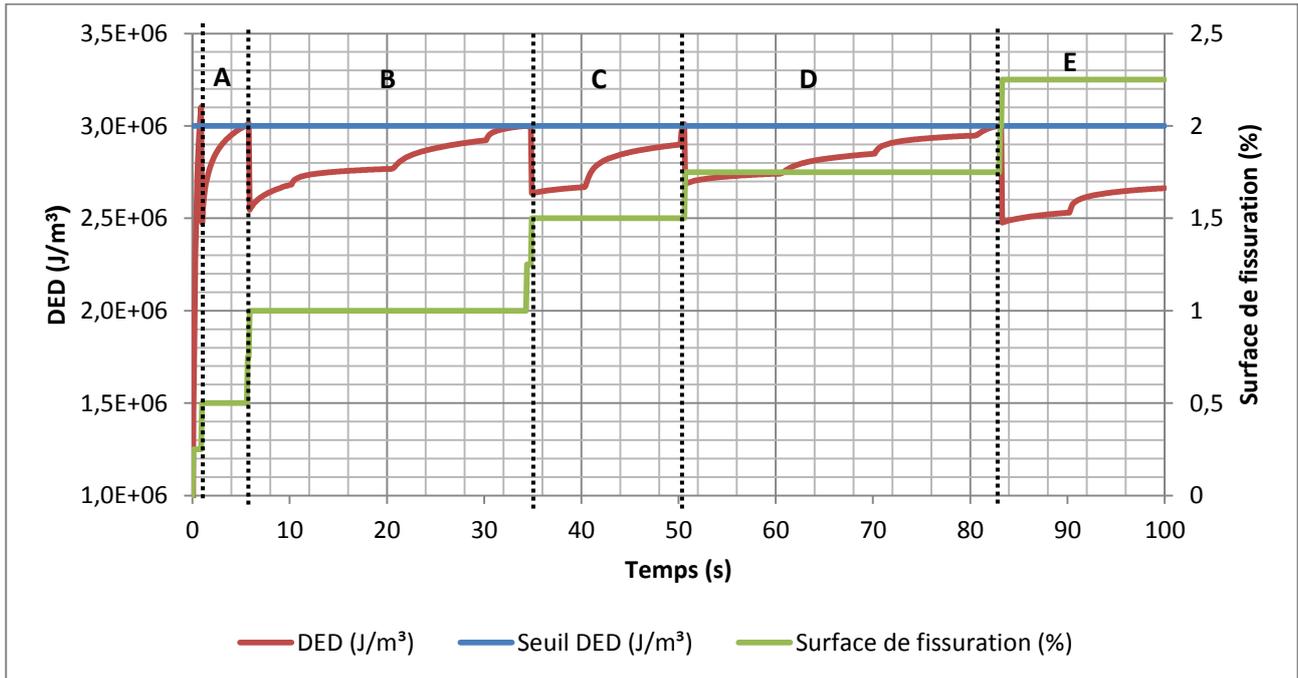


Figure III:25 Variation de la DED (courbe rouge) en fonction du temps par rapport à un seuil de $DED_{critique}$ de 3 MJ/m^3 (droite bleue) induisant une croissance de la surface de fissuration (courbe verte)

Notons que 1 % de surface de fissuration correspond à 4 éléments de maillage retirés du maillage final du joint d'argent fritté. Dans la figure iii:26, l'impact de ce début de fissure est négligeable vis-à-vis du comportement thermique (0,22 % de croissance de température entre 356,351 K et 357,128 K). Du coup, dans la partie qui suit, on réduit le seuil de $DED_{critique}$ à $2,5 \text{ MJ/m}^3$.

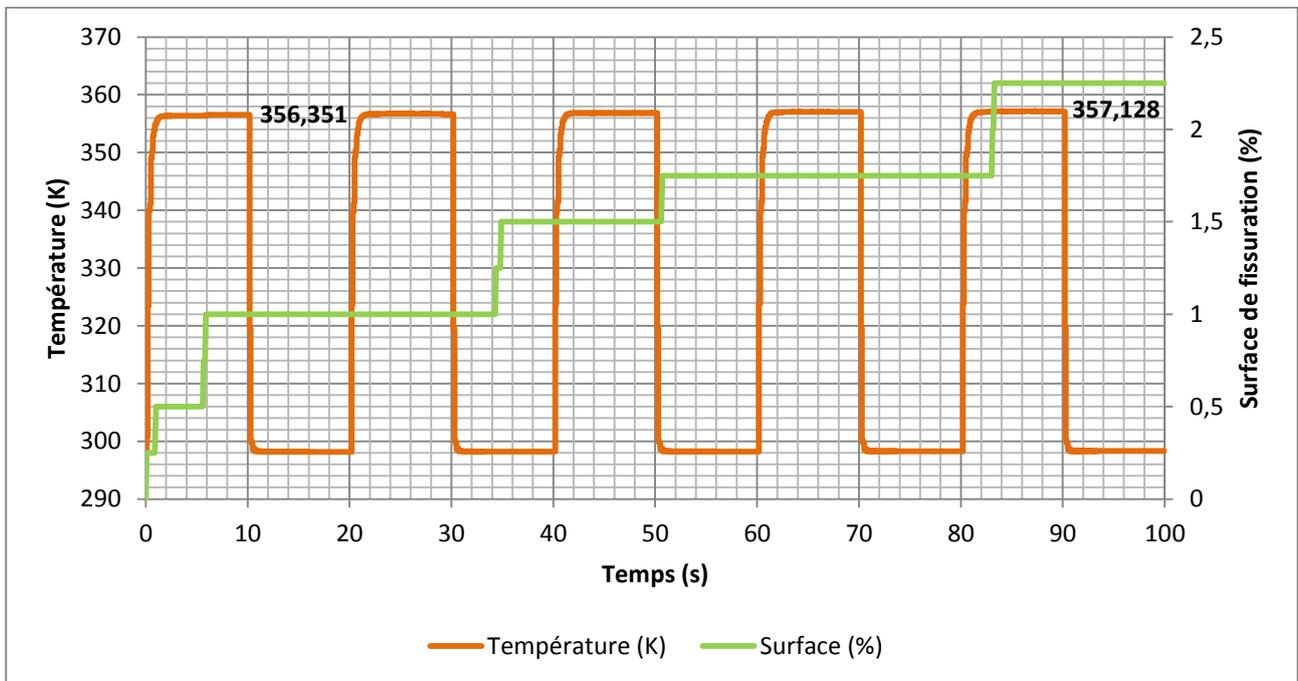


Figure III:26 Variation de la température (courbe orange) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe verte) pour une $DED_{critique}$ de 3 MJ/m^3

3.5.2.2. Propagation de fissure avec un seuil de $DED_{critique}$ à $2,5 \text{ MJ/m}^3$

De la même façon que dans la partie précédente, la fissure est initiée dès que la DED dépasse le seuil de $DED_{critique} = 2,5 \text{ MJ/m}^3$. Cette fois-ci on remarque que la fissure se déclenche plus souvent étant donné que le seuil de $DED_{critique}$ est plus bas. De ce fait, la surface de fissuration maximale atteint 8,5 % de la surface totale du joint (cf. Figure III:27), contrairement à une surface de fissuration de 2,5 % obtenue précédemment.

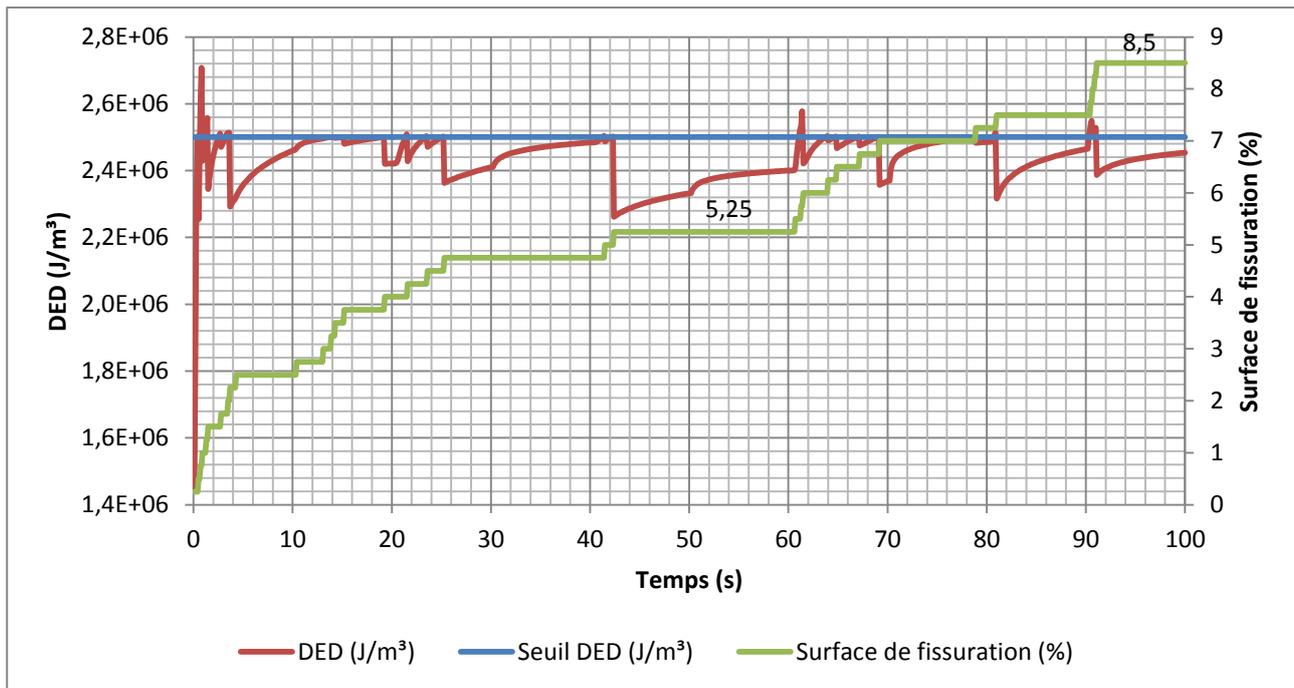


Figure III:27 Variation de la DED (courbe rouge) en fonction du temps par rapport à un seuil de $DED_{critique}$ de $2,5 \text{ MJ/m}^3$ (droite bleue) induisant une croissance de la surface de fissuration (courbe verte)

Cette plus importante surface de fissuration implique une croissance notable de la température (cf. Figure III:28). La température maximale passe d'un niveau de 356,53 K à un niveau de 380,83 K, soit une croissance de 6,8 % de la température. On note que la température commence à croître significativement à partir du quatrième cycle actif (à 60 s), au-delà du seuil de 5,25 % de surface de fissuration.

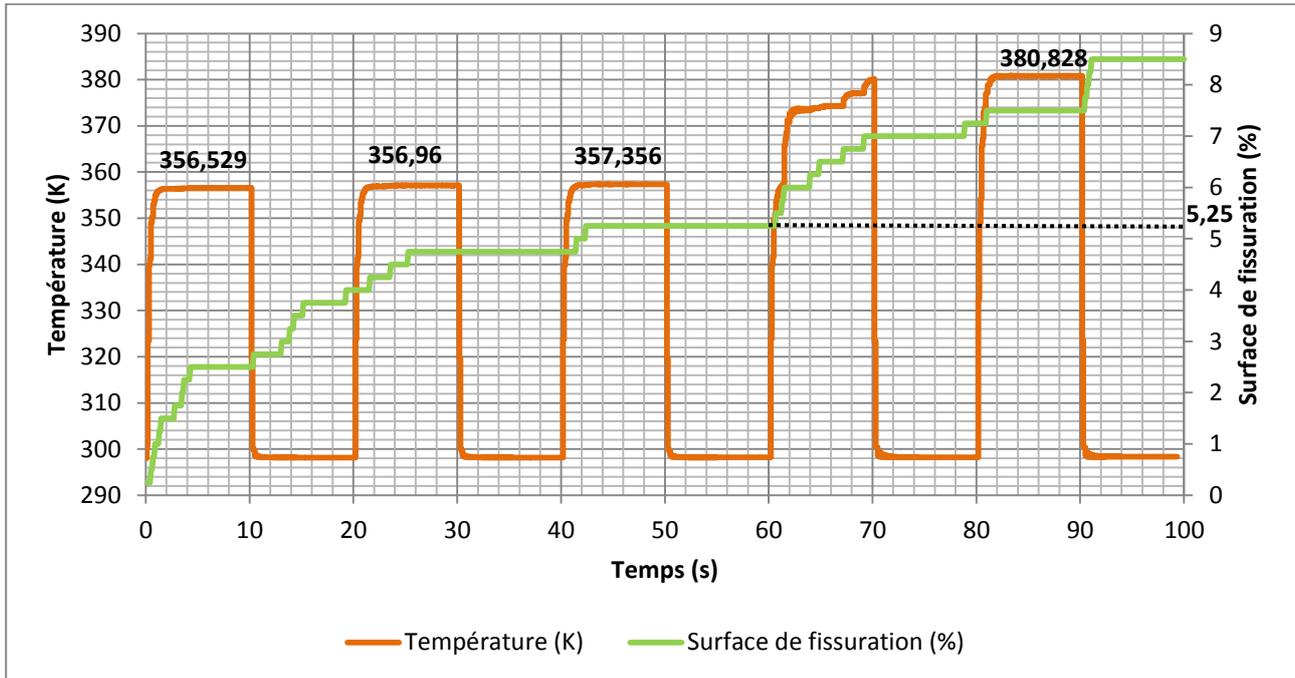
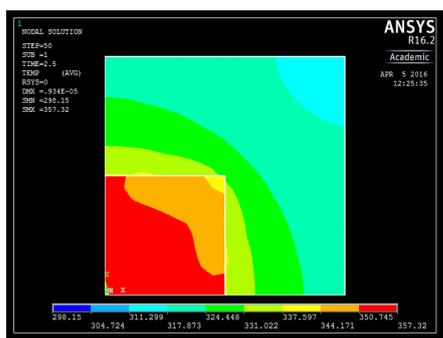
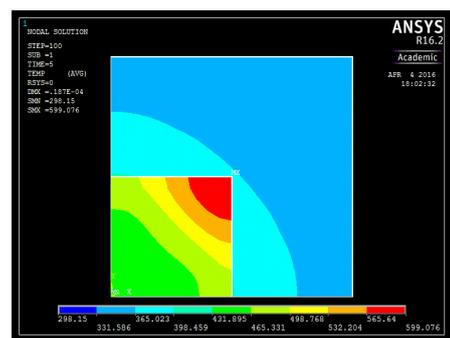


Figure III:28 Variation de la température (courbe orange) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe verte) pour une $DED_{critique}$ de $2,5 \text{ MJ/m}^3$

Dans le modèle thermique, la donnée de la température maximale sur la surface de la puce semiconductrice de puissance est communiquée au modèle électrique de Saber. Dans la figure iii:29, on identifie deux zones à températures maximales (en rouge) ; à savoir, la température maximale au centre de la puce et la température maximale au coin de la puce au-dessus de la zone d'initiation de la fissure. En fait, jusqu'au troisième cycle, la température maximale communiquée à Saber est celle calculée au centre de la puce. A partir du quatrième cycle, lorsque la surface de la fissure dépasse la valeur de 5,25 % de la surface totale, la température maximale devient plus importante au-dessus de la zone de fissuration car l'apparition d'une lame d'air isolante (fissure) sous la puce freine la dissipation thermique.



(a) : Température maximale à 50 s



(b) : Température maximale à 70 s

Figure III:29 Impact de la fissure sur l'emplacement de la température maximale dans le composant de puissance

On considère habituellement que la défaillance est constatée lorsque la dérive de la résistance thermique dépasse un certain pourcentage de la valeur de la résistance thermique initiale de l'assemblage. Ce pourcentage est choisi habituellement à 20%. Ce pourcentage peut être défini à partir de la valeur de la température au-delà de laquelle le composant se met en emballement thermique.

La variation de l'impédance thermique Z_{th} en fonction du temps, dans la figure iii:30, est calculée dans l'équation suivante comme le rapport entre la différence de température sur la surface de la puce semiconductrice de puissance et la température de refroidissement.

$$Z_{th}(t) = \frac{T_j(t) - T_a}{P(t)}$$

Equation III:5 – Calcul de l'impédance thermique

Avec,

- $T_j(t)$ et T_a , respectivement la température maximale sur la surface de la puce et la température ambiante de refroidissement (généralement fixée à 298 K).
- $P(t)$, le flux de chaleur entre les deux extrémités isothermes de l'assemblage, en watt. Cette variation temporelle de la puissance est présentée dans la figure iii:31.

La résistance thermique R_{th} initiale de l'assemblage étudié est celle obtenue à la stabilisation de la courbe de l'impédance thermique Z_{th} , à l'état passant du composant, pendant les dix premières secondes. A cet état stationnaire, la résistance thermique est calculée à $R_{th} = 4.68 \text{ K/W}$. Le seuil de 20 % de la résistance thermique est ainsi fixé à $R_{thseuil} = 4.68 + 20\% = 5,62 \text{ K/W}$. Lorsque la résistance thermique dépasse le seuil $R_{thseuil}$ à partir de l'instant 69 s, la surface de fissuration est de 7% de la surface totale du joint (Dans la figure iii:30, les deux droites en pointillé représentent l'instant et la surface associée lors du dépassement du seuil $R_{thseuil}$). A partir de cet instant on peut considérer que le comportement électrique de l'assemblage de puissance peut partir en dérive.

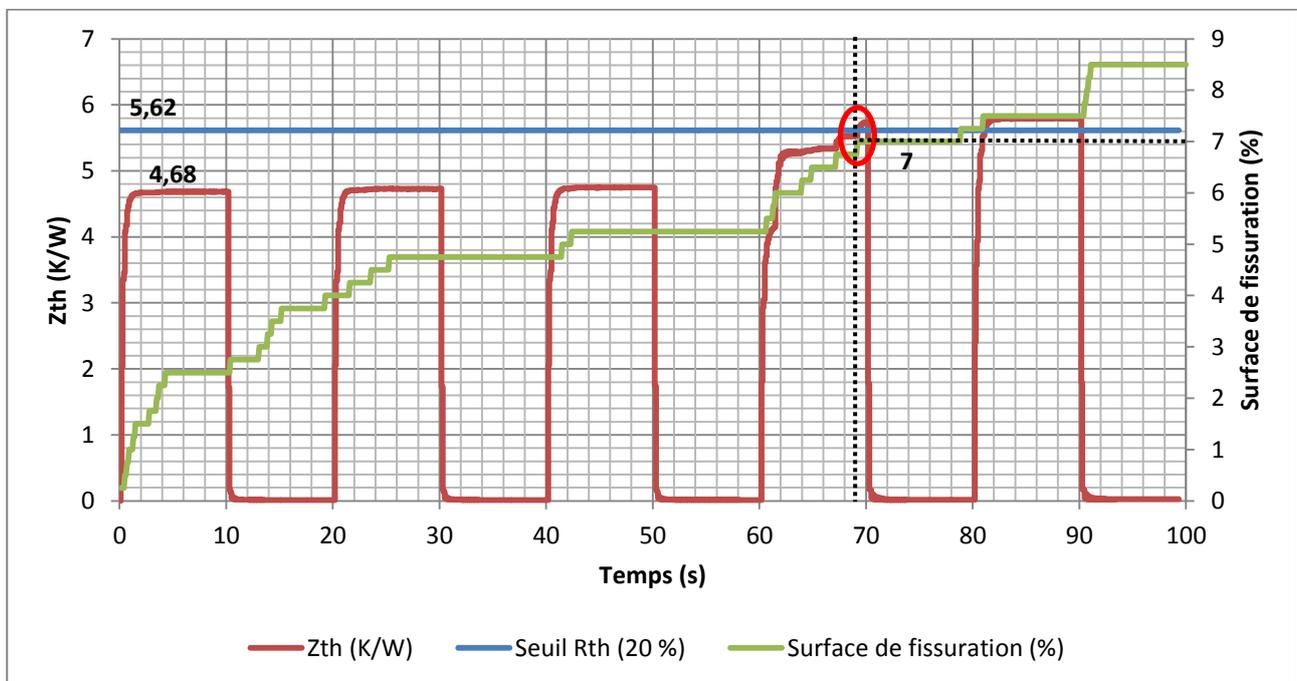


Figure III:30 Variation de l'impédance thermique de l'assemblage (R_{th} - courbe rouge) en fonction du temps par rapport à un seuil de résistance thermique de 20 % (droite bleue) ($DED_{critique}$ de $2,5 \text{ MJ/m}^3$). La croissance de la surface de fissuration est également tracée (courbe verte).

La croissance de la température due à la propagation de fissure (cf. figure iii:30) implique une croissance de la perte électrique dans le composant (cf. figure iii:31). On remarque que lorsque la température passe de

357,356 K à 380,828 K, soit 23,47 K de croissance, elle engendre une croissance de 1,8 W des pertes électriques.

Afin de comprendre la croissance de ces pertes électriques, on se réfère à l'équation iii:1. Pour évaluer les pertes électriques, on considère que :

- La tension d'alimentation V_{dd} est constante et indépendante de la température (cf. figure iii:13).
- La résistance du composant (R_{elec}), au contact de l'électrode en face arrière avec le joint, de quelques milliohms, est négligeable par rapport à la résistance $R_{DS(ON)}$, quelques centaines de milliohms à quelques ohms. C'est cette résistance électrique qui augmente lorsque la fissure se propage et la résistance thermique augmente. Mais malgré sa croissance, on considère que R_{elec} reste négligeable devant $R_{DS(ON)}$.
- La résistance du composant à l'état passant $R_{DS(ON)}$ est seule dépendante de la température de jonction (cf. Figure III:14) ; $R_{DS(ON)}$ augmente lorsque la température de jonction augmente.
- Le courant traversant le JFET, lorsqu'il est passant, s'écrit comme suit (cf. Annexe 2 : Convertisseur DC/DC : Hacheur):

$$i_d(t) = \frac{V_{dd}}{R} \cdot \left(1 + e^{-\frac{R}{L}t}\right) ; t \in [0; \alpha \cdot T]$$

Sa valeur efficace, intégrale de l'équation entre 0 et $\alpha \cdot T$,

$$I_{eff-JFET} = \langle i_d(t) \rangle = \int_0^{\alpha \cdot T} \frac{V_{dd}}{R} \cdot \left(1 + e^{-\frac{R}{L}t}\right) = \left[\frac{V_{dd}}{R} \cdot \left(t - \frac{L}{R} \cdot e^{-\frac{R}{L}t}\right) \right]_0^{\alpha \cdot T}$$

$$I_{eff-JFET} = \frac{V_{dd}}{R} \cdot \left(\alpha \cdot T - \frac{L}{R} \cdot e^{-\frac{R}{L}\alpha \cdot T}\right) - V_{dd} \left(\frac{L}{R^2}\right) = f(L, R, V_{dd}, \alpha, T)$$

Equation III:6 – Courant efficace dans le JFET

Le courant traversant le JFET est donc dépendant de : α le rapport cyclique de commutation, T la période de commutation, V_{dd} la tension d'alimentation, R la valeur de la résistance de charge et L la valeur de l'inductance. Ce courant est l'image du courant en sortie dans la charge (car dans les hypothèses de calcul du courant efficace, les composants sont supposés idéaux).

Lorsqu'il y a une propagation de fissure dans le joint d'argent fritté, la résistance thermique de l'assemblage augmente et la température T_j augmente. Cette augmentation de température entraîne une augmentation de $R_{ds(ON)}$ (comme discuté précédemment). Etant donné que le courant n'évolue pas avec la température parce que L, R, V_{dd}, α et T sont indépendants de la température, la croissance de $R_{ds(on)}$ entraîne la croissance des pertes électriques visibles dans la figure iii:31.

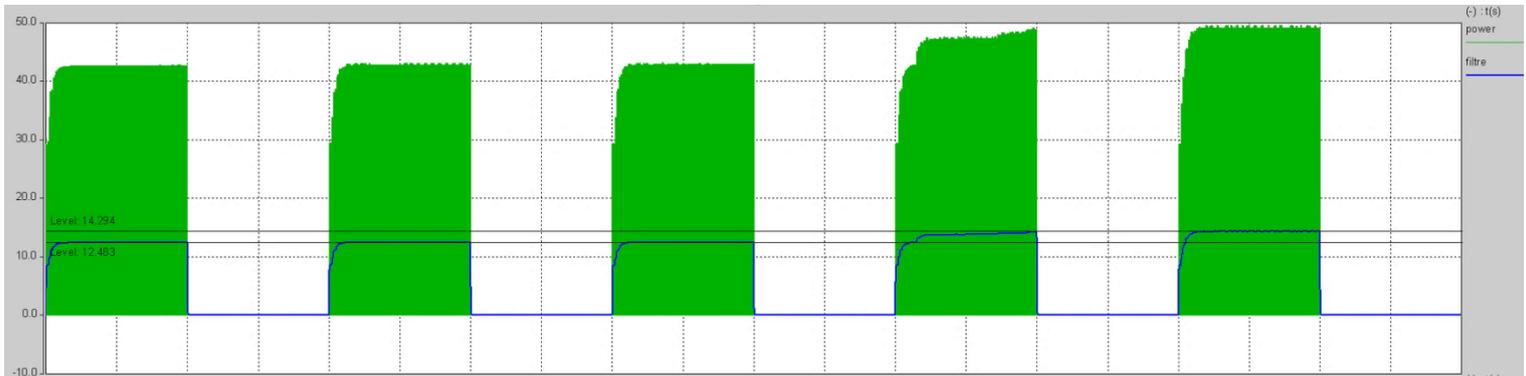


Figure III:31 Variation de la puissance dissipée par le composant lors de la commutation (courbe verte) et de la puissance moyenne (courbe bleue), en watt, pour une $DED_{critique}$ de $2,5 \text{ MJ/m}^3$

Cette surface de fissuration occupe plus que 35 % de la surface du quart de la géométrie du joint d'argent fritté (cf. figure iii:32) car notre algorithme de propagation de fissure n'est appliqué que sur ce quart de l'assemblage. En annexe 1, dans la partie 4.1.2.3, on note que les phénomènes de délaminage des joints d'attache apparaissent en général dans les coins du joint qui sont soumis le plus souvent à une forte contrainte à cause de leur forme géométrique (cf. Figure III:33).

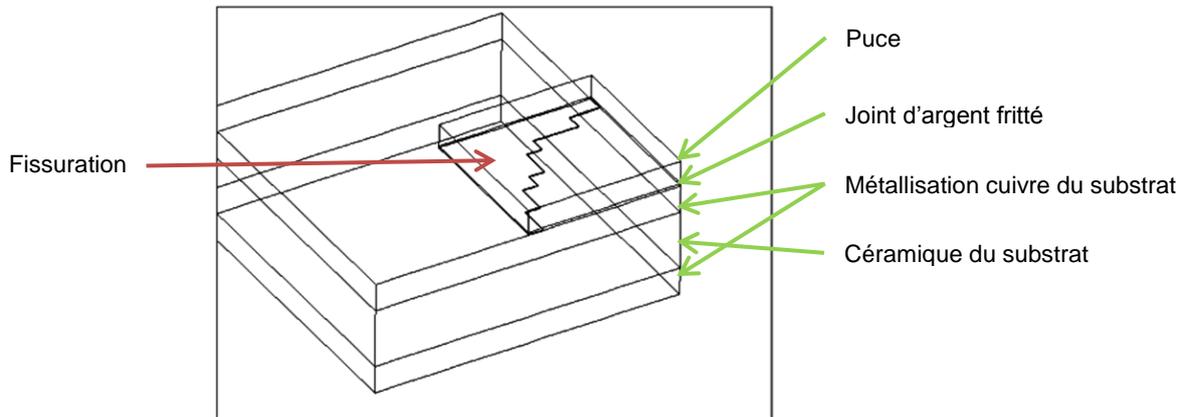


Figure III:32 Surface de fissuration à la fin de la cosimulation, à 100 s

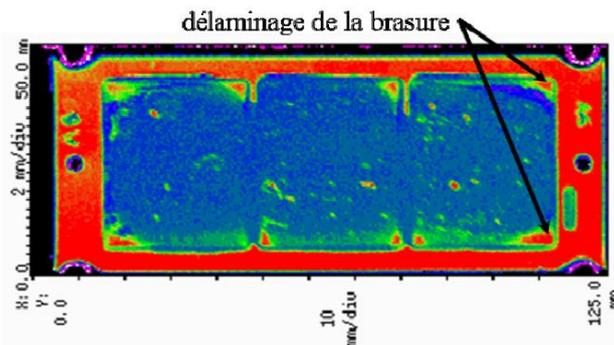


Figure III:33 Imagerie acoustique du module A6 : délaminage de la brasure substrat/semelle sur les bords (cf. 4.1.2.3)

Vu que l'impédance thermique dépasse le seuil de $R_{thseuil}$, il est possible d'estimer dans notre cas d'étude qu'un module serait défaillant du moment où la surface de fissuration dépasse 7 % de la surface du joint d'attache (cf. 4.1 - Annexe 1 : Analyse des Modes de Défaillance, de leurs Effets et de leur Criticité (AMDEC) / 4.1.1.3 - Pourcentage de la zone de délaminage). Le module est considéré défaillant mais malgré tout le composant semiconducteur est toujours fonctionnel. C'est la rupture de la liaison du composant au substrat dans le joint a induit cette défaillance thermique. Il est important cependant de considérer que ce résultat de 7 % de surface de fissuration n'est pas représentatif de la réalité physique, étant donné que le seuil de $DED_{critique}$ a été considéré arbitrairement, l'objectif étant d'illustrer la démarche plutôt qu'un résultat réel. On montre d'ailleurs dans la partie qui suit qu'en changeant le seuil de $DED_{critique}$ on n'obtient pas la surface de fissuration de 7%.

3.5.2.3. Propagation de fissure avec un seuil de $DED_{critique}$ à 2 MJ/m^3

Pour cette étude de cosimulation, le seuil de $DED_{critique}$ est baissé à 2 MJ/m^3 afin de vérifier si la défaillance thermique lorsque l'impédance thermique dépasse le seuil $R_{thseuil}$ est obtenue pour une

surface de fissuration de 7% également. En baissant le seuil de $DED_{critique}$, on remarque dans la figure iii:34 que la propagation de la fissure est activée plus souvent que dans le cas précédent (cf. Figure III:27). Car on remarque que malgré le retrait des éléments du maillage, lorsque le seuil de DED est dépassé, la DED continue de croître avant de repasser sous le seuil de $DED_{critique}$.

A partir de 60 s, la surface de fissuration occupe 25 % de la surface totale de la géométrie du joint d'argent fritté. Or, comme seul un quart de la géométrie est modélisé, cette surface correspond à 100% de la surface du joint d'argent fritté. Une lame d'air occupe toute la surface du joint dans ce quart de géométrie créant ainsi une barrière thermique entre la puce semiconductrice de puissance et le substrat. Afin de voir l'impact de cette lame d'air sur les comportements électrique et thermique, on se réfère à la figure iii:36 et la figure iii:35.

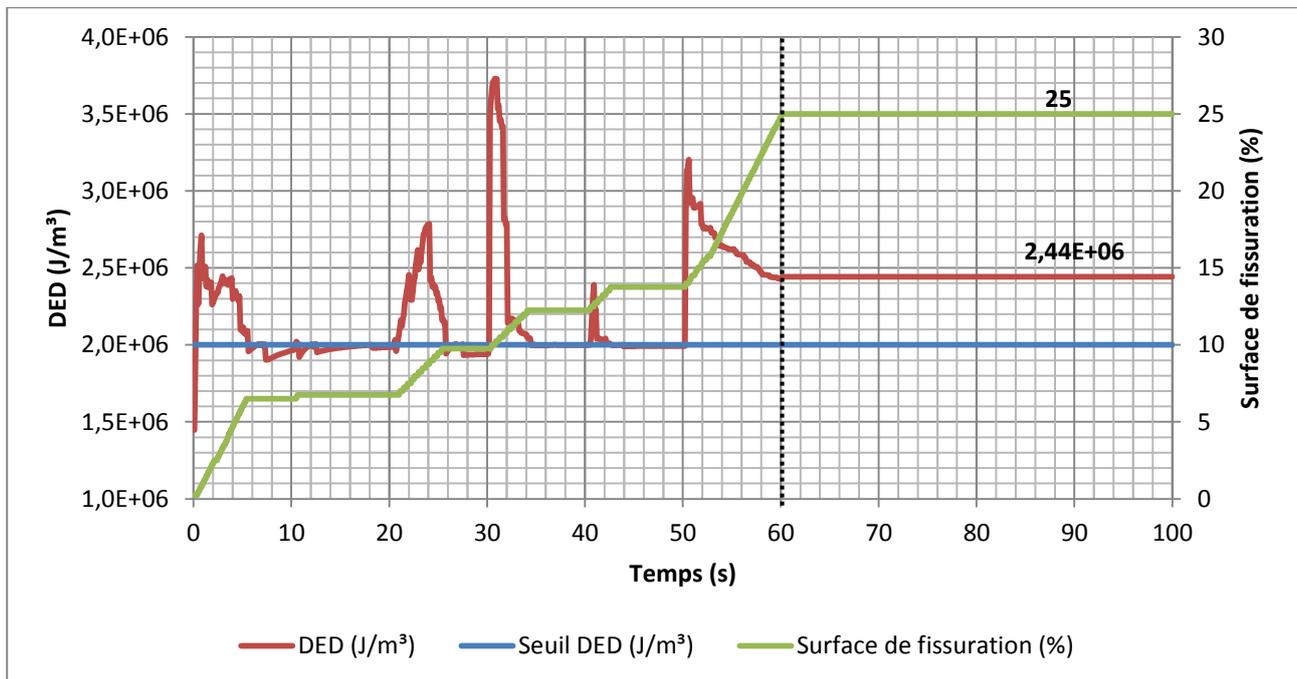


Figure III:34 Variation de la DED (courbe rouge) en fonction du temps par rapport à un seuil de $DED_{critique}$ de 2 MJ/m^3 (droite bleue) induisant une croissance de la surface de fissuration (courbe verte)

En se référant à la figure iii:35, on comprend l'impact de cette lame d'air sur la dissipation thermique de l'assemblage. On note que 9,75 % de surface de fissuration augmente la température du composant en conséquence à 737 K et qu'une surface de fissuration de 13,75 % augmente la température du composant à 1131,78 K. Le composant, l'encapsulant ou les connexions sont certainement détériorés avant d'atteindre ces températures extrêmes. Entre 50 s et 60 s, on remarque que l'assemblage n'arrive plus à se refroidir ; la température se stabilise à 898 K au lieu de 298 K. Au-delà de 60 s, on constate que le composant ne chauffe plus, ceci est explicable par le comportement électrique dans la figure iii:36.

Dans cette figure iii:36, on note que la puissance moyenne passe de 12,5 W au premier cycle thermique à plus de 30 W à partir du second et troisième cycle. Au-delà des 60 s, la puissance est maintenue à 30 W pendant 1 s (le pas de co-simulation), puis elle est ramenée à 1,6 W pendant l'activation du composant JFET. Cette défaillance mécanique impacte ainsi le comportement électrique du composant ainsi que le comportement thermique.

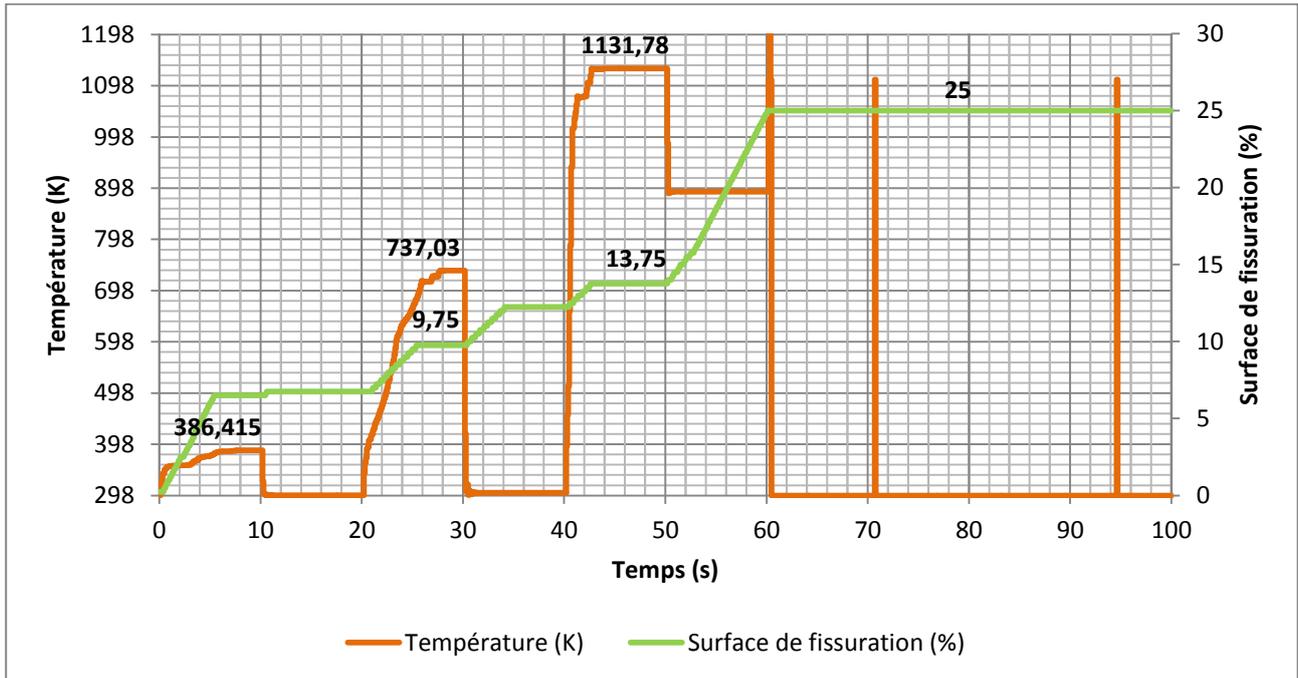


Figure III:35 Variation de la température (courbe orange) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe verte) pour une $DED_{critique}$ de 2 MJ/m^3

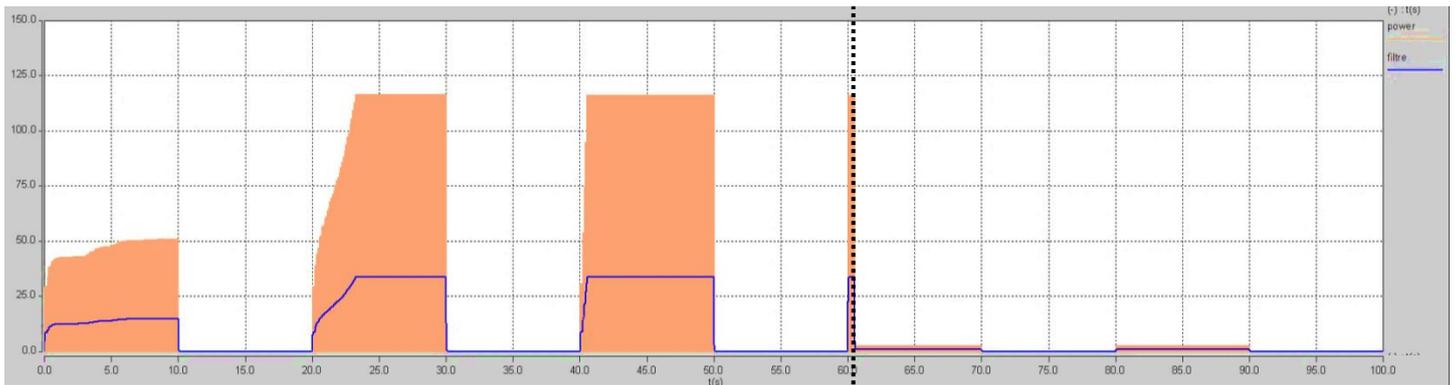


Figure III:36 Variation de la puissance dissipée par le composant lors de la commutation (courbe orange) et de la puissance moyenne (courbe bleue), en watt, pour une $DED_{critique}$ de 2 MJ/m^3

Si on s'intéresse à la détermination de la surface de fissuration lorsque la résistance thermique de l'assemblage dépasse le seuil de 20 % de la résistance thermique initiale, on trace dans la figure iii:37 la variation de l'impédance thermique avec le temps lors de la propagation de la fissure dans le joint.

Notons qu'à partir de 60 s, l'impédance thermique doit être infinie, étant donné que notre algorithme a considéré qu'il y a une rupture totale du joint. De plus la convection non modélisée entre les deux extrémités hors contact séparées d'une dizaine de micromètres (épaisseur d'un élément retiré) fait croître cette résistance thermique.

Dans cette étude, le seuil $R_{thseuil}$ est identique à celui déterminé précédemment vu qu'il s'agit du même assemblage ($R_{thseuil} = 5,62 \text{ K/W}$). Ce seuil est dépassé à 3,8 s, ce qui correspond à une surface de fissuration de 4,5 %. De ce fait, on peut considérer que le module est défaillant dès 3,8 s, dans l'hypothèse que le seuil $R_{thseuil}$ est de 20 % de la résistance thermique initiale de l'assemblage.

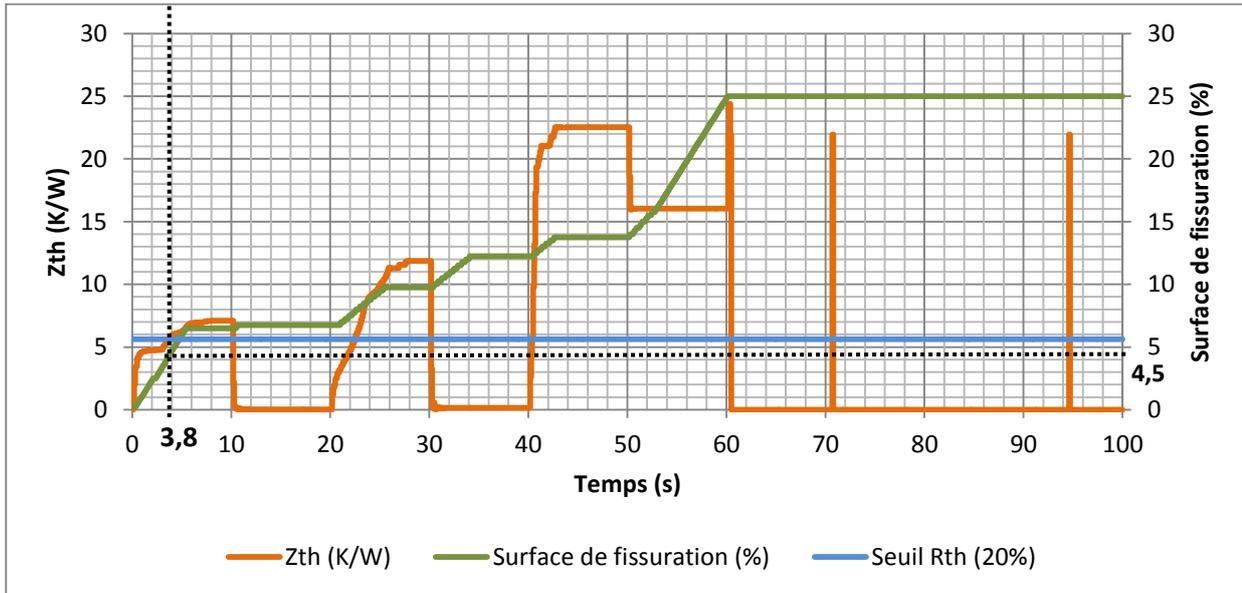


Figure III:37 Variation de l'impédance thermique (courbe bleue) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe rougeverte) pour une $DED_{critique}$ de 2 MJ/m^3

3.5.3. Discussion

Deux différents exemples de cosimulation ont été traités dans cette partie. Avec le premier exemple de cosimulation, on cherchait à identifier l'impact du cyclage actif sur l'accumulation des contraintes. L'auto-échauffement seul du composant semi-conducteur de puissance a permis d'accumuler des contraintes dans l'assemblage ; $DED=3,3 \text{ MJ/m}^3$ pour 5 cycles actifs.

L'autre exemple de cosimulation étudié cherchait à développer l'algorithme de la modélisation de la défaillance liée à la rupture du joint lors du vieillissement électriquement actif du module de puissance (cf. 4.1 - Annexe 1 : Analyse des Modes de Défaillance, de leurs Effets et de leur Criticité (AMDEC) / 4.1.1.3 - Pourcentage de la zone de délaminage). Grâce à la cosimulation et au modèle multi-physique, cet algorithme a permis d'observer l'impact de cette fissure sur le comportement thermique, électrique et mécanique :

- mécaniquement lorsque la résistance thermique de l'assemblage augmente en raison de l'apparition d'une lame d'air dans le joint,
- thermiquement lorsque la température dans l'assemblage augmente en raison de la dégradation de la résistance thermique,
- électriquement lorsque le courant traversant le composant actif augmente en raison de l'augmentation des pertes électriques du composant provenant de l'augmentation de sa température.

D'un côté, la défaillance est décrétée lorsque la croissance de la résistance thermique de l'assemblage dépasse un certain (habituellement pris à 20 %). A ce seuil de résistance thermique, la surface de fissuration à la défaillance est de 7 % de la surface du joint d'argent fritté pour une $DED_{critique} = 2,5 \text{ MJ/m}^3$, et de 4,5 % de la surface du joint pour une $DED_{critique} = 2 \text{ MJ/m}^3$. Durant les 100 secondes du profil modélisés, ce seuil de 20 % n'était pas atteint lorsque $DED_{critique}$ était égale à 3 MJ/m^3 . En effet, en augmentant le seuil de DED pour déclencher une fissure dans le joint, l'apparition de cette dernière serait retardée. De ce fait, pour avoir une bonne estimation de durée de vie et un bon suivi de défaillance, il

serait judicieux de fixer le seuil de $DED_{critique}$ en récupérant cette valeur des essais de vieillissement accéléré expérimentaux. Un exemple est présenté dans la partie qui suit.

D'un autre côté, dans le dernier exemple, en paragraphe 3.5.2.3, on a pu remarquer qu'à partir de 60 s de cosimulation notre modèle de propagation de fissure électro-thermo-mécanique atteint ses limites lorsqu'il n'a plus d'éléments à retirer du quart de la géométrie de l'assemblage. Le comportement qu'on a vu est comme s'il a retiré les éléments dans tout le joint d'argent fritté, supprimant ainsi la liaison thermique (298 K). Car la symétrie dans ANSYS est principalement mécanique en appliquant des déplacements nuls comme conditions aux limites. De même, la liaison électrique est comme retirée avec des puissances de 1 W lors de l'activation du composant après la rupture. Ceci est lié à l'hypothèse que la résistance R_{elec} de contact de l'électrode en face arrière avec le joint a été négligée devant $R_{DS(ON)}$.

Finalement, une amélioration de notre modèle de cosimulation nécessiterait de fixer un seuil de $DED_{critique}$ représentatif de la réalité physique et une prise en compte de la variation de la température dans tous les éléments (diode de roue libre et charge R-L) du circuit électrique. De même, la résistance R_{elec} de contact de l'électrode en face arrière avec le joint doit être déterminée expérimentalement et intégrée dans le modèle électrique.

3.6. Limites de nos algorithmes de cosimulation multiphysique

Comme cité précédemment, la solution de cosimulation proposée présente actuellement quelques limites. Les défis de ce type de modélisation multi-physique sont principalement l'optimisation du temps de calcul et l'optimisation de l'espace de stockage des données.

3.6.1. Limites du temps de calcul et du stockage des données

Dans un premier temps, malgré les grandes différences dans les constantes de temps entre le comportement mécanique du système (plusieurs minutes à plusieurs heures), la thermique du système (des centaines de secondes) et l'électronique de puissance (de la nanoseconde à quelques microsecondes), on essaie de se rapprocher de la constante du temps la plus petite. De ce fait, on se limite à des durée de simulation très courtes (quelques dizaine à quelques centaines de secondes) afin de couvrir la plus petite constante de temps et de ne pas perdre en précision de calcul (notamment vis-à-vis des variations électriques).

Les exemples de cosimulation qui ont été présentés précédemment en paragraphe 3.5.2, ont été exécutés sur une machine de calcul à un processeur **Intel® Xeon® CPU E5-2630 v2**, intégrant **24** cœurs de calcul (CPU), à une fréquence de **2.60 GHz**, avec une architecture du système d'exploitation à **64 bits**. Cette machine possède également **128 Go** de mémoire vive (*Random Access Memory* - RAM). Pour exécuter **100 s** de cosimulation, le temps de calcul final avoisine les **8 heures** de calcul pour un pas de cosimulation fixé à **1 s** pour ANSYS et Saber. Durant ces 8 heures, 100 échanges de données ont eu lieu entre les modèles d'ANSYS et de Saber. Ce temps de calcul est majoritairement occupé par ANSYS, vu que Saber a été en attente après chaque pas de calcul – cf. paragraphe 3.4.3. Le modèle thermo-mécanique d'ANSYS comporte un maillage **3525** éléments et **16404** nœuds, ce qui relativement négligeable devant les centaines de milliers d'éléments de maillage qu'on peut avoir pour un modèle d'un module de puissance complet.

Ces mêmes exemples de cosimulation ont été réalisés sur un ordinateur portable ayant un processeur **Intel® Core™ i5-4310M CPU**, intégrant **4** cœurs de calcul (CPU), à une fréquence de **2.70 GHz**, avec une architecture du système d'exploitation à **64 bits**. Cette machine possède également **8 Go** de mémoire vive (*Random Access Memory* - RAM). Pour exécuter **100 s** de cosimulation, le temps de calcul final avoisine les **10 heures** de calcul pour un pas de cosimulation fixé à **1 s** pour ANSYS et Saber. Il s'agit du même modèle thermo-mécanique d'ANSYS comportant un maillage **3525** éléments et **16404** nœuds.

Une autre limite de la solution de cosimulation proposée est l'espace disque occupé par les données des simulations électriques (Saber) et thermo-mécanique (ANSYS). Cette limite vient principalement des logiciels (Saber et ANSYS) choisis pour la cosimulation, qui sont connus pour être gourmands en ressources disques. L'espace de stockage occupé est de l'ordre de **17 Go** dans les deux cas de calcul (avec **Intel® Xeon®** et **Intel® Core™ i5**).

Ceci dit pour modéliser un profil de mission d'une durée d'une heure (**3600 s**), ceci nécessite 288 heures de calcul (**12 jours**) et **612 Go** d'espace de stockage sur la machine de calcul **Intel® Xeon®**. Ce qui rend impossible la tâche **de réaliser une simulation sur une longue durée (profil de vol de 3 heures) avec une prise en compte la variation des paramètres des matériaux au cours du vieillissement** à cause des moyens de calcul et de stockage dont on dispose actuellement.

3.6.2. Placement du seuil de $DED_{critique}$

Si on souhaite modéliser du cyclage actif, on a pu remarquer dans la partie 3.5 que le choix du seuil $DED_{critique}$ est crucial dans le déclenchement des fissures et de la détermination de la surface de délaminage obtenue à la défaillance. Selon ces études, on a noté que plus élevé est ce seuil, moins rapidement la fissure va se propager (2,5 % de surface de fissuration pour $DED_{critique} = 3 \text{ MJ/m}^3$, 8,5% de surface de fissuration pour $DED_{critique} = 2,5 \text{ MJ/m}^3$ et rupture à 25 % de surface de fissuration pour $DED_{critique} = 2 \text{ MJ/m}^3$).

De ce fait, pour se rapprocher de la réalité, il est judicieux de placer ce seuil de $DED_{critique}$ à quelques GJ/m^3 , pour un cyclage des centaines de cycles actifs, au lieu de quelques MJ/m^3 . En le plaçant ainsi, notre algorithme de propagation de fissure pourra se comporter différemment à cause de l'importante accumulation des contraintes dans les matériaux durant tous ces cycles avant d'atteindre le seuil de $DED_{critique}$.

Par exemple, lors des essais de vieillissement passif accéléré, des cycles thermiques passifs entre $-40 \text{ }^\circ\text{C}$ et $+125 \text{ }^\circ\text{C}$ ont été effectués à l'IMS sur un assemblage puce en Si frittée avec un joint d'argent fritté à un substrat DBC (à céramique en Al_2O_3) [164]. La dérive de 20 % de la résistance thermique a été détectée après 6000 cycles, ce qui correspond à une valeur de DED égale à $6 \times 10^9 \text{ J/m}^3$. Un tel niveau de $DED_{critique}$ devrait être utilisé pour avoir une bonne estimation de durée de vie et une fidèle représentation d'une rupture réelle de joint.

3.6.3. Convenance de la cosimulation pour une puissance moyenne constante

Une autre limite de la solution de cosimulation est la mise en question de son utilité lorsque l'injection des pertes électriques est constante durant toute la durée de la cosimulation. Cette opération peut être réalisée d'une manière simplifiée en calculant les pertes dans le modèle électrique. Ensuite, ces pertes sont injectées dans le modèle thermo-mécanique (avec la commande **HGEN** – pour « Heat GENERation rate » –

en **APDL**). Ce qui revient à supprimer la liaison entre le modèle thermique et le modèle électrique, comme le montre la figure iii:38, en reprenant la méthodologie de cosimulation qu'on a présenté en paragraphe 3.3.

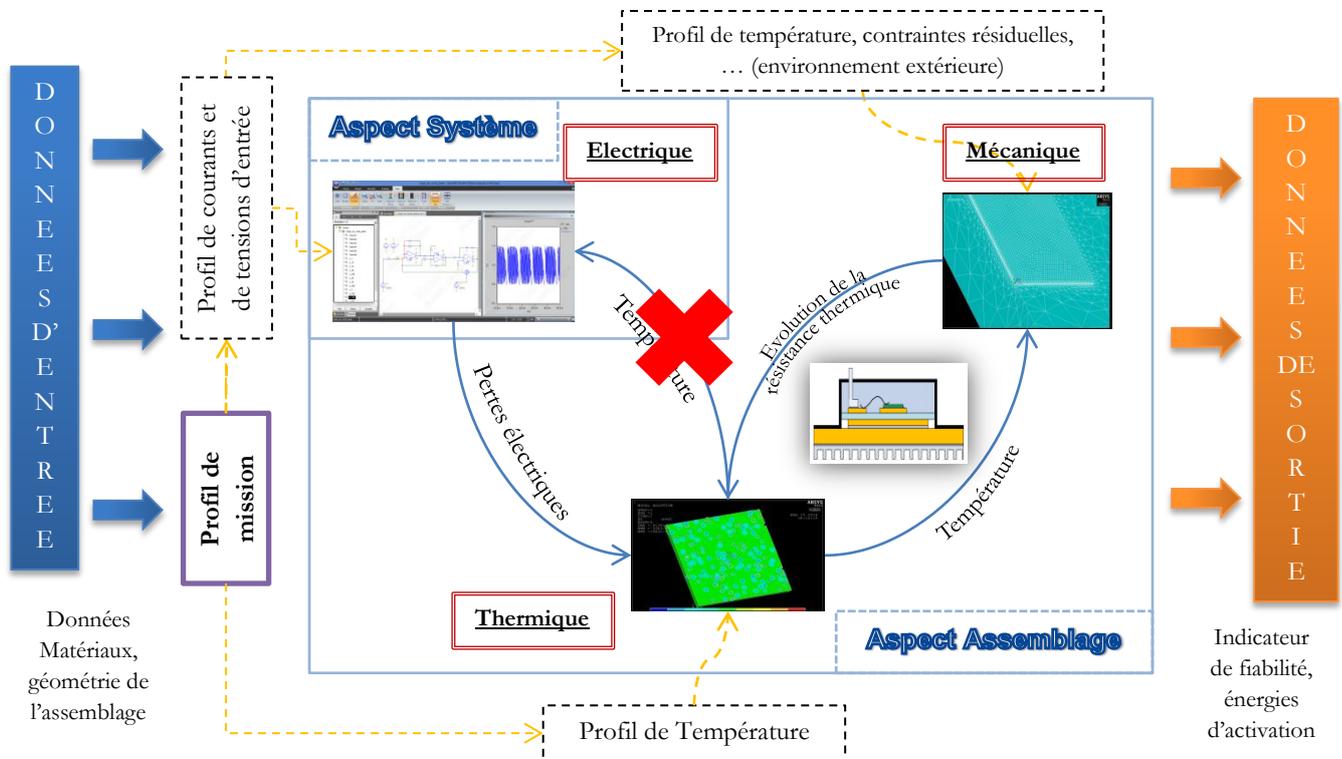
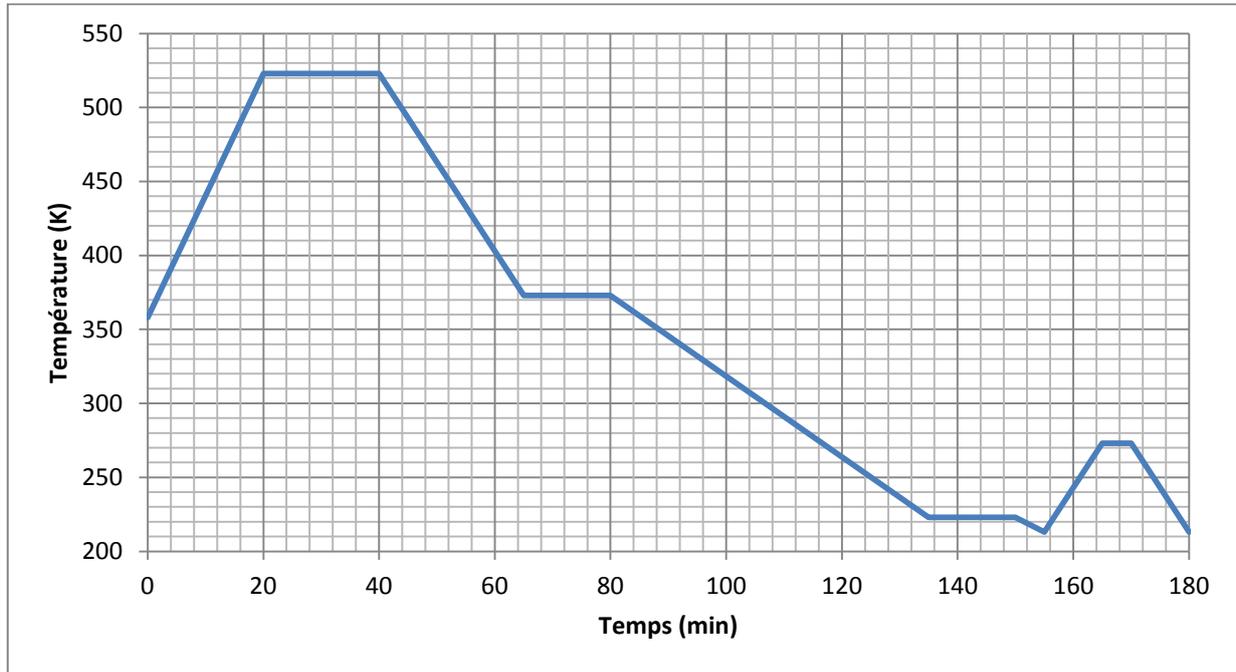


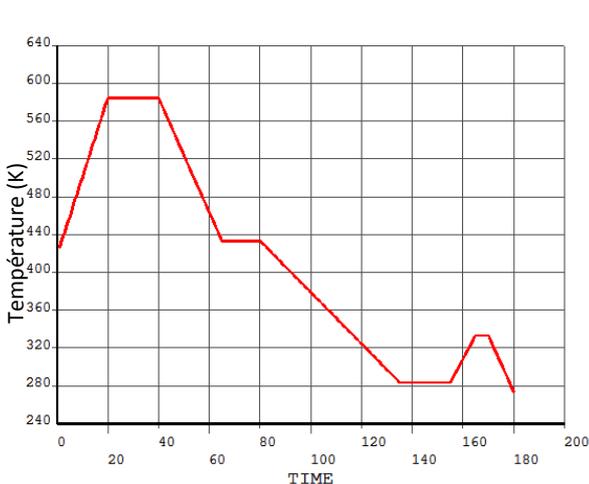
Figure III:38 Reprise de la méthodologie de la cosimulation électro-thermo-mécanique pour de constantes pertes électriques

L'exemple qui suit dans la figure iii:39, présente une injection des pertes électriques d'une puissance de 12 W dans le modèle thermo-mécanique : Cette puissance est déduite des calculs électriques dans les exemples de la partie 3.5. En plus de l'autoéchauffement, un profil thermique est appliqué comme condition thermique d'environnement sur l'assemblage. Ce profil est similaire au profil de mission de l'application nacelle (cf. figure II:8), variant entre 523 K et 213 K, réduit sur une échelle de temps jusqu'à 180 s. Cet exemple n'est en aucun cas représentatif d'un vrai profil de mission, mais le but est d'illustrer la variation de la température dans la puce semi-conductrice de puissance en injectant une puissance constante directement dans le modèle thermo-mécanique.

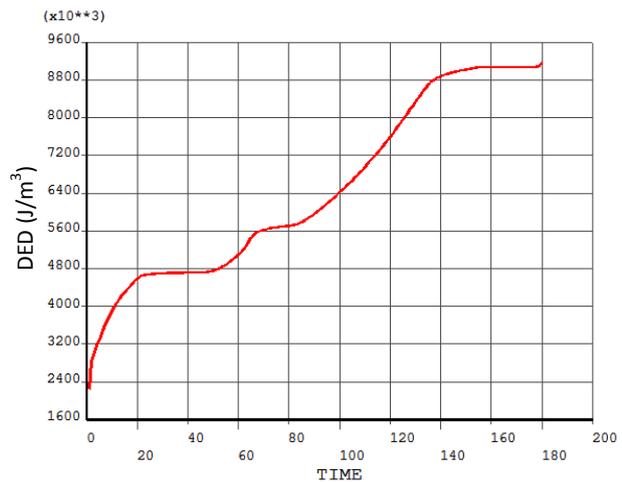
D'après la figure iii:39, on remarque que l'autoéchauffement provoque une croissance constante de la température de 60 K. Cette variation de température est identique en passant par la passerelle de cosimulation ou bien en injectant directement la puissance dans le modèle thermo-mécanique (figure iii:39 – (b)). De même, la même accumulation de DED (figure iii:39 – (c)) est observée pour les deux stratégies de simulation. Finalement, la cosimulation n'est pas appropriée à ce type de modélisation où la puissance reste constante.



(a) : Profil de mission de l'application nacelle thermique pendant 180 min entre +250 °C (523 K) et -60 °C (213 K) avec un autoéchauffement du composant pour pertes électriques de 12 W



(b) : Résultat thermique de l'auto-échauffement (pertes électriques de 12 W) et de la température de l'environnement (profil thermique réduit à 180 s) (avec et sans cosimulation)



(c) : Evolution de la DED avec le profil thermique en (b) (avec et sans cosimulation)

Figure III:39 Injection de 12 W en continue dans un composant semiconducteur de puissance lors d'une variation thermique (a) engendrant une croissance de la température (b) et une accumulation de DED (c)

3.7. Apport de la cosimulation et de la plateforme proposée dans l'étude de la robustesse

Malgré les quelques limites de notre solution de cosimulation, rappelons que la modélisation multiphysique intervient principalement lors de la conception et du développement des démonstrateurs de modules de puissance avant la commercialisation. Elle est donc une partie importante intervenant aux différentes phases du cycle en « V » du processus du développement d'un module de puissance (cf. figure i:27).

Pour les industriels qui développent des équipements et des systèmes électriques, le besoin en simulation multiphysique est justifié surtout pour aboutir à une représentation réaliste des modèles numériques prenant en considérations les aspects :

- Thermique : conduction, rayonnement, convection,
- Electrique : calcul des pertes, surtensions, surintensités,
- CEM : calcul des courants du mode commun et différentiel, immunités des émissions rayonnées,
- Contrôle/commande : simulation des lois de commandes MLI (PWM), implémentation temps réel,
- Mécanique : CAO, impact de vibration, impact des contraintes mécaniques.

L'appel à la cosimulation a pour objectif de déterminer l'impact de plusieurs physiques (ici trois : électrique, thermique et mécanique) des unes sur les autres. Cette modélisation multi-physique permet ainsi d'améliorer la conception en prenant en compte ces trois phénomènes physiques. Afin d'aller plus loin dans cette étape de conception, les études de compatibilité électromagnétique sont nécessaires car souvent ces modules de puissance sont à proximité des machines tournantes (actionneurs) d'un côté et des cartes de commandes de l'autre côté.

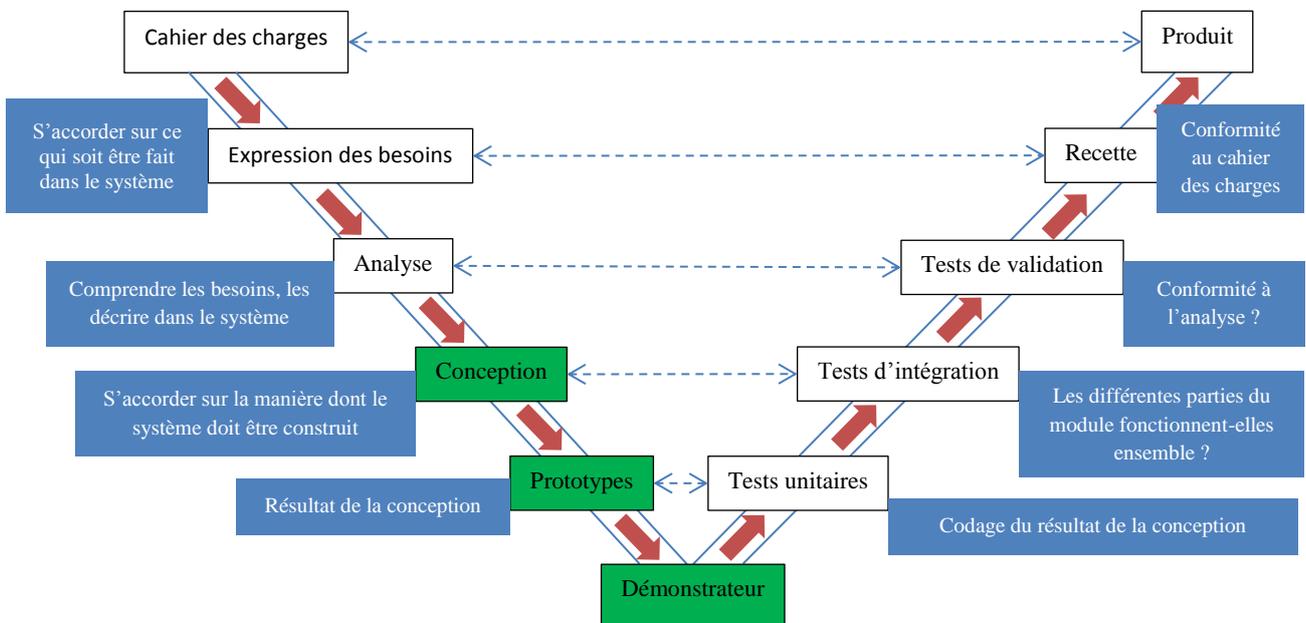


Figure III:40 Cycle en « V » pour le développement des modules de puissance. En vert sont signalées les phases où la modélisation multiphysique peut intervenir

Néanmoins, la simulation présente en règle générale quelques avantages et inconvénients. Parmi les inconvénients, on cite :

- Le coût des mesures expérimentales pour créer une base de données avec les propriétés matériaux pour le modèle numérique.
- Afin de modéliser et de simuler une situation, une compréhension approfondie de cette situation est nécessaire, avec une prise de conscience de tous les facteurs impliqués dans l'étude. Si la situation d'étude n'est pas comprise, il n'est pas possible de créer la simulation.

Parmi les avantages, on cite :

- La possibilité d'éviter le danger des expérimentations et des pertes de vie surtout lorsqu'il s'agit des tests électriques de hautes tensions et de forts courants,

- La possibilité d'étudier plusieurs profils de mission avec plusieurs configurations de conception pour évaluer un produit [165],
- Les situations critiques peuvent être étudiées sans risque,
- Les simulations peuvent être accélérées afin d'étudier les comportements physiques facilement sur une longue période,
- Les simulations peuvent être ralenties pour étudier le comportement local de plus près, dans des zones d'études très sensibles.

A ces avantages bien connus, les exemples de cosimulation traités précédemment, permettent de relever quelques avantages supplémentaires de la cosimulation dans l'étude de la robustesse des assemblages de puissance.

3.7.1. Prise en compte des pertes électriques en temps réel & comparaison entre un cyclage actif et un cyclage passif

Dans les exemples de cosimulation en 3.5, les pertes électriques sont communiquées au modèle thermo-mécanique en temps réel. Lors du choix de la passerelle de cosimulation, le choix de **CosimMate** a été fait par rapport à Simplorer car ce dernier ne permet pas **d'échanger les données** d'une manière **synchrone**.

Dans la figure iii:41 et la figure iii:42, on compare deux modèles ; l'un est thermo-mécanique et l'autre est électro-thermo-mécanique. Le premier évalue l'impact de la température de l'environnement extérieur sur l'accumulation de la DED dans le joint de l'assemblage, alors que le second fait intervenir les pertes électriques (d'une valeur de 12 W) provoquant un auto-échauffement faisant croître la température de l'assemblage à laquelle s'ajoute la température de l'environnement extérieur.

L'auto-échauffement issu des pertes électriques provoque une croissance monotone de la température de 60 K (± 5 K) (comme vu en paragraphe 3.6.3) par rapport à un modèle thermo-mécanique ne faisant intervenir que la température extérieure.

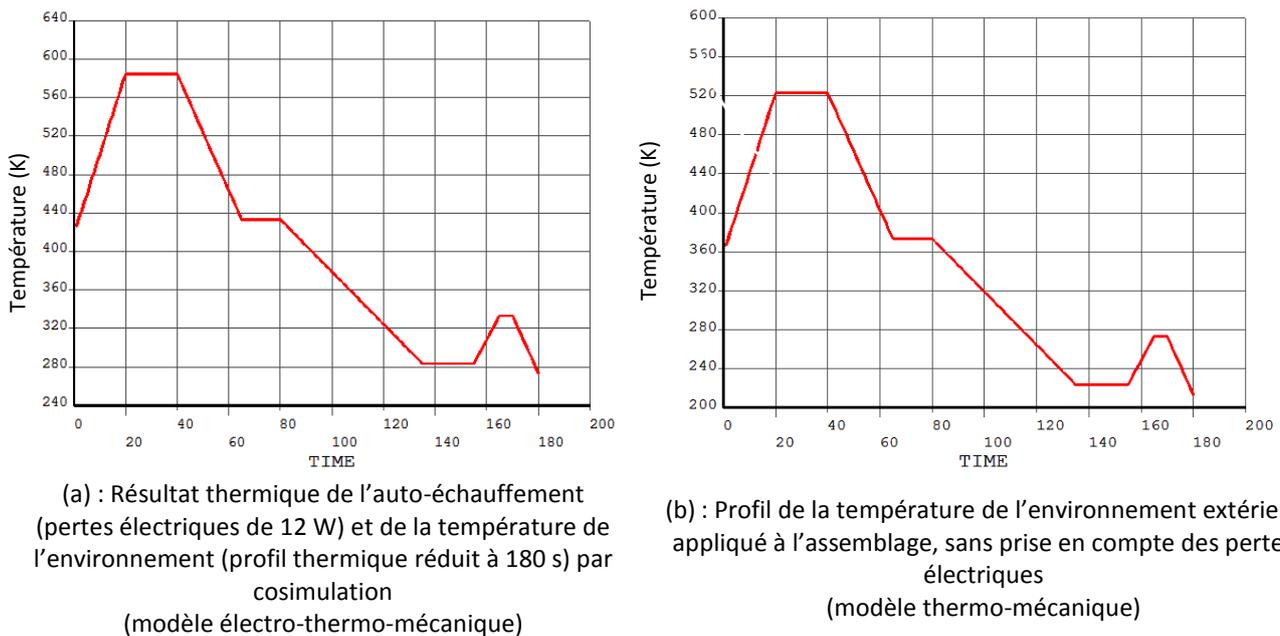
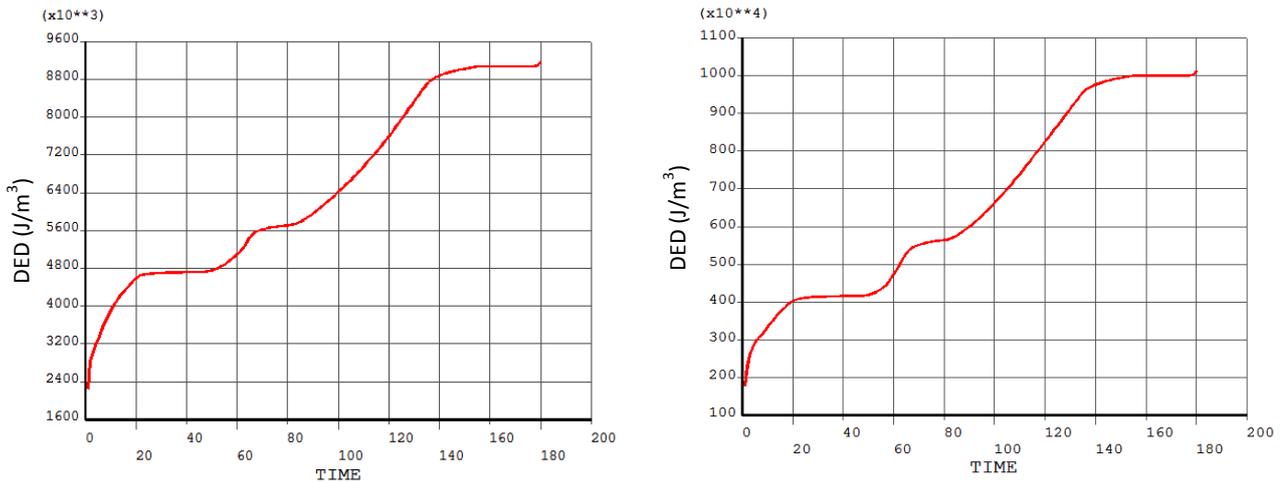


Figure III:41 Comparaison Injection de 12 W en continu dans un composant semiconducteur de puissance lors d'une variation thermique (a) engendrant une croissance de la température (b) et une accumulation de DED (c)

D'après la figure iii:42, la température de l'environnement extérieur provoque une accumulation de la DED (figure iii:42 – (b)) de l'ordre de 10 MJ/m^3 . Alors que l'auto-échauffement accumulé à la température de l'environnement extérieur provoque une accumulation de DED de l'ordre de $9,16 \text{ MJ/m}^3$. Cet écart de DED est dû à l'écart de température basse ; 223 K ($-50 \text{ }^\circ\text{C}$) pour le profil thermo-mécanique et 280 K ($+6.85 \text{ }^\circ\text{C}$) pour le profil électro-thermo-mécanique). Comme la température de référence des deux modèles est fixée à 523 K ($+250 \text{ }^\circ\text{C}$), le profil électro-thermo-mécanique engendre ainsi moins de contraintes étant donné que l'auto-échauffement empêche d'avoir des températures négatives (en celsius).



(a) : Evolution de la DED pour le modèle électro-thermo-mécanique en cumulant la température de l'auto-échauffement et la température de l'environnement extérieur

(b) : Evolution de la DED pour le modèle électro-thermo-mécanique en considérant la température de l'environnement extérieur

Figure III:42 Comparaison des DEDs entre un modèle électro-thermo-mécanique et un modèle thermo-mécanique lors de la variation de la température de l'environnement entre $+250 \text{ }^\circ\text{C}$ (523 K) et $-60 \text{ }^\circ\text{C}$ (213 K)

Avec la cosimulation, il est possible de comparer le comportement de l'assemblage entre un cyclage actif (vieillessement électro-thermo-mécanique, présenté en paragraphe 3.5.1) et un cyclage passif (vieillessement thermo-mécanique, présenté en paragraphe 2.1.4).

Lors du cyclage actif reproduit par la cosimulation, la variation de la DED dans la figure iii:21 indique une croissance de cette DED de 400 J/m^3 pour un cycle électrique d'une durée de 2s. En même temps, dans la partie 2.1.4, la DED est calculée pour un profil de mission thermique dans l'application « nacelle » (le profil 4 dans la figure ii:8). Cette DED est de $2,9 \times 10^4 \text{ J/m}^3$ pour une durée de profil de mission de 2 heures (cf. Tableau II:11). De plus, la DED est calculée pour un cyclage passif qui reprend les mêmes amplitudes thermiques que le profil de mission (de $-55 \text{ }^\circ\text{C}$ à $+250 \text{ }^\circ\text{C}$). Cette DED est de 10^6 J/m^3 pour une durée de cyclage de passif d'une heure.

Le travail mécanique de l'assemblage suite à une charge thermique (cyclage passif) ou thermo-électrique (cyclage actif), pendant une durée d'une seconde, montre que le cyclage actif et le cyclage passif représentent de différentes quantités d'énergies emmagasinées dans le joint (40 % d'écart entre les deux cyclages cf. tableau iii:5).

Profil	Cyclage actif	Profil de mission de l'application nacelle	Cyclage passif (VRT)
Physiques	Electrique – Thermique – Mécanique	Thermique – Mécanique	Thermique – Mécanique
DED (J/m^3)	400	2.9031×10^4	10^6
Durée (s)	2	7200	3600
DED/seconde ($J/m^3/s$)	200	4	278

Tableau III:5 Comparaison entre un cyclage actif et un cyclage passif

Ces deux types de cyclages (passif et actif) ne peuvent pas être comparés car en réalité, lors du cyclage actif, la défaillance apparaît en premier dans le composant de puissance et non pas dans le joint. De ce fait, chaque type de cyclage fait apparaître des défaillances différentes ; à savoir la puce semi-conductrices lors du cyclage actif et le joint ou le substrat lors du cyclage passif.

Finalement, avec la solution de cosimulation proposée dans ces travaux, il est possible de modéliser ces deux types de cyclages séparément et d'intégrer les modes de défaillances appropriés à chaque type de vieillissement. Par contre, pour pouvoir comprendre l'intérêt du cyclage actif, il est utile d'ajouter à la cosimulation un logiciel de modélisation du composant semi-conducteur. Cet ajout permettra de modéliser les défaillances rencontrées dans le composant lui-même et donc de simuler pleinement l'impact d'une cyclage électriquement actif.

3.7.2. Suivi d'une défaillance électriquement, thermiquement et mécaniquement à la fois

Un autre avantage de la cosimulation est la mise au point d'un suivi électrique d'une défaillance mécanique. Lors de la défaillance, on note une variation des paramètres électriques, mécaniques et thermiques. Avec un indicateur de suivi du vieillissement, comme la dérive de la résistance thermique de l'assemblage, l'impact d'une défaillance peut être plus important sur les paramètres électriques que sur les paramètres mécaniques ou thermiques. De ce fait, ceci nécessite un couplage entre plusieurs indicateurs de fiabilité, liés aux plusieurs domaines de la physique, afin de pouvoir détecter la défaillance le plus tôt possible.

En général, on considère qu'un assemblage est défaillant lorsque l'un des indicateurs de suivi de fiabilité dérive de plus de 20 %. Dans la figure iii:43, on note que le seuil de 20% de croissance de R_{th} est atteint à 3,5 s. A cet instant, la variation de la température et des pertes électriques sont relevées dans le tableau iii:6. La variation de la température est de 11,2 % lorsque la variation des pertes électriques (notamment le courant) est de 25,2 %. En plus, dans la figure iii:44, on déduit la surface de fissuration de 9% à 3,5 s.

Finalement, dans notre cas d'étude, une fissuration de 9% engendre une importante croissance des pertes électriques de 25.2 %. Ce qui nous permet d'envisager d'avoir un suivi électrique d'une rupture électrique en plaçant un capteur à proximité du composant : une sonde thermique sur la puce ou bien un capteur de courant, par exemple. Ce dernier doit être plus sensible que le capteur thermique car les variations électriques sont deux fois plus importantes. Reste à savoir comment et où placer ces sondes dans l'assemblage.

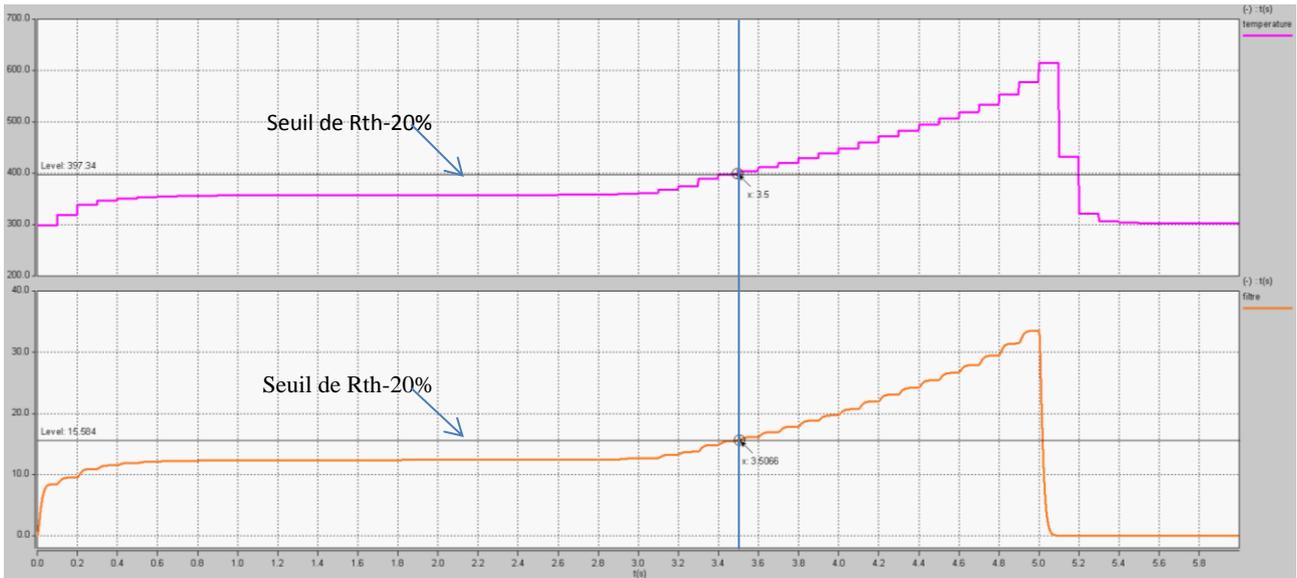


Figure III:43 Variation de la température (en rose) et des pertes électrique (en orange) dans la puce JFET avec le seuil critique de Rth de 20 %

	Température (K)	Résistance thermique (K/W)	Puissance (W)
En stationnaire	357,34	4,76	12,448
Après défaillance (à 3,5 s)	397,34	5,7	15,584
Pourcentage d'écart (%)	11,2	20	25,2

Tableau III:6 Variation de la température, de la résistance thermique et des pertes électriques dans la puce JFET

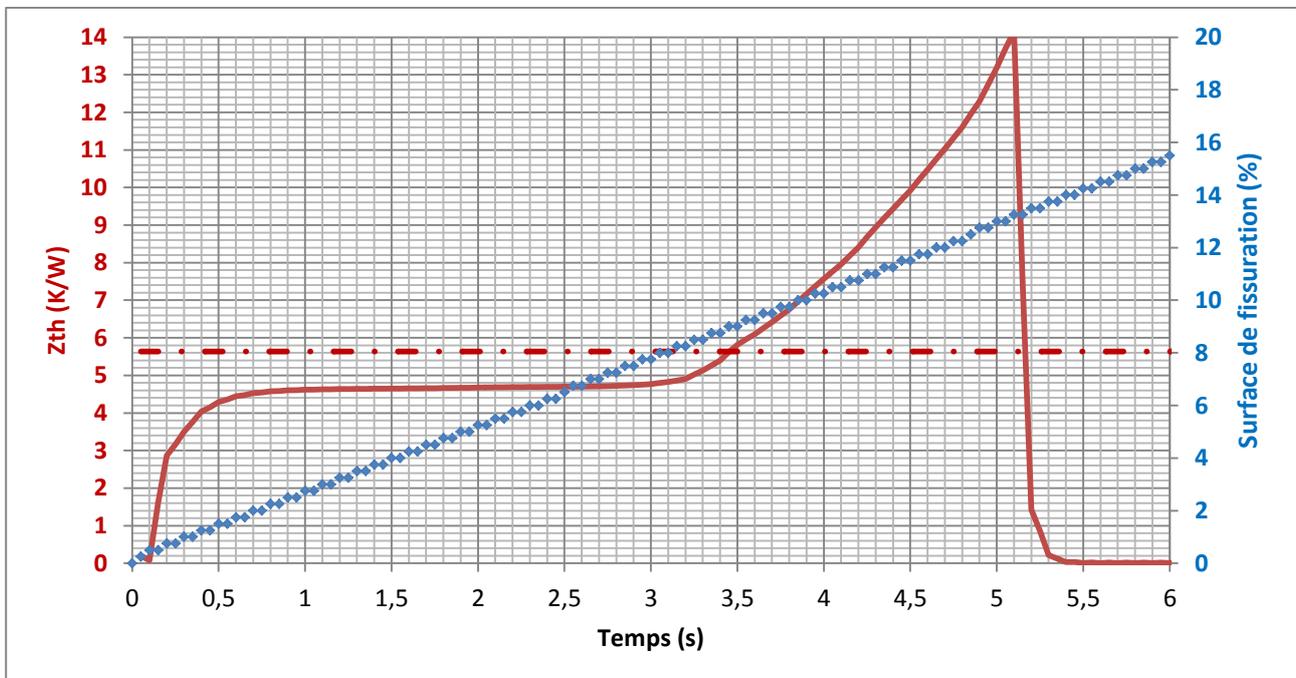


Figure III:44 Variation de la résistance thermique (courbe rouge) en fonction du temps par rapport à la croissance de la surface de fissuration (courbe bleue)

3.7.3. Relier plusieurs logiciels avec chacun son pas de calcul adéquat

In fine, la plate-forme de cosimulation proposée avec CosiMate permet d'utiliser différents logiciels et de les coupler entre eux. Dans notre cas, Synopsys Saber, pour des simulations en électronique de puissance en 1D, et Ansys MAPDL, pour la modélisation thermique et mécanique en 3D, ont été couplés sur le bus de cosimulation. La solution proposée permet ainsi de coupler des logiciels en 1D avec des logiciels en 2D ou en 3D.

En outre, chaque domaine de la physique a son propre temps caractéristique. Les ordres de grandeur des temps caractéristiques sont d'une dizaine de millisecondes pour le modèle électrique, de quelques secondes pour le modèle thermique et de quelques minutes pour le modèle mécanique. En utilisant cette méthode de cosimulation, on peut utiliser chaque simulateur avec son pas de temps dédié. Le pas de temps de synchronisation doit être réglé soigneusement pour avoir le bon compromis entre ces temps caractéristiques. En général, le pas de synchronisation est réglé au temps caractéristique le plus petit afin de gagner en précision de calcul.

Nos applications ont montré que la cosimulation est très pratique pour la création de nouveaux flux de travail impliquant plusieurs phénomènes physiques à différents niveaux d'abstraction. D'une façon générale, un niveau d'abstraction donnant une bonne vision générale du système ne fournira que peu de détails sur le système étudié, tandis qu'un niveau d'abstraction décrivant avec précision des détails des phénomènes physiques ne donnera que la vision d'une partie du système. La polyvalence de logiciels, dans la solution de cosimulation apportée, est un atout pour intégrer de nouvelles solutions ou versions logicielles, ainsi que des sous-modèles nouveaux ou mis à jour dans une perspective d'amélioration continue. L'étude d'un assemblage de puissance n'est pas une fin en soi; un objectif plus large est de réaliser des études de fiabilité, y compris avec une approche statistique.

3.8. Perspectives de cosimulation

On présente dans cette partie deux perspectives essentielles pour la suite de ces travaux. La première concerne l'optimisation du temps de calcul qui représente une limite de la solution apportée. Et la seconde perspective concerne l'ajout de l'aspect semi-conducteur du composant.

3.8.1. Optimisation du temps de calcul et de l'espace de stockage

Une autre perspective des travaux réalisés est un travail sur l'optimisation du temps de calcul lorsqu'on travaille avec des plate-formes multi-logiciels. Il faudrait essayer de trouver le compromis entre les différents pas de temps des différents logiciels et les différents temps caractéristiques des physiques étudiées. Dans les exemples de cosimulation traités dans ce chapitre, on a pu noter que pour exécuter **100 s** de cosimulation, le temps de calcul final avoisine les **8 heures** de calcul pour un pas de cosimulation fixé à **1 s** pour ANSYS et Saber.

Afin de réduire ce temps de calcul, on peut envisager d'augmenter le pas de synchronisation lorsqu'on est dans un état stationnaire des variations thermiques ou électriques. Ensuite, lorsqu'un changement des données suivies est détecté, le pas de synchronisation est réduit. Il s'agit ainsi de créer un pas de cosimulation variable qui s'adapte en fonction de l'évolution des signaux suivies (température et pertes électriques).

La figure iii:45 reprend l'exemple de cosimulation dans le paragraphe 3.5.2.2. Selon cette figure, on peut envisager d'avoir un grand pas de temps de synchronisation jusqu'à 60 s, d'une durée de cinq secondes par exemple. En effet, jusqu'à 60 s, la température et la puissance sont constantes pendant la phase active (cf. respectivement figure iii:28 et figure iii:31). Ensuite, on peut réduire ce pas de temps de synchronisation entre 60 s et 70 s, en le fixant par exemple à 1 s (le pas actuel avec lequel la cosimulation a été effectuée). Entre 60 s et 70 s, on observe une croissance de température et des pertes électriques. Finalement, au-delà des 70 s, le pas de cosimulation peut être augmenté à 5 s quand la température se stabilise à 380,8 K et les pertes électriques se stabilisent à 14,3 W.

Comme l'exemple ici présenté a été exécuté en 8 heures avec un pas de cosimulation d'une seconde. Pour le profil de 100 s étudié ceci correspond à 100 étapes de synchronisation au total espacées de 4,8 minutes chacune. En admettant un pas de cosimulation variable comme expliquer précédemment, on peut avoir jusqu'à 28 étapes de synchronisation. Comme le pas de calcul dans ANSYS est fixé égal au pas de synchronisation de la cosimulation (cf. paragraphe 3.4.3), chaque étape de calcul (« step ») dans ANSYS va ainsi avoir une durée variable (entre 1 s et 5 s), mais dont son exécution restera toujours dans un délai aux alentours des 4,8 minutes par étapes. Finalement, avec ce pas variable, on se retrouve avec un calcul qui dure 2,24 heures au lieu de 8 heures.

En revanche comme l'espace de stockage dans Saber est indépendant du temps de synchronisation, seul ANSYS occuperait moins d'espace disque car il aurait fait 28 sauvegardes durant ces 28 étapes au lieu des 100 sauvegardes réalisées précédemment. Cette sauvegarde d'ANSYS concerne toutes les données à l'instant de la synchronisation. En augmentant la durée entre chaque synchronisation, on sauvegarde ainsi moins de données thermo-mécanique dans ANSYS, occupant ainsi moins d'espace disque. Par contre, malheureusement ce gain sur l'espace disque ne peut pas être actuellement chiffré.

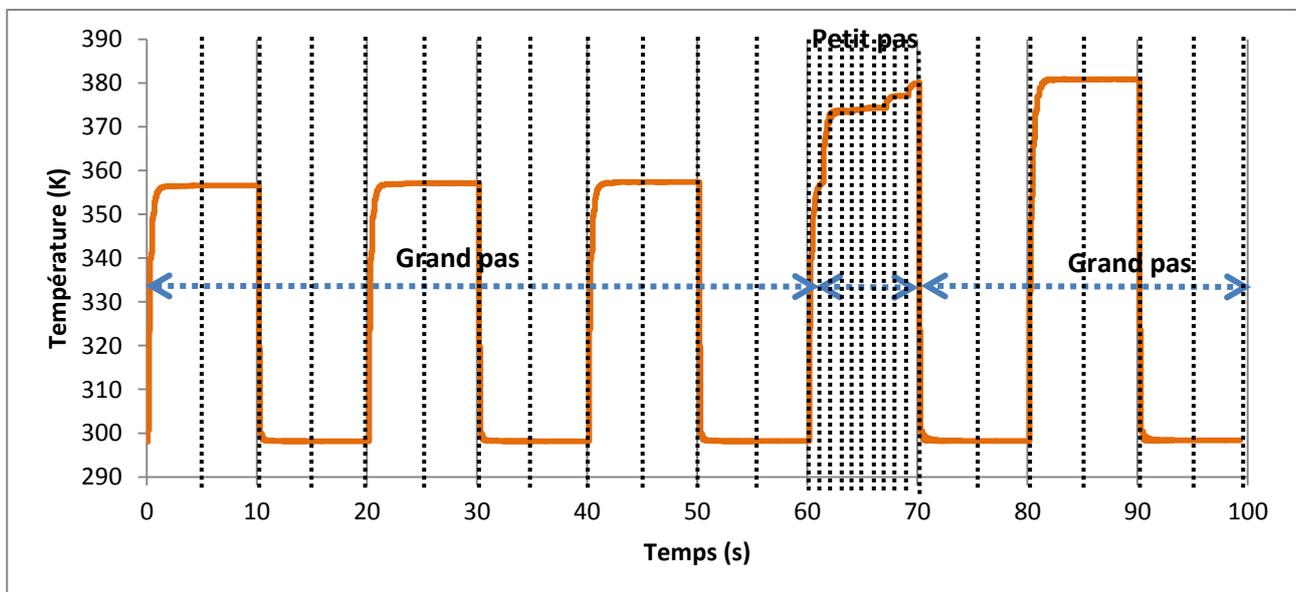


Figure III:45 Variation de la température (courbe orange) étudiée en §3.5.2.2, avec en pointillé les instants de synchronisations espacés d'un grand pas (de 5 s) entre 0 s et 60 s, d'un petit pas (de 1 s) entre 60 s et 70 s et d'un grand pas (de 5 s) entre 70 s et 100 s

3.8.2. Vers une méthode de cosimulation intégrant l'aspect semi-conducteur du composant électronique

D'après les études menées en paragraphes 3.5, on remarque qu'on ignore le comportement du composant lors des variations électriques, thermiques et mécaniques. De ce fait, on reprend la méthodologie de cosimulation définie dans la figure iii:4, en ajoutant le modèle semi-conducteur du composant comme présenté dans la figure iii:46. Cet ajout consiste à identifier les possibles liaisons entre le modèle du semi-conducteur et les autres modèles électriques, thermiques ou mécaniques déjà mis au point.

Dans cette méthodologie de cosimulation, les caractéristiques électriques sont recalculées à chaque changement de température. La figure iii:47 présente le calcul du courant traversant un IGBT à partir du collecteur en fonction de la tension de grille pour deux températures (300 K et 425 K) ; ce calcul est réalisé dans le logiciel Sentaurus. De ce fait, une dérive thermique implique une dérive des caractéristiques électriques du composant qui seront par la suite réintroduites dans le modèle électrique Saber. Cette boucle thermo-électrique est représentée en liaisons de couleur verte dans la figure iii:46. En même temps, une autre boucle électro-mécanique peut être introduite (liaison rouge dans la figure iii:46), elle représente l'introduction des contraintes mécaniques dans le modèle du semi-conducteur. L'impact de ces contraintes mécaniques reste néanmoins faible sur les caractéristiques électriques du semi-conducteur. En revanche, avec le modèle du semi-conducteur, il est possible de calculer les contraintes du procédé de fabrication des puces semi-conductrices [166] qui viendront s'ajouter aux contraintes résiduelles du procédé d'assemblage.

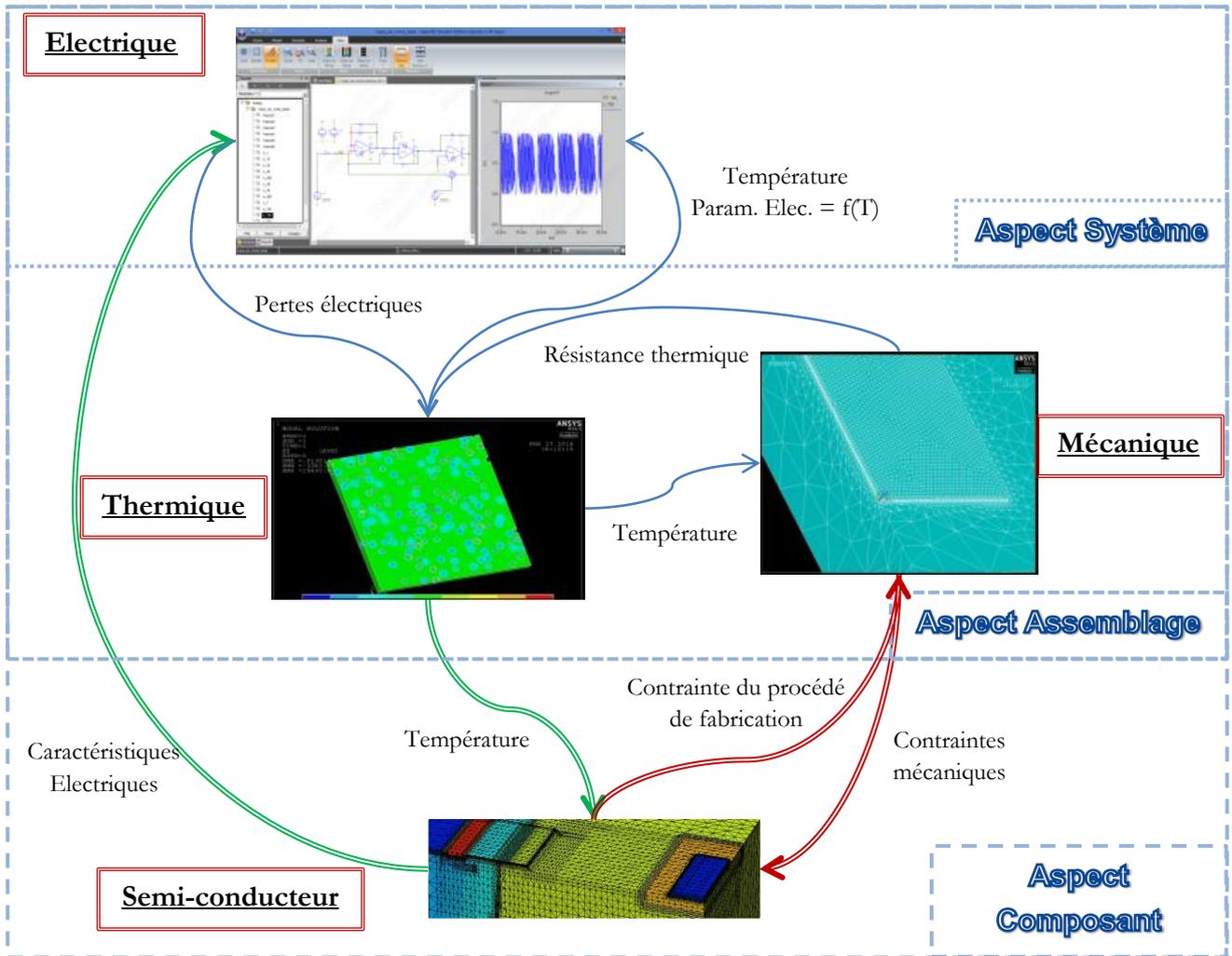


Figure III:46 Méthodologie de la cosimulation électro-thermo-mécanique avec prise en compte des aspects semi-conducteur

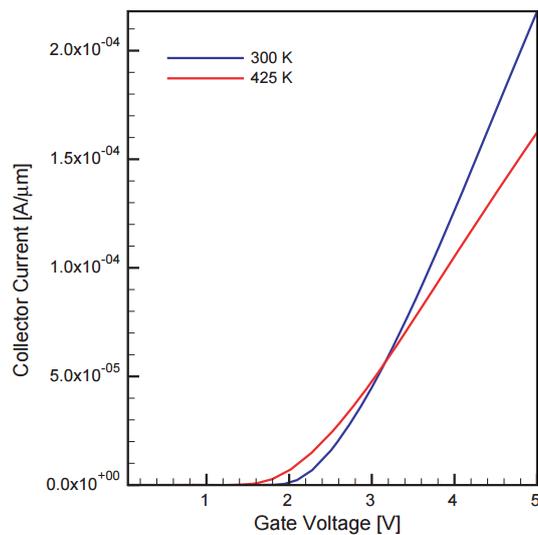


Figure III:47 Aspect Semi-conducteur : courant de collecteur en fonction de la tension de grille d'un transistor IGBT calculé dans Sentaurus pour différentes températures [167]

Ce modèle, encore plus fidèle de la réalité que les modèles présentés dans ces travaux de thèse, nécessite de conséquents moyens de calcul (serveur de calcul). Avec un tel modèle, on sera capable de comprendre de nouveaux phénomènes physiques dans le semi-conducteur lors du vieillissement. On se rapproche ainsi d'une meilleure conception de module de puissance en intégrant les aspects composants et physiques de semi-conducteur, les aspects circuits et finalement les aspects systèmes (cf. figure iii:48). On envisage créer finalement une réelle interaction entre le système et le composant.

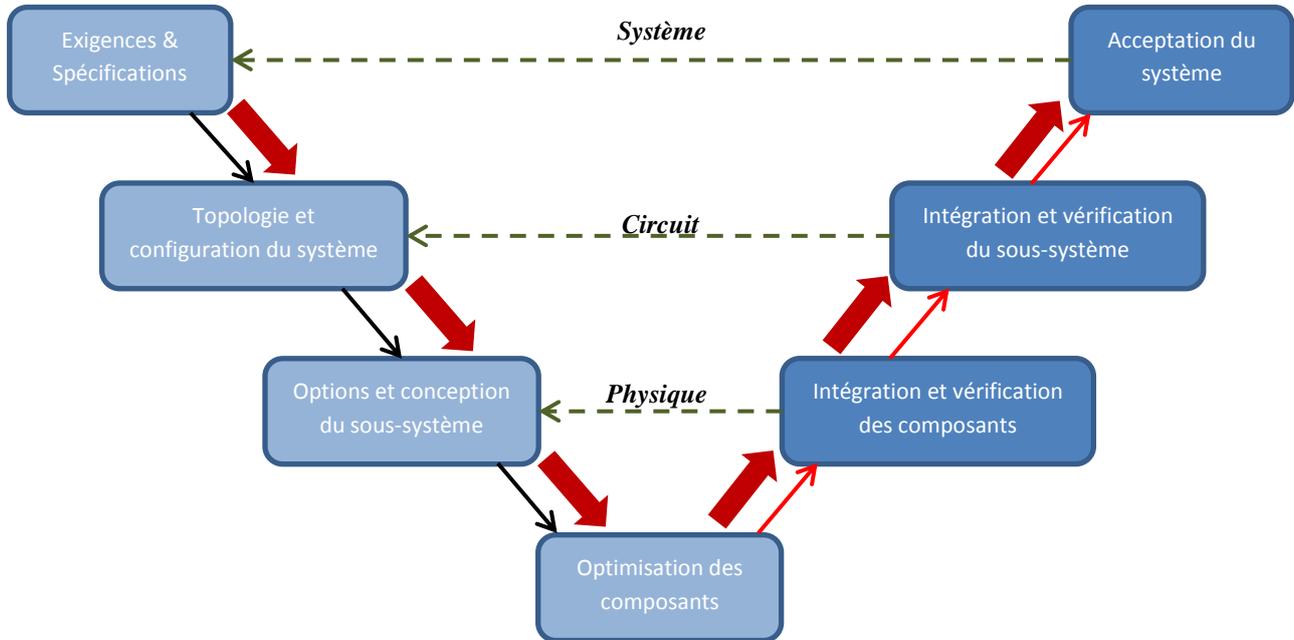


Figure III:48 Cycle en « V » ; passage de l'aspect système à l'aspect circuit et puis à l'aspect composant

Cette solution de cosimulation complexe nécessite alors le développement d'un connecteur de cosimulation entre un logiciel de modélisation du semi-conducteur (comme TCAD Sentaurus de SYNOPSIS®, par exemple) et le bus de cosimulation dans CosiMate.

3.9. Conclusion

Dans ce chapitre, les différentes études et modélisations numériques se focalisaient sur la stratégie consistant à réaliser une modélisation multiphysique électro-thermo-mécanique et à l'appliquer à un assemblage d'électronique de puissance.

Cette modélisation est réalisée au moyen d'une cosimulation entre deux logiciels dédiés chacun à une physique ; à savoir Saber pour le modèle électrique et ANSYS Mechanical pour le modèle thermique et le modèle mécanique. En effet, ANSYS Mechanical permet d'effectuer un couplage interne entre le modèle thermique et mécanique. En revanche, on a pu voir que la cosimulation n'était pas possible entre ANSYS Mechanical (pour le modèle thermo-mécanique) et Simplorer (pour le modèle électrique), faisant lui partie d'ANSYS, à cause de l'indisponibilité d'une passerelle d'échange bidirectionnelle entre ANSYS Mechanical et Simplorer. In fine, la cosimulation entre Saber et ANSYS a été mise au point par le moyen d'un logiciel de cosimulation CosiMate qui est déjà connecté avec Saber mais qui a nécessité le développement d'un connecteur entre ANSYS et le bus de cosimulation de CosiMate. De ce fait, la première partie de ce chapitre a été consacrée au développement de ce connecteur de cosimulation avec ANSYS. Le point faible de cette solution de cosimulation était la durée de mise au point du connecteur à cause des accords et des échanges qui ont lieu entre les deux sociétés ANSYS® et KiasTek (développeur de CosiMate) pour avoir les accès à

ANSYS. Ces échanges ont duré plusieurs mois auxquels s'ajoute la durée du développement et de test du connecteur, le rendant disponible (d'une manière stable) à partir de janvier 2016.

Malgré cette disponibilité retardée, on a pu traiter en seconde partie de ce chapitre des exemples de modélisation multiphysique mettant en avant la passerelle de cosimulation. Le premier exemple de cosimulation étudié faisait intervenir l'aspect électrique dans le vieillissement de type « cyclage actif » des assemblages de puissance. Ce cyclage actif fait injecter une puissance dans la puce JFET semiconductrice de puissance provoquant ainsi son auto-échauffement et engendrant également une accumulation d'énergie mécanique dans le joint d'argent fritté.

Quant au second exemple de cosimulation étudié, il s'agit de la mise en application de cosimulation de notre algorithme de propagation de fissure mis au point dans le chapitre II. Avec cet exemple, on envisage d'évaluer le comportement électro-thermique de l'assemblage lors d'une propagation de fissure dans le joint fritté. En effet, suite à la propagation de fissure, une lame d'air augmente de surface sous la puce semi-conductrice de puissance augmentant ainsi la résistance thermique de l'assemblage et provoquant un emballement thermique dans cette puce JFET. L'initiation de la fissure a été provoquée par un dépassement d'un seuil de $DED_{critique}$ placé aléatoirement. En effet, le choix du seuil de $DED_{critique}$ a été un point faible de ces travaux à cause du manque des données expérimentales issus du projet SiCRATES, voire même de la bibliographie. Dans cette dernière, les valeurs de $DED_{critique}$ sont calculées dans de plages de températures entre -40 °C et $+125\text{ °C}$, bien inférieur à notre plage d'application qui est située entre -50 °C et $+250\text{ °C}$. Enfin, les exemples de cosimulation abordés n'étaient qu'illustratifs et non représentatifs de la réalité à cause du manque du retour d'expérience.

En plus du choix de $DED_{critique}$, on a pu mettre en évidence quelques limites de la solution de cosimulation proposée avec CosiMate grâce à ces exemples illustratifs. La limite majeure de cette solution est le temps de calcul nécessaire pour accomplir une cosimulation d'une centaine de secondes (de l'ordre de 8 heures pour un modèle 3D à 3525 éléments et 16404 nœuds). L'espace de stockage est également important (17 Go pour 100 s) rendant impossible la réalisation d'une cosimulation sur un profil de mission d'une heure avec les moyens de calculs dont on disposait. Ceci nécessite d'avoir par la suite d'importants moyens de calcul (sur des serveurs par exemple).

D'un autre côté, on a déduit une inadéquation de la solution de cosimulation lorsqu'il s'agit d'effectuer une cosimulation avec un modèle électrique qui calcule une puissance des pertes électriques constante durant toute la durée de la cosimulation. Cette puissance constante peut être introduite directement dans le modèle thermo-mécanique sans passage par la cosimulation. Par contre la cosimulation devient précieuse lorsqu'il y a une évolution des signaux de puissance des pertes électriques avec le temps, permettant ainsi de le prendre en compte dans le calcul en temps réel.

A cet avantage, on peut ajouter d'autres avantages de la solution de cosimulation proposée. Cette solution a permis de connecter différents logiciels de différentes dimensions (1D-3D) et de divers domaines de la physique (électrique-thermique-mécanique), ayant chacune son propre temps caractéristique, permettant ainsi d'évaluer l'impact du comportement mécanique sur le comportement électrique d'un assemblage, et vice-versa. En plus, dans les exemples traités, on a noté qu'on peut avoir un suivi électrique d'une rupture mécanique du joint ce qui est intéressant d'avoir par la suite une loi de suivi électrique d'une quelconque défaillance mécanique (dans notre cas de rupture du joint de $30\text{ }\mu\text{m}$ d'épaisseur, une croissance de surface de fissuration de 9 % augmente les pertes électriques de 25 %).

En dernière partie de ce chapitre, deux perspectives sont données pour la suite de ces travaux. La première perspective traite la plus grande limite de notre solution de cosimulation qui est le temps de calcul. Afin de pallier cette limite, on propose l'utilisation d'un pas de synchronisation de la cosimulation variable et qui s'adapte en fonction de l'évolution des signaux thermiques et électriques suivis.

La seconde perspective concerne l'ajout de l'aspect semi-conducteur du composant sur la stratégie de cosimulation multi-physique (avec TCAD Sentaurus par exemple). Avec un tel aspect, il serait possible d'avoir un suivi de l'évolution des paramètres électriques du composant avec la variation de la température. Et, il serait possible d'avoir un suivi de l'impact de la température sur la tenue mécanique du composant lui-même. Cette solution permet ainsi de déterminer l'interaction entre le système, le circuit et le composant.

Conclusion Générale

Pour pouvoir répondre à la demande de l'électronique de puissance en environnement aéronautique thermiquement sévère, des technologies compatibles avec ces hautes températures comme le carbure de silicium (SiC) pour les puces semi-conductrices de puissance, le substrat céramique métallisé AMB en nitrure de silicium (Si_3N_4) ou le frittage d'argent pour le report des puces ont été proposées. Ces matériaux sont intégrés dans un module de puissance subissant des profils de mission dans des applications de type nacelle et système de freinage.

Le plus important dans le développement d'un modèle multiphysique numérique est la définition et le choix des données matériaux. Pour le modèle mécanique, il est nécessaire de connaître des données matériaux telles que le module de Young, le coefficient de poisson ou le coefficient de dilatation thermique, auxquelles s'ajoutent d'autres données en fonction du comportement mécanique du matériau. On distingue divers comportements mécaniques : l'élasto-fragile (pour les céramiques etc.), l'élasto-plastique (pour l'aluminium, le cuivre, etc.), le visco-élastique (pour l'encapsulant) et le viscoplastique (pour le joint fritté). En outre, d'autres données sont nécessaires pour alimenter le modèle thermique, comme la conductivité thermique et la chaleur spécifique. La conception de ces deux modèles est réalisée en 2D ou en 3D, en fonction de la configuration de la géométrie. Finalement, la conception des modèles électriques est faite en 1D et elle nécessite de connaître des données électriques comme la résistance à l'état passant des transistors, la charge, etc.

En raison du retard dans l'acquisition des données expérimentales du projet SiCRATES, l'ensemble des simulations présentées dans ces travaux ont été basées sur des données matériaux issues de la littérature. Ces données ne couvrent parfois pas la totalité de la plage de température de fonctionnement visée entre -65 °C et +250 °C ; c'est par exemple le cas du modèle d'Anand pour l'argent fritté qui n'a été calculé qu'entre -40 °C et +185 °C. Malgré tout, les simulations ont été exécutées avec la température de référence fixée à +250 °C, considérée comme la température à laquelle l'assemblage est non-contraint. Le choix de cette température de référence est fait par rapport au procédé de frittage d'argent qui est réalisé à +250 °C et à la demande des fournisseurs de substrats de chauffer leur substrat à +250 °C avant l'assemblage pour qu'il relâche ses contraintes dues au procédé de fabrication et à la découpe.

Par ailleurs, comme la fiabilité des assemblages de puissance haute température est peu connue, des phases de vieillissement accéléré sont effectuées conformément aux conditions réelles d'utilisation. Le vieillissement accéléré, basé sur la température comme facteur d'accélération pour les systèmes actuels, permet de vérifier et de valider les choix technologiques; il fait ainsi partie du cycle en V du développement d'un produit. Parmi les différents modes de vieillissement accéléré, une comparaison est faite sur la sévérité entre le cyclage thermique en VRT et le cyclage thermique en choc. Les modes de défaillances rencontrés lors de ces deux modes de vieillissement ne sont pas les mêmes, à cause de la sévérité de la pente de variation thermique. Le cyclage en VRT semble mettre en évidence des modes de défaillances similaires à ceux apparaissant lors du fonctionnement en condition réelle de l'assemblage de puissance dans un profil de mission.

Lors du vieillissement, on a considéré la densité d'énergie de déformation (DED) comme étant un indicateur de suivi de l'endommagement, en intégrant dans le temps les contraintes emmagasinées dans l'assemblage. Cette DED est calculée essentiellement dans les matériaux effectuant un travail plastique (cuivre plastique, argent fritté viscoplastique, etc.). L'accumulation de la DED permet de déterminer le seuil auquel correspond l'apparition des défaillances (rupture des fils d'attache, rupture du joint d'attache, délaminage de la céramique, etc.). Après identification de ces seuils de DED par des vieillissements

expérimentaux, il est possible de reproduire numériquement ces défaillances. En effet, un algorithme est développé pour initier un défaut dans le joint d'un assemblage de puissance dès que la valeur critique de DED est atteinte.

Parmi ces défaillances, on cite la rupture du joint à cause de sa porosité. Des études ont été menées sur le modèle poreux afin de déterminer l'impact de cette porosité. Une nouvelle méthode de modélisation de porosité en 3D, par placement aléatoire de pores de quelques micromètres de diamètre, permet de déterminer son impact sur les comportements thermique et mécanique. Les propriétés thermo-mécaniques décroissent selon une loi puissance lors de l'accroissement de la porosité. Mais, cette porosité a également un impact sur le comportement viscoplastique du joint et donc sur sa capacité à emmagasiner de l'énergie, lors du vieillissement. Plus il y a des pores dans le joint, moins le joint sera capable d'accumuler de l'énergie ; la durée de vie du joint en est d'autant plus réduite.

Parallèlement, on s'intéresse à un second mode de défaillance, le délaminage de la céramique des substrats céramiques métallisés vieilliss. Ce délaminage a généralement lieu à cause de la déformation des substrats dû à l'écart de coefficient de dilatation thermique entre la céramique et la métallisation constituant le substrat. Suite à de multiples simulations, on a réussi à limiter ces courbures en proposant les améliorations suivantes dans la conception :

- Lors de la conception du substrat, il est possible d'utiliser une métallisation en Cuivre/Molybdène/Cuivre au lieu d'une métallisation en cuivre afin de réduire l'écart de CDT entre la céramique et les métallisations du substrat.
- Avec un substrat à métallisation cuivre, il est possible d'optimiser la gravure des pistes sur le substrat. L'écart entre les pistes doit être minimal sans aller sous 1 mm d'écart, suite aux recommandations du fournisseur. La quantité de cuivre de part et d'autre de la céramique doit être également équilibrée.
- S'il n'y a pas de choix sur la gravure des pistes, la troisième solution consiste à placer des perforations sur les extrémités des métallisations, dans les emplacements où les contraintes mécaniques (calculées numériquement) sont les plus importantes. Ce placement de dimples doit être judicieux, car il ne faut pas se placer très près de la puce semi-conductrice afin de ne pas dégrader la dissipation thermique, une marge de quelques millimètres est suffisante pour garantir une dissipation thermique optimale.

Dans le dernier chapitre de cette thèse, on s'intéresse au développement d'un modèle multiphysique, électro-thermo-mécanique, en se basant sur les stratégies de cosimulations multi-logicielles. La cosimulation proposée est réalisée par deux logiciels dédiés chacun à une physique ; à savoir Saber pour l'électrique et ANSYS Mechanical pour la thermique et la mécanique. La méthodologie de cosimulation, présentée dans la figure suivante, a permis de relier les paramètres d'entrée/sortie du modèle électrique (Saber) au modèle thermique (ANSYS), en échangeant à chaque pas de cosimulation les données entre ces deux modèles. Le couplage entre le modèle thermique et le modèle mécanique est fait en interne dans ANSYS, en choisissant un type d'élément de maillage permettant de réaliser ce couplage.

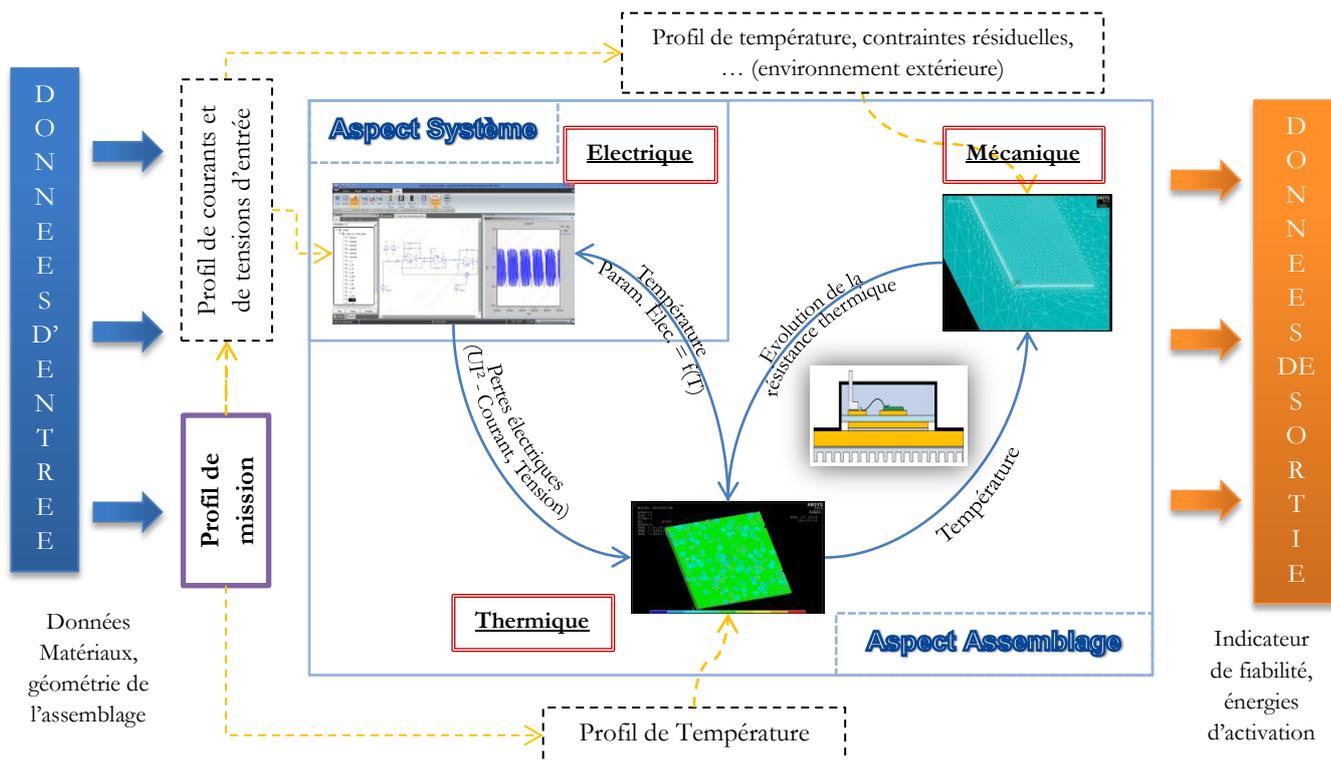


Figure 1 Méthodologie de la cosimulation électro-thermo-mécanique

La passerelle entre ANSYS et Saber est basée sur un bus de cosimulation dans CosiMate. Des travaux ont été ainsi menés pour développer le connecteur de cosimulation avec ANSYS conjointement entre l'IMS, Safran et Kiastek® (développeur de CosiMate®). Le développement de ce connecteur a pris du retard en raison des nombreux échanges entre ANSYS® et Kiastek®, ne le rendant disponible qu'à partir de janvier 2016. En revanche, un connecteur existait auparavant entre Saber et CosiMate®. Ce développement du connecteur entre ANSYS et le bus de cosimulation de CosiMate a permis d'avoir une connection avec Saber également. Le pas d'échange et de synchronisation entre Saber et ANSYS sur le bus de cosimulation est fixé par le calcul dans Saber, déterminant ainsi l'échange entre ANSYS et Saber toutes les centaines de millisecondes, voire toutes les secondes. Ensuite, des exemples de modélisation multiphysique mettant en avant la passerelle de cosimulation sont présentés. Le premier exemple fait intervenir l'aspect électrique dans le vieillissement de type « cyclage actif » des assemblages de puissance. Pour ce cyclage actif, on injecte une puissance dans la puce semiconductrice de puissance provoquant ainsi son auto-échauffement et engendrant également une accumulation d'énergie mécanique dans le joint d'argent fritté.

Quant au second exemple de cosimulation étudié, l'algorithme de propagation de fissure développé en chapitre II est reproduit par cosimulation, en ajoutant la composante électrique, et en cherchant l'impact d'une telle fissure sur le comportement électrique. En effet, suite à la propagation de fissure, une lame d'air croit sous la puce semi-conductrice de puissance, créant ainsi une surface isolante qui augmente la résistance thermique de l'assemblage et provoque un emballement thermique dans la puce. L'initiation de la fissure a été provoquée par un dépassement d'un seuil de $DED_{critique}$, dont la détermination est un point faible de notre étude à cause de la faiblesse des données expérimentales issus du projet SiCRATES.

Quelques limites sont détectées avec la solution de cosimulation proposée. Le temps de calcul nécessaire pour accomplir une cosimulation d'une centaine de secondes est de l'ordre de 8 heures. L'espace de stockage est également important (17 Go pour 100 s du profil modélisé) rendant impossible la réalisation

d'une cosimulation sur un profil de mission d'une heure par exemple. De même, on a déduit une inadéquation de la solution de cosimulation lorsqu'il s'agit d'effectuer une cosimulation avec un modèle électrique qui calcule une puissance dissipée constante durant toute la durée de la cosimulation. Cette puissance constante peut être introduite directement dans le modèle thermo-mécanique sans passage par la cosimulation.

En revanche, l'intérêt de la cosimulation apparaît lorsqu'il y a une évolution des pertes électriques avec le temps, permettant ainsi de déterminer leurs impacts sur le comportement thermique de l'assemblage. S'y ajoutent d'autres avantages de la solution de cosimulation proposée, comme la connection de différents logiciels à multi-dimensions (1D-3D) et de divers domaines de la physique (électrique-thermique-mécanique). Malgré le temps caractéristique approprié à chaque logiciel, il est possible d'évaluer l'impact mutuel entre le comportement mécanique et le comportement électrique d'un assemblage. Un autre avantage est la possibilité de déterminer une loi de suivi électrique d'une défaillance mécanique (une croissance de surface de fissuration de 9 % dans le joint d'argent fritté étudié augmente les pertes électriques de 25 % dans notre cas d'étude).

Finalement, les travaux de cette thèse ont mis au point des modèles numériques thermo-mécaniques permettant (à la communauté scientifique) de comprendre certains endommagements apparents dans l'assemblage après vieillissement. Ils apparaissent suite à un mauvais procédé introduisant une porosité dans le joint d'attache, par exemple, ou bien à cause d'une courbure initiale du substrat, etc. Par ailleurs, un outil numérique est mis à disposition des chercheurs, grâce à la cosimulation multi-physique. Cet outil va leur permettre d'avoir un modèle numérique électro-thermo-mécanique permettant de déterminer numériquement les paramètres électriques à suivre expérimentalement assurant ainsi le suivi temporel de ces endommagements.

Perspectives

Les travaux présentés dans ce document ouvrent sur un nombre relativement important des perspectives :

- Les différentes solutions pour réduire la courbure du substrat n'ont été testé que numériquement. Par la suite, il sera utile de réaliser des essais expérimentaux afin de valider la pertinence de ces solutions.
- Concernant la cosimulation, il sera intéressant de déterminer l'impact du pas de cosimulation sur les précisions du calcul.
- L'intégration de l'aspect probabiliste dans notre modèle permettrait d'effectuer des études de fiabilité en cosimulation.
- Afin de réduire le temps de calcul et l'espace de stockage, on propose l'utilisation d'un pas de synchronisation de la cosimulation variable et qui s'adapte en fonction de l'évolution des signaux thermiques et électriques suivis.
- Afin de mieux comprendre le comportement du composant semi-conducteur lors d'une défaillance, il sera intéressant d'ajouter l'aspect semi-conducteur du composant sur la stratégie de cosimulation multi-physique. Avec un tel aspect, il serait théoriquement possible d'avoir un suivi de l'évolution des paramètres électriques du composant avec la variation de la température. De même, il serait possible d'évaluer l'impact du procédé d'assemblage sur la stabilité mécanique et électrique du composant. On obtiendrait alors un modèle de cosimulation multi-physique multi-échelle.

Bibliographie

- [1] R. Patterson, A. Hammoud, J. Dickman, S. Gerber, M. Elbuluk et E. Overton, Electrical Devices And Circuits for Low Temperature Space Applications, National Aeronautics and Space Administration, October 2003.
- [2] R. Normann et B. Hubner, «Applications for High-Temperature (HT) Power Electronic Systems within the Drilling Industry,» *Power Systems Conference, SAE International*, November 7-9, 2006.
- [3] Advisory Council for Aeronautics Research in Europe ACARE, «Strategic Research Agenda,» vol. II, Octobre 2004.
- [4] CleanSky, 2016. [En ligne]. Available: <http://www.cleansky.eu/>.
- [5] M. Barbarino, I. Dimino, A. Carozza, C. Nae, C. Stoica, V. Pricop, S. Peng, P. Eliasson, O. Grundestam et L. e. a. Tysell, «Airframe Noise Reduction Technologies Applied to High-Lift Devices of Future Green Regional Aircraft,» chez *3AF/CEAS Conference "Greener Aviation: Clean Sky breakthroughs and worldwide status"*, Bruxelles, mars 2014.
- [6] SNECMA, 2016. [En ligne]. Available: <http://www.snecma.com/fr/innovation-0>. [Accès le Avril 2016].
- [7] Labinal Power Systems, 2016. [En ligne]. Available: <http://www.labinal-power.com/fr/systemes-electriques/electronique-de-puissance-conversion/electronique-de-puissance-pour-applications-mea/>. [Accès le Avril 2016].
- [8] S. Vieillard et R. Meuret, «High efficiency, high reliability 2 kW inverter for aeronautical application,» *IEEE, 2007 European Conference on Power Electronics and Applications*, pp. 1-8, 2-5 septembre 2007.
- [9] S. Vieillard, «SiC Technology, A way to improve aerospace inverter efficiency,» *27th International Congress of the Aeronautical Sciences (ICAS)*, 2010.
- [10] A. Barnes et F. Vitobello, «GaN component technology development in Europe - current status and perspectives,» *European Space Components Conference ESCCON*, 2013.
- [11] G. Majumdar, J. Donlon, E. Motto, T. Ozeki, H. Yamamoto et M. Seto, Present Status And Future Prospects of SiC Power Devices, POWEREX Power Semiconductor Solutions - MITSUBISHI ELECTRIC, 2004.

-
- [12] C. Marcellino, «Challenges and Perspectives of SiC and GaN based Power Components,» *From Nano to Micro Power Electronics and Packaging International Workshop*, octobre 2014.
- [13] E. G. Acheson, «Production of artificial crystalline carbonaceous materials». PENNSYLVANIA Brevet US492767, 28 février 1893.
- [14] Cree Inc., «SiC product specifications,» 2016. [En ligne]. Available: <http://www.cree.com/>. [Accès le 12 Avril 2016].
- [15] Cree Inc., «SiC, it's a new day in power electronics,» 2014. [En ligne]. Available: <https://www.newark.com/wcsstore/ExtendedSitesCatalogAssetStore/cms/asset/pdf/americas/common/storefront/cree/sic-power-product-selector-guide.pdf>. [Accès le Avril 2016].
- [16] H. Lin, Market and Tehnology Trends in WBG Power Module Packaging, YOLE Développement, 2015.
- [17] F. Dahlquist, Junction Barrier Schottky Rectifiers in Silicon Carbide, Stockholm: KTH, Royal Institute of Technology Department of Microelectronics and Information Technology, 2002.
- [18] N. Durham, Cree Revolutionizes High-Efficiency Switching with New Z-Rec™ 1700-V Junction Barrier Schottky Diode Series, Cree Inc., April 28, 2010.
- [19] R. Rodriguez, Planar Edge Terminations and Related Manufacturing Process Technology for High Power 4H-SiC Diodes, Bellaterra: Faculty of Sciences, Physics Department of the Universitat Autònoma de Barcelona, juillet 2005.
- [20] J. Moeneclaey, Méthode de conception des bobinages des actionneurs électriques adaptés aux nouvelles contraintes de l'avionique, thèse, Université d'Artois, 2015.
- [21] Y. Goldberg, M. Levinshtein et S. Rumyantsev, Properties of Advanced Semiconductor Materials GaN, AlN, SiC, BN, SiC, SiGe, New York: Eds. Levinshtein M.E., Rumyantsev S.L., Shur M.S., John Wiley & Sons, Inc, 2001.
- [22] ROHM Semiconductor, «ROHM semiconductor, SiC Power Devices and Modules,» June 2013. [En ligne]. Available: http://www.rohm.com/documents/11405/2996964/sic_app-note.pdf. [Accès le 04 2016].
- [23] S. Davis, 1200V SiC MOSFET Poised to Replace Si MOSFETs and IGBTs, Power Electronics Technology, February 2011.
- [24] Cree Inc., How to use SiC to reduce the overall system cost in power electronic applications, CREE SiC Technology, September 2013.
- [25] Energy.Gov, «Wide Bandgap Power Electronics Technology Assessment,» [En ligne]. Available: <http://energy.gov/sites/prod/files/2015/02/f19/QTR%20Ch8%20-%20Wide%20Bandgap%20TA%20Feb-13-2015.pdf>. [Accès le 19 Avril 2016].

-
- [26] R. Eden, *Silicon Carbide and Gallium Nitride Power Semiconductors*, IHS Technology, 2014.
- [27] C. Whaling, «Market Analysis Wideband Gap Devices Car Power Electronics,» *IEEE Transportation Electrification Community*, 31 october 2014.
- [28] Automotive Electronics Council Component Technical Committee, *Stress Test Qualification for Automotive Grade Discrete Semiconductors – AEC-Q101-REV-C*, Automotive Electronics Council, June 29, 2015.
- [29] MIL-STD-883, *Test method standard for microcircuits*, Department of Defense - USA, 29 May 1987.
- [30] J. B. Casady, «Silicon Carbide in Automotive,» *Power Electronics Europe*, vol. 3, 2014.
- [31] E. Baudelot, *Etude des caractéristiques statiques des structures thyristor commandes par grille isolée: le thymos*, thèse, Lyon: Ecole Centrale de Lyon, 1983.
- [32] A. Nakagawa, Y. Kawaguchi et K. Nakamura, «Silicon limit electrical characteristics of power devices and Ics,» pp. 7-18, 2008.
- [33] CATRENE, *Integrated Power & Energy Efficiency, ECPE Roadmaps - Catrene Scientific Committee Working Group*, 2013.
- [34] Y. Thiaux, *Conversion AC/DC Amélioration du Facteur de Puissance*, Nîmes : IUT de Nîmes, 2013.
- [35] S. Waye, M. Musselman et C. King, «Air cooling for high temperature power electronics,» *Thermal Management Systems Symposium*, 22-24 septembre 2014.
- [36] F. Xu, D. Jiang, J. Wang, F. Wang et L. M. Tolbert, «High Temperature Packaging of 50 kW Three-Phase SiC Power Module,» *IEEE 8th International Conference on Power Electronics and ECCE Asia (ICPE & ECCE)*, pp. 2427 - 2433, 30 mai- 3 juin 2011.
- [37] L. Ménager, B. Allard et V. Bley, *Conditionnement des modules de puissance*, Techniques de l'ingénieur, traité électronique, 2010.
- [38] F. Le Henaff, *Contribution à l'étude, la mise en oeuvre et à l'évaluation d'une solution de report de puce de puissance par procédé de frittage de pâte d'argent à haute pression et basse température*, thèse, Bordeaux: Université de Bordeaux, 2013.
- [39] W. C. Welch, J. Chae et K. Najafi, «Transfer of Metal MEMS Packages Using a Wafer-Level Solder Transfer Technique,» *IEEE Transactions on Advanced Packages*, vol. 28, Novembre 2005.
- [40] L. Coppola, D. Huff, F. Wang, R. Burgos et D. Boroyevich, «Survey on High-Temperature Packaging Materials for SiC-Based Power Electronics Modules,» *2007 IEEE Power Electronics Specialists Conference*, pp. 2234-2240, 17-21 June 2007.
- [41] C. Ehrhardt, M. Hutter, C. Weber et K. D. Lang, «Active power cycling results using copper tin TLPB joints as new die-attach technology,» *PCIM Europe 2015; Proceedings of International Exhibition*

and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management, pp. 1-8, 19-20 May 2015.

- [42] M. Jarosz, M. Jakubowska, K. Kielbasinski, A. Mlozniak et M. Teodorczyk, «Low temperature joining technique (LTJT) as an alternative to lead-free soldering for die-attach applications,» *IEEE, 2012 4th Electronic System-Integration Technology Conference (ESTC)*, pp. 1-6, September 2012.
- [43] A. Masson, *Mise en oeuvre de techniques d'attaches de puces alternatives aux brasures classiques pour des applications haute température*, thèse, INSA Lyon, 2011.
- [44] L. Dupont, *Contribution à l'étude de la durée de vie des assemblages de puissance dans les environnements haute température et avec des cycles thermiques de grande amplitude*, thèse, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2006.
- [45] H. Schwarzbauer et R. Kuhnert, «Novel Large Area Joining Technique for Improved Power Device Performance,» *IEEE Transactions on Industry Applications*, pp. 93-95, 1991.
- [46] Alpha Assembly Solutions, «ALPHA® Argomax®,» 2016. [En ligne]. Available: <http://alphaassembly.com/Products/Sinter-Technology/Argomax>. [Accès le Avril 2016].
- [47] Kyocera Corporation, «Kyocera Si3N4 AMB products,» 2015. [En ligne]. Available: <http://global.kyocera.com/prdct/semicon/power/index.html>.
- [48] R. Reicher, W. Smetana, J. C. Schuster et A. Adlaßnig, «A fritless copper conductor system for power electronic applications,» *Microelectronics Reliability*, vol. 41, pp. 491-498, April 2001.
- [49] A. Lindemann et G. Strauch, «Properties of direct bonded aluminium substrates for power semiconductor components,» *IEEE Power Electronics Specialists Conference*, vol. 6, pp. 4171-4177, June 2004.
- [50] Tong Hsing Electronic Industries, Ltd., «Better thermal management and smaller footprint in thin film, thick film design,» [En ligne]. Available: <http://metallized-ceramic.ready-online.com/dbc.html>. [Accès le Avril 2016].
- [51] Kyocera Corporation, «AMB (Active Metal Bonding) Substrate for Power Module,» 2013. [En ligne]. Available: <http://global.kyocera.com/prdct/semicon/power/index.html>. [Accès le Avril 2016].
- [52] MICRO CERTEC S.A.S., «Advanced Ceramics for High-Tech Industries,» 2012. [En ligne]. Available: http://www.microcertec.com/pdf/0309042909_Microcertec_fiche_matiaere_2012.pdf. [Accès le Avril 2016].
- [53] Rogers Corporation, «Curamik - Substrates for Silver Sintering,» 2016. [En ligne]. Available: <http://www.rogerscorp.com/documents/3018/pes/curamik/Technical-Data-Sheet-curamik-Ceramic-Substrates.pdf>. [Accès le 26 Avril 2016].
- [54] L. Ménager, *Contribution à l'intégration des convertisseurs de puissance en 3D*, thèse, INSA Lyon,

2008.

- [55] J. Redoutey, *Circuits Hybrides de Puissance, Cours, Centrale Marseille*.
- [56] The CeramTec Experts, «Le matériau céramique pour applications extrêmes,» [En ligne]. Available: <http://www.ceramtec.fr/materiaux-ceramiques/nitru-re-de-silicium/>. [Accès le 26 Avril 2016].
- [57] M. Occhionero, R. Adams et K. Fennessy, «A new substrate for electronics packaging: Aluminum-Silicon Carbide (AlSiC) composites,» *Proceedings of the Forth Annual Portable by Design Conference, Electronics Design*, pp. 398-403, March 24-27 1997.
- [58] Bussarakons, Tiva; Infineon Technologies AG, «Hermetic Surface-Mount Discrete Semiconductor, Solutions to Assembly Integration,» [En ligne]. Available: <http://www.irf.com/technical-info/appnotes/an-1016.pdf>. [Accès le 27 Avril 2016].
- [59] J. Li, C. M. Johnson, C. Buttay, W. Sabbah et S. Azzopardi, «Bonding strength of multiple SiC die attachment prepared by sintering of Ag nanoparticles,» *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 2015, pp. 299-308, January 2015.
- [60] Y. Yamada, Y. Takaku, Y. Yagi, I. Nakagawa, T. Atsumi, M. Shirai, I. Ohnuma et K. Ishida, «Reliability of wire-bonding and solder joint for high temperature operation of power semiconductor device,» *Microelectronics Reliability*, vol. 47, pp. 2147 - 2151, December 2007.
- [61] S. Kim, J. Park, S. Hong et J. Moon, «The Interface Behavior of the Cu-Al Bond System in High Humidity Conditions,» *IEEE, 2010 12th Electronics Packaging Technology Conference (EPTC)*, pp. 545-549, 2010.
- [62] T. Krebs, S. Duch, W. Schmitt, S. Kötter, P. Pernosil et S. Thomas, «A Breakthrough in Power Electronics Reliability – New Die Attach and Wire Bonding Materials,» *2013 IEEE 63rd Electronic Components and Technology Conference*, pp. 1746-1752, 2013.
- [63] Heraeus Materials Technology GmbH & Co. KG, «CucorAl - Aluminum Cladded Copper Wire for Power Application,» 2012. [En ligne]. Available: http://heraeus-contactmaterials.com/media/webmedia_local/media/downloads/documentsbw/factsheets_bw_2012/Factsheet_CucorAl_2012.pdf. [Accès le 27 Avril 2016].
- [64] T. B. Wei, L. Khor, L. H. Long, L. L. Jeng et G. S. Hang, «Universal copper clip packaging solution for power management IC,» *2015 China Semiconductor Technology International Conference (CSTIC)*, pp. 1-3, 15-16 March 2015.
- [65] M. Kengen, W. Peels et D. Heyes, «Development of Matrix Clip Assembly for Power MOSFET Packages,» *IEEE, European Microelectronics and Packaging Conference (EMPC)*, pp. 1-4, 2009.
- [66] S. Ng, H. Wang et F. Goo, «Comprehensive study in mold compound, thermal residual stress, package & leadframe geometry influence towards convex cavity package warpage,» *IEEE, 36th International Electronics Manufacturing Technology Conference*, pp. 1-6, 11-13 November 2014.

- [67] B. Ong, Heavy Al Ribbon Interconnect: An Alternative Solution for Hybrid Power Packaging, Long Beach, CA, 14-18 November 2004.
- [68] H. Zhang, H. Yang, M. Zhou et A. C. Tsui, «Aluminum Ribbon Bonding Technology in a New Package of High Power and Thermal Performance,» *IEEE, 8th International Conference on Electronic Packaging Technology, 2007 (ICEPT 2007)*, pp. 1 - 3, 14-17 August 2007.
- [69] N. Marengo, M. Kontek, W. Reinert et J. Lingner, «Copper ribbon bonding for power electronics applications,» *IEEE, 2013 European Microelectronics Packaging Conference (EMPC)*, pp. 1-4, September 2013.
- [70] R. Riva, C. Buttay, R. Perrin, M.-L. Locatelli, V. Bley et B. Allard, «3D Packaging Structure for High Temperature Power electronics,» *From Nano to Micro Power Electronics and Packaging International Workshop*, octobre 2014.
- [71] M. Barrière, S. Azzopardi, R. Roder, I. Favre, E. Woïrgard, S. Bontemps et F. Le Henaff, «Silver sintered double-sided cooling power package process for controlled Si power semiconductor devices with aluminum top-metallization,» *IEEE International Workshop on Integrated Power Packaging (IWIPP)*, pp. 103 - 106, 3-6 May 2015.
- [72] Y. Yao, G.-Q. Lu, Z. Chen, D. Boroyevich et K. D. T. Ngo, «Assessment of encapsulants for high-voltage, high-temperature power electronic packaging,» *2011 IEEE Electric Ship Technologies Symposium*, pp. 258 - 264, 2011.
- [73] M. H. Lim, Z. Liang et J. D. v. Wyk, «Method and Apparatus for Three-Dimensional Integration of Embedded Power Module». U.S. Brevet 7932800, 26 Avril 2011.
- [74] ECPE, Electronics for Energy Efficiency and Sustainability (EEESy), ECPE Strategic Research Agenda, 2011.
- [75] B. Whitaker, Z. Cole, B. Passmore, D. Martin, T. McNutt, A. Lostetter, M. N. Ericson, S. S. Frank, C. L. Britton, L. D. Marlino, A. Mantooth, M. Francis, R. Lamichhane, P. Shepherd et M. Glover, «High-temperature SiC power module with integrated SiC gate drivers for future high-density power electronics applications,» *IEEE Workshop on Wide Bandgap Power Devices and Applications (WiPDA)*, pp. 36-40, 13-15 octobre 2014.
- [76] G. Coquery, R. Lallemand, D. Wagner et P. Gibard, «Reliability of the 400 A IGBT modules for traction converters contribution on the power thermal fatigue influence on life expectancy,» *European conference on Power Electronics and Drives (EPE'95)*, pp. 1060-1065, 1995.
- [77] P. Jacob, M. Held, S. P. et W. Wu, «Reliability testing and analysis of IGBT power semiconductor modules,» *IEEE*, 1995.
- [78] V. Smet, Ageing and Failure modes of iGBT power modules undergoing power cycling in high temperature environment, thèse, Université de Montpellier 2, 2010.

- [79] G. Lefranc, T. Licht, H. Schults, R. Beinert et G. Mitic, «Reliability testing of high power multi-chip IGBT modules,» *Journal of Microelectronics reliability*, vol. 40, pp. 1659-1663, 2000.
- [80] G. Mitic, R. Beinert et al., «Reliability of AlN Substrates and their Solder Joints in IGBT Power Modules,» *Journal of Microelectronics Reliability*, vol. 39, pp. 1159-1164, 1999.
- [81] J. Schulz-Harder, «The New Standard for Direct Bonded Copper Substrates - Feature of DCB is thick solid copper conductors,» *Conference PCIM*, vol. 4, pp. 36-39, 2000.
- [82] M. Bouarroudj-Berkani, Etude de la fatigue thermomécanique de modules électroniques de puissance en ambiance de températures élevées pour des applications de traction de véhicules électriques et hybrides, thèse, Cachan: Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2008.
- [83] T. Ibrahim, Contribution au développement de modèles pour l'électronique de puissance en VHDL-AMS, thèse, INSA Lyon, 2009.
- [84] N. Romani, Modélisation et Commande du Système d'Alimentation en Air pour le Module de Puissance d'un Véhicule à Pile à Combustible avec Reformage Embarqué, Université Paris Sud - Paris XI, 2007.
- [85] A. Hneine, Approche de modélisation distribuée appliquée aux composants semi-conducteurs bipolaires de puissance en VHDL-AMS. Application à la diode PIN de puissance et à l'IGBT, thèse, Université Toulouse III - LAAS - CNRS, 2012.
- [86] S. Pietranico, Analyse de matériaux pour la modélisation des mécanismes de défaillances des modules électroniques de puissance, thèse, ENS Cachan, 2010.
- [87] Z. Sun, L. Benabou et P. R. Dahoo, «Modélisation de la fissuration par fatigue thermomécanique dans la brasure du module de puissance IGBT,» *Journées thématiques sur la fiabilité mécanique des composants électroniques*, Novembre 2012.
- [88] A. Micol, Approche probabiliste dans la conception des modules de puissance, thèse, Université Toulouse III - Paul Sabatier, 2007.
- [89] S. Cooper, «Introduction To The VHDL-AMD Modeling Language,» *Denver Chapter, IEEE Power Electronics Society*, 13 November 2007.
- [90] I. Getreu, «Behavioral modeling of analog blocks using the Saber simulator,» *Proceedings of the 32nd Midwest Symposium on Circuits and Systems*, vol. 2, pp. 977-980, 1989.
- [91] C. Chuang et C. Harrison, «Analogue behavioural modelling and simulation using VHDL and Saber-MAST,» *IEEE Colloquium on Mixed Mode Modelling and Simulation*, pp. 1/1-1/5, 1994.
- [92] Z. Lounis, A. Khezzar, J. Rasoanarivo et B. Davat, «Analog behavioural modelling and simulation with SABER of three-phase IGBT voltage inverter fed asynchronous machine,» *IEEE, Seventh International Conference on Power Electronics and Variable Speed Drives*, pp. 494-499, 1998.

- [93] D. Metzner, J. Schäfer et C. Xu, Multi Domain Behavioral Models of Smart-Power ICs for Design Integration in Automotive Applications, Infineon Technologies AG, 2001.
- [94] J. Colmenares, D.-P. Sadik, P. Hilber et H.-P. Nee, «Reliability Analysis of a High-Efficiency SiC Three-Phase Inverter,» *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 07 avril 2016.
- [95] P. Rajaguru, C. Bailey et H. Lu, «Optimising thermo mechanical behaviour of power electronic module structures,» *IEEE, 2016 Pan Pacific Microelectronics Symposium (Pan Pacific)*, pp. 1-7, 25-28 January 2016.
- [96] C. C. Meng, S. Stoeckl, H. Pape et F. M. Yee, «Effect of substrate warpage on flip chip BGA thermal stress simulation,» *IEEE 12th Electronics Packaging Technology Conference (EPTC)*, pp. 500-504, 8-10 December 2010.
- [97] ANSYS, Inc., ANSYS Mechanical APDL Element Reference, Release 14.5, October 2012.
- [98] K. Ma, A. S. Bahman, S. Beczkowski et F. Blaabjerg, «Complete Loss and Thermal Model of Power Semiconductors Including Device Rating Information,» *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 30, pp. 2556-2569, 2015.
- [99] Y. Bulut et K. Pandya, «Thermal modeling for power MOSFETs in DC/DC applications,» *Proceedings of the 5th International Conference on Thermal and Mechanical Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems, 2004. EuroSimE 2004.*, pp. 429-433, 2004.
- [100] X. Cao, G.-Q. Lu et K. Ngo, «Boundary-dependent circuit model for the transient behavior of a thermal stack in power modules,» *2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, pp. 1853-1860, 17-22 September 2011.
- [101] M. Pecht, R. Agarwal, F. P. McCluskey, T. J. Dishongh, S. Javadpour et R. Mahajaand, «Electronic Packaging, Materials and their properties,» *CRC Press*, 1999.
- [102] N. Thierry-Jebali, Caractérisations et modélisations physiques de contacts entre phases métalliques et Nitrure de Gallium semi-conducteur, thèse, Université de Lyon, 2011.
- [103] J.-Y. Duboz, «Matériaux semi-conducteurs à grand gap III-V à base de GaN,» *Techniques de l'ingénieur, traité électronique*, pp. 1 - 23, 1995.
- [104] D.-j. Yu, X. Chen, G. Chen, G.-q. Lu et Z.-q. Wang, «Applying Anand model to low-temperature sintered nanoscale silver paste chip attachment,» *Journal of Materials & Design*, vol. 30, pp. 4574 - 4579, 2009.
- [105] G. Dong, G. Lei, X. Chen, K. Ngo et G.-Q. Lu, «Edge tail length effect on reliability of DBC substrates under thermal cycling,» *Soldering & Surface Mount Technology*, vol. 21, pp. 10 - 15, 2009.
- [106] A. Lallit, «Constitutive Equations for the Rate-Dependent Deformation of Metals at Elevated Temperatures,» *ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 104, pp. 12 - 17,

1982.

- [107] S. B. Brown, K. H. Kim et L. Anand, «An internal variable constitutive model for hot working of metals,» *International Journal of Plasticity*, vol. 5, pp. 95 - 130, 1989.
- [108] S. Koric et B. G. Thomas, «Thermo-mechanical models of steel solidification based on two elastic visco-plastic constitutive laws,» *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 197, pp. 408 - 418, 2008.
- [109] G. Wang, Z. Cheng, K. Becker et J. Wilde, «Applying Anand model to represent the viscoplastic deformation behavior of solder alloys,» *Journal of Electronic Packaging*, vol. 123, pp. 247 - 253, 2001.
- [110] T. Chen, Determining a Prony Series for a Viscoelastic Material From Time Varying Strain Data, NASA, 2000.
- [111] N. J. Chhanda, J. C. Suhling et P. Lall, «Effects of Moisture Exposure on the Mechanical Behavior of Flip Chip Underfills in Microelectronic Packaging,» *IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*, pp. 333 - 345, 2014.
- [112] N. J. Chhanda, J. C. Suhling et P. Lall, «Impelementatoin of a viscoelastic model for the temperature dependent material behavior of underfill encapsulants,» *13th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*, pp. 269-281, 2012.
- [113] A. Syed, «Updated life prediction models for solder joints with removal of modeling assumptions and effect of constitutive equations,» *Proceedings of the 7th EuroSimE Conference*, pp. 1 - 9, 2006.
- [114] A. Schubert, R. Dudek, E. Auerswald, A. Gollbardt, B. Michel et H. Reichl, «Fatigue life models for SnAgCu and SnPb solder joints evaluated by experiments and simulation,» *Proceedings of the 53rd Electronic Components and Technology Conference*, pp. 603 - 610, 2003.
- [115] Q. Zhang, A. Dasgupta et P. Haswell, «Viscoplastic constitutive properties and energy-partitioning model of lead-free Sn3.9Ag0.6Cu solder alloy,» *Proceedings of the 53rd IEEE Electronic Components and Technology Conference*, pp. 1862 - 1868, 2003.
- [116] B. Zahn, «Solder Joint Fatigue Life Model Methodology for 63Sn37Pb and 95.5Sn4Ag0.5Cu Materials,» *Proceedings of the 53rd IEEE Electronic Components and Technology Conference*, pp. 83 - 94, 2003.
- [117] W. W. Lee, L. T. Nguyen et G. S. Selvaduray, «Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages,» *Journal of Microelectronics reliability*, vol. 40, pp. 231 - 244, 2000.
- [118] W. Lee, L. T. Nguyen et G. S. Selvaduray, «Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages,» *Microelectronics reliability*, vol. 40, pp. 231-244, 2000.
- [119] M. Motalab, «A Constitutive Model for Lead Free Solder Including Aging Effects and Its Application to Microelectronic Packaging,» Graduate Faculty of Auburn University, Auburn, Alabama, August 3,

2013.

- [120] S. Ridout et C. Bailey, «Review of methods to predict solder joint reliability under thermo-mechanical cycling,» *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 30, pp. 400 - 412, 2007.
- [121] M. Held, P. Jacob, G. Nicoletti, P. Scacco et M. Poech, «Fast power cycling test for IGBT modules in traction applications,» *International Journal of Electronics*, vol. 86, pp. 1193-1204, October 1999.
- [122] R. Darveaux, «Effect of simulation methodology on solder joint crack growth correlation,» *Proceedings of the 50th IEEE Electronic Components and Technology Conference*, pp. 1048 - 1058, 2000.
- [123] R. Darveaux, «Solder joint fatigue life of fleXBGA assemblies,» *Proceedings, 45th Electronic Components and Technology Conference, 1995.*, pp. 1054 - 1058, 1994.
- [124] P. Towashiraporn, G. Subbarayan, B. McIlvanie, B. Hunter, D. Love et S. B., «The effect of model building on the accuracy of fatigue life predictions in electronic packages,» *IEEE, The Eighth Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, 2002. ITherm 2002.*, pp. 854 - 861, 2002.
- [125] International Sematech Reliability Technology Advisory Board, Semiconductor Device Reliability Failure Mode, May 31, 2000.
- [126] T.-Y. Pan, «Critical Accumulated Strain Energy (Case) Failure Criterion for Thermal Cycling Fatigue of Solder Joints,» *Journal of Electronic Packaging*, vol. 116, pp. 163 - 170, 1994.
- [127] J. Munford, «The Influence of Several Design and Material Variables on the Propensity for Solder Joint Cracking,» *IEEE Transactions on Parts, Hybrids, and Packaging*, vol. 11, pp. 264 - 304, December 1975.
- [128] E. Madenci, I. Guven et B. Kilic, *Fatigue Life Prediction of Solder Joints in Electronic Packages with Ansys®*, Springer Science+Business Media, LLC, 2003.
- [129] A. Croset, «Power management for transportation and industrial systems,» *From Nano to Micro Power Electronics and Packaging International Workshop (IMAPS 2014)*, 2014.
- [130] V. Guillermand, «L'avion du futur sera plus électrique,» *Le Figaro*, 15/06/2011.
- [131] SAE International, *The Aerospace Recommended Practice (ARP) ARP4754A (Guidelines For Development Of Civil Aircraft and Systems)*, Decembrer 2010.
- [132] RTCA, Inc., *Environmental Conditions and Test Procedures for Airborne Equipment, RTCA/DO-160G*, December 8, 2010.
- [133] MIL-L-87139, Méthode 501-502, Military Specification, Landing gear systems, Department of

Defense - USA, July 1979.

- [134] MIL-L-8552C, AMENDMENT 2, Military Specification, Landing Gear, Aircraft Shock Absorber, Department of Defense - USA, December 1968.
- [135] Federal Aviation Administration, Chapter 13 : Aircraft Landing Gear Systems.
- [136] J. R. Celaya, V. Vashchenko, P. Wysocki, S. Saha et K. Goebel, «Accelerated Aging System for Prognostics of Power Semiconductor Devices,» *2010 IEEE AUTOTESTCON*, pp. 1 - 6 .
- [137] W. Sabbah, Contribution à l'étude des assemblages et connexions nécessaires à la réalisation d'un module de puissance haute température à base de JFET en carbure de silicium (SiC), thèse, Université de Bordeaux, 2013.
- [138] Z. Shen, R. R.W. Johnson et M. Hamilton, «SiC Power Device Die Attach for Extreme Environments,» *IEEE Electron Devices Society*, vol. 62, pp. 346 - 353, Feb. 2015.
- [139] L. Chen, G. Hunter et P. Neudeck, «Silicon carbide die attach scheme for 500°C operation,» *Proc. in Wide-Bandgap Electronic Devices Symp. (Materials Research Soc. Symp.)*, vol. 622, pp. 1 - 6, 2001.
- [140] P. McCluskey et L. Chen, «Microsystem packaging for high temperature applications,» *MST (Microsystems) News*, pp. 41 - 42, 2001.
- [141] F. Le Henaff, S. Azzopardi, J. Deletage, E. Woirgard, S. Bontemps et J. Joguet, «A preliminary study on the thermal and mechanical performances of sintered nano-scale silver die-attach depending on the substrate metallization,» *Microelectronics reliability*, 2012.
- [142] A. Masson, W. Sabbah, R. Riva, C. Buttay, S. Azzopardi, H. Morel, D. Planson et R. Meuret, «Report de puce par frittage d'argent – mise en œuvre et analyse,» *EPF conference, Bordeaux*, 2012.
- [143] H. Cotal et J. Frost, Heat transfer modeling of concentrator multijunction solar cell assemblies using finite difference techniques, 12500 Gladstone Ave, Sylmar, CA 91342 USA: Spectrolab Inc. (Boeing Company).
- [144] V. Caccuri, Etude des propriétés mécaniques de technologies de report de puce pour électronique de puissance : influence du vieillissement, Thèse, Poitiers: ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, 2014.
- [145] S. Zabihzadeh, «Microstructure and thermo-mechanical behaviors of thin layers of porous nanocrystalline silver,» *From Nano to Micro Power Electronics and Packaging International Workshop, IMAPS*, 16 October 2014.
- [146] W. Rmili et al., «Quantification 2D et 3D par tomographie FIB/SEM de la porosité d'une brasure à base d'argent fritté pour un nouveau composant microélectronique,» *Journées Matériaux Numérique*, 3-5 Février 2015.

- [147] K. Meyyappan, P. McCluskey et L. Chen, «Thermo-mechanical analysis of gold-based SiC die attach assembly,» *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*, vol. 3, December 2003.
- [148] H. Nakajima, «Fabrication, properties, and applications of porous metals with directional pores,» *Proceedings of the Japan Academy. Series B, Physical and Biological Sciences*, vol. 86, pp. 884 - 899, 2010.
- [149] C. Slater et M. Strangwood, «Modeling the effects of pore arrays on the electrical and mechanical properties of copper,» *Journal of Materials Research*, vol. 28, pp. 2539 - 2544, 2013.
- [150] I. Sumirat, Y. Ando et S. Shimamura, «Theoretical consideration of the effect of porosity on the thermal conductivity of porous materials,» *Journal of Porous Materials*, vol. 13, pp. 439 - 443.
- [151] G. Le Quilliec, W. Rmili, T. Youssef, L. Guilbaud, D. Leduc, C. Richard et F. Dosseul, «Thermomechanical characterization of sintered nano-silver paste by micro-tensile tests and numerical identification of the Anand model parameters,» *Power Electronics and Packaging International Workshop*, October 2016.
- [152] D. C. Hopkins, «Excerpt - Direct Bonded Copper,» *Courtesy of Curamic Electronics*, 2003.
- [153] P. Gaiser, M. Klingler et J. Wilde, «Fracture Mechanical Modeling for the Stress Analysis of DBC Ceramics,» *16th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE 2015)*, April 2015.
- [154] X. Cao, G.-Q. Lu et K. Ngo, «Boundary-dependent circuit model for the transient behavior of a thermal stack in power modules,» *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, pp. 1853 - 1860, 2011.
- [155] V. Temple et M. Adler, «Calculation of the diffusion curvature related avalanche breakdown in high voltage planar p-n junctions,» *IEEE Transactions on Electron Devices*, vol. 22, pp. 910 - 916, October 1975.
- [156] H. Ohashi et I. Omura, «Role of Simulation Technology for the Progress in Power Devices and Their Applications,» *IEEE Transactions on Electron Devices*, vol. 60, pp. 528 - 534, February 2013.
- [157] M. Christini, *Low Frequency Electromagnetic Applications: Power Systems Design Methodology*, ANSYS, Inc., 2010.
- [158] E. B. Rudnyi et J. G. Korvink, «Model Order Reduction for Large Scale Engineering Models Developed in ANSYS,» *Applied Parallel Computing. State of the Art in Scientific Computing*, vol. 3732, pp. 349 - 356, 2006.
- [159] E. B. Rudnyi, «Effective Electrothermal Simulation for Battery Pack and Power Electronics in HEV/EV,» *Grazer Symposium Virtuelles Fahrzeug*, 6-7 Mai 2009.
- [160] T. Hauck, I. Schmadlak, L. Voss et E. Rudnyi, «Electro-Thermal Simulation of Multi-channel Power Devices: From Workbench to Simplorer by means of Model Reduction,» *NAFEMS Seminar: " Multi-*

Disciplinary Simulations - The Future of Virtual Product Development", November 9 - 10, 2009.

- [161] A. Damstra, «Virtual prototyping through co-simulation in hardware/software and mechatronics co-design,» *Control Engineering - University of Twente*, April 2008.
- [162] X. Fonteneau, F. Morel, H. Morel, P. Lahaye et D. Léonard, «Prévision des pertes par conduction dans un onduleur à JFET Normally-Off et diodes SiC,» *EPF'2012*, 2012.
- [163] L. Dupont, S. Lefebvre, Z. Khatir, G. Coquery et J.-C. Faugiere, «Banc de cyclage actif pour l'analyse de la fatigue thermique des brasures de composants IGBTs,» *REE - Revue de l'électricité électronique, See*, pp. 45 - 51, 2004.
- [164] F. Le Henaff, S. Azzopardi, E. Woïrgard, T. Youssef, S. Bontemps et J. Joguet, «Lifetime Evaluation of Nanoscale Silver Sintered Power Modules for Automotive Application Based on Experiments and Finite-Element Modeling,» *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*, vol. 15, September 2015.
- [165] H. Lu, C. Bailey et C. Yin, «Design for reliability of power electronics modules,» *Microelectronics Reliability*, vol. 49, pp. 1250 - 1255, 2009.
- [166] H. Arbess, F. Baccar, L. Theolier, S. Azzopardi et E. Woïrgard, «Mechanical stress investigation after technological process in Deep Trench Termination DT2 using BenzoCycloButene as dielectric material,» *Microelectronics Reliability, Proceedings of the 26th European Symposium on Reliability of Electron Devices, Failure Physics and Analysis*, vol. 55, pp. 2017 - 2021, August 2015.
- [167] Synopsys, Inc., Sentaurus Technology Template: IGBT Characterization, 2007.
- [168] T. Lhommeau, Modes de défaillance et fiabilité des modules IGBT en contraintes aéronautiques, thèse, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2007.
- [169] A. Villemeur, Sûreté de fonctionnement des systèmes industriels, Collection DER EDF, 1988.
- [170] G. Zwingelstein, Diagnostic des défaillances, 1995.
- [171] A. Birolini, P. Jacob et M. Held, Reliability Improvement on IGBT Power Modules, LESIT Final Convention, Jan. 15-16, 1996.
- [172] J. Kubota, Y. Musha et M. Takahashi, «Imaging flaws in soldered joints of integrated circuits using an ultrasound electronic scanning technique,» *IEEE Transaction On Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 39, pp. 122-126, 1992.
- [173] U. Scheuermann, «Teilentladung in Leistungshalbleiter-Modulen (Partial discharge in a Power Module),» *23 Kolloquium Halbleiter-Leistungsbaulemente und Materialguete Elizium, Freiburg*, pp. 191-197, November 2-3, 1994.
- [174] H. Kabza, «Cosmic ray radiation as a cause for power device failure and possible countermeasures,»

ISPSD '94, Davos, Switzerland, May 31 - June 2, 1994.

- [175] P. Palmer et C. Johnson, «Measurement of the redistribution of current in GTO thyristors during turn-off,» *European Power Electronic Conference*, pp. 1621-1625, 1989.
- [176] M. Ciappa, *Some Reliability Aspects of IGBT Modules for High Power Applications*, thèse, ETH Zürich, 2001.
- [177] P. Carer, E. Caquot, J. C. Renaud, L. Nguyen et A. Scavennec, «Mesure et modélisation du courant de fuite de grille en excès des FET InGaAs,» *Revue Phys. Appl.* 25 (1990), pp. 453-456, Mai 1990.
- [178] C. Eberl, R. Spolenak, O. Kraft, F. Kubat, W. Ruile et E. Arzt, «Damage analysis in Al thin films fatigued at ultrahigh frequencies,» *Journal of Applied Physics*, June 2006.
- [179] J. Curry, G. Fitzgibbon, Y. Guan, R. Muollo, G. Nelson et A. Thomas, «New failure mechanisms in sputtered aluminum-silicon films,» *22nd Annual In Reliability Physics Symposium*, pp. 6-8, April 1984.
- [180] M. Ciappa et P. Malberti, «Plastic-strain of aluminium interconnections during pulsed operation of IGBT multichip modules,» *Quality and Reliability Engineering International*, vol. 12, pp. 297 - 303, 1996.
- [181] M. Ciappa, «Selected failure mechanisms of modern power modules,» *Journal of Microelectronics Reliability*, vol. 42, pp. 653 - 667, January 2002.
- [182] J. Lutz, T. Herrmann, M. Feller, R. Bayerer, T. Licht et R. Amro, «Power cycling induced failure mechanisms in the viewpoint of rough temperature environment,» *CIPS*, 2008.
- [183] P. Cova, W. Fichtner, M. Ciappa et F. Carbognani, «A novel thermomechanics –based lifetime prediction model for cycle fatigue failure mechanisms in power semiconductors,» *Journal of Microelectronics Reliability*, vol. 42, pp. 1653 - 1658, 2002.
- [184] B. Farokhzad, P. Türkes, E. Wolfgang et K. Goser, «Reliability indicator for lift-off of bond wires in IGBT power modules,» *Microelectronics Reliability*, vol. 36, pp. 1863 - 1866, 1996.
- [185] A. Hamidi, N. Beck, K. Thomas et E. Herr, «Reliability and lifetime evaluation of different wire bonding technologies for high power IGBT modules,» *Microelectronics Reliability*, vol. 39, pp. 1153 - 1158, June-July 1999.
- [186] N. Yuki, U. Takashi, U. Ryo, M. Masakazu et F. Masahiro, «Study of the DC-DC converter using SiC-MOSFET for battery charger,» *IEEE, 2015 15th International Symposium on Communications and Information Technologies (ISCIT)*, pp. 45 - 48, 7-9 Oct. 2015.

Annexes

4.1. Annexe 1 : Analyse des Modes de Défaillance, de leurs Effets et de leur Criticité (AMDEC)

L'Analyse des modes de défaillance, de leurs effets et de leur criticité (AMDEC) est une méthode d'analyse prévisionnelle de la fiabilité qui permet de recenser systématiquement les défaillances potentielles d'un dispositif puis d'estimer les risques liés à l'apparition de ces défaillances, afin d'engager les actions correctives à apporter au dispositif. AMDEC est la traduction de l'anglais FMECA (Failure Modes, Effects and Criticality Analysis, litt. « Analyse des modes, des effets et de la criticité des défaillances »), désignation d'une méthode élaborée par l'armée américaine [168].

L'AMDEC a été adaptée à l'ensemble des activités à risques (nucléaire civil ; domaine aéronautique, spatial ; grands travaux), Elle a fait son apparition en France dans le domaine aéronautique (Concorde puis Airbus) au cours des années 1960. Introduite dans l'industrie manufacturière de série depuis les années 1980, puis a été intégrée dans les projets industriels. De nos jours, son emploi est très répandu dans le monde industriel soit pour améliorer l'existant, soit pour traiter préventivement les causes potentielles de non-performance des nouveaux produits, procédés ou moyens de production.

Développée initialement en aéronautique, dans les années 60, elle est devenue très rapidement une méthode "normalisée" (norme AFNOR X 60-510) dans des domaines très sensibles à la sûreté de fonctionnement :

- Aéronautique (Airbus)
- Espace
- Nucléaire (EDF)
- Systèmes électriques (recommandée par le CEI – norme 812 et l'IEEE)
- Depuis peu en Automobile

Cette méthode permet de faire apparaître, sous la forme d'un tableau, les relations de cause à effet relatives aux défauts et défaillances du système étudié dans son environnement. Les combinaisons particulières de défauts conduisant à un effet majeur et à forte criticité sont ainsi mises en évidence de façon systématique ; de même que la sensibilité de certains défauts sur l'intégrité du système.

L'AMDEC est généralement une méthode qualitative qui s'appuie sur la connaissance fonctionnelle et technologique d'un système ou sous-système : elle part du défaut le plus particulier jusqu'à la défaillance la plus générale (quels composants ? pour quels modes de défaillance ? avec quels effets ?). Elle constitue, de fait, un point de passage obligé dans l'analyse prévisionnelle de la sûreté des systèmes que ce soit en phase d'expertise ou en phase de conception. L'AMDEC implique une connaissance approfondie du système, de son mode d'exploitation, de ses limites et de son environnement.

Pour information, voici une liste non exhaustive des méthodes inductives autres que l'AMDEC : Hazop (hazard and operability study) pour les systèmes hydrauliques, méthode du diagramme de succès (ou diagramme de fiabilité), méthode des combinaisons de pannes résumées, méthode de l'arbre des conséquences, méthode de l'espace des états (ou chaîne de Markov : généralisation du diagramme de fiabilité aux sous-systèmes réparables et fortement couplés), ... Plusieurs livres existent sur l'AMDEC [169] [170].

Année	Domaines d'application de l'AMDEC
1950	La méthode FMECA (Failure Modes, Effects and Criticality Analysis) est introduite aux États-Unis dans le domaine des armes nucléaires.
1960	cette méthode est mise en application en France sous le nom d'AMDEC pour les programmes spatiaux et aéronautiques.
1970	son application est étendue aux domaines du nucléaire civil, des transports terrestres et des grands travaux.
1980	l'AMDEC est appliquée aux industries de produits et de biens d'équipement de production.

Tableau IV:1 Historique de l'AMDEC

La criticité d'un mode de défaillance se détermine généralement par le produit (indice de fréquence) \times (indice de gravité) \times (indice de détection). Ces indices sont définis par le client, l'entreprise qui fixe également un seuil d'acceptabilité, au-dessus duquel toute criticité doit être réduite, par un moyen à définir (reprise de conception, plan de maintenance, action de surveillance, ...).

Par exemple, imaginons une machine équipée de pneumatiques, pour diminuer la criticité d'une crevaison jugée inacceptable, on pourrait décider de reprendre la conception et minimiser :

- l'indice de fréquence, en améliorant la structure du pneu, voire en utilisant un pneu increvable,
- l'indice de gravité, en utilisant des roues jumelées,
- l'indice de détection, en équipant le poste de conduite de témoins de pression pneumatique.

De telles analyses peuvent être adaptées à toute interrogation dans tout domaine. Elles peuvent servir de base, entre autres, aux analyses fiabilité, maintenabilité, disponibilité, qualité et testabilité. Le but est de hiérarchiser les actions d'amélioration à conduire sur un processus, un produit, un système en travaillant par ordre de criticité décroissante.

4.1.1. Indicateurs de fiabilité existant

Les indicateurs de fiabilité devraient permettre la prédiction de la durée de vie restante d'un module de puissance. L'idéal serait la possibilité de prendre la mesure de ces indicateurs dans le module en fonctionnement sans avoir à le débrancher du système, ou même de mesurer ces indicateurs alors que le système est en fonctionnement, par exemple au moyen d'un capteur qui est incorporé dans le système. Le suivi de ces indicateurs avec des tests de fiabilité accélérés permet d'assurer une prévision précoce de la durée de vie avant défaillance.

Typiquement, l'amplitude d'un indicateur de fiabilité lui-même ne permet pas une prédiction de la vie d'un dispositif. Habituellement, la valeur de ces indicateurs à l'instant « zéro » doit être connue aussi, ou mieux encore, l'évolution temporelle complète d'un indicateur. C'est l'exemple des contraintes résiduelles issues du procédé de fabrication.

La plupart des indicateurs de fiabilité sont sensibles à plusieurs mécanismes de dégradation et par conséquent de différents modes de défaillance. C'est important pour l'estimation d'une durée de vie, car l'évolution d'un indicateur avec le temps pourrait suivre différentes lois selon le mécanisme de dégradation. Avant qu'une estimation de la durée de vie soit faite, les mécanismes de dégradation dominants doivent être identifiés en premier. Il faut être conscient que le classement de leur importance

peut varier selon les différents régimes de temps au cours de la vie du module de puissance dans un équipement.

Une autre considération importante pour une estimation de la durée de vie est l'environnement dans lequel l'équipement est utilisé. Par conséquent, les conditions opérationnelles doivent toujours être données en même temps que l'estimation du reste de vie. Il doit être noté que ces conditions de fonctionnement ne doivent pas changer au cours des essais de fiabilité accélérés. Cela peut paraître évident, cependant, il est souvent difficile de réaliser des essais dans les mêmes conditions de fonctionnement. Cela s'applique en particulier aux modules en fin de vie où on pourra voir leurs caractéristiques changer de manière significative. De plus, les modules de puissance (ou véhicules tests) sont souvent branchés en parallèle ou en série pour les essais de vieillissement accélérés effectués, ce qui pourrait empêcher d'atteindre certaines conditions de fonctionnement ; de ce fait, les pertes de puissance (par exemple) sont réglées indépendamment pour chaque module.

4.1.1.1. *Résistance à l'état passant*

Mesure : les mesures s'effectuent en traçant les mesures des tensions V_{CE} pour différents courants, tensions de grille et températures de jonction. C'est la méthode la plus utilisée pour la détermination des changements au niveau de la résistance à l'état passant R_{ON} .

Mécanismes de dégradation : Les variations de la résistance à l'état passant peuvent être affectés par une variété de mécanismes de dégradation: la fatigue du joint fritté ou brasé dans l'attache puce-substrat, la propagation des fissures dans les fils de câblage, la reconstruction de la métallisation de la puce, la corrosion des interconnexions, l'électro-migration, les changements de la tension de seuil et plus encore. Par exemple, les mécanismes les plus pertinents pour les modules IGBT sont les fissurations des fils de câblage accompagnées de la reconstruction de métallisation de la puce et la fatigue du joint puce-substrat. Afin de les distinguer, le changement de résistance électrique doit être corrélé à un autre paramètre comme la résistance thermique. Une augmentation de la résistance électrique en corrélation avec une augmentation de la résistance thermique indiquerait la dégradation du joint fritté ou brasé entre la puce et le substrat. Dans le cas où une augmentation de la résistance électrique n'affecte pas la résistance thermique, il est plus probable que le défaut vient de la fissuration du fil de câblage.

Estimation de la durée de vie : Pour la plupart des mécanismes de dégradation les changements de résistance sont répartis sur toute la vie du module de puissance. Coquery et al. [76] a observé, lors de tests de cyclage électrique du module de puissance, une augmentation de la résistance linéaire d'environ 4% entre le temps « zéro » et la défaillance du module. Birolini et al. [171] a observé que suite au cyclage électrique la variation est linéaire pour la résistance à cause de la reconstruction dans la métallisation de la puce. Cette variation devient exponentielle en raison du décollement du fil de câblage.

4.1.1.2. *Résistance thermique*

Mesure : Pour calculer la résistance thermique R_{th} , d'un module IGBT par exemple, les mesures suivantes doivent être prises: le courant du collecteur I_c , la chute de tension V_{CE} entre le collecteur et l'émetteur, la température du boîtier T_c , ainsi que la température de jonction T_j . Comme la température de jonction n'est pas directement accessible pour un module, T_j est généralement déterminée par des mesures indirectes par une calibration V_{Geth} ou V_{CE} à faible niveaux de courants.

Mécanismes de dégradation : Dans un module IGBT, il existe typiquement deux interfaces de joint : puce/substrat et substrat/semelle, qui sont soumises à la dégradation due à des contraintes thermomécaniques. La résistance thermique après cyclage thermique peut également être détériorée par délaminage d'une couche de cuivre du substrat (que ça soit en DBC ou en AMB).

Estimation de la durée de vie : Pour un fonctionnement réel, la résistance thermique ne changera que lentement pendant la plupart de la vie de l'appareil dans lequel se trouve le module de puissance. Vers la fin de la vie de l'appareil, cette augmentation de la résistance thermique sera suivie d'une dépendance temporelle exponentielle. Ceci est dû à des effets d'auto-accélération lorsqu'une augmentation de la résistance thermique engendre une augmentation significative de la température de jonction de l'appareil. Dès qu'une telle auto-accélération a été identifiée, le module n'est pas loin d'atteindre sa défaillance.

4.1.1.3. Pourcentage de la zone de délaminage

Mesure : Un microscope à balayage acoustique est un outil idéal pour détecter les effets du délaminage aux interfaces [172]. C'est une technique de mesure non destructive qui est appliquée à travers la semelle du module, ce qui permet de se concentrer sur l'interface d'intérêt. Les endroits où s'est produit le délaminage donneront une réflexion de l'onde ultrasonore, avec ces signaux ultrasonores une imagerie est générée. L'analyse d'image permet alors de déterminer le pourcentage de l'interface du délaminage pour les différentes interfaces dans le module.

Mécanismes de dégradation : Cette technique sonde les mêmes mécanismes de dégradation que ceux identifiés par les mesures de la résistance thermique. Son avantage est qu'elle permet d'identifier l'interface qui est soumise au délaminage.

Estimation de la durée de vie : L'indicateur de la zone du délaminage est un meilleur indicateur précoce de la dégradation de la performance thermique que ne l'est la mesure de la résistance thermique. La dégradation avec le temps dépend des contraintes qui s'exercent sur le module. Ces contraintes sont issues de deux types de cyclages différents ; cyclages thermiques passifs (hors tension) et cyclages thermiques actifs (au cours d'une mise sous tension du module de puissance). Lors d'un cyclage passif, la dégradation sera à peu près linéaire dans le temps. Pour les contraintes thermiques actives la dégradation sera exponentielle dans le temps en raison de l'auto-accélération (self-acceleration), une fois que l'augmentation de la résistance thermique n'est plus négligeable.

4.1.1.4. Décharge partielle

Le phénomène de décharges partielles apparaît dans tous matériaux isolants (céramique), soumis à un champ électrique et contenant des inclusions gazeuses. La rigidité diélectrique d'un gaz est inférieure à celle d'un matériau solide isolant. Lorsque l'on applique une tension à un diélectrique contenant des inclusions gazeuses, des micro-décharges très localisées peuvent se produire dans ces inclusions. De manière générale, les décharges partielles ont lieu au voisinage des discontinuités où le champ électrique est très inhomogène. Ces décharges répétitives au cours du temps génèrent beaucoup de composés :

- La carbonisation du matériau diélectrique et la génération de gaz corrosifs,
- Dégagement local de chaleur modifiant les caractéristiques du diélectrique,
- Emission de rayonnement à haute énergie (UV, rayon X).

Tous ces composés participent à la dégradation locale du matériau diélectrique (dégradation chimique et thermique, érosion...) et donc à l'agrandissement de ces inclusions gazeuses. A long terme, ces décharges provoquent la perforation de l'isolant. Cette perforation débouche sur la création d'un canal conducteur à travers l'isolant par claquage diélectrique du gaz de l'inclusion. Cependant, en 1996, on a pu limiter ce phénomène dans les substrats isolants, par un changement de matériaux (passant de l' Al_2O_3 à l'AlN).

Mesure : Les techniques de mesure de ces décharges partielles sont nombreuses et variées et sont normalisées (IEC270). Une de ces techniques consiste à soumettre le diélectrique à un champ électrique intense et de mesurer le courant de fuite avec une grande précision. Les décharges partielles sont mesurées en appliquant un signal de haute tension et en détectant les fréquentes chutes de haute tension en raison de décharges microscopiques. Une valeur de charge provient de ces chutes de tension, ce qui sert d'indicateur de l'intensité d'une décharge partielle. Pour un module IGBT, les décharges partielles sont mesurées entre les entrées électriques du module et la semelle en cuivre. Les tensions d'apparition des décharges partielles sont généralement mesurées lorsque les décharges partielles atteignent 5pC.

Mécanismes de dégradation : Les décharges partielles sont un indicateur précoce des défaillances de l'isolation haute tension. La dégradation de la matière intrinsèque peut être examinée ainsi que les faiblesses d'isolation en raison de vides (pores/lacunes) dans les matériaux ou aux interfaces d'un système d'isolation. Pour un module IGBT, c'est principalement le substrat en céramique entre la puce et la semelle du module qui est critique à l'égard de décharges partielles.

Estimation de la durée de vie : Pour un module de puissance, on peut difficilement prévoir un défaut d'isolement en prenant des mesures de décharges partielles au cours de la vie du module. Le maintien d'un niveau de décharge partielle relativement élevé de 500pc au 6.2kV a montré une rupture dans une céramique en alumine d'épaisseur 0,38mm après 60 secondes en fonctionnement [173]. Toutefois, les données de durée de vie manquent pour les petits niveaux de décharges partielles dans la gamme 5pC à 50pc.

4.1.1.5. Blocage du courant de fuite

Mesure : Le blocage du courant de fuite I_{CES} est mesuré avec une haute tension appliquée entre le collecteur et l'émetteur, tandis que la grille est court-circuitée ou polarisée négativement à l'émetteur. Le courant de fuite dépend fortement de la température. Afin d'effectuer des comparaisons, le courant de fuite I_{CES} doit être mesuré sous une tension et une température donnée.

Mécanismes de dégradation : L'augmentation du courant de fuite pourraient être un précurseur d'échec du blocage de la haute tension. Ces mécanismes peuvent se produire à cause d'une dégradation dans la puce ou bien à une défaillance dans l'encapsulant enrobant la puce. Cependant, les pannes haute-tensions destructives ont une tendance de se produire d'une manière soudaine sans précurseur. Une défaillance de ce genre a été observée à cause d'un rayon cosmique dans des modules bipolaires de hautes tensions [174].

Estimation de la durée de vie : Le courant de fuite dépend beaucoup de la haute tension de dégagement de passivation d'un module.

4.1.1.6. *Champ magnétique*

Mesure : La mesure d'un champ magnétique à l'extérieur (ou éventuellement à l'intérieur) d'un module peut être utilisée comme indicateur de fiabilité. Les distributions non homogènes de courant entre les puces du module peuvent conduire à une signature magnétique très différente de celle obtenue avec une distribution de courant homogène. Des mesures similaires utilisant des bobines de Rogowski ont déjà été effectuées par Palmer et al. [175] pour les modules GTO (Gate Turn-Off Thyristor).

Mécanismes de dégradation : La redistribution du flux de courant dans le module doit être considérée comme un effet de dégradation, en effet certaines puces auront maintenant des températures plus élevées que dans le cas d'une distribution homogène du courant dans le même module. Cela permettra d'accélérer les modes de défaillances tels que le décollage du fil de câblage ou la fatigue de la brasure.

Estimation de la durée de vie : Jusqu'à présent, aucune étude n'a été publiée sur les mesures de champs magnétiques pour les modules IGBT et sur leur utilisation pour les prédictions de la durée de vie.

4.1.1.7. *Fréquence de résonance (Vibration)*

Mesure : La fréquence de résonance peut être mesurée en accordant la fréquence de vibration au cours des tests et en mesurant l'énergie absorbée. La variation de l'énergie qui est absorbée peut être un indicateur de fiabilité.

Mécanismes de dégradation : Les vibrations peuvent nuire à l'intégrité d'un module, en particulier si le module montre des résonances à certaines fréquences. Toutes sortes d'interconnexions, peu importe qu'elles soient brassées, collées ou attachées par d'autres méthodes, pourraient être affectées et peuvent montrer des dégradations.

Estimation de la durée de vie : La prédiction de la durée de vie d'un module par des mesures d'énergies absorbées est spécifique à un assemblage donné.

4.1.1.8. *Tension de seuil (V_{GS})*

Mesure : La tension de seuil des modules IGBT est mesurée en appliquant une tension de grille croissante jusqu'à atteindre un niveau de courant donné, tandis que le collecteur et l'émetteur du dispositif sont fixés à un potentiel non nul.

Mécanismes de dégradation : La tension de seuil des dispositifs MOS est sensible aux charges dans l'oxyde de grille. Elle peut être utilisée comme un indicateur de fiabilité pour les propriétés d'isolation des oxydes de grille.

Estimation de la durée de vie : Il y a une variété de mécanismes qui peuvent affecter les charges dans l'oxyde, comme par exemple des porteurs de charges libres (hot carriers) ou une contamination ionique alcaline. L'estimation de la durée de vie se base sur la dérive de la tension de seuil.

4.1.1.9. *Courant de fuite dans l'oxyde de grille*

Les avancées technologiques effectuées dans le domaine de l'électronique ont engendré une diminution de l'épaisseur des oxydes de grille, toujours alimentés par les mêmes niveaux de tension. En conséquence, le champ électrique appliqué à ces oxydes a augmenté ; 2MV/cm devient une valeur courante. Ce champ électrique participe à l'injection de charges à travers l'interface silicium/oxyde et oxyde/métallisation.

Les défauts intervenant au sein des oxydes de grille des transistors, sont importants. On peut citer la rupture diélectrique de l'oxyde due à une accumulation de défauts (vieillessement), les décharges électrostatiques, la contamination ionique, ... La physique liée au processus de vieillissement des oxydes de grille et à la rupture diélectrique est très complexe. Aucun modèle générique n'existe. Pourtant, il est admis que, de manière générale, la rupture diélectrique est le résultat de dégradations continues des caractéristiques du matériau, dans le volume et aux interfaces. Ce vieillissement peut être dissocié en deux phases : une première où les "défauts" de l'oxyde s'accumulent et une seconde où ce niveau de dommage atteint un niveau critique, amenant la destruction locale de la couche d'oxyde [176]. Plusieurs modèles existent, qui décrivent de manière assez plausible les nombreux résultats expérimentaux obtenus. La défaillance d'un oxyde se traduit par l'apparition d'un fort courant local traversant la couche et formant un court-circuit.

La présence de micro défauts se révèle, quant à elle, par un effet d'usure à long terme sur le composant. Indépendamment de la taille du défaut, les mécanismes physiques responsables de la rupture de l'oxyde sont les mêmes. Selon le modèle d'impact ionisant par exemple, la rupture est causée par l'accumulation de trous sur un défaut initial : le point faible de l'oxyde. Ces trous sont créés par des électrons générés par impact ionisant ou injectés. Ces trous piégés au niveau des sites de défaut occupent une surface faible sur l'oxyde et favorisent une augmentation du champ électrique de manière très localisée. Cette augmentation du champ favorise les phénomènes d'injection. Cet effet de type "boule de neige" précipite la rupture diélectrique de la couche d'oxyde. Cette rupture se traduit par la présence d'un canal conducteur dans l'oxyde.

Mesure : Le courant de fuite au niveau de la grille (gate leakage) est mesuré à une tension donnée appliquée à la grille [177]. Il est typiquement dans la gamme « sub-nanoampère » pour un module IGBT. Une croissance de courant de fuite dans la grille est un précurseur pour une dégradation de l'oxyde de grille.

Mécanismes de dégradation : Les points faibles dans les oxydes de grille peuvent provoquer localement une densité élevée du courant de fuite dans la grille. Les charges traversant la fine couche d'oxyde constituent un mécanisme de «wear-out».

Estimation de la durée de vie : Les suivis de l'évolution temporelle de la croissance du courant de fuite de grille devrait permettre d'extrapoler le critère de défaillance en atteignant un certain niveau de courant de fuite dans la grille.

4.1.2. Mécanismes de défaillance types

Dans ce chapitre, on listera les mécanismes de défaillance les plus typiques qui se produisent dans les modules de puissance. Si possible, les indicateurs de fiabilité y sont associés.

Les mécanismes de défaillance les plus typiques décrits dans la littérature sont:

- La reconstruction de la couche d'aluminium de la métallisation de la puce ;
- La rupture du pied du fil de câblage ;
- La fatigue du joint puce / substrat ;
- La fatigue du joint substrat / semelle ;
- La dégradation de l'encapsulant.

Ces mécanismes de défaillance sont décrits ci-suit avec les indicateurs de fiabilité associés.

4.1.2.1. Reconstruction de l'Aluminium

La reconstruction de la métallisation aluminium de la puce et la rupture du pied du fil de câblage de la puce sont les principaux modes de défaillances d'un module de puissance.

La cause principale de la reconstruction de l'aluminium est la diffusion du fluage, le glissement des grains d'Al dans la métallisation et la déformation plastique en raison de contraintes de compression ou de traction dues aux différents coefficients de dilatation thermique de Al (24 ppm/K) et SiC (4,3 ppm/K) ou Si (2,6 ppm/K) (Figure IV:1 et Figure IV:2).

Ce phénomène a été identifié comme étant l'une des premières causes de défaillance des modules d'IGBT. La métallisation subit alors des cyclages de traction et de compression puisque son épaisseur n'est pas suffisante pour résister à la dilatation du silicium. En effet, l'aluminium a une limite élastique relativement faible par rapport à celle du silicium. Elle atteint des valeurs de l'ordre de 20MPa pour de l'aluminium massif mais on peut s'attendre à des valeurs légèrement plus hautes pour des couches fines de l'ordre de 5µm en raison d'une moins bonne ductilité [178]. Ainsi, la relaxation de la contrainte due à la migration des atomes d'aluminium conduit à la recristallisation de la métallisation [179]. La différence de CDT est suffisante pour faire sortir la métallisation de son comportement linéaire [180]. Des dislocations et des glissements de grains apparaissent alors et ont pour conséquence l'extrusion et la cavitation des grains (figure iv:2) qui augmentent la résistance électrique de la métallisation.

Au final, ce phénomène de reconstruction de la métallisation engendre une déformation de la métallisation, fragilise les connexions, réduit sa section active et entraîne la destruction de l'IGBT [181] [182]. Le problème est de plus accentué par le fait que la métallisation se trouve directement en contact avec la source émettrice de chaleur où l'inertie thermique est rapide (de l'ordre de quelques millisecondes). La métallisation subit donc plusieurs cyclages générant les déformations plastiques en peu de temps. La modification de la métallisation de la puce par le dépôt d'une fine couche protectrice de nitrure de silicium, ou de polyimide, permet de limiter l'effet de reconstruction [183].

Il est difficile d'établir un modèle pour la reconstruction de l'aluminium puisqu'elle est fortement corrélée avec le mode de défaillance par déconnexion des fils de câblages. La reconstruction de l'aluminium dépend de variation de température et apparaît dès lors qu'une température à la surface de la puce est supérieure à 90°C [181] [76] ; ce mode de défaillance est plus évident sur des zone de la puce où on a une forte densité de courant. La résistivité de la couche d'aluminium augmente avec sa reconstruction. Cet effet accélère l'arrachement du fil de câblage.

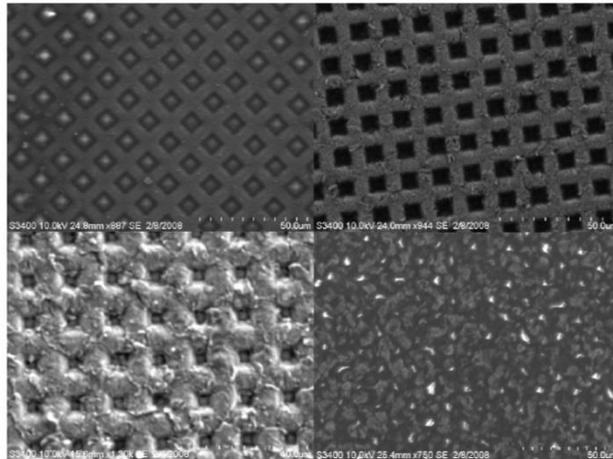
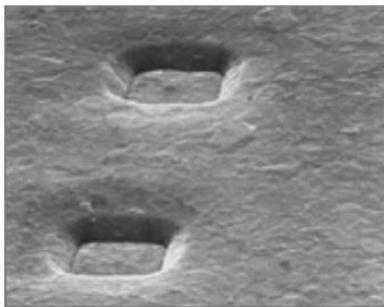
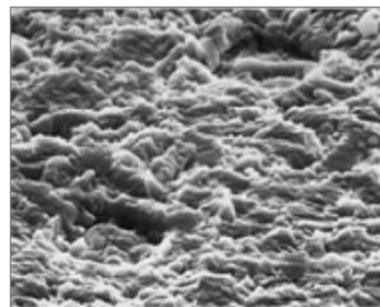


Figure IV:1 Reconstruction de la métallisation d'émetteur d'une puce semiconductrice après cyclage actif



(a) : Métallisation avant cyclages



(b) : Métallisation après cyclages

Figure IV:2 Métallisation de l'émetteur d'une puce d'IGBT avant et après cyclages de puissance

4.1.2.2. Levée du fil de câblage

De manière générale, ces fils sont constitués d'aluminium pur, de diamètre compris entre 300 et 500 μ m et soudés par ultrasons sur des métallisations des puces, en aluminium elles aussi. La levée du fil de câblage est causée principalement par les forces de cisaillement provoquées par une inadéquation thermomécanique entre les fils de câblage et la métallisation de la puce.

Les indicateurs de fiabilité les plus utiles pour ces mécanismes de défaillance sont:

- La tension collecteur/émetteur V_{CESAT} pour les fils de l'émetteur du transistor ;
- La tension de seuil V_{GE} ou le courant de grille I_G pour les fils de la grille.

Les fils de câblage présentent différents modes de défaillance en fonction de l'accélération des contraintes thermomécaniques. En effet, dans les essais à faible niveau de stress ($\Delta T_j=60$ °C, $T_{plancher}=90$ °C), le mode de défaillance privilégié est la levée des fils de câblage. Les décollements des pieds des fils de câblage résultent de la différence de coefficients thermomécaniques entre l'aluminium (23 ppm/K) et le silicium (2,6 ppm/K), ce qui introduit des contraintes sévères à l'interface entre le pied du fil et le semi-conducteur lorsque la jonction est soumise à des variations de température, conduisant finalement à la levée du fil [79].

Les échantillons vieillis à l'aide d'un test de vieillissement accéléré plus violent, ne présentent, quant à eux, que peu de levées de fil de câblage après cyclage thermique. Cependant, l'analyse révèle la présence de fissures et de fractures sur la majorité des fils. Leur aspect surfacique est également altéré en raison de la reconstruction de l'aluminium. Ces dégradations des fils de câblage sont dues à l'alternance de phases de

dilatation et de compression résultant des variations de température des fils lors de la dissipation de puissance au sein des puces. Pour un fil de 1 cm, l'allongement est de $10\mu\text{m}$ à 50°C et donc induit une augmentation de l'angle entre le fil et la métallisation de $0,05^\circ$. Cette dégradation apparaît à long terme et est souvent due à un défaut de qualité au niveau de la soudure par ultrason. La figure iv:3 nous montre le décollement d'un fil de câblage et une fissure sur un autre. Ces défauts sont apparus en même temps, après un effort de cyclage.

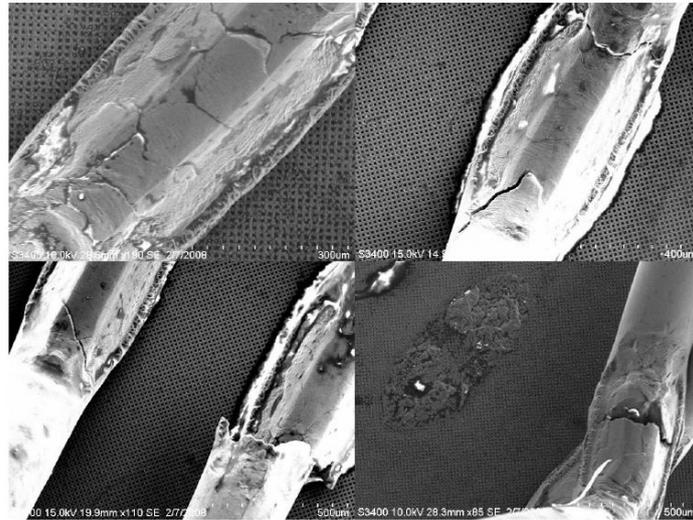


Figure IV:3 Dégradation des fils de câblage : écaillage, fissures, fracture et décollement du pied

Des techniques permettent de mesurer l'effet de ce décollement et donc nous donne une indication sur la fiabilité du module vis-à-vis de ce mode de défaillance. Une de ces techniques consiste à mesurer l'augmentation de la chute de tension à l'état passant de la puce [184]. Plusieurs tests de fiabilité ont été menés sur différentes technologies de report de fil de câblage [185], notamment sur une technologie mise au point par ABB consistant à reporter une couche de Molybdène entre la puce et le fil de câblage.

4.1.2.3. Fatigue du joint substrat/semelle

La fatigue du joint de brasure substrat/semelle est un autre mécanisme de défaillance due à des coefficients de dilatation thermique entre la couche du joint et la semelle. Ces causes sont les mêmes qui génèrent la fatigue du joint puce/substrat. Le gradient de température introduit entre le module et la semelle par l'injection de puissance induit le délaminage et la fissuration des joints [82]. Ceux-ci sont en effet emprisonnés entre deux matériaux aux propriétés thermomécaniques très différentes, l'un résidant entre le substrat et la semelle et l'autre entre la puce et le substrat. L'écart de CDT important entre ces deux couches provoque l'apparition de fortes contraintes de cisaillement sur les joints.

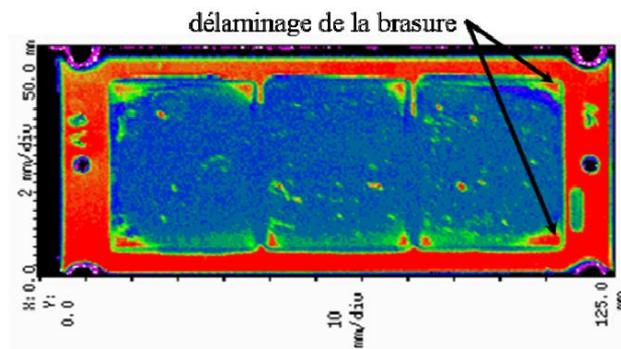


Figure IV:4 Imagerie acoustique du module A6 : délaminage de la brasure substrat/semelle sur les bords

L'imagerie acoustique permet de mettre en évidence, en figure iv:4, des débuts de délaminage naissant dans les coins du joint substrat/semelle. Ce mécanisme de rupture est accéléré par la corrosion provoquée par des contraintes environnementales (profil de mission).

Dans ce cas, un bon indicateur de fiabilité est la résistance thermique R_{th} ou l'impédance thermique Z_{th} . La fatigue du joint substrat-semelle peut être testée en contrôlant l'augmentation de la résistance thermique pendant les essais de cyclage actif (auto-échauffement) à long terme.

4.1.2.4. *Dégradation du gel encapsulant*

Le mécanisme de défaillance lié à la dégradation du gel encapsulant est causé par des contraintes environnementales comme l'humidité élevée et la haute température. Un indicateur de fiabilité de cette défaillance est l'augmentation de la quantité de décharge partielle. Les décharges partielles sont provoquées principalement par:

- Les vides dans le gel ;
- Les contaminations insérées pendant le procédé de fabrication ;
- La diffusion de l'humidité de l'extérieur ;
- Les vides entre le cuivre et céramique dans le substrat.

4.1.3. Récapitulatif

Le tableau suivant résume les sensibilités des indicateurs pour différents modes de défaillances ; X : sensibilité forte – O : sensibilité faible.

	Fatigue du joint puce /substrat	Fatigue du joint substrat /semelle	Reconstruction de la métallisation Aluminium	Décollage du fil de câblage	Rupture Haute Tension	Redistribution du courant	Tenue mécanique	Corrosion	Rupture de l'oxyde de grille
Résistance à l'état passant	X		X	X		X		0	
Résistance Thermique	X	X				X		0	
Pourcentage de délamination	X	X						0	
Décharge partielle					X		X		
Blocage du courant de fuite					X				
Signature du champ magnétique	X	0	0	X		X		0	
Fréquence de Résonance							X		
Déplacement de la tension de seuil				0					X
Courant de fuite de la grille									X

Tableau IV:2 Sensibilité des indicateurs pour différents modes de défaillances. X : sensibilité forte – 0 : sensibilité faible

4.2. Annexe 2 : Convertisseur DC/DC : Hacheur

Un hacheur est un convertisseur continu/continu, il permet d'obtenir à partir d'une tension continue fixe, une tension continue réglable ; un exemple d'application est la recharge de batterie [186]. Comme le montre la figure IV:5, le hacheur est composé d'un interrupteur électronique unidirectionnel H (transistor ou thyristor) fermé pendant un intervalle de temps $t_1 = \alpha T$, et ouvert pendant le reste de la période T. Une diode de roue libre DRL permet la circulation du courant si la charge est inductive.

Pour ce hacheur série, on prend comme hypothèses, les suivantes :

- L'interrupteur en commutation H est parfait ($v_H = 0$ en conduction, les temps de commutation sont négligés),
- La diode DRL est idéale,
- Le régime est établi.

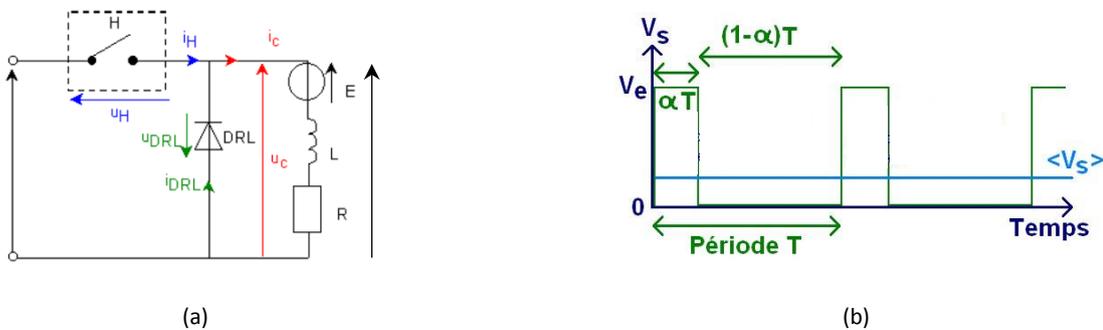


Figure IV:5 Schéma et allure de la tension de sortie d'un hacheur série

L'interrupteur en commutation H est commandé à la période T avec un rapport cyclique α . Où le rapport cyclique $\alpha = (\text{temps de conduction})/T$

Les équations du circuit sont les suivantes :

- $V_s = E + L \cdot \frac{di}{dt} + R \cdot i$
- $V_e = v_H - v_{DRL}$
- $i_H = i_c - i_{DRL}$

Pendant la première partie de commutation : entre 0 et $\alpha \cdot T$

Lorsque le hacheur est fermé, la diode de roue libre est bloquée. A ses bornes se trouve la tension V_e mais en inverse. Aucun courant ne traverse la diode ($i_d = 0$). Alors,

- $i_H = i$,
- $v_H = 0, \rightarrow V_e = V_s$,
- Et, $V_e = E + L \cdot \frac{di}{dt} + R \cdot i$

Cette dernière équation donne lieu à l'équation différentielle suivante :

$$\frac{di}{dt} + \frac{R}{L} \cdot i = \frac{V_e - E}{L}$$

Equation IV:1 – Equation différentielle du courant

En résolvant cette dernière équation différentielle, on obtient comme solution :

$$i(t) = I_0 \cdot \left(1 + e^{-\frac{R}{L}t}\right)$$

Equation IV:2 – Solution de l'équation différentielle

Avec,

$$I_0 = \frac{V_e - E}{R}$$

Equation IV:3 – Equation du courant initial

Alors

$$i(t) = \frac{V_e - E}{R} \cdot \left(1 + e^{-\frac{R}{L}t}\right)$$

Equation IV:4 – Equation du courant traversant l'élément en commutation entre 0 et $\alpha \cdot T$

Pendant la première partie de commutation : entre $\alpha \cdot T$ et T

Lorsque le hacheur est ouvert ($i_H = 0$), la continuité du courant dans l'inductance est assurée par la diode ($i = I_2 \neq 0$). Sans la diode, une surtension apparaîtrait (grande valeur de di/dt , donc de $L \cdot di/dt$) et détruirait immédiatement le hacheur. La seule solution à la continuité du courant i est

$$i = i_d = I_2$$

Equation IV:5 – Equation du courant dans la diode

Alors

$$v_{DRL} = 0$$

Equation IV:6 – Tension aux bornes de la diode

$$v_H = V_e \quad \text{et} \quad i_H = i_e = 0$$

Equation IV:7 – Tension et courant aux bornes de l'élément en commutation

Ce qui donne lieu à l'équation différentielle suivante :

$$0 = E + L \cdot \frac{di}{dt} + R \cdot i$$

Equation IV:8 – Equation différentielle du courant

Cette équation différentielle admet comme solution

$$i(t) = \frac{-E}{R} \cdot \left(1 + e^{-\frac{R}{L}(t-\alpha \cdot T)}\right) + I_1$$

Equation IV:9 – Equation du courant entre $\alpha \cdot T$ et T

Titre : Modélisation multiphysique d'un assemblage de puissance haute température destiné à l'environnement aéronautique

Résumé:

Le principal défi auquel sont confrontés aujourd'hui les équipementiers aéronautiques est d'augmenter l'utilisation des systèmes électriques à bord de l'avion. De nos jours, le remplacement des systèmes hydrauliques par des actionneurs électriques conduit à placer les systèmes électriques dans un environnement hostile, par exemple dans la nacelle du moteur. L'équipement est soumis à des contraintes sévères telles que des températures élevées et basses, un cycle thermique étendu, une humidité élevée et une basse pression. En conséquence, des efforts doivent être faits pour réduire le poids et le volume du convertisseur de puissance sans perdre ses performances. Pour atteindre cet objectif, la conception de modules de puissance doit permettre un haut niveau d'intégration, d'efficacité et de fiabilité. On s'intéresse en particulier aux dommages causés par la fatigue qui ont une influence significative sur les performances électriques de ces modules. Les tests de performance liés à la fatigue restent des efforts coûteux pour l'équipement aéronautique. Un nombre fini de tests destructifs, par vieillissement accéléré, peut être effectué pour un nombre assez faible de configurations. Le but de ces tests est d'étudier les modes de défaillance apparaissant lors du vieillissement accéléré. Par conséquent, des simulations numériques ont été envisagées, facilement évolutives et utilisables pour un grand nombre de configurations, mais nécessitant des données d'essais expérimentaux. Dans ce manuscrit, quelques modes de défaillances sont étudiés. On propose une méthode numérique intégrant les contraintes principales dans les équipements, à savoir la simulation électrique, thermique et mécanique. Ces trois problèmes physiques ont des temps caractéristiques différents et sont fortement couplés avec un comportement non trivial. Pour optimiser l'utilisation des ressources et avoir une représentation pertinente du problème, un procédé couplé électrique 1D / thermique 3D / mécanique 3D a été implémenté sur un bus de cosimulation. Différents pas de temps, différents niveaux d'abstraction et différentes compétences sont utilisés pour fournir un modèle multiphysique de modules de puissance.

Mots clés: Module de puissance, fiabilité, carbure de silicium, argent fritté, modélisation par éléments finis, modélisation multiphysique, cosimulation.

Title: Multiphysics modeling of high temperature power module for aeronautical applications

Abstract:

Today's main challenge for aeronautical equipment manufacturers is to respond to the more electrical aircraft regulations. Moreover, there are many applications in aircraft area where high temperature technologies are needed. Nowadays, the replacement of hydraulic systems for electric ones leads to place the power inverters in a harsh environment, for example in the engine nacelle. The equipment is under high constraints such as high and low temperatures, wide temperature cycling, high humidity and low pressure. Combined to these environmental constraints, the new aircraft system is submitted to weight and operating cost reduction. As a consequence, efforts shall be done to reduce weight and volume of the power converter without losing its performance. To reach such a goal, the design of the converter must enable a high level of integration, efficiency and reliability. In particular, fatigue damage has a significant influence on such modules electrical power performance. And fatigue-related performance testing remains a costly endeavor for aeronautical equipment. A finite number of destructive tests can be carried out in specific facilities for a fairly low number of configurations. The purpose of these destructive tests is to investigate the failure modes appearing regarding this accelerated ageing. Therefore numerical simulations have been envisaged since non-destructive, easily evolving and usable for a high number of configurations, though needing data from experimental assays. In this study, we propose a method dealing with the main constraints for such equipment, i.e. electrical, thermal and mechanical simulation. Those three physical problems have different characteristic time and are strongly coupled with a non-trivial behavior. To optimize the resources usage and have a relevant representation of the problem, a 1D electrical / 3D thermal / 3D mechanical coupled method has been implemented over a co-simulation bus. Different time steps, different abstraction levels and different skills are used to provide predictions of the multiphysical fatigue behavior of power modules.

Keywords: Power modules, reliability, silicon carbide, silver sintering, FEM, multiphysics modelling, cosimulation.