

N° d'ordre : 2971

THÈSE

présentée à

L'UNIVERSITÉ BORDEAUX I

ECOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR

Par Alexandrine Guédon-Gracia

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ : Electronique

CONTRIBUTION A LA CONCEPTION THERMO-MECANIQUE
OPTIMISEE D'ASSEMBLAGES SANS PLOMB.

Soutenue le 11 mars 2005

Après avis de :

M. Olivier Bonnaud

Professeur, Université Rennes 1

M. Jean-Pierre Chante

Professeur, INSA Lyon

Devant la commission d'examen formée de :

M. Olivier Bonnaud

Professeur, Université Rennes 1

M. Jean-Pierre Chante

Professeur, INSA Lyon

M. Erwin Hack

Docteur, EMPA Duebendorf

M. Gérard-Marie Martin

Expert Technologies, VALEO Electronique

M. Mathieu Paillard

Ingénieur d'études, Alcatel Space

M. Eric Woïrgard

Professeur, ENSEIRB

M. Christian Zardini

Professeur émérite, ENSEIRB

A mes parents

A Olivier, mon mari

Je remercie Monsieur le Professeur TOUBOUL, directeur du Laboratoire IXL de Microélectronique de Bordeaux, pour m'avoir accueillie dans son laboratoire durant le déroulement de mes travaux.

J'exprime mes remerciements à Monsieur le Professeur BONNAUD pour l'honneur qu'il m'a fait en présidant le jury de ma soutenance et en acceptant de rapporter sur mes travaux.

Je remercie également Monsieur le Professeur CHANTE d'être rapporteur de ma thèse.

Je tiens à remercier Messieurs HACK et MARTIN pour l'honneur qu'ils m'ont fait à participer au jury et pour leurs conseils d'experts sur mes travaux.

Je remercie également Monsieur PAILLARD pour avoir participé au jury en tant que membre invité.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à Monsieur le Professeur Emerite ZARDINI qui a accompli son rôle de directeur de thèse avec beaucoup de rigueur, de disponibilité et de gentillesse.

Je tiens à remercier avec beaucoup de sincérité Monsieur le Professeur Eric WOIRGARD qui a participé à l'encadrement de mes travaux. Je le salue tout particulièrement pour ses qualités humaines et scientifiques.

J'adresse également mes remerciements à Madame SELLIER, à Messieurs CHAMBON et LAHAYE et à Bernard PLANO pour les nombreuses heures passées à analyser des joints brasés.

Mes remerciements vont aussi envers les différents partenaires des projets CEPIA et HIRONDELLE qui m'ont beaucoup appris.

Merci à toute l'équipe « Puissance » et en particulier à Isabelle, Jean-Michel, Stéphane, Olivier, Mathieu, Walid.

Merci à Pascal Guilbault pour l'aide qu'il m'a apportée, en particulier pour la modélisation des assemblages BGA.

Merci à tous ceux du laboratoire dont l'aide est si précieuse : Madame TEA (et son éternel sourire), informaticiens (Patrick et Régis), secrétaires (Valérie la petite et la grande, Simone, Fanny, Mireille), Patrick B. et Serge.

Un grand merci à Marie-Pascale et Pierre pour nos longues discussions échangées, autour d'un bon repas au RU, sur nos recherches mais aussi sur nos bonnes recettes de cuisine du week-end.

Remerciements particuliers à ceux qui m'ont soutenue durant la thèse et même depuis bien plus longtemps : mes parents, mes grands-parents, ma famille et belle-famille, mes amies de toujours (Sèv et Emma) et mes amis.

Un dernier merci, un des plus importants, à Olivier mon mari pour son soutien sans relâche durant ces années de thèse et en particulier durant la période de rédaction, sans oublier la dictée de chiffres (cf. annexe B).

Table des matières

Introduction générale.....	9
Chapitre I Etat de l'art du brasage sans plomb	11
1. Interdiction de l'utilisation du plomb dans les équipements électroniques	11
2. Alliages de brasage sans plomb, remplaçants de l'eutectique SnPb	13
2.1. Caractéristiques souhaitées pour un alliage de brasage	13
2.2. Les alliages candidats au remplacement de l'eutectique SnPb	14
2.3. Programmes de recherche pour la sélection d'un alliage sans plomb.....	15
3. Conséquences du passage aux brasures sans plomb sur les assemblages électroniques..	16
3.1. Impact de la température de fusion des alliages.....	16
3.2. Conséquences sur les composants.....	19
3.2.1. Disponibilité des composants adaptés à la technologie sans plomb	19
3.2.2. Finitions des composants	20
3.2.3. Whiskers.....	20
3.2.4. Durée de vie « sur l'étagère »	21
3.2.5. Marquage.....	21
3.2.6. Obsolescence.....	22
3.3. Conséquences sur les finitions des circuits imprimés	22
3.4. Autres conséquences	22
4. Tests de fiabilité des alliages de brasage sans plomb.....	23
5. Conclusion sur le passage de l'alliage eutectique SnPb aux alliages sans plomb.....	23
Chapitre II Etude sur les joints brasés sans plomb et évaluation de leur fiabilité.	25
.....	25
1. Contexte de cette étude	25
2. Présentation du véhicule de test	26
2.1. Description du véhicule de test	26
2.2. Description de l'essai de vieillissement accéléré	27
3. Analyses, résultats et discussion	27
3.1. Description des analyses	27
3.2. Analyse en diffraction X de la crème à braser Sn4Ag0.5Cu	28
3.3. Analyse de l'interface substrat-crème à braser	29

3.4. Analyse des joints brasés de trois composants.....	31
3.4.1. Circuit intégré en boîtier céramique, 44 broches en J FeNiCo doré	31
3.4.1.1. Analyse des interfaces avant vieillissement	32
3.4.1.2. Analyse des interfaces après vieillissement	34
3.4.1.3. Analyse Auger d'un joint fissuré	35
3.4.1.4. Conclusions des analyses réalisées sur le boîtier Cerquad.....	38
3.4.2. Condensateur au tantale, finition SnPb	39
3.4.2.1. Analyse du joint brasé	39
3.4.2.2. Analyse de l'interface composant - joint.....	41
3.4.2.3. Analyse de l'interface piste – joint.....	42
3.4.2.4. Conclusions des analyses réalisées sur le condensateur tantale	43
3.4.3. Condensateur céramique, terminaison étain pur sur barrière de nickel	43
3.4.3.1. Analyse du joint brasé	43
3.4.3.2. Analyse de l'interface composant – joint.....	44
3.4.3.3. Analyse de l'interface piste – joint.....	45
3.4.3.4. Test de cisaillement de composants passifs vieillis de taille 0805.....	46
3.4.3.5. Conclusions des analyses réalisées sur le condensateur céramique.....	46
3.5. Discussion	47

Chapitre III Premier exemple d'assemblage sans plomb : puce montée retournée
 49

1. Contexte de cette étude	49
2. Description de l'assemblage fabriqué par Alcatel Space	50
2.1. Procédé de thermocompression.....	50
2.2. Paramètres utilisés pour la modélisation.....	51
3. Modélisation et simulations	53
3.1. Hypothèses et approximations	53
3.2. Modèle 2D-axisymétrique d'un système avec un bossage.....	53
3.2.1. Description du modèle	53
3.2.2. Comportement non-linéaire de l'or	54
3.2.3. Simulation de la thermocompression	54
3.3. Modèle 3D d'un système avec quatre bossages	56
3.3.1. Description du modèle	56
3.3.2. Simulation de la thermocompression	57

3.3.3. Mesures des dimensions des bossages après la thermocompression	58
3.4. Modèles 3D simplifiés du microsystème d'Alcatel Space.....	61
3.4.1. Description des modèles.....	61
3.4.2. Stratégie de modélisation	62
3.4.3. Simulation de la thermocompression	63
3.4.4. Simulation de la montée en température	64
3.4.5. Résultats et discussion.....	66
3.4.5.1. Comparaison des résultats obtenus pour les modèles avec et sans couche de renfort.....	66
3.4.5.2. Comparaison des résultats obtenus pour les modèles avec 8 et 10 bossages	68
4. Mesures ESPI sur l'assemblage puce montée retournée.....	69
4.1. Principe du système optique.....	69
4.2. Mesures ESPI	70
4.3. Comparaison simulation-mesures	71
5. Conclusion.....	72
Chapitre IV Deuxième exemple d'assemblage sans plomb : assemblage constitué d'un composant en boîtier BGA reporté sur un circuit imprimé.....	73
1. Etat de l'art des assemblages BGA (Ball Grid Array)	73
1.1. Introduction du boîtier BGA dans l'électronique.....	73
1.2. Description d'un boîtier BGA	75
1.2.1. Description des connexions.....	75
1.2.2. Présentation des différents types de boîtiers BGA.....	76
1.2.2.1. Boîtiers BGA céramique	76
1.2.2.2. Boîtiers BGA plastique	76
1.2.2.3. Boîtiers ruban BGA.....	77
1.2.2.4. CSP (Chip Scale Package)	78
1.2.3. Avantages et inconvénients des boîtiers BGA	78
2. Etat de l'art de la modélisation des assemblages BGA.....	79
2.1. Divers modèles d'assemblage BGA.....	79
2.1.1. Buts de la modélisation	79
2.1.2. Modélisation en deux dimensions	80
2.1.2.1. Modèle 2D plan.....	80

2.1.2.2. Modèle 2D axisymétrique	80
2.1.3. Modélisation en trois dimensions.....	81
2.1.3.1. Modèle 3D global.....	81
2.1.3.2. Modèle de Hong.....	82
2.1.3.3. Modèle « tranche 3D ».....	83
2.1.3.4. Modèle 3D local.....	84
2.1.3.5. Modèle non-linéaire avec des super-éléments	86
2.2. Modélisation du comportement de l'alliage de brasage.....	87
2.3. Méthodes pour déterminer la durée de vie d'un assemblage par simulation	90
2.3.1. Méthode de Darveaux	90
2.3.2. Lois de Coffin-Manson	91
2.4. Synthèse de la recherche bibliographique.....	92
3. Etude de la fiabilité des boîtiers BGA sans plomb reportés sur un substrat FR4	92
3.1. Choix précédant la conception des assemblages - Préliminaires	92
3.2. Conception et fabrication des assemblages.....	93
3.2.1. Choix des matériaux.....	93
3.2.2. Conception du véhicule de test.....	93
3.2.3. Fabrication du véhicule de test.....	93
3.2.4. Description du véhicule de test	94
3.3. Essais de vieillissement accéléré de ces assemblages.....	96
3.3.1. Détecteur de microcoupures : principe et précautions d'utilisation.....	96
3.3.2. Description des essais.....	97
3.4. Résultats	99
3.4.1. Cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$	99
3.4.2. Cycles thermiques $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$	100
3.4.3. Cycles thermiques $-25^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$	101
3.4.4. Observations au MEB	101
3.4.5. Conclusion des essais de vieillissement.....	104
4. Modélisation et simulations	105
4.1. Modèle de l'assemblage BGA.....	105
4.2. Stratégie de modélisation de l'assemblage BGA	108
4.3. Simulation du procédé d'assemblage.....	109
4.4. Montée en température de l'ambiante à 140°C	112
4.4.1. Mesures optiques réalisées par Dantec Ettemeyer	112

4.4.2. Simulation de la montée en température	113
4.4.3. Comparaison entre calculs et expériences.....	114
4.5. Simulation des cycles thermiques	115
4.5.1. Critère de défaillance	115
4.5.2. Méthodologie	115
4.5.3. Simulation des cycles thermiques	116
5. Corrélation entre les résultats de simulation des cycles thermiques et ceux des essais de vieillissement accéléré.....	120
6. Conclusions et perspectives	122

Chapitre V Évaluation par l'outil de simulation de la durée de vie de thyristors dans leur environnement de fonctionnement 125

1. Contexte de cette étude	125
2. Description d'un thyristor et de son fonctionnement en environnement réel d'utilisation	127
2.1. Description d'un thyristor	127
2.2. Description d'un mode de fonctionnement en environnement réel d'utilisation	127
3. Analyse de construction du thyristor.....	127
4. Caractérisation expérimentale du profil en température de la puce du thyristor	128
4.1. Détermination du réseau thermo-électrique représentant le thyristor sur son radiateur	128
4.2. Evaluation du profil de température dans la puce durant le profil de mission.....	130
5. Simulations thermo-mécaniques du fonctionnement réel du thyristor et des tests de vieillissement accéléré.....	131
5.1. Modélisation du thyristor monté sur son radiateur.....	131
5.2. Méthodologie	134
5.3. Simulation du procédé d'assemblage du thyristor	134
5.4. Simulation du fonctionnement réel d'utilisation du thyristor	134
5.4.1. Simulation thermique	134
5.4.2. Simulation mécanique	135
5.4.3. Calcul de la densité d'énergie dissipée durant le fonctionnement réel	136
5.5. Simulation de l'essai de vieillissement accéléré	138
5.5.1. Simulation des cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$	138
5.5.2. Calcul de la densité d'énergie dissipée durant les cycles.....	138

5.6. Correspondance entre la durée de vie en fonctionnement réel du thyristor et le nombre de cycles thermiques	140
6. Test de vieillissement accéléré : cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$	140
6.1. Etude la résistance thermique du thyristor monté sur son radiateur	140
6.1.1. Etalonnage de la jonction	140
6.1.2. Mesure de la résistance thermique avant et après le test.....	140
6.2. Analyses au MEB des thyristors après vieillissement.....	141
6.3. Conclusions pour le test de vieillissement accéléré $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$	142
7. Test de vieillissement accéléré : cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$	143
7.1. Simulation des cycles thermiques	143
7.2. Caractérisation électrique et thermique des composants avant et après les cycles thermiques	145
7.2.1. Caractérisation électrique des composants.....	145
7.2.2. Caractérisation thermique des composants	146
7.3. Analyses au MEB des thyristors après vieillissement.....	147
7.4. Conclusion pour l'essai de vieillissement accéléré $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$	150
8. Simulations sur un thyristor « sans plomb »	151
8.1. Pourquoi considérer un thyristor sans plomb ?	151
8.2. Modèle du thyristor	151
8.3. Méthodologie	151
8.4. Simulation du procédé d'assemblage du thyristor sans plomb	151
8.5. Simulation du fonctionnement réel d'utilisation du thyristor sans plomb	152
8.5.1. Simulation thermique	152
8.5.2. Simulation mécanique	152
8.5.3. Calcul de la densité d'énergie dissipée durant le fonctionnement réel	152
8.6. Comparaison des résultats obtenus pour les thyristors « avec et sans plomb »	154
9. Conclusions et perspectives	154
Conclusion générale	155
Annexes	159
Annexe A	159
Annexe B	160
Références	175

Introduction générale

Une directive a été votée par le parlement européen pour interdire la présence de plomb dans les équipements électriques et électroniques à partir du 1^{er} juillet 2006 [ROHS-w0]. Or les alliages de brasage les plus utilisés en électronique sont à base de plomb, le plus connu étant l'alliage eutectique Sn63-Pb37. Ainsi de nombreux groupes de travail se sont créés pour sélectionner un nouvel alliage de brasage, puis pour évaluer ses propriétés et sa résistance à la fatigue thermique et mécanique.

Le travail présenté a pour but de contribuer à l'étude d'une nouvelle technologie d'assemblage électronique sans plomb, en analysant des joints brasés avec un alliage ne contenant pas de plomb et en caractérisant la fiabilité d'assemblages sans plomb.

Depuis plusieurs années, l'équipe « Intégration des circuits et systèmes de puissance. Application aux véhicules électriques et hybrides » du laboratoire IXL s'intéresse aux alliages sans plomb [THEB-00a] [REY-96]. Bien que les alliages à haute teneur en plomb utilisés dans l'électronique de puissance sont exemptés de la directive européenne, ces derniers devront être remplacés pour des raisons techniques (présence essentiellement de composants sans plomb sur le marché) et pour des raisons commerciales (préférence des clients envers des produits dits verts). De plus, cette étude s'intègre dans une des préoccupations de l'équipe qui souhaite développer des modules « propres » pour des véhicules « propres ».

Une partie de ces travaux a été menée dans le cadre du programme européen HIRONDELLE (High-resolution optical non-destructive evaluation for electro-optical leading-edge microsystems, GROWTH, 5^{ème} PCRD). Ce projet a été coordonné par Dantec Ettemeyer (Ulm, Allemagne) et s'est déroulé d'août 2001 à novembre 2004. Il réunissait les partenaires suivants : EMPA (Dübendorf, Suisse), CWM (Chemnitz, Allemagne), Centre de Recherche Fiat (Turin, Italie), Alcatel Space (Toulouse) et le Laboratoire IXL. Ce projet a contribué à améliorer les performances d'un système optique, développé par la société Dantec Ettemeyer afin qu'il permette de mesurer des déformations nanométriques sur des assemblages électroniques de l'ordre de quelques mm² à quelques cm². Cet équipement optique pourrait apporter une solution au problème d'inspection des joints brasés en particulier pour les composants à connexion de type bille. Une de nos contributions dans ce projet a été d'évaluer par simulation thermo-mécanique la faculté du système à déterminer la qualité des connexions. Par la suite, l'équipement optique permettrait d'une part de détecter des défaillances dans les assemblages électroniques et d'autre part de valider ou de réajuster les modèles développés pour les simulations par éléments finis.

Dans la première partie, un état de l'art du brasage sans plomb est présenté. Les alliages de brasage sans plomb, candidats au remplacement de l'alliage eutectique Sn63-Pb37 sont détaillés ainsi que les impacts techniques et économiques de ce changement dus à l'augmentation de la température de fusion. La directive européenne entraîne aussi des modifications au niveau des composants et des circuits imprimés utilisés dans les assemblages électroniques.

Les résultats d'une étude réalisée sur des joints brasés avec un alliage sans plomb sont exposés dans la deuxième partie. Le but de ces travaux conduits dans le cadre du projet

CEPIA est d'évaluer la compatibilité d'une crème à braser sans plomb avec différentes finitions de composants (Au, SnPb et Sn pur) et avec celle du circuit imprimé (Ni/Au).

Bien que l'électronique spatiale soit exemptée du bannissement du plomb dans les équipements, les industriels du secteur essaient de s'orienter vers des technologies d'assemblage sans plomb. Ainsi, dans le cadre de ses activités de recherche et développement, la société Alcatel Space étudie de nouveaux procédés d'assemblage pour les MMIC (Microwave Integrated Circuit). Les circuits intégrés munis de bossages en or étant assemblés par thermocompression sur des substrats céramique, se pose alors le problème de l'inspection des joints, notamment de ceux situés dans la partie centrale de la puce.

Le système optique développé par la société Dantec-Ettemeyer dans le cadre du programme HIRONDELLE pourrait apporter une solution au problème. Compte tenu de la durée de ce développement, et connaissant la résolution théorique de l'instrument, il a été décidé de procéder à une étude par simulation pour évaluer l'aptitude du système optique à répondre au besoin exprimé par la société Alcatel Space.

L'étude conduite par simulation et développée dans la troisième partie consiste à calculer les déformations de la surface supérieure d'un MMIC assemblé par thermocompression, soumis à une montée en température. Plusieurs types de défauts sont introduits dans les liaisons bossage-substrat pour évaluer s'ils sont détectables par l'équipement optique.

Dans la quatrième partie, les différents types de boîtier BGA (Ball Grid Array) sont tout d'abord décrits ainsi que les modèles par éléments finis utilisés pour représenter les assemblages BGA. Ces boîtiers permettent de se familiariser avec les connexions de type bille de plus en utilisées pour certains composants de puissance.

Ensuite la méthode expérimentale permettant d'évaluer la fiabilité d'un assemblage BGA est décrite de la conception du véhicule de test aux tests de vieillissement accéléré.

Puis, un modèle de cet assemblage est construit en tenant compte du comportement non-linéaire de l'alliage de brasage, de la température de transition vitreuse de la colle et de la résine d'encapsulation et des propriétés orthotropes des substrats. Les premières simulations thermo-mécaniques permettent de valider le modèle en comparant les résultats obtenus avec les mesures effectuées par l'équipement optique de Dantec Ettemeyer. Puis des cycles thermiques sont simulés sur le modèle validé dans le but de calculer la densité d'énergie de déformation dissipée dans les joints brasés.

Enfin ces calculs sont corrélés avec les résultats des tests de vieillissement pour déterminer une relation entre la densité d'énergie de déformation calculée par la simulation et le nombre de cycles thermiques conduisant à la défaillance.

La cinquième partie décrit un travail mené en partenariat avec EDF sur des thyristors. Cette étude alliant expérimentation et simulation a pour but de déterminer la durée de vie de ces composants en environnement réel d'utilisation grâce à des tests de vieillissement accéléré et à des simulations thermomécaniques par éléments finis. Il a été choisi de calculer la densité d'énergie dissipée dans les joints brasés afin de déterminer une correspondance entre la durée de vie en fonctionnement réel et le nombre de cycles thermiques.

Chapitre I Etat de l'art du brasage sans plomb

Les critères permettant de sélectionner un alliage de brasage pour remplacer le traditionnel Sn63-Pb37 sont détaillés après avoir expliqué pourquoi le plomb doit être banni des équipements électriques et électroniques. Puis les différents projets étudiant la technologie sans plomb sont présentés succinctement en dégagant l'alliage de remplacement conseillé par les industriels. Ensuite les différentes conséquences dues au passage à la technologie sans plomb sont énumérées en montrant que ce changement de brasage a un impact principalement à cause de sa température de fusion et que le plomb doit être aussi éliminé dans les finitions des composants et des circuits imprimés. Avant de conclure, quelques résultats concernant la fiabilité des alliages sans plomb sont donnés.

1. Interdiction de l'utilisation du plomb dans les équipements électroniques

Le plomb est un métal lourd très toxique : il peut causer des dommages sur le système nerveux et sur la circulation sanguine de l'homme. L'Organisation Mondiale de la Santé (OMS) a établi une dose provisoire hebdomadaire tolérable de 25 µg/kg de poids corporel pour les enfants et les adultes. Les principales sources d'ingestion du plomb par l'homme sont les aliments (dépôt atmosphérique du plomb sur les végétaux), le sol et la poussière. C'est pourquoi depuis quinze ans environ, les Etats Unis et le parlement européen proposent des lois afin d'interdire l'utilisation du plomb. L'électronique, en particulier, cherche à remplacer le plomb présent dans l'assemblage des composants sur cartes. Par ailleurs le recyclage du plomb pourrait être envisagé. Or comme il est utilisé de nombreuses fois et en petite quantité sur les cartes électroniques, il serait difficile et onéreux de le récupérer. Il est donc préférable de l'éliminer dès la fabrication. Toutefois le plomb dans l'électronique représente seulement 0,5 % de la consommation mondiale du plomb alors que les batteries en représentent 75%.

En 1998, l'Union Européenne, faisant office de pionnier, a proposé un projet de loi visant à interdire ou réduire l'utilisation du plomb dans les équipements électriques et électroniques et à favoriser le recyclage des déchets en fin de vie. Par la suite, ce projet a évolué et a abouti à deux propositions de directives européennes que nous désignerons par leur sigle anglais qui est universellement utilisé par les industriels, WEEE et ROHS :

- WEEE, Waste Electrical and Electronic Equipment. Les objectifs de cette directive sont d'identifier, de collecter et de recycler les déchets électroniques et électriques. De

plus, et en accord avec le principe pollueur/payeur formulé dans l'article 174 du Traité de la Communauté Européenne, le traitement et l'élimination des produits devraient être financés par les producteurs [WEEE-w0],

- ROHS, Restriction Of use of certain Hazardous Substances. Cette directive a pour but de bannir les substances considérées comme dangereuses, comme les métaux lourds et les composés halogénés, dans les équipements électriques et électroniques [ROHS-w0].

Avec ces directives, la Communauté Européenne affirme sa politique dans le domaine de l'environnement et malgré les réticences qui ont pu se manifester, il apparaît que ce type de législation sera adopté dans d'autres régions du monde et notamment en Chine. Il convient cependant de signaler que le problème du recyclage des déchets électriques et électroniques n'est pas ignoré par les pays industriels. Ainsi, au Japon, la loi sur le recyclage des appareils ménagers votée en 1998 et appliquée en avril 2001 impose aux revendeurs de reprendre les appareils en fin de vie.

Les directives ont été adoptées par le parlement européen et sont parues au *Journal officiel de l'Union européenne* en février 2003. Elles vont donc entrer en vigueur dès le 1^{er} juillet 2006 mais certaines dérogations sont déjà prévues, par exemple pour les brasures à haute teneur en plomb.

Cependant, des imprécisions contenues dans le texte de la directive RoHS ont conduit de nombreux industriels et chercheurs à se poser des questions sur l'exacte définition d'un équipement « sans plomb ».

Actuellement, un document servant de guide pour appliquer la loi RoHS est en cours de rédaction. L'article 5(1)(a) propose qu'une concentration massique maximale de 0,1% en plomb soit tolérée dans les matériaux homogènes constituant les équipements électriques et électroniques [DTI-w0]. Il explique aussi qu'un matériau homogène est une unité ne pouvant pas être désassemblée en plusieurs matériaux sans détruire irréversiblement sa fonction. Si ce texte est adopté par le conseil européen, la définition d'un équipement dit « sans plomb » ou plutôt satisfaisant la directive RoHS sera enfin précisée.

Aux Etats-Unis, des actions sont menées pour bannir le plomb dans les équipements électroniques bien qu'aucun projet de loi interdisant l'utilisation du plomb n'existe actuellement. De même, au Japon, il est prévu d'éliminer le plomb alors qu'aucune législation n'a été mise en place à ce sujet. L'absence de législation relative au bannissement des substances dangereuses au Japon et aux Etats-Unis n'a cependant pas empêché ces pays de prendre de l'avance sur l'Europe au sujet de l'élimination du plomb dans les produits électroniques grand public. L'exemple le plus connu est celui de Panasonic qui a commercialisé un lecteur mini-disc présenté comme étant sans plomb (Figure I-1) dès 1998. Le succès commercial de ce produit a montré l'intérêt des consommateurs pour des produits dits « verts ». Ainsi le passage au brasage sans plomb n'est pas uniquement une conséquence de la législation, il est aussi et surtout une stratégie commerciale.



Figure I-1 Lecteur mini-disc sans plomb Panasonic [PANA-w0]

2. Alliages de brasage sans plomb, suppléants de l'eutectique SnPb

2.1. Caractéristiques souhaitées pour un alliage de brasage

Les alliages utilisés dans les assemblages électroniques contiennent souvent du plomb. Ils sont présents dans l'assemblage de 1^{er} niveau pour la liaison puce-substrat et dans l'assemblage de 2nd niveau pour la liaison composant-carte. L'alliage étain-plomb (Sn63%*m*-Pb37%*m*), qui est le plus courant, est un alliage eutectique, moyennement tendre, facilement désoxydable. De plus il a une température de fusion raisonnable (183°C) et une structure à fins cristaux. Le plomb a pour avantage d'être un métal peu coûteux et disponible. De plus, il permet de faciliter le mouillage et de réaliser rapidement des liaisons métalliques. Tous les avantages de l'alliage eutectique conduisent à une bonne tenue mécanique des joints brasés.

Pour choisir le meilleur alliage de substitution, de nombreux critères doivent être pris en compte en ce qui concerne les propriétés mécaniques, thermiques, électriques et chimiques. De plus, le coût et la disponibilité des matériaux sont importants ainsi que l'impact qu'ils peuvent avoir sur l'environnement. Les caractéristiques les plus importantes sont les suivantes :

- la température de fusion
- la mouillabilité
- la résistance à la fatigue thermo-mécanique et la tenue au fluage
- l'aptitude à la non-formation de composés intermétalliques
- les conductivités électriques et thermiques.

La température de fusion est le facteur le plus important pour les industriels. En effet tous leurs équipements (principalement leurs fours) sont prévu pour une température de fusion de 183°C, celle de l'alliage Sn-37Pb. Une variation trop importante autour de la température de base entraînerait le changement de leur matériel et donc une augmentation du prix des produits. De plus, une température de fusion trop élevée pourrait entraîner des dégradations au niveau des circuits imprimés ou des composants non qualifiés pour ces températures. Par ailleurs une température de fusion trop basse est aussi un inconvénient, car l'alliage risquerait de fondre lors d'une autre opération.

La mouillabilité est la capacité du liquide (alliage en fusion) à s'étendre sur le solide (substrat). Les deux facteurs principaux influant sur la mouillabilité sont la propreté des surfaces et la tension de surface des différents matériaux. Ainsi pour avoir une bonne mouillabilité de la brasure sur le substrat, il faut que la tension de surface du substrat soit

supérieure à celle de la brasure et utiliser un flux de bonne qualité. Les alliages sans plomb devront avoir une bonne mouillabilité vis-à-vis des différents métaux utilisés dans l'électronique (Cu, Ag,...)

Au cours de sa vie, le joint brasé sera soumis à des déformations thermo-mécaniques. Pour résister au mieux à celles-ci, il devra avoir un module d'Young peu élevé, une limite d'élasticité élevée et un coefficient de dilatation thermique approprié par rapport à celui des composants et du substrat.

Des composés intermétalliques se forment entre la brasure et le substrat. Ils assurent une bonne tenue du joint, mais s'ils deviennent trop épais, le joint est alors fragilisé. De plus, l'alliage doit avoir une microstructure assez fine et homogène afin d'assurer une bonne fiabilité des joints brasés.

Enfin, les joints brasés ont d'une part un rôle électrique et d'autre part ils permettent l'évacuation de la chaleur dissipée par les composants. De ce fait, les alliages de brasage doivent avoir une bonne conductivité électrique et thermique.

2.2. Les alliages candidats au remplacement de l'eutectique SnPb

La majorité des alliages sans plomb utilisables en électronique contiennent de l'étain qui en est souvent le principal constituant. L'étain fondant à 232°C, des éléments d'alliage tels que le bismuth (Bi), l'indium (In), le zinc (Zn), le cuivre (Cu) ou l'argent (Ag) lui sont rajoutés pour diminuer la température de fusion.

L'étain est un métal peu cher et disponible. Sa principale qualité est sa capacité à mouiller et à s'étendre sur de nombreux substrats. Il possède aussi de bonnes propriétés physiques, électriques et thermiques.

Le bismuth a un grand intérêt pour diminuer la température de fusion et pour améliorer le mouillage. Il a un prix équivalent à l'étain mais sa disponibilité est limitée. De plus, cet élément est un sous-produit du plomb. Ainsi il ne peut pas constituer l'élément de base pour les applications de masse.

L'indium a un prix très élevé et variable car il est peu abondant. Par ailleurs, il permet de réduire le point de fusion d'un alliage contenant de l'étain. Il a des qualités physiques et de mouillage exceptionnelles. Mais à cause de sa rareté et de son prix, il ne peut être utilisé que comme élément d'addition mineur ou dans des applications très particulières.

Le zinc est un métal peu cher et disponible. Il permet de réduire le point de fusion d'un alliage contenant de l'étain. Par contre, il a une capacité de mouillage faible à cause de son oxyde stable.

Le cuivre est peu cher et abondant. Lorsqu'il est utilisé, il est présent en faibles quantités, par exemple dans l'alliage eutectique Sn0.7Cu qui fond à 227°C.

L'argent est un métal peu abondant et par conséquent cher. Mais cet élément d'addition dans les alliages en quantité assez faible améliore les propriétés mécaniques et thermo-mécaniques.

De façon générale, les meilleurs candidats au remplacement de SnPb sont à base d'étain en forte proportion. Ils peuvent être des alliages binaires, ternaires et même d'ordre supérieur. L'addition d'éléments dans un alliage binaire permet d'ajuster certaines propriétés de celui-ci. Les alliages binaires SnBi et SnIn ont comme principal inconvénient leur coût prohibitif. L'alliage SnZn présente des problèmes d'oxydation. Les deux alliages binaires qui suscitent le plus d'intérêt sont les alliages SnCu et SnAg.

L'alliage SnCu présente de mauvaises propriétés mécaniques mais son faible coût le rend intéressant pour le brasage à la vague et pour des applications grand public. Quant à l'alliage SnAg, son intérêt est à l'opposé du précédent alliage. Il présente une bonne mouillabilité et une bonne résistance mécanique mais son coût reste prohibitif et sa température de fusion

peut être trop élevée pour certaines applications. Le tableau suivant présente une sélection d'alliages ternaires ou d'ordre supérieur ainsi que leur température de fusion et leurs qualités.

Alliage	T _f (°C)	avantages	inconvénients
Sn-20In-2.8Ag	178-189	Point de fusion proche de Sn-37Pb	Disponibilité de l'In Coût très élevé
Sn-Zn8-Bi3	190-195	Point de fusion Réduction légère de la corrosion de Zn par Bi.	
Sn-(2-3,5)Ag-(1-7,5)Bi	205-220	Point de fusion Excellente mouillabilité Bonne résistance mécanique	Disponibilité du Bi Coût élevé
Sn-(3-4,7)Ag-(0,5-1,7)Cu	215-219	Disponibilité Bonne mouillabilité Bonne résistance mécanique et en fatigue thermo-mécanique	Formation de composés CuSn Quelques brevets Coût élevé
Sn-25Ag-10Sb	260-300		Très fragile Coût très élevé
Sn-5,5Zn-4,5In-3,5Bi	181-188	Point de fusion	Problème de corrosion et de résidus dus au Zn
Sn-Ag-Bi-Sn	203-214		Coût très élevé
Sn-Ag-Bi-Cu	198-215	Point de fusion < à celui de SnAgCu	Formation de l'eutectique SnAgBi à 136,6°C et de l'eutectique SnBi à 138°C
Sn-Ag-Cu-Sb	213-228	Pas d'oxydation et de corrosion Meilleure mouillabilité et résistance thermo-mécanique que SnAgCu	Toxicité de Sb ? Coût élevé

Tableau I-1 Alliages ternaires et d'ordre supérieur [ABTE-00] [LERB-03]

L'alliage SnAgCu semble être un des meilleurs candidats au remplacement de l'eutectique SnPb. Il réalise un compromis entre ses qualités et son coût. D'autres alliages pourraient succéder à l'eutectique SnPb, mais leur coût est élevé.

En Europe, aux Etats-Unis et au Japon, l'alliage sans plomb recommandé pour la plupart des utilisations est l'alliage SnAgCu. Au Japon, l'alliage SnZnBi est utilisé, alors qu'il n'est pas considéré en Europe et aux Etats-Unis. Ceci constitue la différence la plus remarquable entre ces différentes régions du monde.

Il convient cependant de noter que la plupart des alliages sont brevetés et que leur utilisation est soumise à des accords commerciaux.

2.3. Programmes de recherche pour la sélection d'un alliage sans plomb

Les choix technologiques pour le passage au "sans plomb" sont guidés par les résultats obtenus au cours des divers projets de recherche engagés par les industriels, souvent avec l'aide des pouvoirs publics.

Le premier programme européen qui est initié par le groupe anglais ITRI (International Tin Research Institute) dans le début des années 1990 s'intitule *Lead Free Soldering*. Il est prolongé, dans la fin des années 1990, à la demande du DTI (Department of Trade and Industry). L'alliage le plus prometteur est SnAgCu mais d'autres alliages SnCu, SnAg et SnAgBi sont envisageables.

Le projet Brite Euram *IDEALS* (Improved Design Life and Environmentally Aware Manufacture of Electronics Assemblies by Lead-Free Soldering) s'est déroulé de mai 1996 à avril 1999. Les travaux concluent à la recommandation de deux alliages: Sn_{3,8}Ag_{0,25}Cu pour le refusion et Sn_{3,8}Ag_{0,7}Cu_{0,25}Sb pour le brasage à la vague.

Depuis 2000, de nombreux programmes européens comme *IMECAT* [IMEC-w0], *PROTIN* [PROT-w0] ont été créés pour qualifier les alliages sans plomb et cette nouvelle technologie. Les pays du nord de l'Europe (Suède, Norvège...) sont très actifs dans le domaine de la recherche sur le brasage sans plomb, comme le montrent les différents projets nord-européens, par exemple *NORDIC Lead-free Project* [NORD-w0].

Le Laboratoire EMPA (Suisse) coordonne le projet *Leadfree-Eureka* qui étudie la fiabilité des alliages et des assemblages sans plomb.

Le projet européen *Cost Action 531* qui a débuté en 2002 et initié par l'Université de Vienne a pour but de renforcer les connaissances sur les alliages sans plomb et de constituer une base de données qui pourrait aider les sociétés à passer aux procédés de brasage sans plomb [COST-w0].

Parallèlement, Soldertec (The Soldering technology Center) et l'ITRI ont oeuvré pour coordonner les programmes de recherche européens sur le sans plomb. Ces efforts ont trouvé leur récompense dans le financement par l'Union Européenne du programme ELFNET (European Lead-Free Soldering Network) [ELFN-w0] qui regroupe 19 pays et a débuté le 1^{er} avril 2004 pour une durée de 3 ans.

Aux Etats-Unis, le *Lead Free solder project* a commencé en 1992 sous l'égide du NCMS (National Center of Manufacturing Sciences). Il a montré que le passage au sans plomb ne pouvait pas s'opérer sans d'autres changements. Puis en 2000, a débuté le projet *Lead Free Electronics* dirigé par le NEMI (National Electronics Manufacturing Initiative) [NEMI-w0]. Diverses actions sont menées dans le but de sélectionner un alliage de la famille SnAgCu, de mettre au point les procédés d'assemblage avec ces nouveaux alliages, d'évaluer la fiabilité de ces nouveaux assemblages, etc.

Au Japon, le JIEP (Japan Institute for Electronic Packaging) a initié un projet qui s'est terminé en 1997 pour étudier les alliages SnAgBi. Puis entre 1997 et 2000, le projet *Lead-Free Soldering* est mené par le NEDO (New Energy and Industrial Technology Development Organization). Il a eu pour but d'identifier une brasure sans plomb standard et de mettre au point les procédés d'assemblage. Les études se sont concentrées sur les alliages SnAgCu et SnAgBi.

Le programme *EFSOT* [EFSO-w0] présente l'originalité de réunir des participants européens, japonais et asiatiques.

3. Conséquences du passage aux brasures sans plomb sur les assemblages électroniques

3.1. Impact de la température de fusion des alliages

Les alliages de brasage les plus utilisés actuellement dans l'industrie sont les alliages SnAgCu pour la refusion et l'alliage SnCu pour le brasage à la vague. La température de fusion de ces alliages est plus élevée que celle de l'eutectique Sn₆₃Pb₃₇. Par exemple, la température de fusion de l'alliage eutectique SnAgCu est égale à 217°C contre 183°C pour

Sn63Pb37. Cette augmentation va avoir des conséquences sur les procédés d'assemblage, les flux, les substrats et les composants.

Pour l'alliage eutectique SnPb, le profil de température utilisé dans les fours de refusion présente un maximum voisin de 230°C. Cette valeur est basée sur une règle de métier qui considère qu'un écart de 50°C entre la température de fusion de l'alliage et celle du four est nécessaire pour assurer un bon brasage.

Les composants électroniques passifs, actifs et en particulier les composants "plastique" étaient conçus jusqu'alors pour supporter sans problème pendant quelques dizaines de secondes une température de 230°C.

Avec le brasage sans plomb, l'application de la règle des 50°C conduirait à une température crête de 267°C que très peu de composants seraient capables de supporter. De plus, afin de s'assurer une marge de sécurité d'une vingtaine de degrés, les utilisateurs demanderaient aux fabricants de leur livrer des composants capables de supporter 290°C. L'adaptation de toute la gamme des composants utilisés dans l'industrie à une telle température serait très coûteuse et peut-être impossible à réaliser dans l'état actuel de la technique.

Il faut donc raisonnablement s'orienter vers l'adoption d'une température de refusion acceptable par les composants actuels ou ne nécessitant que des modifications mineures.

Les discussions menées au niveau mondial entre les différents industriels de l'électronique ont conduit à la publication de la norme JEDEC/IPC J-STD-020 qui définit en particulier un profil de refusion standard (Figure I-2) [JEDE-w0]. L'examen de ce profil montre que la fenêtre du procédé de refusion « sans plomb » est réduite par rapport à celle du procédé de refusion de l'alliage Sn63-Pb37.

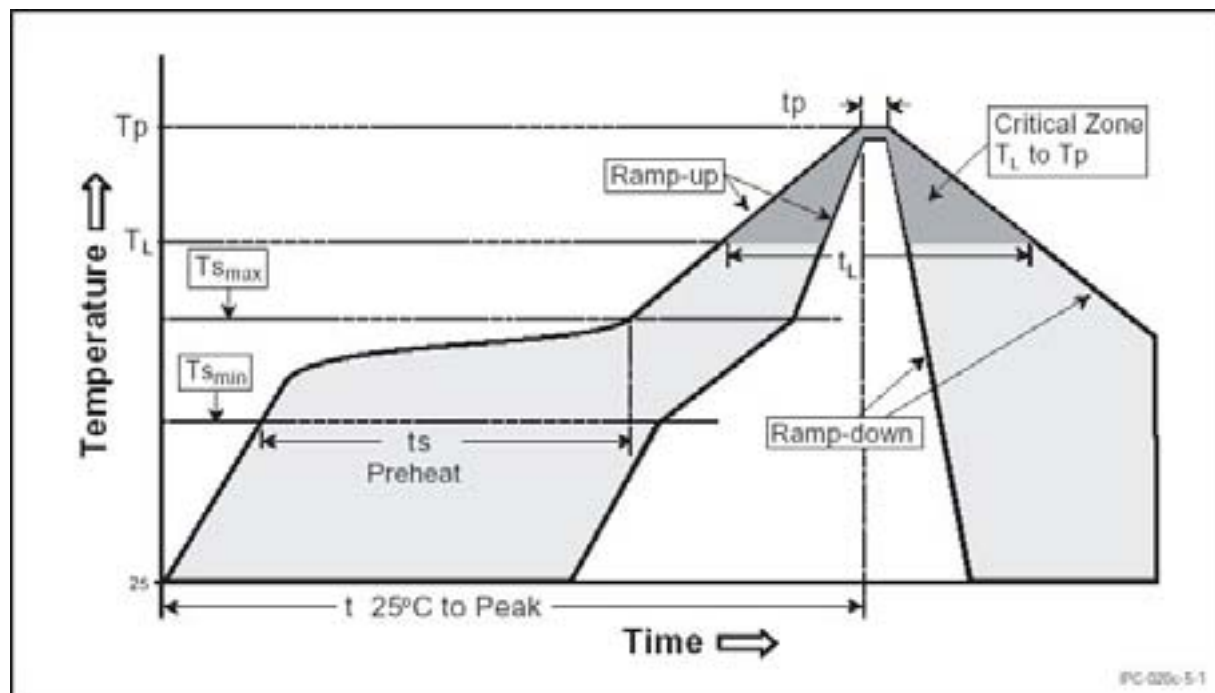


Figure I-2 Profil de refusion recommandé par le JEDEC [JEDE-w0]

Les températures indiquées sur le profil sont mesurées sur la face supérieure des composants et ne doivent pas être confondues avec celles mesurées au niveau des joints brasés. De plus, il semblerait que les composants de petite taille peuvent atteindre la température de 260°C. En conséquence, les utilisateurs demandent aux fabricants de garantir

que tous les composants peuvent supporter cette température pendant 10s. Ceci entraîne la mise en place par ces industriels de nouvelles procédures de qualification.

D'autre part, les composants « plastique » sont connus pour être sensibles à l'humidité. En particulier, après ouverture des emballages, leur assemblage doit s'effectuer dans des délais spécifiés sous peine d'une éventuelle explosion (effet « pop-corn ») lors de la refusion. Pour quantifier la sensibilité à l'humidité, la norme STD-020 définit le « Moisture Sensitivity Level » (Tableau I-2).

Niveau de MSL	Durée de vie dans l'atelier	
	Temps	Conditions
1	illimité	≤ 30°C / 85%HR
2	1 an	≤ 30°C / 60%HR
2a	4 semaines	≤ 30°C / 60%HR
3	168 heures	≤ 30°C / 60%HR
4	72 heures	≤ 30°C / 60%HR
5	48 heures	≤ 30°C / 60%HR
5a	24 heures	≤ 30°C / 60%HR
6	Temps indiqué	≤ 30°C / 60%HR

Tableau I-2 Définition de chaque niveau de sensibilité à l'humidité [JEDE-w0]

D'après les documents techniques publiés par les fabricants, la requalification des composants « plastique » pour le brasage sans plomb entraîne une augmentation de deux niveaux du niveau de MSL.

Un autre problème dû à l'augmentation de la température de refusion peut apparaître sur les grands boîtiers, en particulier sur les grands BGA. Durant le procédé d'assemblage, les boîtiers se déforment et se gauchissent à cause de la différence entre les coefficients de dilatation thermique des matériaux qui le constituent (cf. chapitre IV). Durant un profil de refusion conçu pour l'alliage eutectique de brasage SnAgCu, on observera un gauchissement plus important du composant que durant celui conçu pour l'alliage Sn63-Pb37. Selon la flèche du boîtier, ce phénomène peut empêcher la formation de certains joints brasés sous le composant et donc nuire à un bon report des grands boîtiers.

L'augmentation de la température de refusion a des conséquences sur les flux et les matériaux utilisés pour les circuits imprimés.

L'utilisation des flux a pour but d'éliminer les oxydes ou autres dépôts présents sur la surface de report afin d'améliorer le mouillage de la brasure. Leur temps et leur température d'activation doivent être adaptés à la température de fusion. Leur composition dépend des composants de la brasure, car une mauvaise compatibilité flux/alliage peut entraîner une élimination incomplète des oxydes. Une nouvelle génération de flux adaptés à la technologie « sans plomb » a donc du être développée. En particulier, pour satisfaire la directive RoHS, ces flux ne doivent pas contenir de composés organiques volatils.

Cependant, compte tenu du faible écart de température entre la température de fusion de l'alliage et la température crête dans le four, il semble préférable de réaliser le procédé d'assemblage sous atmosphère d'azote. En effet, la présence d'azote permet d'éliminer l'oxygène et l'humidité présents dans les fours, ce qui évite l'oxydation et améliore la mouillabilité de l'alliage.

Les circuits imprimés sont des multicouches qui se déforment lors de leur passage dans les fours de refusion. L'élévation des températures de refusion ne peut qu'accentuer ce

phénomène et pour les cartes de grande taille, il sera peut être nécessaire de prévoir des dispositifs de fixation pour limiter les déformations.

D'autre part, des températures de refusion élevées sont susceptibles de favoriser le délaminage des différentes couches. L'utilisation de résines à température de transition plus élevées que pour les circuits traditionnels va donc s'imposer.

L'obligation de satisfaire la directive RoHS a d'autre part conduit les industriels à proposer des préimprégnés « verts » qui semblent bien adaptés à la technologie « sans plomb » [MATS-w0] [MITS-w0] [HITA-w0].

Autre conséquence pour les circuits imprimés, le faible pouvoir de mouillage des alliages sans plomb conduit à réviser les règles de conception des plages d'accueil. Enfin, la composition des vernis épargne doit aussi être adaptée à la nouvelle technologie.

En ce qui concerne les équipements, certaines sociétés devront changer leurs fours dédiés à la refusion, car ils ne sont pas adaptés pour monter à des températures de l'ordre de 260°C. De plus, le profil de refusion sans plomb nécessite dans certains cas de rajouter des zones de chauffage aux fours pour respecter les dynamiques de chauffage et de refroidissement. Par ailleurs les assemblages sans plomb réduisant considérablement la fenêtre du procédé, il convient de contrôler de manière très suivie les températures que subissent les matériaux durant leur passage dans le four [RESE-w0]. La vapocondensation peut être une solution pour un suivi précis de la température vue par les cartes, les composants et l'alliage de brasage car il y a une homogénéité thermique à une pression donnée [LERB-04]. Toutefois les fours utilisant ce procédé doivent être améliorés pour pouvoir traiter des grandes séries de cartes.

Les équipements utilisés pour réaliser le brasage à la vague nécessitent des adaptations pour passer aux alliages sans plomb. D'une part, la température et le temps de préchauffage devront être réglés afin d'éviter un choc thermique trop important puisque la température du bain devra être plus élevée. D'autre part, les vitesses de refroidissement doivent être augmentées [NIMM-01]. Par ailleurs, la cuve du bain doit être parfaitement nettoyée avant l'intégration des brasures sans plomb afin d'éliminer tout résidu de plomb qui pourrait contaminer le nouveau bain d'alliage [DIEP-01]. Ce nettoyage n'étant pas toujours suffisant, il est alors préférable de changer de cuve. L'ITRI conseille l'utilisation de cuve en fonte [NIMM-01] alors que la société Soletron de Bordeaux préfère utiliser des cuves en titane [FAUR-04].

Le passage au brasage sans plomb va donc nécessiter des investissements et des essais pour optimiser les différents paramètres de procédé. De plus, à cause de la température de fusion élevée des brasures sans plomb, la consommation d'énergie électrique des équipements de brasage va augmenter de 8 à 10%.

3.2. Conséquences sur les composants

3.2.1. Disponibilité des composants adaptés à la technologie sans plomb

Les composants utilisés à partir de juillet 2006 devront satisfaire les exigences des directives WEEE et RoHS mais ils devraient être disponibles dès à présent car la mise au point des procédés d'assemblage et leur qualification prennent du temps. Les fabricants ont appliqué leur feuille de route pour passer progressivement toute leur production en « sans plomb » comme on peut le vérifier en consultant leurs sites internet qui comportent toujours une rubrique « environnement » ou « sans plomb ». Ils sont généralement prêts à livrer des composants sans plomb mais la demande des clients européens est très réduite alors que l'industrie japonaise et asiatique a déjà adopté la nouvelle technologie [FREE-w0] [ZETE-w0] [ROHM-w0] [ST-w0] [TYCO-w0] [FCI-w0].

Il va donc y avoir une période transitoire où des composants sans plomb vont être assemblés avec des alliages SnPb et des composants contenant du plomb assemblés avec des alliages sans plomb. Ce mélange de technologies pourrait être à l'origine de problèmes de fiabilité des assemblages. C'est pourquoi il est nécessaire de réaliser des tests pour étudier la compatibilité des alliages sans plomb avec les différentes finitions des substrats et celles des broches des composants, afin de définir la meilleure configuration vis-à-vis de la fiabilité des joints brasés sans plomb. Jusqu'à présent, plusieurs études ont été menées sur ce sujet, mais aucune norme privilégiant et/ou interdisant certaines configurations n'est publiée.

3.2.2. Finitions des composants

Les finitions des composants « sans plomb » passifs ou actifs peuvent être classées en deux catégories: finitions à base de nickel et finitions à base d'étain.

La finition NiPd est utilisée par Texas Instruments depuis 1989 pour les broches de circuits intégrés. Certains industriels utilisent des finitions NiPdAu ou simplement NiAu pour les boîtiers LGA ou PGA céramique.

La finition à base d'étain la plus utilisée est la finition étain mat que l'on rencontre sur les broches de circuits intégrés, les condensateurs céramique et les condensateurs tantale.

La finition SnCu est utilisée pour les composants discrets mais aussi pour les circuits intégrés.

La finition SnBi est utilisée au Japon, notamment par NEC, pour les circuits intégrés.

Les finitions SnAg et SnAgCu sont aussi utilisées pour les composants discrets radiaux ou axiaux.

Les billes des BGA ou des CSP sont quasi exclusivement constituées en alliage SnAgCu.

Pour les connecteurs, c'est l'étain mat qui est le plus utilisé avec ou sans sous couche de nickel [TRIS-04].

3.2.3. Whiskers

Un métal à haute teneur en étain produit, dans certains cas, des excroissances monocristallines appelés trichytes qui peuvent atteindre quelques millimètres de long et 1 à 6 μm de diamètre. Dans la suite du texte, au lieu du mot trichyte, nous emploierons le mot anglais « whisker ». Les alliages sans plomb étant essentiellement constitués d'étain, des whiskers risquent d'apparaître sur les joints brasés. Leur présence est problématique, car ils peuvent engendrer des courts-circuits entre deux contacts ou deux joints. Des études sont menées pour comprendre ce phénomène et savoir comment l'éviter mais l'influence de tous les paramètres n'est pas complètement comprise aujourd'hui [PROT-w0] [NEMI-w1] [NASA-w0].

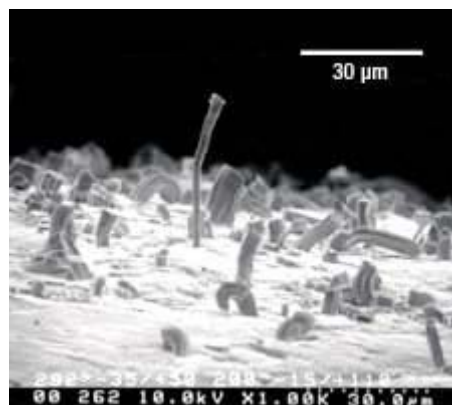


Figure I-3 Whiskers d'étain [NASA-w1]

Pour les dépôts d'étain mat, il est généralement admis que [OBER-04] [GEDN-04]:

- la croissance des whiskers est due aux contraintes de compression présentes au sein de la couche d'étain,
- la croissance des whiskers est observée à température ambiante sur les dépôts réalisés sur les grilles en cuivre mais pas sur les grilles en alliage 42 ou les grilles en cuivre nickelé,
- la croissance des whiskers est observée sur des grilles en alliage 42 soumises à des cycles de température,
- un traitement thermique de une heure à 150°C ralentit considérablement l'éventuelle croissance des whiskers sur les grilles en cuivre.

Le problème des whiskers peut être complètement éliminé en remplaçant l'étain mat par des revêtements de NiPd ou NiPdAu mais cette solution est coûteuse et ne convient pas pour les composants à faible coût.

Plusieurs méthodes de test pour évaluer la croissance des whiskers ont été proposées par le consortium E3 (ST, Infineon, Philips), le NEMI [NEMI-w1] et le JEITA [JEIT-w0] mais aucune norme internationale n'existe aujourd'hui ce qui cause problème pour les industriels.

3.2.4. Durée de vie « sur l'étagère »

Avec l'apparition des finitions sans plomb se pose la question de la durée de vie « sur l'étagère » des composants livrés par les fabricants. Un consensus semble se dégager parmi les utilisateurs pour une durée de vie garantie de deux ans, mais là aussi, aucune norme internationale n'existe. Conscients du problème, les fabricants essaient de rassurer leur clients en publiant les résultats de leurs essais [TI-w1].

3.2.5. Marquage

Pour la gestion correcte des stocks pendant la période de transition et pour le futur, il est indispensable de prévoir un marquage particulier pour les composants sans plomb. La norme JEDEC97 a été éditée pour répondre à ce problème de marquage au niveau des composants et des cartes mais elle est jugée trop complexe par les utilisateurs. Certains regrettent aussi que des informations telles que le MSL ou la température maximum supportable par les circuits en boîtier plastique ne figurent pas dans le marquage.

Il apparaît que la plupart des fabricants ne modifieront pas fondamentalement les références de leurs produits et se contenteront par exemple de rajouter la lettre « F » pour « free » ou un logo en référence à l'environnement (feuille, arbre...).

3.2.6. Obsolescence des composants avec plomb

Certains équipements sont conçus pour fonctionner pendant plusieurs décennies, d'autres sont exemptés du bannissement du plomb. Cependant les fabricants ne continueront probablement pas à fabriquer des composants contenant du plomb pour satisfaire ces besoins particuliers ou alors seulement quelques uns et à des coûts très élevés.

3.3. Conséquences sur les finitions des circuits imprimés

Les circuits imprimés sont revêtus d'une finition afin de préserver la brasabilité de la surface et d'utiliser des flux moins agressifs.

Jusqu'à aujourd'hui, la finition la plus utilisée qui est à base de SnPb est réalisée soit par dépôt électrolytique, soit par étamage chimique ou par étamage à air chaud HASL (Hot Air Solder Levelling). Des revêtements organiques appelés OSP (Organic Solderability Preservatives) sont aussi employés.

Avant le passage au brasage sans plomb, certains circuits imprimés étaient déjà revêtus d'une finition sans plomb mais seulement dans des applications particulières. Dans les applications spatiales ou militaires, les cartes sont revêtues d'une couche d'or sur un dépôt préalable de nickel, appelée finition ENIG (Electroless Nickel Immersion Gold) et dans les applications grand public, la finition OSP était privilégiée.

Toutefois, ces revêtements présentent certains inconvénients. La finition Ni/Au a d'une part un coût élevé (le double de la finition HASL SnPb) et d'autre part, elle diminue la résistance en cisaillement des joints brasés à cause du risque de la formation des intermétalliques de type AuSn. En revanche, elle permet un temps de stockage des cartes important. Quant à la finition OSP, bien qu'elle présente un coût deux fois moins élevé que l'étamage SnPb, elle a une durée de stockage courte (12mois) [IPC-00].

D'autres finitions sans plomb existent : NiPdAu, Sn électrolytique, Sn pur, Sn chimique, argent passivé ou SnCu [LERB-03].

A cause de leur coût, les finitions à base d'or sont utilisées principalement pour des applications haut de gamme.

En plus d'être connu et facile à mettre en œuvre, l'étain pur permet une bonne brasabilité des alliages sans plomb à un coût équivalent aux finitions SnPb. L'inconvénient de cette finition est le risque d'apparition de whiskers durant le stockage de la carte.

Les revêtements Ag passivé et Sn chimique présentent un bon compromis qualité/prix, mais ils sont relativement nouveaux sur le marché et sont disponibles chez peu de fabricants.

Le revêtement d'étain semble néanmoins être la technologie la plus avancée et la plus facile à mettre en œuvre pour le remplacement de la finition SnPb [LODG-02].

Il apparaît cependant que l'offre la plus courante des fabricants de circuits imprimés mentionne généralement les finitions suivantes : ENIG, Sn chimique, OSP, or électrolytique et HASL (SnCu ou SnCuNi).

3.4. Autres conséquences du passage au brasage sans plomb

Les principaux problèmes liés au brasage sans plomb sont dus d'une part au manque d'expérience dans le domaine et d'autre part à l'absence de normes. L'IPC et le JEDEC travaillent pour élaborer des spécifications concernant la technologie sans plomb. L'existence de normes faciliterait le passage au brasage sans plomb pour les industriels, en particulier pour les petites et moyennes entreprises qui sont très en retard. D'après l'IPC, étant donné le nombre de spécifications approuvées par les industriels, il serait plus judicieux d'intégrer les normes spécifiques au « sans plomb » aux normes déjà existantes plutôt que d'en créer de nouvelles.

Une inspection visuelle permet de différencier une bonne brasure Sn63-Pb37 d'une mauvaise. Un joint brasé contenant du plomb était correct s'il paraissait lisse et brillant. Pour les joints sans plomb, les méthodes d'inspection optique doivent être adaptées. Aujourd'hui, aucun document de référence ne permet de qualifier visuellement un joint brasé sans plomb. Chaque industriel doit, d'après sa propre expérience, élaborer ses propres références pour pouvoir contrôler la qualité des joints avec une méthode non-destructive [COIN-04].

Un problème se pose pour le brasage manuel et les retouches. Les joints brasés sans plomb ne pourront pas être réparés sur les postes où le sont les joints avec plomb, car ils seraient contaminés au plomb et le mouillage serait alors réduit [LERB-04]. De plus, d'après l'expérience de Sagem, il devient indispensable d'utiliser des fers performants avec une régulation rapide de température de la partie active puisque l'enlèvement des excès de brasure est rendu délicat par le comportement visqueux des alliages sans plomb [COIN-04].

4. Tests de fiabilité des alliages de brasage sans plomb

La fiabilité des joints brasés conditionne directement celle des équipements électroniques et les industriels souhaiteraient être assurés que le passage au "sans plomb" ne crée pas de problèmes de fiabilité (cf. Chapitre IV).

Les travaux conduits au plan international sur ce thème apportent des éléments de réponse qui semblent positifs.

Le programme de recherche IVF a réalisé des essais cycliques de fatigue à faible fréquence sur des brasures SnPb et SnAgCu. Les résultats ont montré que l'alliage sans plomb est plus résistant que l'alliage SnPb. De plus, des tests de vieillissement thermique ont été réalisés sur des assemblages avec et sans plomb. Les tests de cisaillement des joints ont prouvé que les joints brasés sans plomb étaient plus résistants. D'autres études ont été réalisées notamment par le NCMS ou durant le projet IDEALS. Globalement, on peut remarquer que les joints sans plomb présentent une fiabilité équivalente, voire supérieure aux joints brasés avec l'alliage SnPb, mais des contre-exemples ont été signalés.

Toutefois nombreux sont les tests de fiabilité (cycles thermiques, vibration, chocs ...) qui n'ont pas encore été réalisés sur des assemblages sans plomb. Ainsi les industriels n'ayant pas encore d'expérience dans le domaine du sans plomb ne savent pas quelle configuration (circuit imprimé-composants-brasure) choisir pour obtenir une durée de vie de leur produit « sans plomb » équivalente ou supérieure à ceux fabriqués avec la technologie étain-plomb.

Par ailleurs, selon la gamme de température, les alliages sans plomb présentant un fluage plus ou moins important que l'alliage Sn63-Pb37, il est possible que les tests de vieillissement accéléré utilisés jusqu'alors soient corrigés pour ces nouveaux alliages. L'adaptation des normes actuelles qui définissent ces essais est indispensable.

5. Conclusion sur le passage de l'alliage eutectique SnPb aux alliages sans plomb

Les meilleurs candidats au remplacement de l'eutectique Sn63-Pb37 sont les alliages SnAgCu, SnCu et SnAg déjà commercialisés.

L'état de l'art présenté a montré que le passage au brasage sans plomb ne pouvait pas s'opérer sans d'autres changements que celui de la brasure. De nouveaux flux doivent être développés pour ces nouvelles brasures, car leur composition doit être compatibles avec celle de l'alliage et leur température et leur temps d'activation doivent être adaptés au nouveau profil de refusion. Des composants avec une finition sans plomb et qualifiés pour la température de 260°C devront être assemblés sur des circuits imprimés respectant la directive RoHS.

Les procédés de refusion et de brasage à la vague doivent être adaptés pour la technologie sans plomb. Ils sont plus critiques à mettre en oeuvre car la fenêtre des procédés est très inférieure à celle utilisée actuellement. Il est très important de suivre avec précision la température vue par tous les éléments de l'assemblage pour éviter tout endommagement.

A cause du prix des brasures sans plomb, de la mise à niveau des équipements, des essais à réaliser pour mettre au point cette nouvelle technologie, le passage au brasage sans plomb va entraîner un surcoût important des cartes électroniques.

A ce surcoût lié aux procédés d'assemblage, se rajoute celui lié à l'obligation de recyclage car pour pouvoir être recyclé, un produit doit pouvoir être démonté facilement. Il en résulte que la conception d'un grand nombre de produits devra être reprise à la base.

Néanmoins, comme le montre l'industrie japonaise ou asiatique, dès aujourd'hui, il est techniquement possible de fabriquer des produits sans plomb. Mais bien qu'à ce jour, les

informations sur les défaillances observées en fonctionnement soient pratiquement inexistantes, les utilisateurs sont cependant en droit de s'interroger sur la fiabilité à long terme de ces produits.

Actuellement, le principal problème des industriels est l'absence de normes et de spécifications leur permettant d'identifier la meilleure configuration pour leur produit et de le tester. Ils vont devoir réaliser eux-mêmes des essais en interne pour évaluer les différentes possibilités (composants, finitions ...) avant de réaliser des choix et de concevoir et qualifier leur produit.

En France, les grandes sociétés ont investi dans des programmes internes et sont prêtes à passer à la technologie sans plomb, ce qui n'est pas le cas des petites et moyennes entreprises qui n'en ont pas les moyens financiers.

La présence de réseaux comme ELFNET [ELFN-w0] ou d'associations comme IMAPS France [IMAP-w0] ou PC2A [PC2A-w0] qui organisent des congrès ou disséminent l'information pour préparer le passage au « sans plomb » devrait permettre à tous les industriels de se préparer à passer à la technologie sans plomb le 1^{er} juillet 2006.

Chapitre II Etude sur les joints brasés sans plomb et évaluation de leur fiabilité.

Après avoir fait l'état de l'art du brasage sans plomb, une étude a été réalisée pour analyser l'évolution de la microstructure des joints brasés avec un alliage de brasage sans plomb et en particulier les changements aux interfaces entre joint et composant et entre joint et piste. Ces interfaces ont été analysées dans le but d'étudier la compatibilité d'une crème à braser sans plomb avec les différentes finitions des composants et du circuit imprimé.

1. Contexte de cette étude

Cette étude a été menée dans le cadre d'un programme national PREDIT (Programme national de REcherche et D'Innovation dans les Transports terrestres) intitulé CEPIA (Cartes Electroniques Propres pour l'Industrie Automobile). Ce projet qui a été coordonné par l'équipementier automobile Valeo et qui s'est déroulé de janvier 2000 à mai 2003 réunissait les partenaires suivants : Alcatel Business Systems, Schlumberger, ST Microelectronics, Promosol (devenu Avantec), Tronico et le Laboratoire IXL.

Ce projet visait à remplacer les alliages utilisés jusqu'à présent dans l'assemblage des cartes électroniques par de nouveaux alliages sans plomb. Le travail consistait à évaluer une technologie qui devait satisfaire les exigences auxquelles est confrontée l'industrie automobile : cartes à forte densité d'intégration, applications soumises à des températures élevées et contraintes économiques très sévères. Dans un premier temps, une crème à braser sans plomb a été développée puis utilisée pour la réalisation de différents démonstrateurs qui ont été soumis à des tests de vieillissement accéléré pour évaluer la fiabilité de cette nouvelle technologie.

Après la mise au point de cette crème à braser qui s'est déroulée en plusieurs étapes pour satisfaire les critères des industriels participant au projet, un premier véhicule de test a été réalisé et soumis à des vieillissements accélérés. Le but de cette expérience était d'étudier la compatibilité d'une crème à braser sans plomb avec les différentes finitions des composants et du circuit imprimé disponibles début 2000.

D'autres démonstrateurs ont été réalisés et testés au cours du projet [MART-01], mais seuls les résultats des analyses menées sur le premier véhicule de test sont décrits dans ce chapitre.

2. Présentation du véhicule de test

2.1. Description du véhicule de test

Il s'agit d'une carte électronique utilisée en interne par la société Schlumberger pour qualifier les composants et les techniques d'assemblage. Deux cartes ont été analysées, une carte témoin n'ayant subi aucun vieillissement et une autre similaire ayant subi des cycles thermiques.

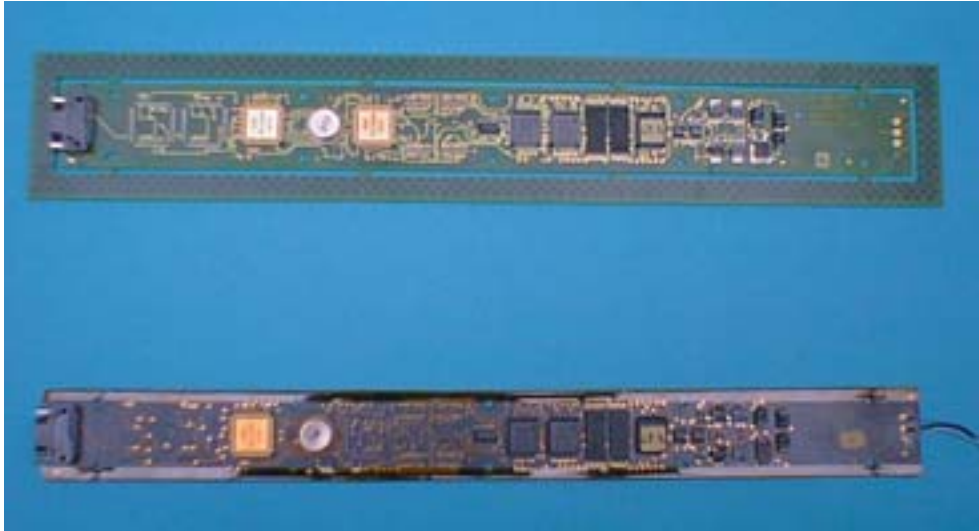


Figure II-1 Cartes Schlumberger témoin et vieillie

La carte est réalisée avec un circuit imprimé FR4 Polyclad 370 dont la température de transition vitreuse est égale à 170°C. La finition des pistes de cuivre est réalisée par un dépôt autocatalytique nickel/or. Avec ce procédé de métallisation, la couche de nickel d'épaisseur voisine de 5 μm contient de 7 à 10 %m de phosphore. La couche d'or qui évite la passivation du nickel a une épaisseur inférieure à 0,1 μm .

Des composants dont les finitions sont représentatives de celles utilisées par les fabricants ont été reportés sur cette carte afin d'étudier leur compatibilité avec le procédé d'assemblage et la crème à braser sans plomb.

Les divers composants assemblés sur cette carte sont les suivants :

- des résistances couches minces à terminaisons dorées,
- des résistances couches épaisses à terminaisons 90Pb10Sn,
- des condensateurs céramique à terminaisons étain pur sur barrière de nickel,
- d'autres condensateurs à terminaison SnPb,
- des circuits intégrés avec des broches dorées et
- des circuits intégrés avec des broches en cuivre ou en cuivre et fer terminaison 85Pb15Sn ou 80Pb20Sn électrolytique.

Les cartes ont été assemblées par la société Tronico. Après sérigraphie de la crème à braser CEPIA1 (Sn4Ag0,5Cu), fabriquée par Promosol, les composants ont été reportés puis brasés dans un four à convection suivant le profil « CEPIA » mis au point dans le cadre du projet. Les cartes n'ont pas été nettoyées après l'assemblage.

2.2. Description de l'essai de vieillissement accéléré

Lors de l'essai de vieillissement accéléré, chaque carte était enfermée dans un tube hermétique avec un desséchant. Les tubes positionnés dans une étuve ont été soumis aux cycles thermiques représentés par la figure suivante.

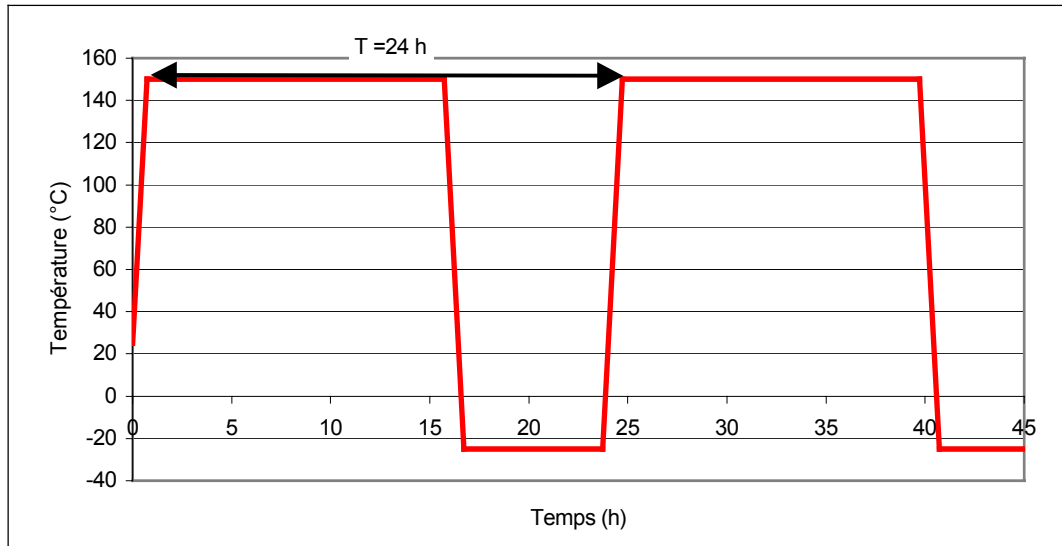


Figure II-2 Description des cycles thermiques $-25^{\circ}\text{C}/+150^{\circ}\text{C}$ subis par la carte Schlumberger

La carte vieillie faisant l'objet des analyses présentées au paragraphe suivant a été soumise à 140 cycles, soit une durée totale de 3360 heures dont un séjour cumulé de 2095 heures à 150°C . La société Schlumberger a réalisé un vieillissement dynamique, c'est-à-dire que le circuit était en fonctionnement avec des acquisitions toutes les secondes. La carte était analysée toujours fonctionnelle à la fin de l'essai.

3. Analyses, résultats et discussion

3.1. Description des analyses

Dans un premier temps, la crème à braser sans plomb développée par Promosol a été analysée.

Ensuite ayant remarqué que de la crème à braser avait été déposée sur des plots et qu'aucun composant n'avait été reporté à cet endroit il nous a semblé intéressant d'étudier une de ces brasures à l'analyseur Auger afin d'observer l'évolution de l'interface entre la piste et la crème à braser.

Puis certains joints brasés ont été observés et analysés. Sur cette carte, il y a trois types de terminaison des composants : avec plomb, étain pur sur barrière de nickel et or. C'est pourquoi il a été choisi d'étudier les joints de trois composants de terminaisons différentes : condensateur tantale terminaison PbSn, condensateur céramique terminaison étain pur sur barrière de nickel et boîtier céramique carré (cerquad) dont les broches ont une finition or. Les joints des mêmes composants ont été étudiés sur la carte non vieillie et sur la carte vieillie. Pour analyser les joints de ces composants, les cartes ont été découpées afin de réaliser des microsections, puis ces dernières ont été observées et analysées avec un microscope électronique à balayage (MEB) et une microsonde de Castaing.

Le but de ces analyses est d'étudier l'évolution de la microstructure des joints brasés durant l'essai de vieillissement. Les évolutions aux interfaces entre joint et composant et entre joint et piste seront plus particulièrement étudiées car en général dans un joint défailant la fissure se produit vers les interfaces.

Pour caractériser une interface, il est nécessaire d'utiliser plusieurs moyens d'analyse. Dans un premier temps, le MEB permet d'observer la microstructure globale du joint puis d'analyser les différentes couches présentes aux interfaces. Une cartographie EDX des éléments peut être réalisée afin de montrer la répartition des éléments dans le joint. Cette cartographie est semi quantitative et permet seulement de savoir dans quelle zone se trouve essentiellement un élément. Dans un deuxième temps, l'étude de cette interface sera complétée par un profil tracé à l'aide de la microsonde de Castaing afin de déterminer la composition et l'épaisseur des différentes couches. De façon générale, il faut avoir conscience qu'on ne peut pas caractériser une interface à partir d'un seul profil. Il est recommandé de visualiser la zone analysée, de réaliser une cartographie et/ou de tracer plusieurs profils sur la même surface.

Enfin, le microtesteur Dage série 4000 a été utilisé afin de mesurer la force à appliquer pour cisailer des composants 0805 vieillis.

3.2. Analyse en diffraction X de la crème à braser Sn4Ag0.5Cu

La poudre d'alliage SnAgCu utilisée pour la fabrication de la crème à braser CEPIA a été analysée en diffraction X. Cette poudre a été broyée, puis fixée sur un porte-échantillon avec du vernis Cutex additionné d'acétone. Il a été procédé à des analyses en diffraction X de l'alliage dans le but de déterminer la composition des phases présentes. Sur le diffractogramme obtenu (Figure II-3), nous pouvons identifier sans ambiguïté les différentes raies des constituants β -Sn et Ag_3Sn . Aucune combinaison de raies ne correspond à l'argent et tout l'argent contenu dans l'alliage a donc servi à former le composé intermétallique Ag_3Sn . Dans la littérature, il est généralement admis que les domaines riches en argent dispersés dans la matrice d'étain correspondent au composé intermétallique Ag_3Sn , ce que confirme notre analyse. De même, le cuivre présent dans la crème est supposé se combiner à l'étain pour former le composé Cu_6Sn_5 [BLOM-99, FOUA-01]. Cependant, dans notre étude il est difficile d'affirmer la présence de cet intermétallique dans la crème CEPIA Sn4Ag0.5Cu car les raies correspondantes ne sont pas discernables sur le diffractogramme.

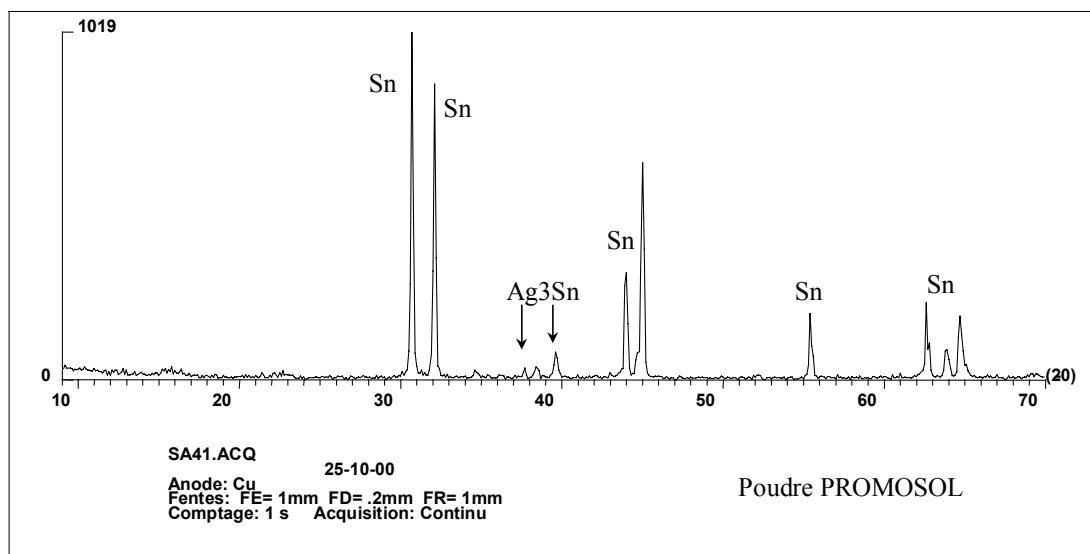


Figure II-3 Diffractogramme de la poudre Sn4Ag0.5Cu

3.3. Analyse de l'interface substrat-crème à braser

Il a été déposé de la crème à braser sur une plage d'accueil (Figure II-4) destinée à recevoir un composant de type cerquad 44. Aucun composant n'ayant été reporté à cet endroit, il nous a semblé intéressant d'étudier un des joints de la carte témoin et de la carte vieillie à l'analyseur Auger afin d'observer l'évolution de l'interface piste-crème à braser durant le test de vieillissement. L'analyse Auger a été préférée à la microsonde de Castaing pour sa résolution et sa précision.

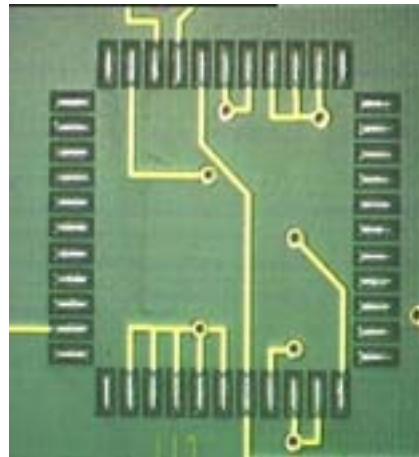


Figure II-4 Plage d'accueil où est déposée la crème à braser

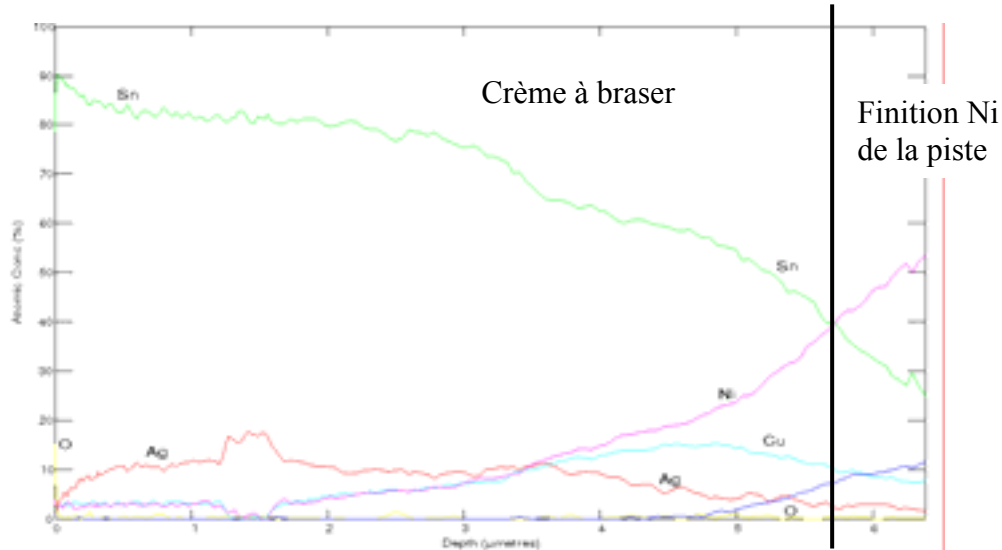


Figure II-5 Concentration atomique (%) à l'interface piste-crème sur un plot de la carte témoin

L'argent a une concentration à peu près constante dans la crème à braser. Le cuivre s'accumule à l'interface crème à braser - couche de nickel. Aucun intermétallique n'apparaît à l'interface avant le vieillissement. La présence d'oxygène détectée à l'interface doit être due à une légère oxydation de la piste avant le dépôt de la crème à braser.

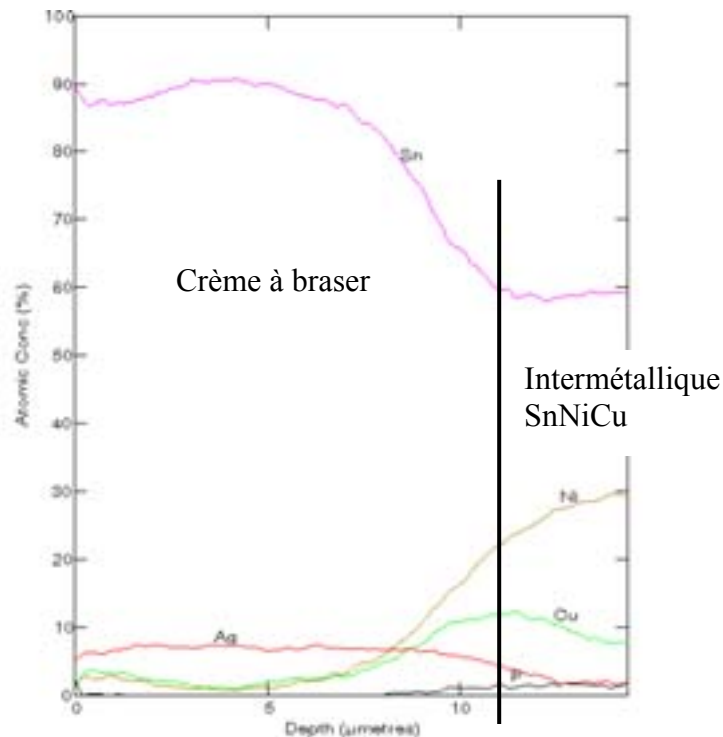


Figure II-6 Concentration atomique (%) à l'interface piste-crème sur un plot de la carte vieillie

Après le vieillissement, l'argent est toujours réparti de façon homogène dans la crème à braser. Le cuivre s'est accumulé à l'interface et forme avec l'étain et le nickel un alliage ternaire de composition Sn60%a-Ni30%a-Cu10%a.

Cet alliage ne correspond à aucun composé intermétallique connu répertorié dans le Handbook of Ternary Alloy Phase Diagrams. Le tableau II-1 récapitule les différents composés intermétalliques CuNiSn ainsi que leur composition en pourcentage atomique et massique.

Intermétallique	Pourcentage atomique	Pourcentage massique
CuNi ₂ Sn	Cu 25	Cu 21.21
	Ni 50	Ni 39.17
	Sn 25	Sn 39.62
Cu ₂ NiSn	Cu 50	Cu 41.74
	Ni 25	Ni 19.28
	Sn 25	Sn 38.98
Cu ₂ Ni ₃ Sn ₃	Cu 25	Cu 19.27
	Ni 37.5	Ni 26.71
	Sn 37.5	Sn 54.02
Cu ₉ NiSn ₃	Cu 69.23	Cu 57.96
	Ni 7.69	Ni 6.12
	Sn 23.08	Sn 35.92
Cu ₅ Ni ₇₀ Sn ₂₅	Cu 5	Cu 4.67
	Ni 70	Ni 60.42
	Sn 25	Sn 34.91

Tableau II-1 Pourcentage atomique et massique des intermétalliques CuNiSn [VILL-95]

3.4. Analyse des joints brasés de trois composants

3.4.1. Circuit intégré en boîtier céramique, 44 broches en J FeNiCo doré

Le composant étudié dont la finition des broches est en or est un circuit intégré encapsulé dans un boîtier céramique comportant 44 broches en Fe-Ni-Co (Figure II-7).



Figure II-7 Cerquad 44 broches reporté sur la carte

Traditionnellement les broches sont dédorées car la dissolution en trop forte proportion de l'or dans les alliages SnPb rend les joints cassants [SUMM-91]. Dans cette étude, la finition or a été laissée volontairement afin de vérifier si l'addition d'or dans l'alliage SnAgCu fragilise le joint comme pour l'alliage SnPb.

Une microsection a été réalisée à l'endroit désigné sur la figure II-7 afin d'observer une rangée de joints du composant avant et après le vieillissement.

Les figures suivantes montrent des joints avant et après vieillissement.

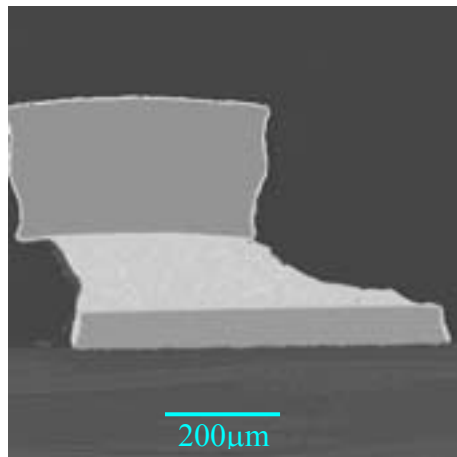


Figure II-8 Joint avant vieillissement

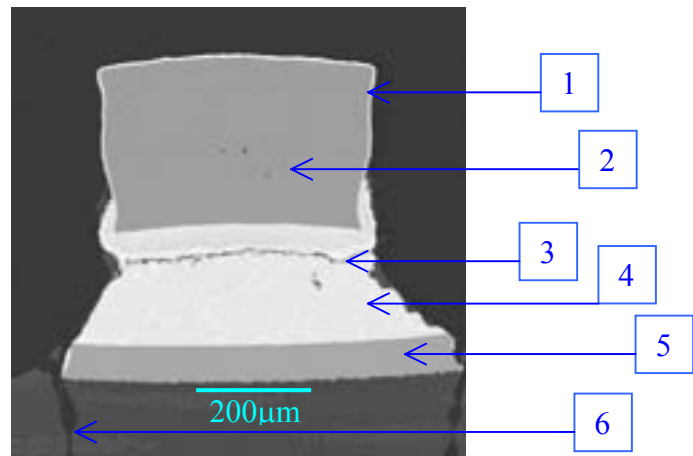


Figure II-9 Joint vieilli

Sur la figure II-8, il apparaît que la broche du composant n'a pas été centrée par rapport à sa plage d'accueil et donc le joint obtenu n'a pas la forme souhaitée. Un liseré d'or (1) apparaît autour de la broche (2) et deux phases différentes (phases riches étain ou riches en argent) apparaissent dans le joint avant le vieillissement. La broche est composée de fer, de nickel et de cobalt.

Sur la carte vieillie, le composant avait été mieux centré sur sa plage d'accueil et aucun décalage entre les broches et les plages de report n'est observé. Tous les joints (4) de cette

rangée de broches sont fissurés (3) près de la broche. De part et d'autre des pistes (5) de cuivre, le vernis épargne est craquelé (6). On remarque qu'un composé s'est formé entre la broche et l'alliage et qu'il y a une couche fine et claire entre le nickel-phosphore et l'alliage. La couche sous la broche est un alliage ternaire de SnNi_{15,5}Co_{7,5}.

3.4.1.1. Analyse des interfaces avant vieillissement

Une cartographie a été réalisée à chaque interface afin d'étudier la répartition des divers éléments présents dans les joints avant le vieillissement.

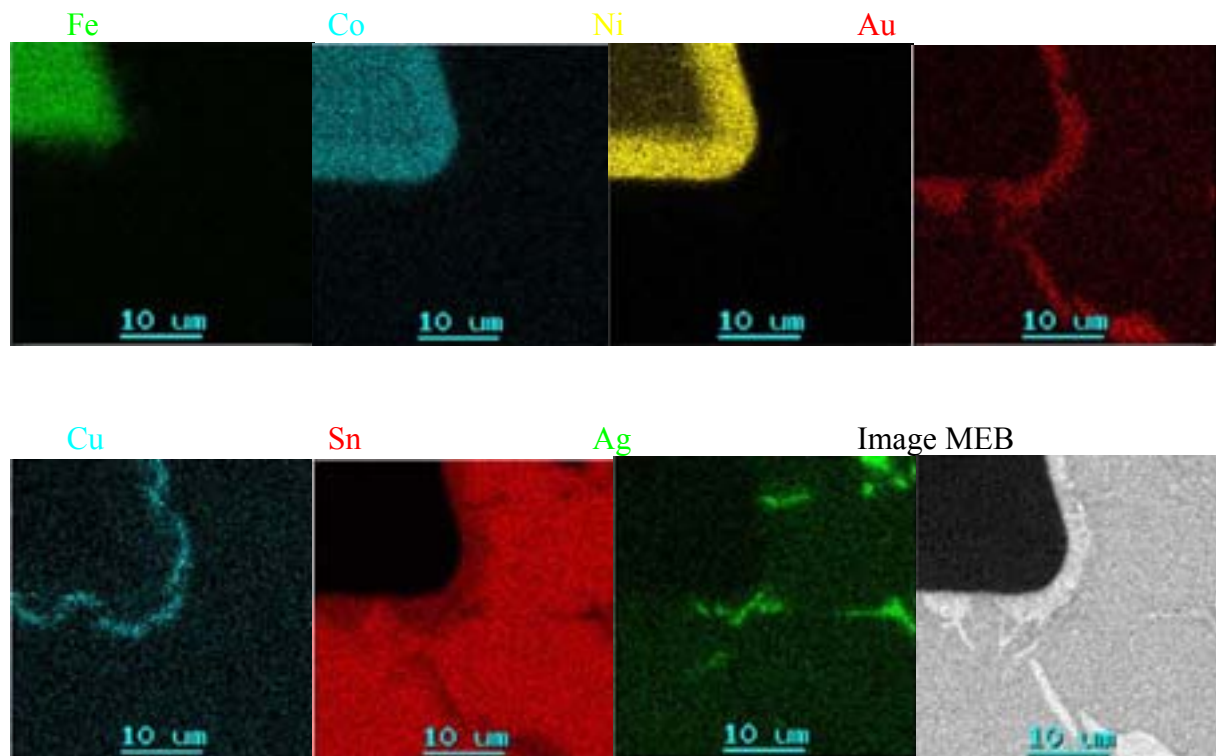


Figure II-10 Cartographie au niveau de l'interface broche-joint avant le vieillissement

Le nickel et le fer ne sont pas répartis de façon homogène dans la broche. Le cuivre s'est accumulé à l'interface. Quelques traces d'argent et d'or se trouvent dans l'étain. Une couche d'or est présente à l'interface broche - joint. L'étude cette interface est complétée par le profil suivant réalisé à la microsonde de Castaing.

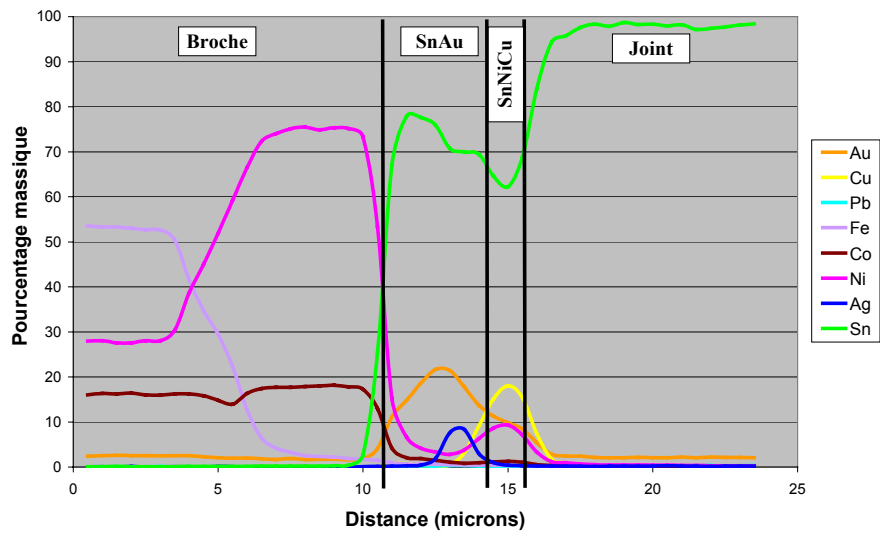


Figure II-11 Interface broche-joint avant vieillissement

Le profil confirme le fait que la concentration de cobalt est constante dans la broche. La concentration en nickel augmente de façon importante sur le bord de la broche. Une fine couche d'étain-or contenant un peu d'argent est présente à l'interface. Ensuite le cuivre s'est accumulé à l'interface pour former une couche SnNiCu de faible épaisseur.

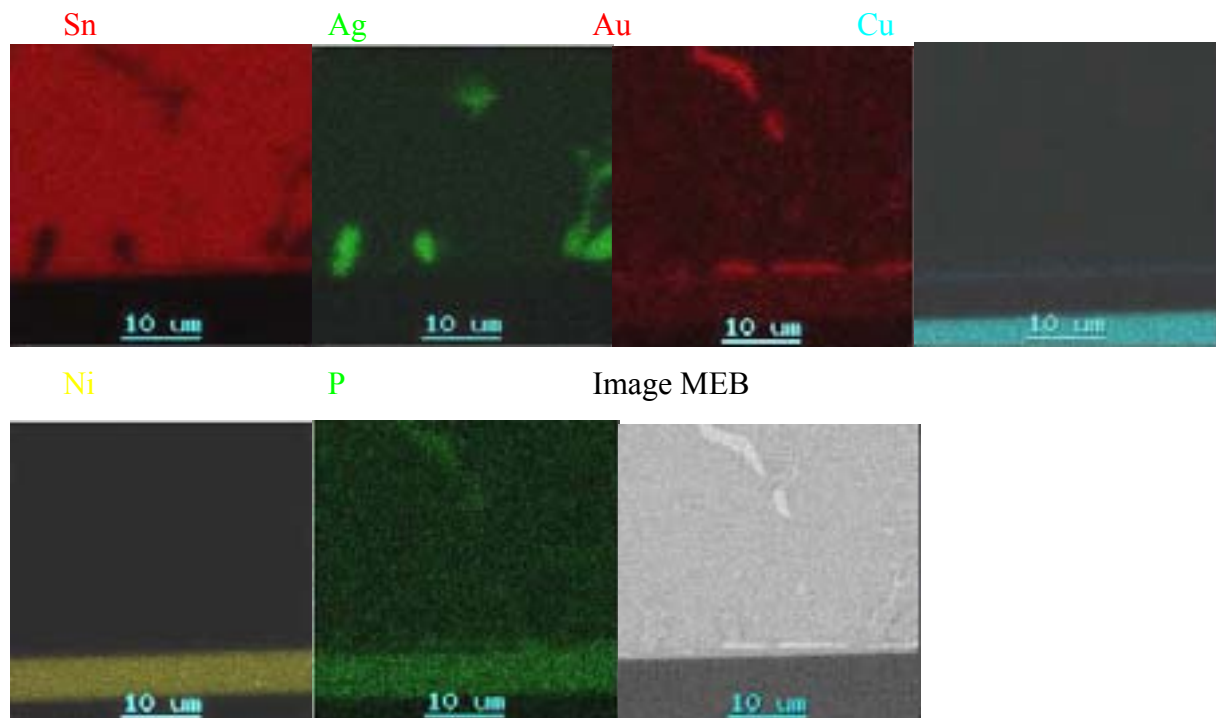


Figure II-12 Cartographie au niveau de l'interface piste-joint avant le vieillissement

Quelques traces d'argent et d'or se trouvent dans le joint et plus particulièrement près de l'interface. Le cuivre s'est accumulé au niveau de l'interface. Il y a insertion de nickel dans l'étain mais aucun intermétallique n'apparaît clairement.

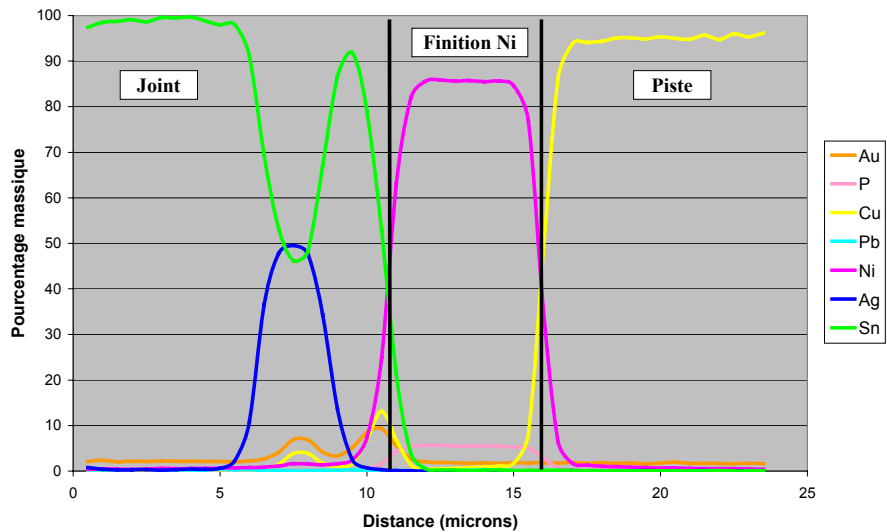


Figure II-13 Interface joint-piste avant vieillissement

Partie de l'alliage, en arrivant vers l'interface, la microsonde traverse une zone riche en argent. L'or et le cuivre se sont accumulés à l'interface. Aucun composé intermétallique n'apparaît sur ce profil.

3.4.1.2. Analyse des interfaces après vieillissement

Diverses couches apparaissent aux interfaces avec le joint durant le vieillissement (Figure 8).

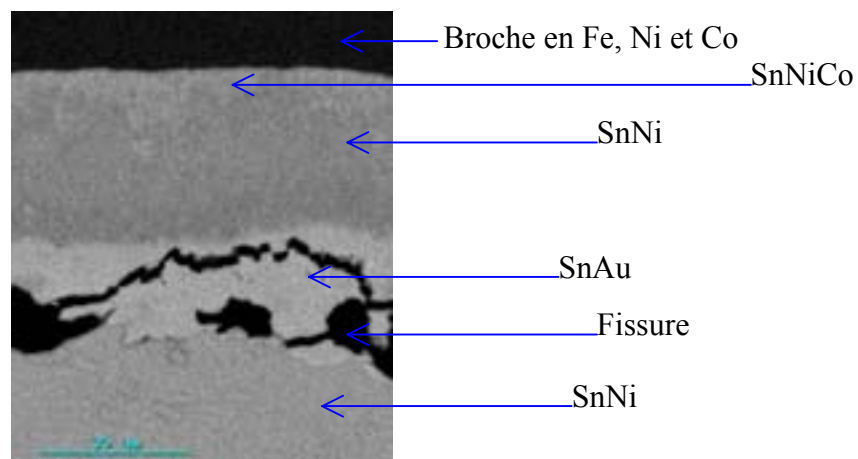


Figure II-14 Image MEB de l'interface broche-joint vieillie

A l'interface broche-joint, trois types de composé sont présents : SnNiCo, SnNi et SnAu. La fissure s'est produite dans la couche SnAu. Ce phénomène était prévisible : l'or provenant de la finition de la broche s'est combiné avec l'étain de l'alliage SnAgCu pour former un composé intermétallique SnAu très cassant.

Le profil tracé à cette interface est incomplet car certains éléments n'avaient pas été sélectionnés. Mais il est possible de montrer que les composés rencontrés à l'interface de la broche vers le joint sont les suivants : SnNiCo, SnNiCu, SnNiAu et SnAu.

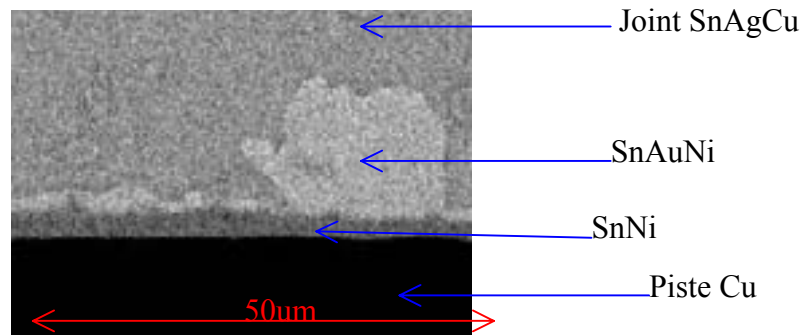


Figure II-15 Image MEB de l'interface piste-joint vieillie

Deux composés sont présents à l'interface piste – joint : SnNi et SnAuNi. L'analyse a montré que la composition de SnAuNi était la suivante : Sn 78%*m*, Au 16%*m* et Ni 6%*m*.

L'or s'accumule près de l'interface piste-joint après le vieillissement. Cette accumulation crée une discontinuité et donc fragilise le joint. Mais comme sa présence est plus importante près de la broche, la fissure a lieu à cet endroit.

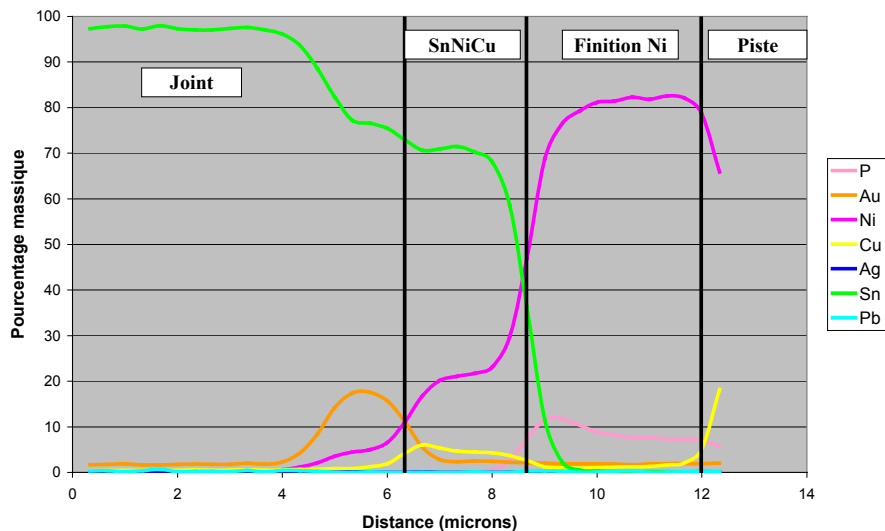
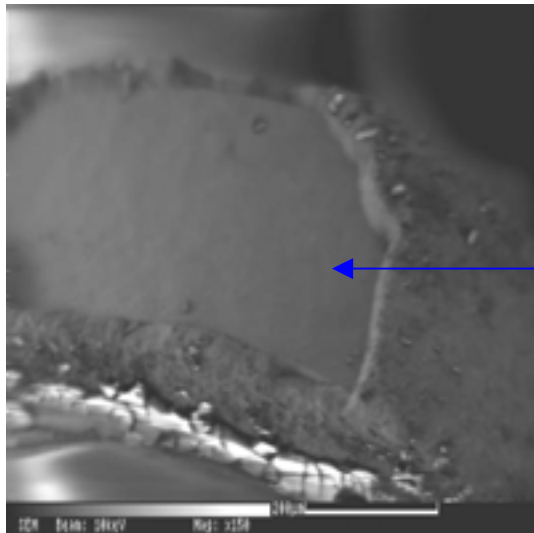


Figure II-16 Interface joint-piste après vieillissement

La microsonde traverse tout d'abord l'alliage puis un amas d'or d'environ 1µm. L'alliage ternaire suivant est composé d'étain, de nickel et de cuivre. Le phosphore s'est accumulé à l'interface piste-joint.

3.4.1.3. Analyse Auger d'un joint fissuré

Un autre composant Cerquad s'est désolidarisé de la carte après le vieillissement. Il a semblé intéressant d'analyser le joint fissuré de part et d'autre de la fissure. Des profils en profondeur ont été réalisés avec l'analyseur Auger sur la partie du joint restante sur les plages d'accueil du circuit imprimé et celle accrochée aux broches des composants.



L'analyse Auger suivante a été faite en un point de cette zone.

Figure II-17 Partie du joint qui est restée sur le circuit imprimé

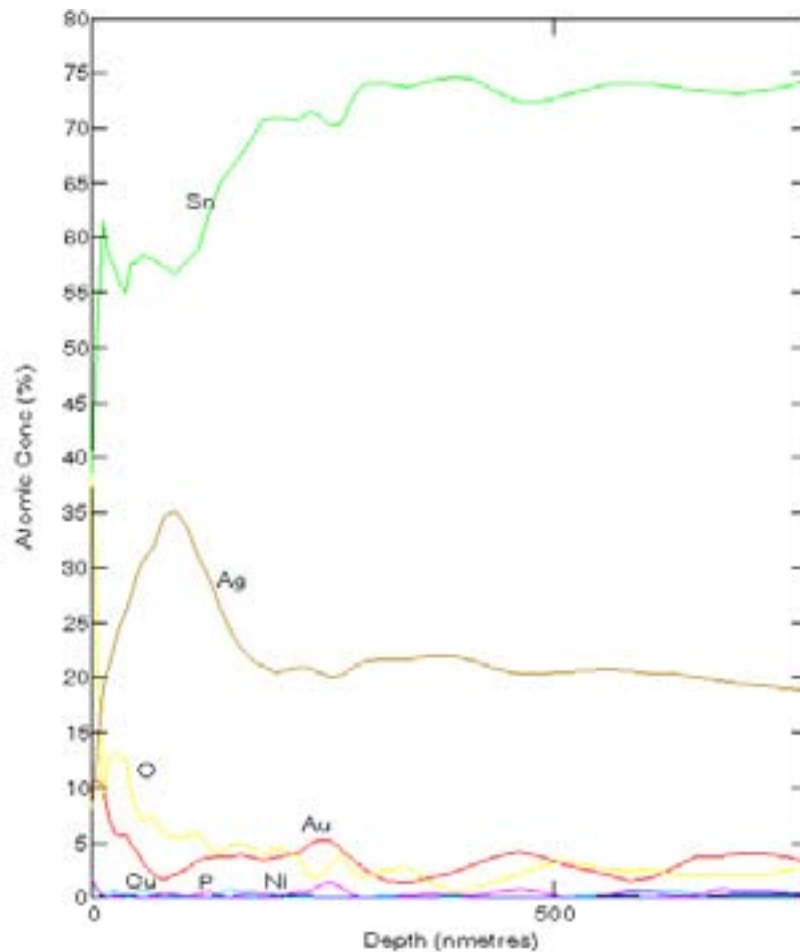


Figure II-18 Profil en profondeur sur la plage d'accueil

L'étain est présent de façon homogène dans l'alliage. Sa concentration chute au niveau de la fissure à cause de la présence d'argent dans un premier temps puis d'oxygène et d'or. La présence d'oxygène sur cette surface montre qu'il y a eu oxydation après la rupture du joint.

La figure II-19 montre le joint fissuré côté broche. Trois analyses ont été faites en trois zones différentes (A1, A2 et A3).

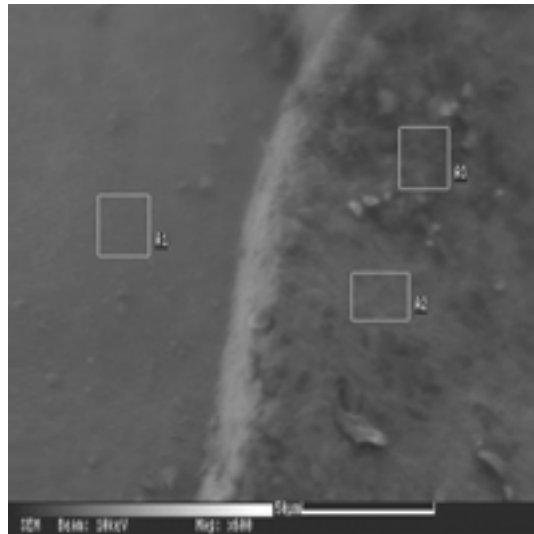


Figure II-19 Partie du joint qui est restée sur la broche

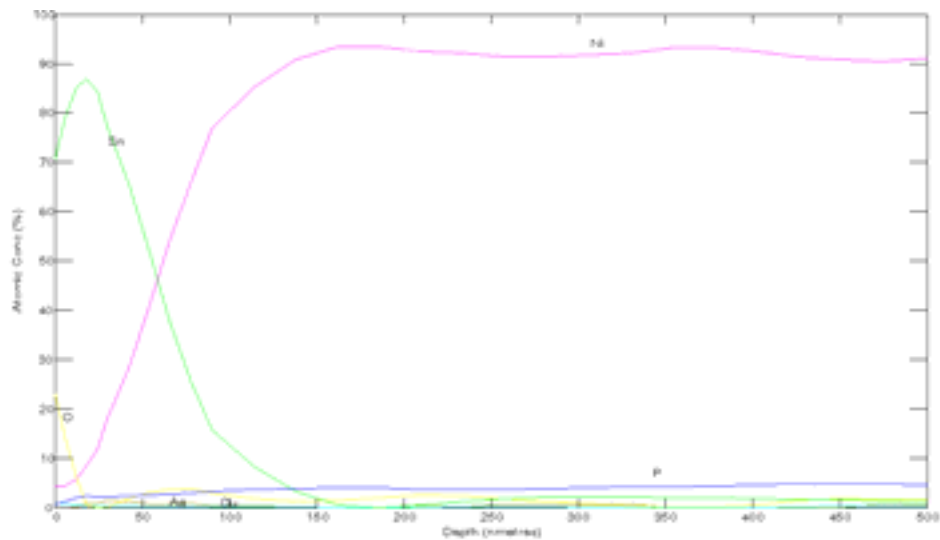


Figure II-20 Profil en profondeur au point A1

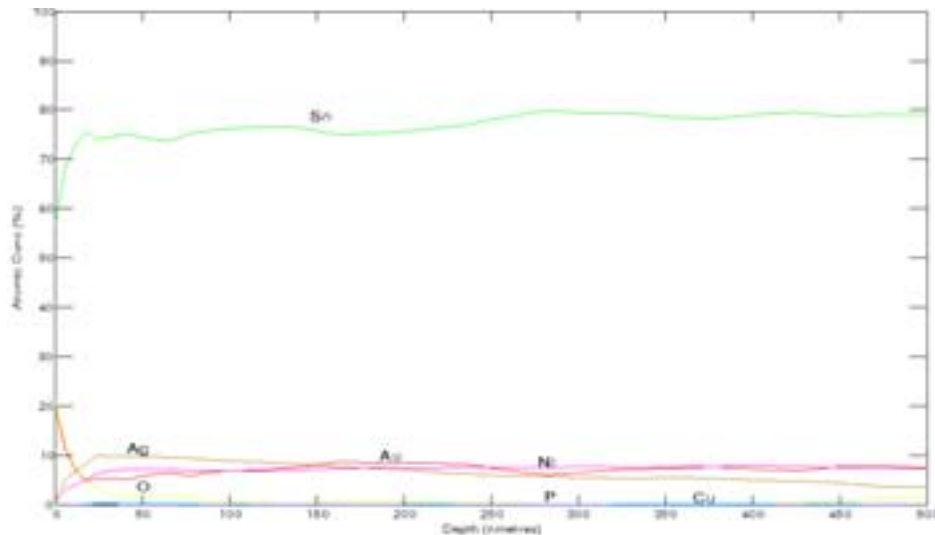


Figure II-21 Profil en profondeur au point A2

En ce point qui se situe dans l'alliage SnAgCu, la présence de l'oxygène (20%) et de l'or (20%) est détectée au niveau de la fissure.

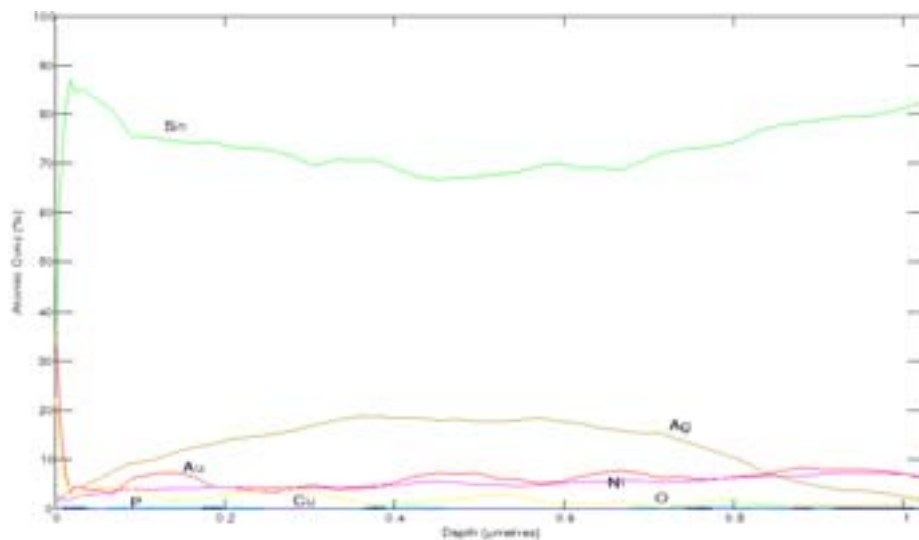


Figure II-22 Profil en profondeur au point A3

Comme précédemment la concentration atomique de l'or (42%) et celle de l'oxygène (23%) augmentent au niveau de la fissure.

Les analyses réalisées en ces trois zones montrent que la fissure s'est produite dans une zone contenant de l'or. L'or serait donc la cause de la rupture du joint, car il forme avec l'étain des composés intermétalliques cassants.

3.4.1.4. Conclusions des analyses réalisées sur le boîtier Cerquad

Le cuivre s'accumule toujours près des interfaces dans des quantités importantes par rapport sa quantité dans l'alliage de brasage. Après vieillissement, le phosphore s'accumule près de l'interface et des composés SnNiCu apparaissent.

Une partie de l'or provenant de la finition est près de la broche et l'autre se trouve près de la piste. Avec le temps, la quantité d'or près de la piste augmente. Il est montré que l'or est

présent de part et d'autre de la fissure. Il est sûrement responsable de la défaillance car les composés intermétalliques étain-or (AuSn_4 , AuSn_2 , AuSn) sont très cassants. C'est pourquoi les broches sont toujours dédorées avant l'assemblage des composants. Ici, elles n'ont pas été dédorées volontairement afin de vérifier que l'addition d'or dans l'alliage SnAgCu fragilise le joint comme dans l'alliage SnPb .

3.4.2. Condensateur au tantale, finition SnPb

Le composant étudié dont la finition des broches est SnPb est un condensateur tantale de taille D (7,3mm×4,3mm) (Figure II-23). L'épaisseur de la finition SnPb est comprise entre 6 et 10 μm .

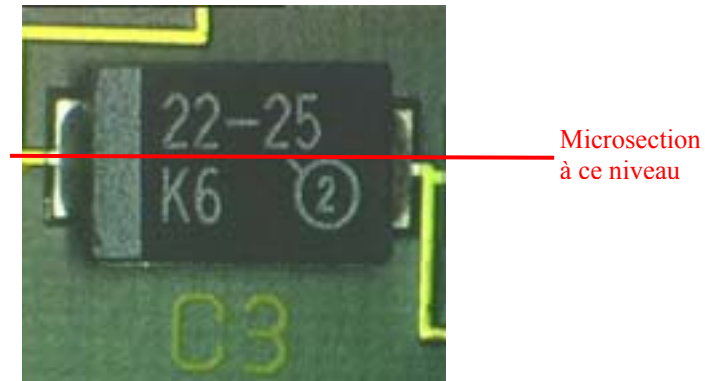


Figure II-23 Condensateur au tantale

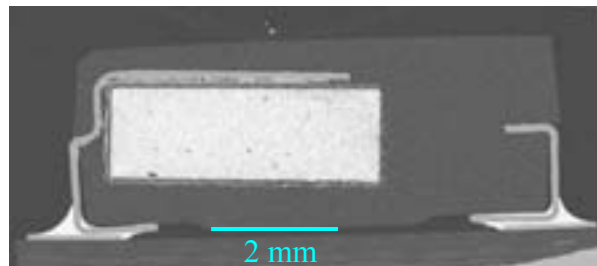


Figure II-24 Vue en coupe du condensateur au MEB

3.4.2.1. Analyse du joint brasé

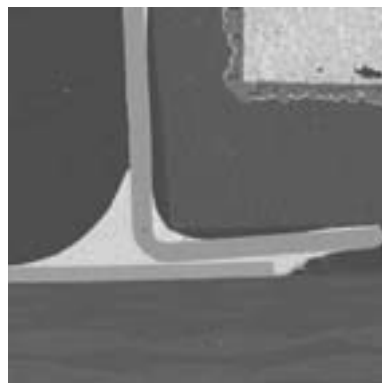


Figure II-25 Joint du condensateur non vieilli

Dans le joint, les phases riches en plomb (zones les plus claires de l'image) et en étain sont très distinctes. Les dimensions choisies pour les plages d'accueil sont à l'origine du décalage observé entre broche et plage.

Après vieillissement, les joints sont intacts, seules quelques craquelures sont observées au niveau du vernis épargne.

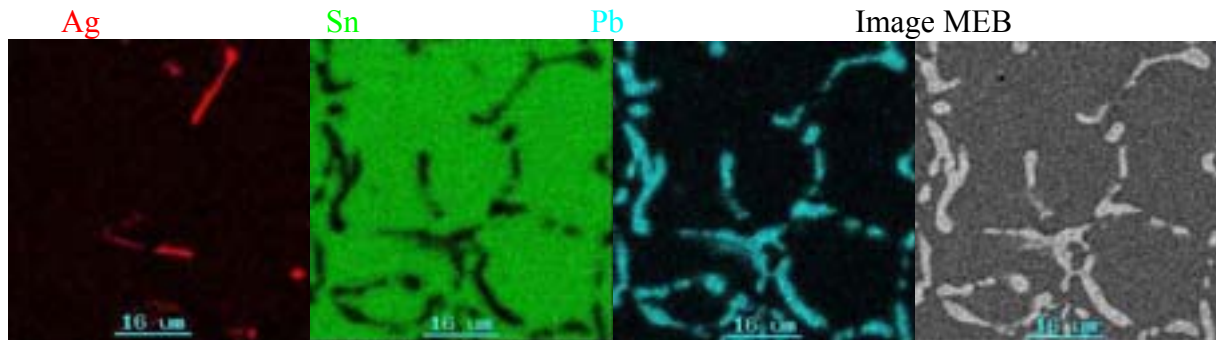


Figure II-26 Cartographie réalisée dans le joint non vieilli

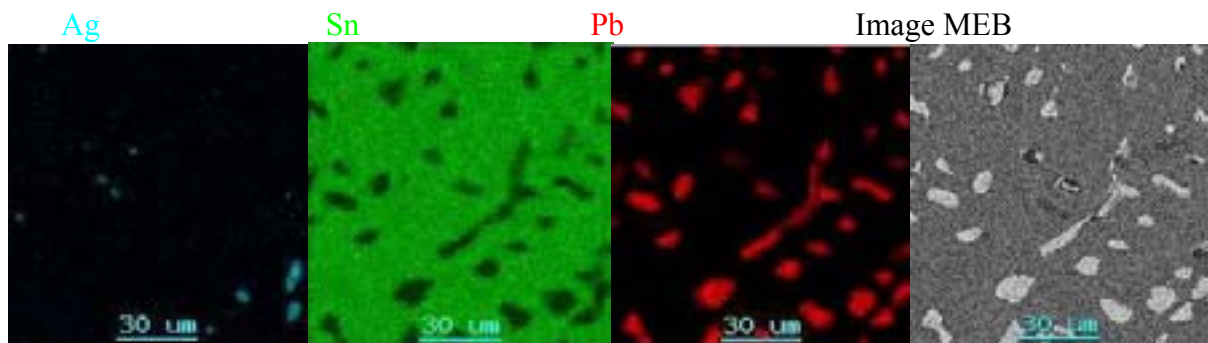


Figure II-27 Cartographie réalisée dans le joint vieilli

Les cartographies de l'étain et du plomb sont complémentaires. Les zones claires contiennent principalement du plomb. Quelques traces d'argent sont présentes dans le joint. Les domaines riches en plomb sont allongés dans le joint neuf et plutôt ronds dans le joint vieilli. Le plomb provenant de la finition du condensateur s'est réparti dans tout le joint. Ceci est positif car ainsi le joint est plus homogène et donc probablement plus résistant à la fatigue. En fait ce joint est semblable à un joint brasé avec un alliage SnPb.

3.4.2.2. Analyse de l'interface composant - joint

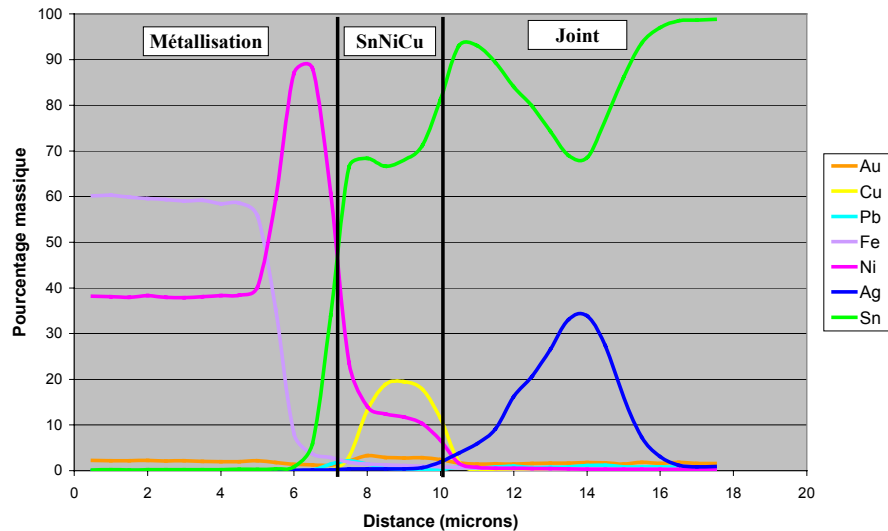


Figure II-28 Interface métallisation – joint du composant non vieilli

La première zone analysée est la broche en fer-nickel, avec un pic de nickel à l'interface. Ensuite on observe la présence d'un composé Sn₂₀Cu₁₂Ni d'une épaisseur d'environ 1,5µm. Le cuivre s'est accumulé au niveau de l'interface, où il est présent à hauteur de 20%_m alors que l'alliage n'en contient que 0.5%_m. Enfin, la microsonde traverse un domaine riche en argent très localisé car l'argent n'est pas présent de cette façon tout le long de l'interface.

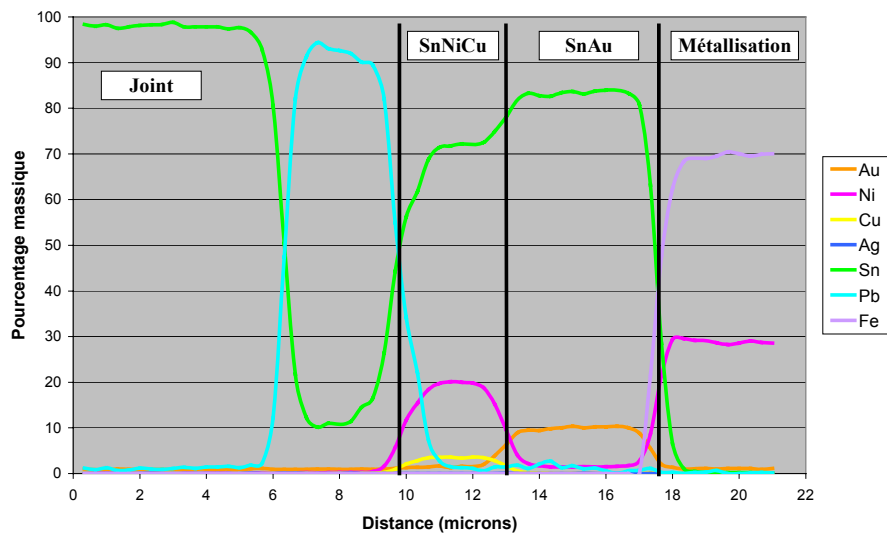


Figure II-29 Interface joint – métallisation du composant vieilli

L'analyse débute dans le joint brasé où une phase riche en plomb de 2 µm est détectée. On remarque une accumulation de cuivre à l'interface, qui s'ajoute à l'étain et au nickel pour former un composé de 1,5 µm. Puis une zone contenant de l'étain et de l'or est observée à l'interface. Elle doit plutôt correspondre à un amas d'or qu'à une couche SnAu. En effet, la présence d'une couche contenant de l'or ne peut pas s'expliquer ici, car durant le procédé d'assemblage, l'or présent sur la couche de nickel se dissout dans tout le joint et de plus son

épaisseur est très faible. L'analyse se termine dans la broche, qui est composée de nickel et de fer.

3.4.2.3. Analyse de l'interface piste – joint

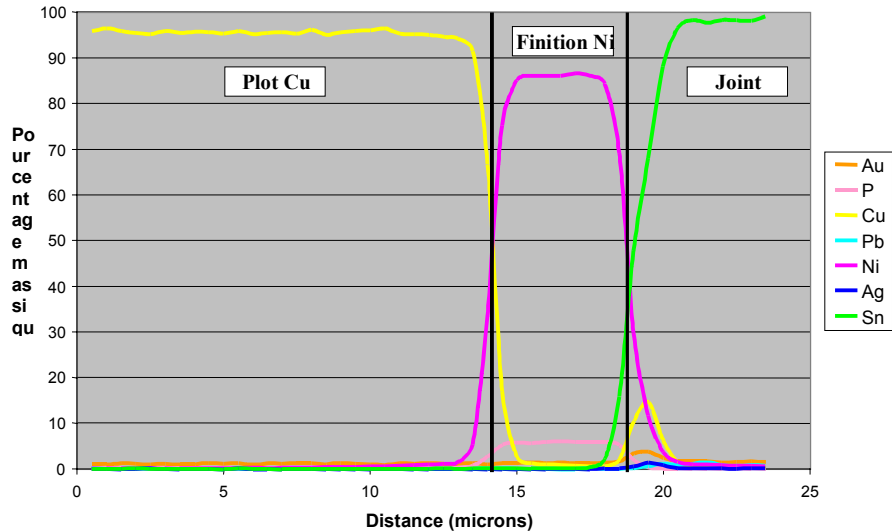


Figure II-30 Interface piste – joint du composant non vieilli

La microsonde traverse tout d'abord le plot en cuivre et sa finition nickel qui contient 6% de phosphore. Comme pour la plupart des analyses, le cuivre s'est accumulé au niveau de l'interface, ainsi que l'or mais en petite quantité. Aucun intermétallique n'apparaît à l'interface.

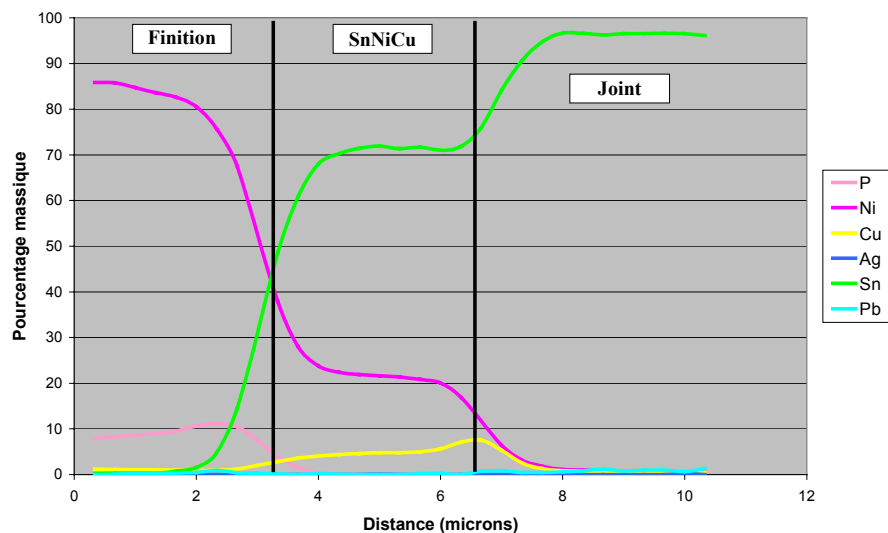


Figure II-31 Interface piste – joint du composant vieilli

La première zone traversée est la couche de nickel- phosphore (finition de la plage d'accueil en cuivre). On remarque une légère accumulation de phosphore à l'interface. Ensuite, un alliage de composition Sn₂₂Ni₅Cu d'épaisseur voisine de 2µm est observé à l'interface entre le joint et la piste de cuivre.

3.4.2.4. Conclusions des analyses réalisées sur le condensateur tantale

Le plomb provenant de la finition s'est réparti uniformément dans tout le joint. Ceci est positif, car plus le joint est homogène moins il risque de se fissurer. Les phases riches en plomb initialement de forme allongée sont arrondis après le vieillissement.

Le cuivre s'accumule toujours aux interfaces. Le pourcentage massique du cuivre aux interfaces est surprenant étant donné que l'alliage n'en contient que 0.5%. Après le vieillissement accéléré, le phosphore contenu dans le nickel s'accumule à l'interface piste-joint.

Près des deux interfaces, des couches composées d'étain, de nickel et de cuivre sont présentes et après le vieillissement leur composition est très proche. Ces alliages ternaires ne correspondent à aucun des composés intermétalliques connus répertoriés dans Handbook of Ternary Alloy Phase Diagrams (Tableau II-1).

3.4.3. Condensateur céramique, terminaison étain pur sur barrière de nickel

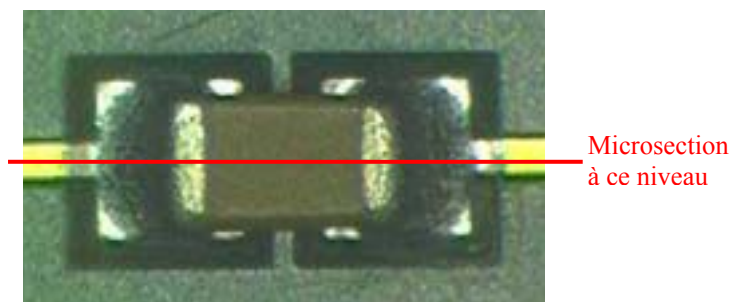


Figure II-32 Condensateur céramique

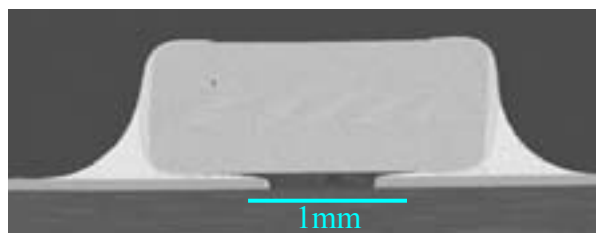


Figure II-33 Vue en coupe du condensateur au MEB

Contrairement au cas précédent, la liaison composant-circuit imprimé est rigide et après vieillissement les joints commencent à se fissurer sous le condensateur, là où la concentration de contraintes est maximale.

3.4.3.1. Analyse du joint brasé

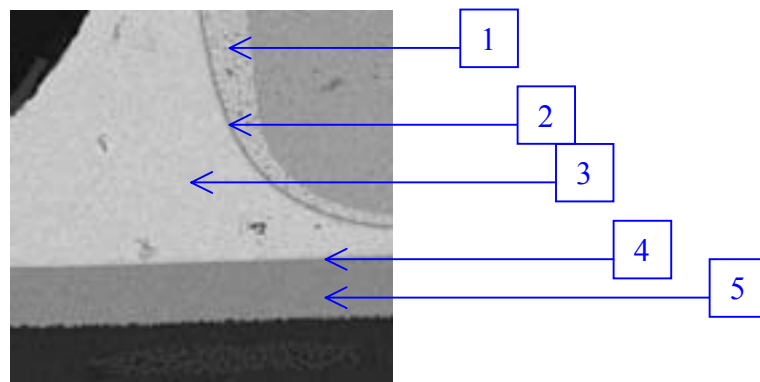


Figure II-34 Joint du condensateur céramique

Une zone plus foncée (2) apparaît entre la métallisation (1) et le joint (3), celle-ci correspond à la barrière de nickel servant à protéger la métallisation. Dans la métallisation, des taches noires sont observées et analysées : elles sont composées d'argent 38,6%, de plomb 25,5%, de baryum 21,3%, de zinc 7,5% et de silicium 6,6% (verre d'accrochage de la pâte à l'argent). Une couche plus foncée (4) est présente sur le cuivre (5) : la couche de nickel. Sur le joint vieilli, une couche Sn-Ni apparaît entre la barrière de nickel et le joint.

3.4.3.2. Analyse de l'interface composant – joint

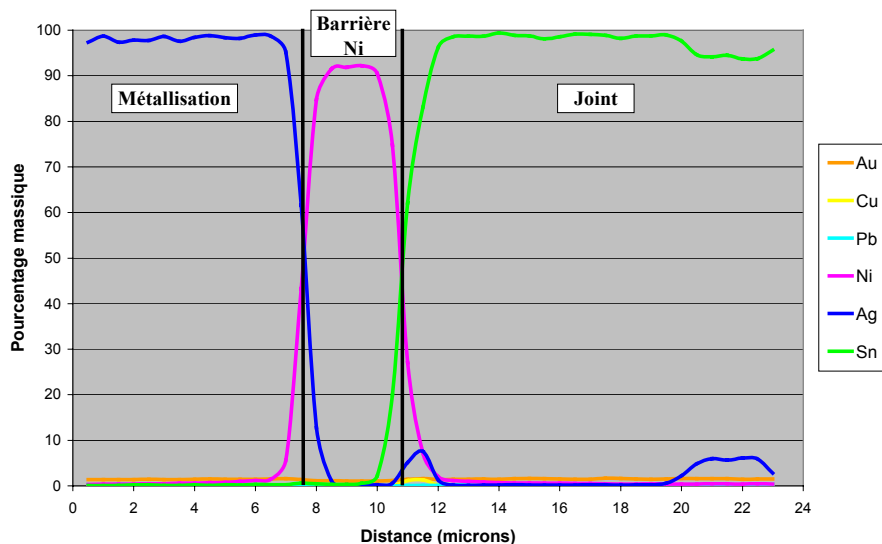


Figure II-35 Interface métallisation – joint du composant non vieilli

La microsonde traverse successivement la métallisation en argent du condensateur, la barrière de nickel d'environ 3 µm et finit dans l'alliage. Une légère accumulation de cuivre et d'argent apparaît à l'interface.

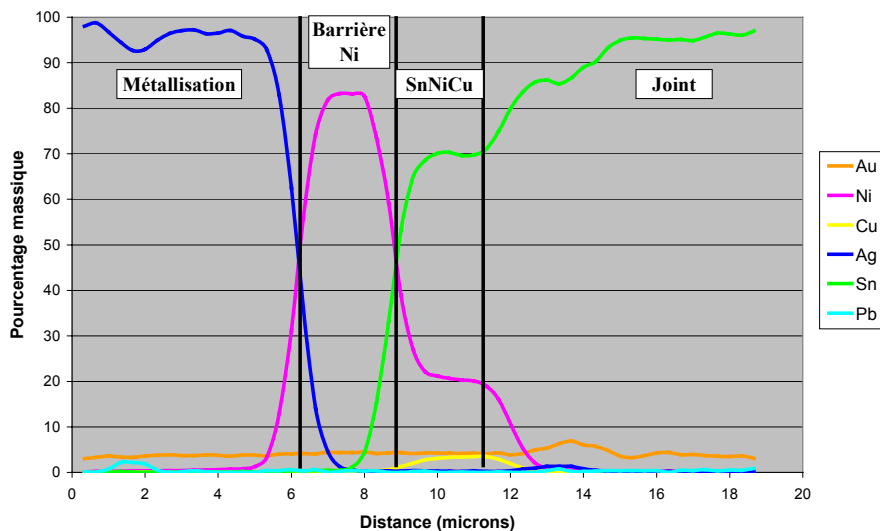


Figure II-36 Interface métallisation – joint du composant vieilli

La microsonde traverse successivement la métallisation, la barrière de nickel d'environ 2,5 μm , le composé SnNiCu de 1,5 μm et finit dans l'alliage. Le cuivre s'est encore accumulé à l'interface.

3.4.3.3. Analyse de l'interface piste – joint

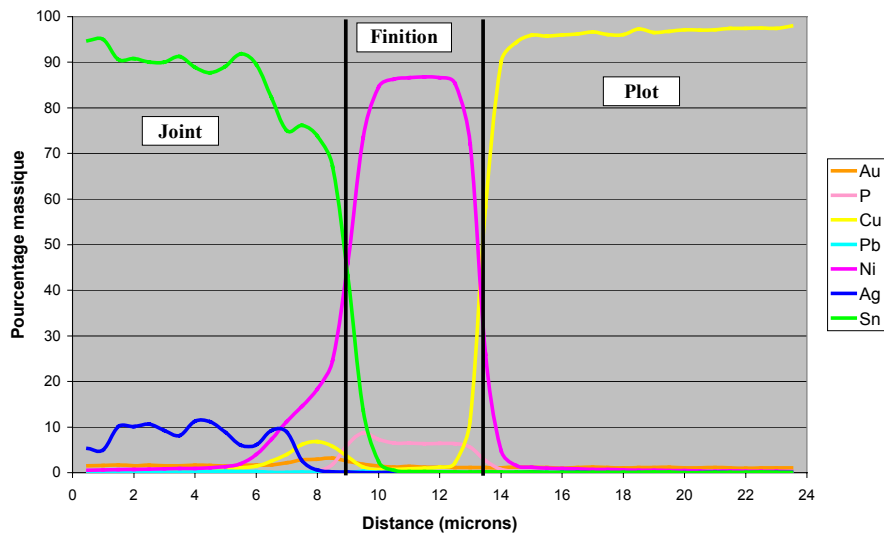


Figure II-37 Interface joint - piste du composant non vieilli

L'analyse débute dans l'alliage SnAgCu. Le cuivre provenant de l'alliage de brasage et le phosphore s'accumulent à l'interface. Il n'y a pas d'intermétallique qui se forme à base d'étain et de nickel.

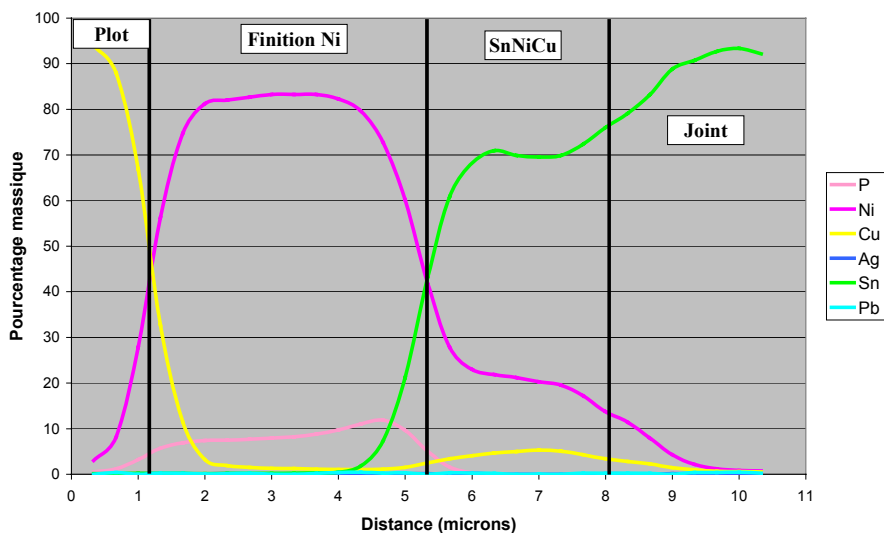


Figure II-38 Interface piste - joint du composant vieilli

L'analyse débute en haut du plot de cuivre. Le phosphore présent dans le nickel s'accumule vers l'interface avec l'alliage. Le cuivre s'accumule à l'interface et forme avec l'étain et le nickel un alliage de composition $\text{Sn}_{23}\text{Ni}_5\text{Cu}$ et d'épaisseur 1,4 μm .

3.4.3.4. Test de cisaillement de composants passifs vieillis de taille 0805

Un test de cisaillement a été conduit sur des condensateurs céramique 0805 de la carte vieillie. Ce choix est lié à la disponibilité des outils et des têtes de cisaillement du microtesteur DAGE 4000 du Laboratoire.

La tête 50 N a permis de cisailier onze des quatorze condensateurs présents sur la carte mais ne permet pas de cisailier les composants de la carte non vieillie.

Les valeurs obtenues pour les autres condensateurs sont représentées sur le graphe suivant (Figure II-39).

La valeur moyenne de la force de cisaillement est de 36,7N et l'écart type est de 7,36N.

Ces valeurs ont été comparées avec les normes imposées par les industriels pour les alliages avec et sans plomb. Pour un condensateur 0805 brasé avec un alliage sans plomb et n'ayant subi aucun vieillissement, la valeur moyenne de la force de cisaillement requise par Valeo est égale à 31,8 N. Cette valeur est inférieure à celle observée sur les joints sans plomb vieillis de la carte analysée.

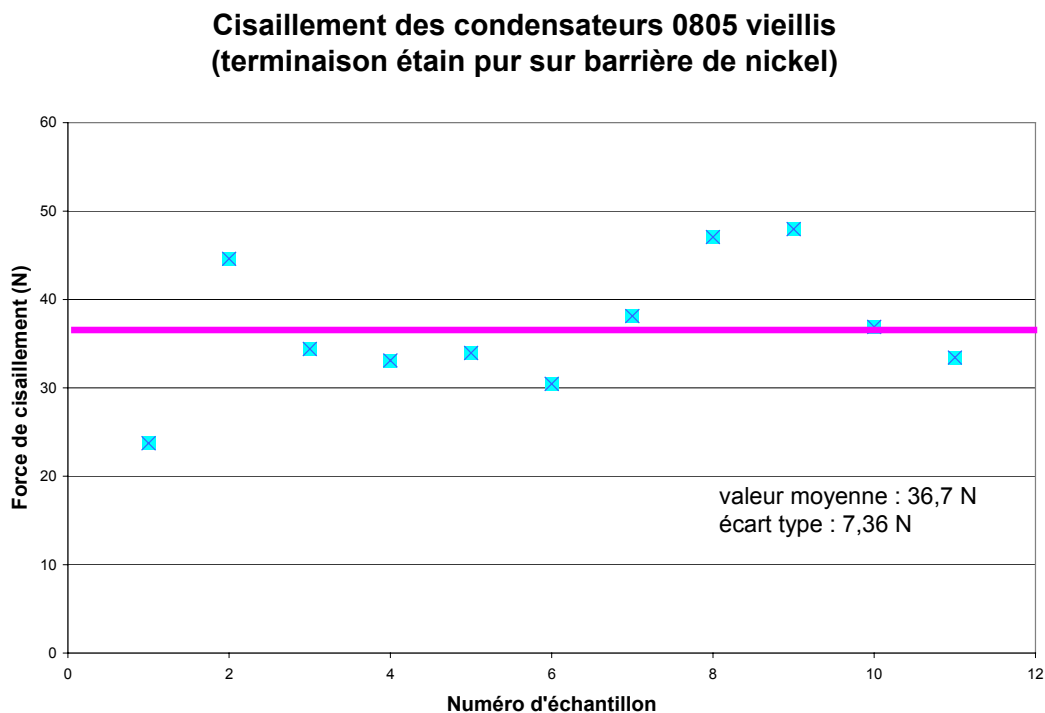


Figure II-39 Force de cisaillement nécessaire pour les joints sans plomb

3.4.3.5. Conclusions des analyses réalisées sur le condensateur céramique

Le cuivre et le phosphore s'accumulent près des interfaces piste-joint dans tous les cas. Aux deux interfaces, des composés ternaires apparaissent après vieillissement. Leur composition est à peu près identique, car les matériaux en contact aux interfaces sont identiques. Ces intermétalliques ne sont pas répertoriés dans Handbook of Ternary Alloy Phase Diagrams [VILL-95].

Les épaisseurs de la barrière de nickel sur le condensateur et de la couche de nickel sur le cuivre doivent diminuer au cours du vieillissement puisque le nickel présent dans les intermétalliques provient de celles-ci. Mais cette diminution ne peut pas être chiffrée avec

certitude à cause de l'irrégularité de l'épaisseur des couches et de la résolution du MEB et de la microsonde de Castaing.

Les résultats obtenus pour le cisaillement des condensateurs 0805 vieillis reportés avec une crème à braser SnAgCu sont très satisfaisants étant donné les conditions très sévères de vieillissement. Les joints brasés avec l'alliage SnAgCu seraient donc plus résistants que ceux brasés avec le traditionnel alliage Sn63Pb37. D'autres expériences comparant la force de cisaillement de composants brasés avec des alliages contenant ou non du plomb conduisent aux mêmes conclusions [FOLE-00, XIAO-00, OLIV-00].

3.5. Discussion

L'analyse de la crème à braser Sn4Ag0.5Cu a montré que tout l'argent présent dans l'alliage se retrouve sous la forme du composé intermétallique Ag_3Sn . Le cuivre a probablement formé avec l'étain un ou des composés intermétalliques mais ces composés n'ont pu être identifiés. Des analyses plus précises seraient nécessaires pour détecter leur présence.

Cette étude a montré qu'aux différentes interfaces joint-composant et joint-substrat, des composés ternaires SnNiCu se développaient durant le vieillissement. Leur composition et leur épaisseur restent à peu près constantes dans les différents cas étudiés, excepté le cas où la métallisation des composants a une finition or. De façon générale, leur composition est la suivante : Sn 72% \pm 3% - Ni 22% \pm 2% - Cu 6% \pm 3%. Elle ne correspond pas à la composition d'un des intermétalliques SnNiCu répertoriés dans Handbook of Ternary Alloy Phase Diagrams. Ainsi, ces composés ne peuvent pas être qualifiés d'intermétalliques mais ils peuvent être considérés comme des alliages. Leur épaisseur d'environ 2 μ m est très faible devant l'épaisseur du joint. Cela signifie que cette valeur n'est pas critique pour la fiabilité des joints. D'une part, elle est suffisante pour assurer une bonne liaison mécanique entre l'alliage et la plage d'accueil ainsi qu'entre l'alliage et le composant. D'autre part, sa faible épaisseur évite de créer une discontinuité trop importante dans le joint dans laquelle des fissures risqueraient de s'amorcer. En effet, ces couches ont un coefficient de dilatation thermique différent de celui des matériaux en contact, ce qui entraîne des contraintes mécaniques supplémentaires dans le joint, en particulier au niveau des interfaces. Cette étude a montré seulement la présence de composés SnNiCu.

Toutefois, lorsque l'alliage SnAgCu est directement en contact avec le cuivre comme c'est le cas pour la finition OSP, les classiques composés intermétalliques Cu_6Sn_5 et Cu_3Sn sont présents comme dans le cas des alliages de brasage SnPb ou SbPbAg [HUI-00].

L'argent contenu dans la crème à braser est réparti dans tout le joint sous forme de précipités Ag_3Sn . Quant au cuivre, il s'accumule toujours aux interfaces de façon importante. En effet il provient uniquement de la crème à braser qui en contient seulement 0.5% et pourtant sa concentration aux interfaces est d'environ 5%.

Le phosphore contenu dans la couche de nickel s'accumule plus ou moins à l'interface piste-alliage, surtout après le vieillissement. Ce phénomène n'a pas créé de problème dans notre étude alors que la finition Ni/Au autocatalytique est rejetée par certains utilisateurs à cause de cela.

Le plomb présent dans la terminaison des métallisations se répartit dans tout le joint. Ces constatations sont intéressantes, puisque l'homogénéisation des différents éléments dans le joint permet d'avoir un joint moins fragile. Par ailleurs, d'autres études ont montré que le plomb contaminait l'alliage SnAgCu et pouvait fragiliser le joint [ZHU-00].

Les tests de cisaillement ont montré dans le cadre de cette étude que les joints brasés avec l'alliage SnAgCu seraient donc plus résistants que ceux brasés avec l'alliage eutectique SnPb.

Chapitre III Premier exemple d'assemblage sans plomb : puce montée retournée

Durant le projet HIRONDELLE, des travaux ont été menés sur des assemblages ne contenant pas de plomb. Le premier assemblage est constitué une puce reportée sur un substrat par des bossages en or.

L'étude réalisée sur cette assemblage est différente de celle présentée au chapitre précédent. Les connexions entre la puce et le substrat ont été examinées au MEB pour observer l'évolution de leur forme mais pas celle de leur microstructure. De plus, cette partie est essentiellement consacrée à la modélisation de l'assemblage électronique par éléments finis et à des simulations thermo-mécaniques. Le but de cette étude est de déterminer si l'appareil développé dans ce projet peut renseigner sur la qualité des connexions de l'assemblage.

1. Contexte de cette étude

Bien que l'électronique spatiale soit exemptée du bannissement du plomb dans les équipements, les industriels du secteur essaient de s'orienter vers des technologies d'assemblage sans plomb. Ainsi, dans le cadre de ses activités de recherche et développement, la société Alcatel Space étudie de nouveaux procédés d'assemblage pour les MMIC (Microwave Intergrated Circuit). Les circuits intégrés munis de bossages en or étant assemblés par thermocompression sur des substrats céramique, se pose alors le problème de l'inspection des joints, notamment de ceux situés dans la partie centrale de la puce.

Le système optique développé par la société Dantec-Ettemeyer dans le cadre du programme HIRONDELLE pourrait apporter une solution au problème. Compte tenu de la durée de ce développement, et connaissant la résolution théorique de l'instrument, il a été décidé de procéder à une étude par simulation pour évaluer l'aptitude du système optique à répondre au besoin exprimé par la société Alcatel Space.

L'interférométrie de speckle utilisée par le système optique ne permet de mesurer que les déformations d'une surface, par exemple celles observées lors de la déformation d'un objet soumis à un chargement mécanique ou à une élévation de température.

L'étude conduite par simulation consiste à calculer les déformations de la surface supérieure d'un MMIC assemblé par thermocompression, soumis à une montée en

température. Plusieurs types de défauts sont introduits dans les liaisons bossage-substrat pour évaluer s'ils sont détectables par l'équipement optique.

2. Description de l'assemblage fabriqué par Alcatel Space

Le microsystème Alcatel Space est constitué d'une puce d'AsGa comportant trente bossages en or reportée sur un substrat AlN par le procédé de thermocompression.

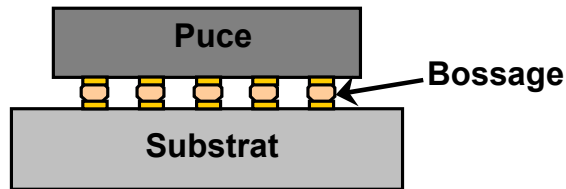


Figure III-1 Schéma du mycosystème d'Alcatel Space

2.1. Procédé de thermocompression

L'opération de thermocompression est réalisée à l'aide d'une machine Karl Suss (Figure III-2).



Figure III-2 Machine Karl Suss (FC150) de report de puce

Ce procédé est défini par un profil de température et un profil de pression (Figure III-3). Tout d'abord la puce avec les bossages ainsi que le substrat sont chauffés jusqu'à 275°C. Puis la puce est amenée sur le substrat par une buse aspirante et l'assemblage est chauffé jusqu'à 300°C.

Ensuite une force F dont la valeur est déterminée de la manière suivante:

$$F = 8\text{mg}/\mu\text{m}^2 \times A_{\text{totale des bossages}} = 8\text{mg}/\mu\text{m}^2 \times N_b \times \pi \times R^2$$

avec $A_{\text{totale des bossages}}$, aire totale de la surface des bossages en contact avec la puce, N_b , le nombre de bossages et R , le rayon d'un bossage avant thermocompression, est appliquée sur la puce.

Enfin la pression est relâchée et la température redescend progressivement jusqu'à l'ambiante.

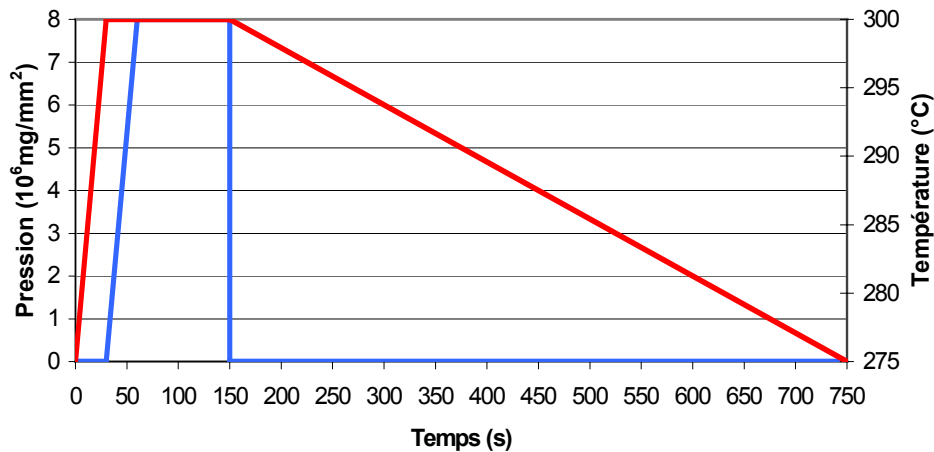


Figure III-3 Profil de thermocompression

2.2. Paramètres utilisés pour la modélisation

Les dimensions de la puce et du substrat fournies par Alcatel Space sont données dans le tableau III-1. Les dimensions des bossages ont été déterminées par une observation au MEB. (Figure III-4).

Matériau	Epaisseur	Longueur × largeur
AlN	380 μm	2,39 mm × 1,08 mm
AsGa	300 μm	2,39 mm × 1,08 mm
	Hauteur	Diamètre
Au	22 μm	57 μm

Tableau III-1 Dimensions des matériaux

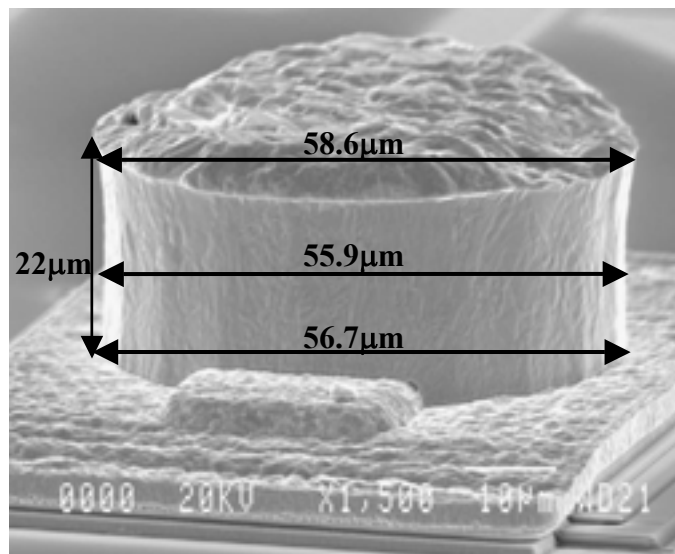


Figure III-4 Image MEB d'un bossage avant thermocompression

Les propriétés thermomécaniques des matériaux nécessaires pour nos simulations sont le module d'Young, le coefficient de dilatation thermique (CDT) et le coefficient de Poisson (Tableau III-2). L'or est en réalité un matériau viscoplastique mais dans les simulations le fluage n'a pas été pris en compte car le modèle doit représenter un pire cas en ce qui concerne le gauchissement de la puce. Le comportement élastique-plastique de l'or est défini par des courbes qui montrent l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation subie par le matériau pour différentes températures. Les paramètres permettant de définir ces courbes $\sigma(\epsilon)$ sont le module d'Young E , la limite d'élasticité R_E et le taux d'écroûissage τ (Tableau III-3 et Figure III-5).

Matériau	Module d'Young (E)	Coefficient de dilatation thermique (CDT)	Coefficient de Poisson (ν)
Au	Dépend de la température	14,2 ppm/K	0,425
AlN	320 GPa	4,7 ppm/K	0,25
AsGa	90 GPa	6,48 ppm/K	0,31

Tableau III-2 Propriétés des matériaux [KING-88]

Température	Module d'Young	Limite d'élasticité	Taux d'écroûissage
27°C	77 GPa	10,3 MPa	240 MPa
275°C	72 GPa	6,6 MPa	180 MPa
300°C	71,5 GPa	5,6 MPa	175 MPa

Tableau III-3 Propriétés de non-linéarité de l'or [KING-88]

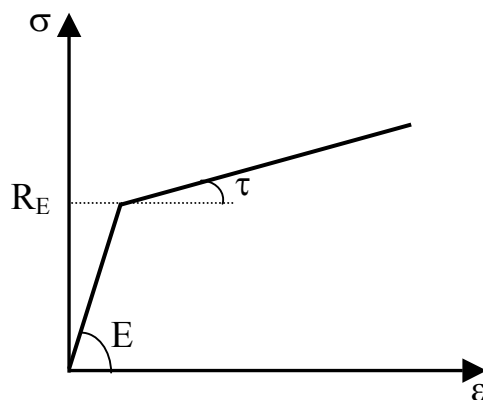


Figure III-5 Définition des paramètres R_E , E et τ [BAIL-00]

3. Modélisation et simulations

Les deux principales interrogations au sujet de la modélisation de ce système concernaient :

- la définition du comportement non-linéaire de l'or dans le logiciel de simulation thermomécanique ANSYS,
- les différents cas de charge et instructions à utiliser pour simuler le procédé de thermocompression.

Pour simuler le report de la puce sur le substrat, plusieurs modèles ont été considérés. Les premières simulations de thermocompression ont été effectuées sur le modèle d'un système simple avec un seul bossage. Etant donné que le bossage possède une symétrie axiale centrale, un modèle 2D-axisymétrique a tout d'abord été utilisé. Ce modèle a permis de répondre aux deux interrogations précédemment citées.

La simulation du procédé d'assemblage a ensuite été réalisée sur un modèle 3D d'un système avec quatre bossages. Tout en gardant un nombre raisonnable de nœuds et d'éléments, ce modèle est plus proche de la réalité. De plus la comparaison entre les dimensions d'un bossage après thermocompression calculées par simulation et celles mesurées au MEB permet de valider le modèle ainsi que la simulation. Enfin l'assemblage simplifié (c'est-à-dire avec huit ou dix bossages au lieu de trente) a été modélisé afin de déterminer si grâce aux déplacements relatifs du haut de la puce, l'absence d'un bossage peut être détectée par l'équipement développé au cours du projet HIRONDELLE.

3.1. Hypothèses et approximations

Dans les simulations, le fluage de l'or n'a pas été pris en compte, comme expliqué précédemment.

Sur le substrat et sur la puce, les plages d'accueil sont constituées par une métallisation or. Leur épaisseur étant très faible devant la hauteur du bossage, elles n'ont pas été modélisées.

La figure III-4 montre qu'avant assemblage les bossages sont cylindriques avec une surface supérieure irrégulière. En effet, la surface du bossage qui va être reporté sur le substrat AlN est légèrement bombée. L'épaisseur de ces irrégularités étant très faible devant les dimensions des bossages, elles n'ont pas été prises en compte.

3.2. Modèle 2D-axisymétrique d'un système avec un bossage

3.2.1. Description du modèle

Deux modèles 2D-axisymétriques ont été étudiés : un modèle sans débordement et un avec débordement, c'est-à-dire que dans un cas la largeur du modèle, soit son rayon, est identique pour les trois couches et dans l'autre cas la largeur du substrat et de la puce sont supérieures à celle du bossage (Figure III-6). L'élément PLANE42 a été utilisé pour mailler ces modèles. Dans les deux cas, les conditions aux limites sont les suivantes :

- les nœuds qui sont sur l'axe des abscisses sont bloqués selon l'axe y
- les nœuds qui sont sur l'axe des ordonnées sont bloqués selon l'axe x.

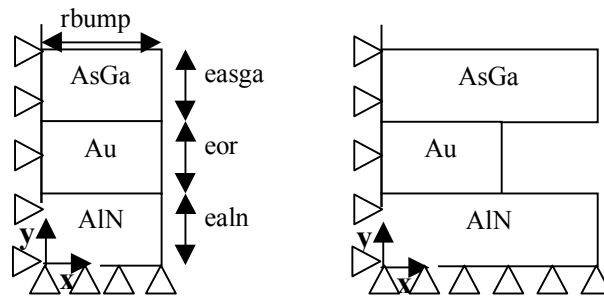


Figure III-6 Représentation des modèles d'un bossage sans et avec débordement

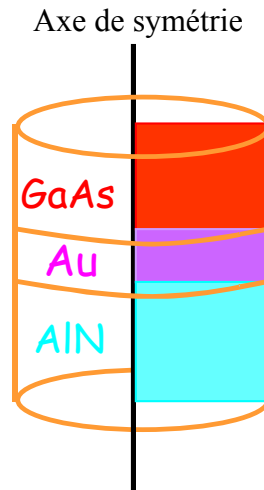


Figure III-7 Représentation du modèle un bossage sans débordement

Le modèle sans débordement comprend 400 éléments et le modèle avec débordement comprend 498 éléments.

3.2.2. Comportement non-linéaire de l'or

Afin de simuler le comportement élastique-plastique de l'or, la courbe contrainte-déformation doit être rentrée dans le logiciel ANSYS. Différentes options peuvent être utilisées pour définir les propriétés du comportement non-linéaire de l'or : BKIN, MKIN, BISO, MISO ... [ANSY-b] Lorsque le matériau doit subir de grandes déformations, il est conseillé d'utiliser l'option MISO. Dans ces conditions, le logiciel utilise la contrainte vraie $\sigma_T = \sigma(1 + \varepsilon)$ et la déformation rationnelle $\varepsilon_T = \ln(1 + \varepsilon)$ [ANSY-a] [DOUI-97].

Durant la thermocompression, les bossages subissent une déformation importante. En effet, leur forme initiale est cylindrique et à la fin du report ils ont une forme de type « barrique ». Il a donc été utilisé l'option MISO et les courbes $\sigma_T(\varepsilon_T)$.

3.2.3. Simulation de la thermocompression

Le temps n'est pas considéré dans cette simulation car aucune propriété des matériaux ne dépend du temps.

La thermocompression est divisée en quatre étapes:

- montée en température
- application d'une force

- suppression de cette force
- descente en température.

La montée en température de l'ambiante à 300°C n'engendrant qu'une dilatation des matériaux très faible sans aucune contrainte plastique, elle n'est pas simulée.

Par définition la température de référence est celle à laquelle l'état de l'assemblage est considéré non-contraint. La température de référence pour la simulation du report est fixée à 300°C. Avant l'application de la force, la connexion entre la puce et le substrat n'est pas établie. C'est pourquoi les éléments associés aux bossages sont désactivés avant l'application de la force. Cela signifie que leur déformation n'engendre pas de contraintes.

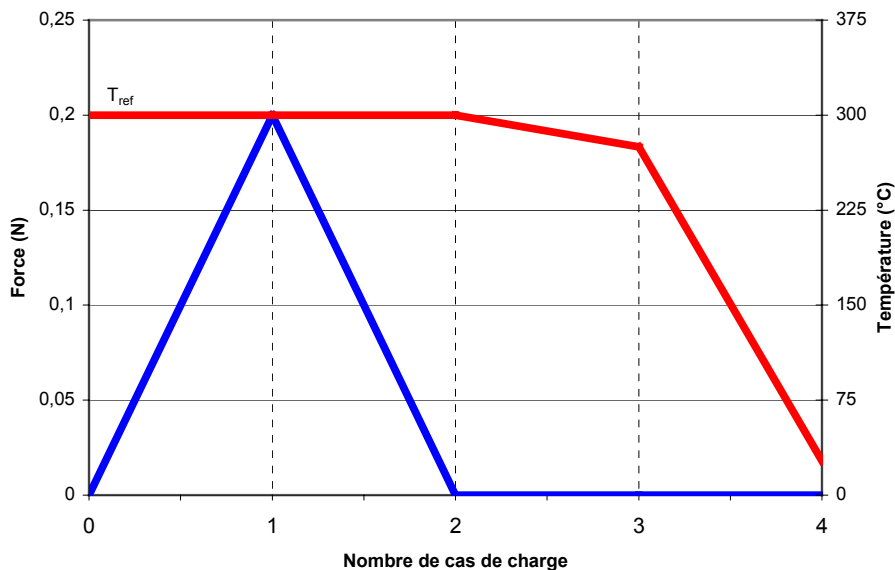


Figure III-8 Procédé de thermocompression simulé

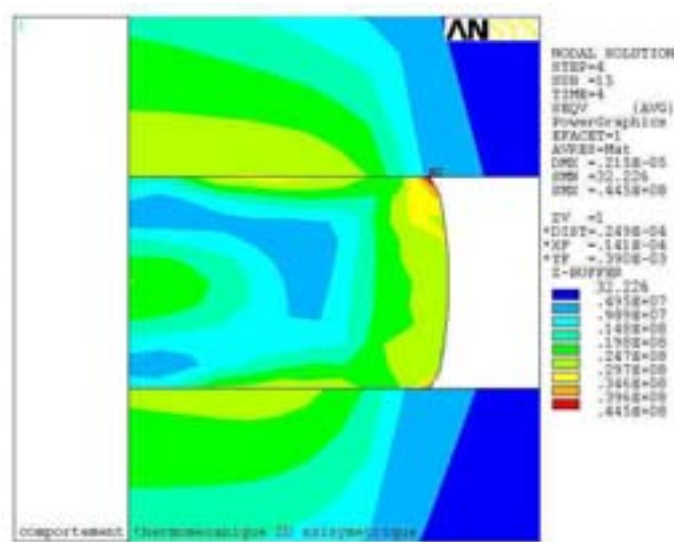


Figure III-9 Forme du bossage après le procédé de thermocompression

La forme du bossage à la fin de la thermocompression correspond au résultat attendu. Le bossage a une forme barrique après le procédé de report.

Grâce au modèle 2D-axisymétrique, la façon de définir le comportement non-linéaire de l'or a été déterminée ainsi que la méthode pour simuler le procédé de thermocompression. Toutefois ce modèle n'est pas suffisant pour tirer des conclusions correctes, car en réalité le substrat et la puce n'ont pas une forme cylindrique. C'est pourquoi un modèle 3D d'un système avec quelques bossages a été construit.

3.3. Modèle 3D d'un système avec quatre bossages

3.3.1. Description du modèle

Un modèle 3D d'un système avec quatre bossages a été élaboré. Des conditions de symétrie sont définies selon les axes x et y (Figure III-10). Ainsi seulement un quart de ce système a été modélisé, soit un système avec un seul bossage (Figure III-11).

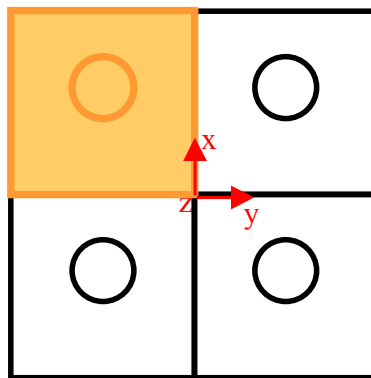


Figure III-10 Représentation du système avec quatre bossages

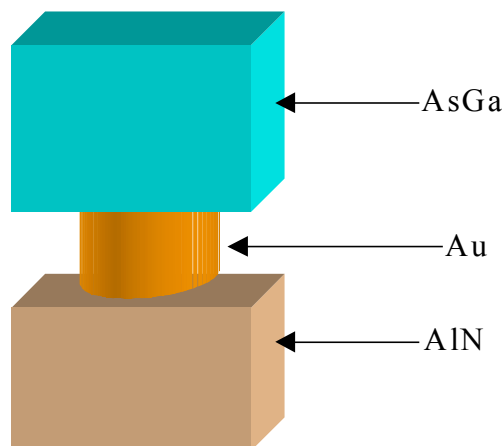


Figure III-11 Représentation du modèle 3D

Ce modèle a été construit avec une méthode particulière afin qu'il soit maillé avec des éléments brique et qu'il y ait continuité du maillage entre les différentes couches. Il a été défini de la manière suivante :

- trois cylindres superposés (un pour chaque matériau) sont définis, chacun étant modélisé quart par quart,
- deux parallélépipèdes sont modélisés quart par quart autour des cylindres correspondant à la puce d'AsGa et au substrat d'AlN.

Ce modèle a été maillé avec l'élément SOLID45 et il comprend 11200 éléments. Les conditions aux limites sont les suivantes :

- les nœuds situés sur l'axe z sont bloqués selon les axes x et y,
- les nœuds dont la coordonnée en z est nulle sont bloqués selon l'axe z

3.3.2. Simulation de la thermocompression

Lors des premiers essais de simulation, des problèmes de convergence sont apparus durant l'application de la force, car les déformations de la couche d'AsGa étaient trop importantes en particulier sur les coins de l'assemblage. Or ce phénomène ne se produit pas en réalité. C'est pourquoi une couche de renfort a été ajoutée sur la puce. Celle-ci a les mêmes dimensions et propriétés que l'AsGa, en particulier le coefficient de dilatation thermique afin de ne pas contraindre l'assemblage plus qu'il ne l'est en réalité. Par contre, cette couche a un module d'Young supérieur à l'AsGa afin d'être plus rigide. Elle a été modélisée de la même façon que les couches d'AsGa et d'AlN, mais elle n'est prise en compte que pendant l'application de la force. La présence d'un matériau rigide sur la puce durant cette partie du procédé d'assemblage est correcte car c'est ainsi que la force est appliquée sur l'assemblage par la machine Karl Suss.

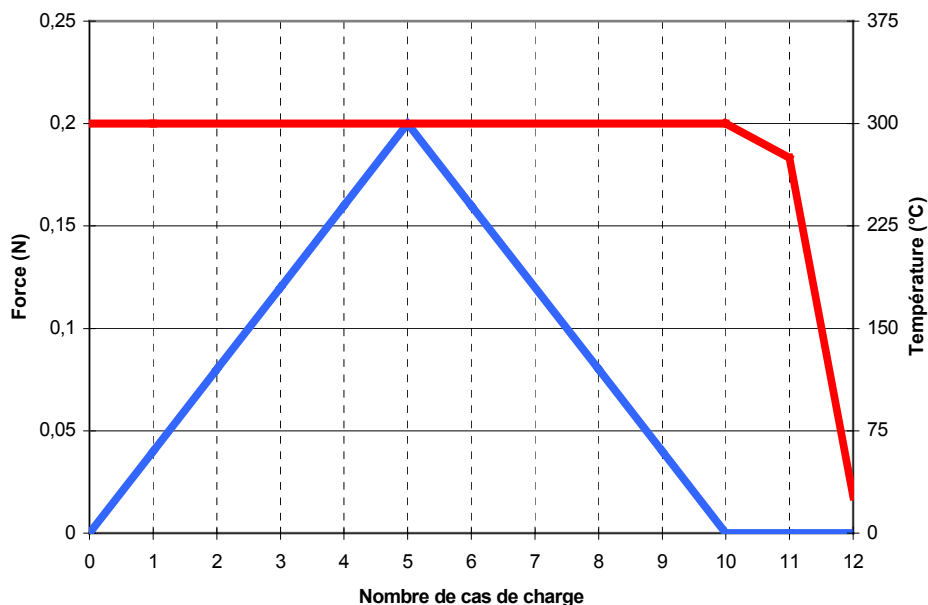


Figure III-12 Procédé de thermocompression simulé pour le modèle 3D d'un bossage

Le nombre de cas de charge nécessaires pour simuler la thermocompression est plus élevé que pour le modèle 2D (Figure III-12). En effet la force doit être appliquée et supprimée progressivement afin d'éviter des problèmes de convergence. Pour cette même raison, le maillage du modèle a été affiné. Ainsi le modèle global (Figure III-13) comprend désormais 13120 éléments dont 3840 éléments pour mailler le bossage.

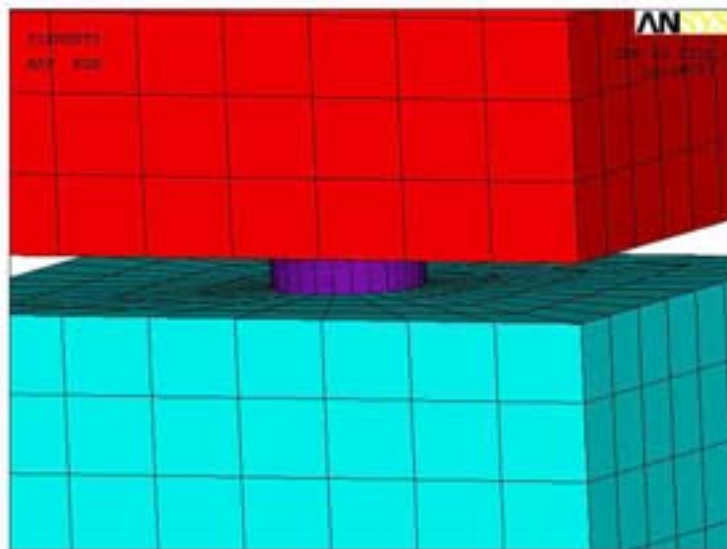


Figure III-13 Modèle 3D d'un système avec un bossage

Après la thermocompression, le bossage a changé de forme : il n'est plus cylindrique mais il a une forme « barrique ». A la fin de la simulation, la hauteur du bossage a diminué de $2,74 \mu\text{m}$ (Figure III-14) et le diamètre maximal du bossage est égal à $61,8 \mu\text{m}$. Les dimensions du bossage ont donc varié d'environ 10%.

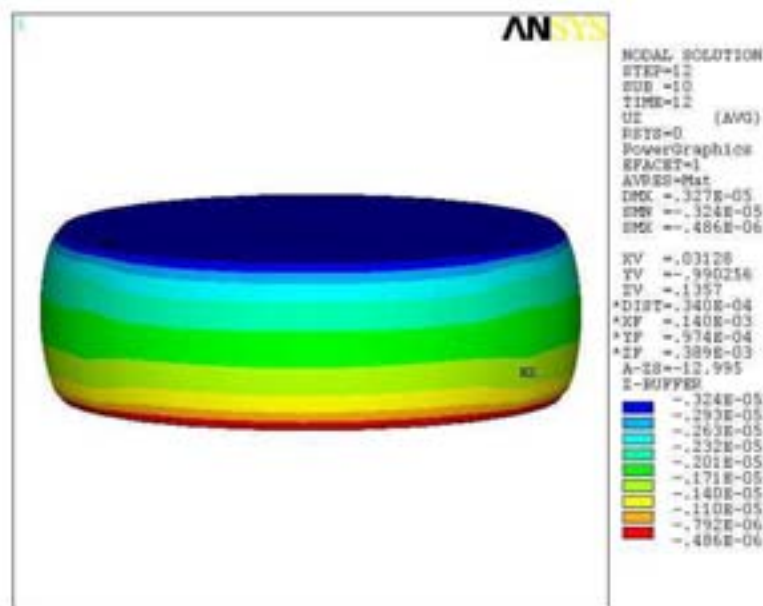


Figure III-14 Déformation selon l'axe z d'un bossage

Bien que le procédé d'assemblage n'ait pas été simulé sur l'assemblage complet, des mesures sur des bossages ont été réalisées au MEB afin de déterminer la cohérence de ces premiers résultats avec la réalité.

3.3.3. Mesures des dimensions des bossages après la thermocompression

Des mesures ont été effectuées sur trois échantillons :

- une puce seule avec ses bossages en or

- une puce seule avec ses bossages en or qui ont subi une thermocompression sur un substrat de quartz non métallisé. Ainsi les bossages sont déformés mais la puce n'est pas assemblée sur le substrat.
- un assemblage de type puce montée retournée où la puce a été reportée sur un substrat AlN par thermocompression.

Pour les deux premiers échantillons, les bossages ont pu être observés directement au MEB (Figure III-15), ainsi leurs dimensions ont pu être mesurées.

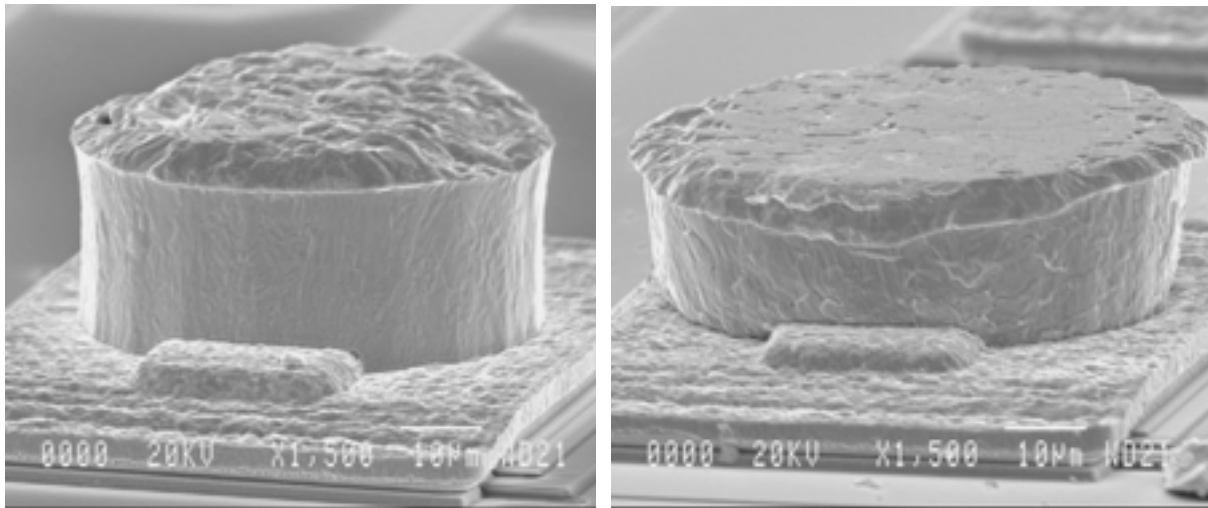


Figure III-15 Images MEB d'un bossage avant thermocompression et après thermocompression sur un substrat de quartz

Les bossages ayant subi une thermocompression sur un substrat de quartz non métallisé ont une forme un peu différente de celle attendue sur un substrat d'AlN métallisé. Etant donné que le substrat n'est pas métallisé, l'or glisse sur le quartz. Ainsi la forme « barrique » du bossage ne peut pas être observée.

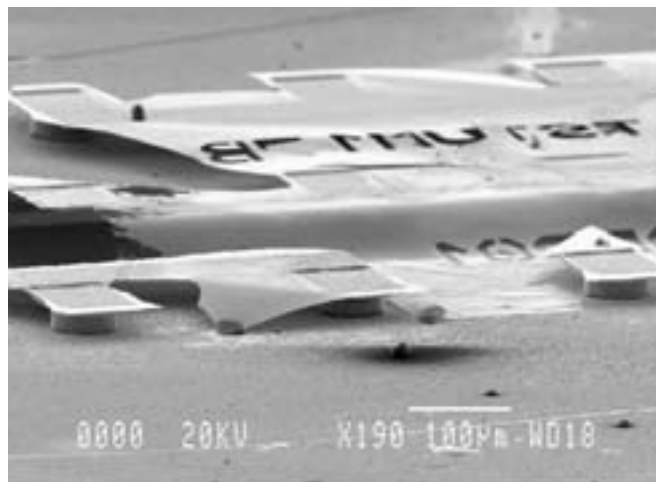


Figure III-16 Image MEB de la puce après l'attaque chimique

Afin de pouvoir observer les bossages qui assurent la connexion entre la puce et le substrat d'AlN métallisé, une solution chimique ($H_3PO_4-H_2O_2-H_2O$, 3-4-3) a donc été utilisée pour attaquer l'AsGa. L'assemblage a été plongé dans la solution pendant environ deux

heures. La figure III-16 montre l'assemblage après l'attaque chimique. Cependant seuls les bossages du bord de la puce et en particulier ceux des coins peuvent être observés.

La figure III-17 montre la forme d'un bossage après thermocompression sur un substrat AlN métallisé. Il apparaît que la périphérie du bossage n'est pas en contact avec la plage d'accueil. Ce problème pourrait être attribué à la forme bombée initiale du bossage mais après enquête il a été établi que cet assemblage est issu d'un lot réalisé lorsqu'un problème est survenu sur la machine de thermocompression.

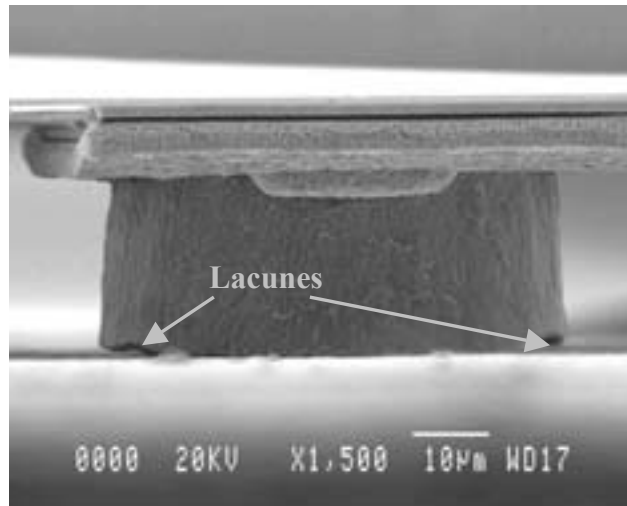


Figure III-17 Image MEB d'un bossage après thermocompression sur un substrat AlN

Le tableau suivant résume les différents résultats expérimentaux et calculés par simulation.

	Hauteur		Diamètre	
	après thermocompression	déformation relative	après thermocompression	déformation relative
Simulation	19.26µm	14%	61.8µm	8%
Mesures sur un substrat de quartz	18µm	22%	64µm	12%
Mesures sur un substrat d'AlN	22µm	0%	59.2µm	3%

Tableau III-4 Comparaison des dimensions des bossages après la thermocompression

La forme du bossage après thermocompression obtenue par simulation ou observée au MEB sont différentes. Pourtant lors de précédentes analyses, le fournisseur de cet assemblage a constaté que les bossages avaient une forme barrique, ce qui correspond aux résultats de la simulation.

Il est donc difficile de comparer les calculs avec les mesures réalisées sur le substrat AlN en raison des problèmes rencontrés lors du report. Par ailleurs, les dimensions des bossages reportés sur un substrat quartz non métallisé évoluent durant la thermocompression à 8% près comme celles calculées par simulation. Cette différence est due aux approximations établies pour construire ce modèle, mais elle reste raisonnable. Ainsi la façon de modéliser un système avec un bossage et les propriétés des matériaux seront conservées pour les modèles suivants.

3.4. Modèles 3D simplifiés du microsysteme d'Alcatel Space

3.4.1. Description des modèles

Etant donné le positionnement des trente bossages sur la puce, le système possède deux symétries (Figure III-18). Ainsi afin de réduire le temps de calcul, seulement un quart du système peut être modélisé.

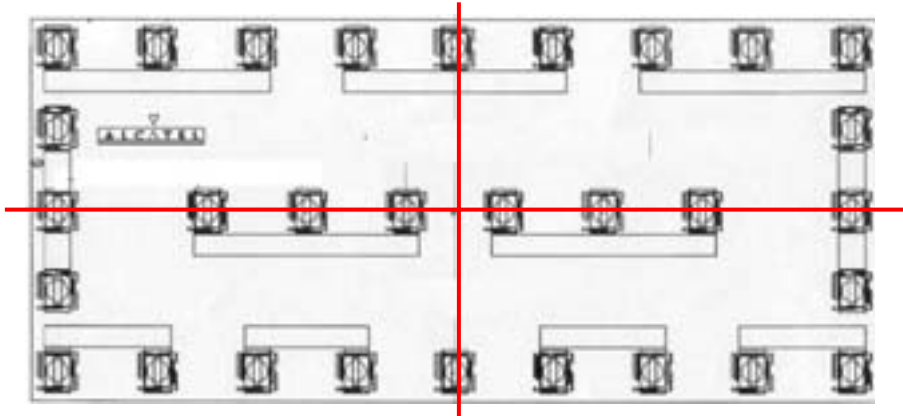


Figure III-18 Dessin de la puce d'Alcatel Space

Dans un premier temps, l'étude a été menée sur des modèles simplifiés qui comportent seulement quelques bossages (Figure III-19). D'une part, les simulations sont plus rapides, d'autre part, si avec moins de bossages, les déformations relatives du haut de la puce ne permettent pas de détecter l'absence d'un bossage, la conclusion de l'étude pourra être établie et il ne sera pas nécessaire de modéliser l'assemblage complet.

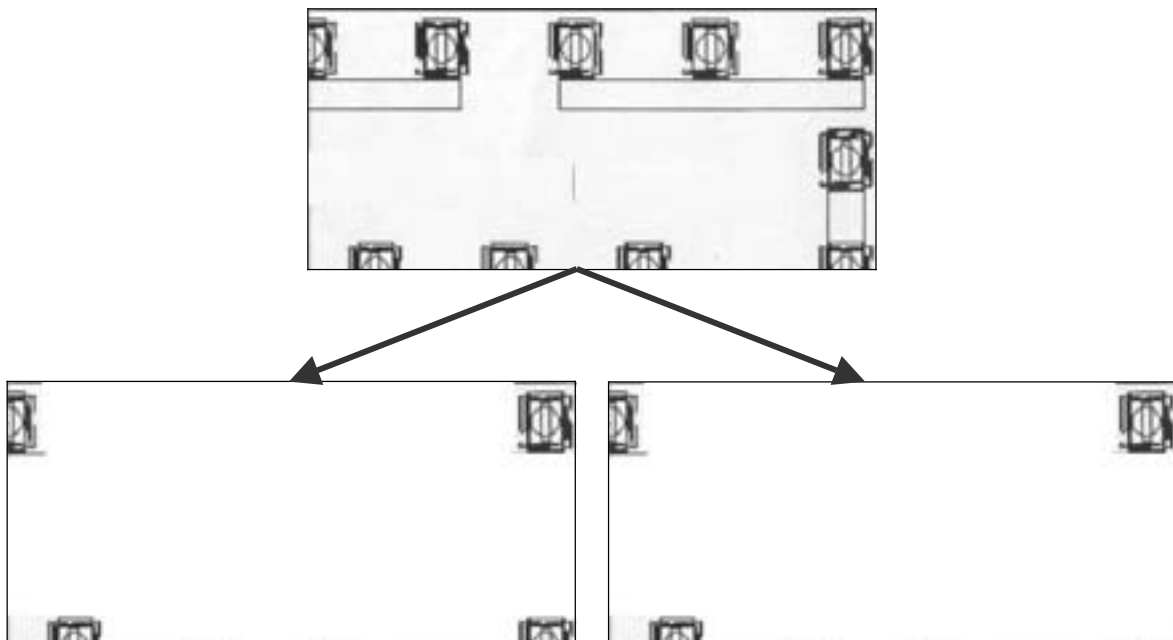


Figure III-19 Quarts de puce simplifiée

Quatre modèles simplifiés ont été étudiés :

- un quart d'assemblage avec $5/2$ bossages (soit 10 bossages pour tout l'assemblage) sans couche de renfort sur la puce durant l'application de la force,

- un quart d'assemblage avec 4/2 bossages (soit 8 bossages pour tout l'assemblage) sans couche de renfort sur la puce,
- un quart d'assemblage avec 5/2 bossages avec une couche de renfort sur la puce,
- un quart d'assemblage avec 4/2 bossages avec une couche de renfort sur la puce.

La figure III-20 montre un des quatre modèles élaborés. Les modèles comprennent entre 26000 et 40000 éléments et entre 30000 et 45000 nœuds.

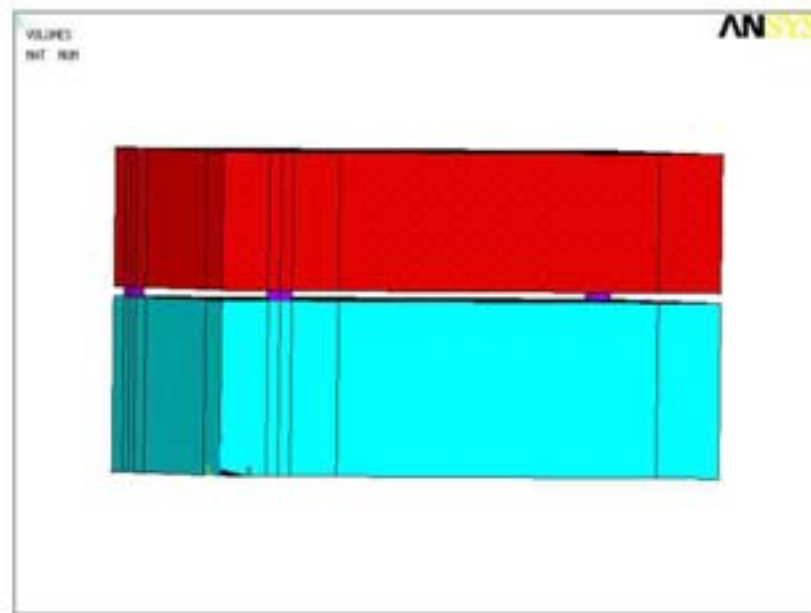


Figure III-20 Modèle (volumes) d'un quart de puce avec 4/2 bossages et sans couche de renfort

3.4.2. Stratégie de modélisation

Il est important de rappeler que l'équipement développé dans le projet permet uniquement de mesurer les déformations relatives d'une surface. Ainsi il n'est pas possible de mesurer les déformations du haut de la puce subies durant la thermocompression. C'est pourquoi une montée en température a été simulée après le procédé de report. Par la suite, les déplacements relatifs dus à cette montée en température calculés par simulation et mesurés peuvent être comparés afin de déterminer la validité des calculs et des modélisations qui pourront être employées à d'autres desseins.

Dans la simulation de cette montée en température, les contraintes et déformations résiduelles dues au procédé d'assemblage seront prises en compte.

Par ailleurs, les déformations relatives du haut de la puce calculées par simulation pour les modèles avec 4/2 et 5/2 bossages seront comparées afin de déterminer s'il est possible de déterminer l'absence de deux bossages dans l'assemblage grâce à l'équipement développé par Dantec Ettemeyer.

La stratégie utilisée pour les simulations est résumée par l'organigramme suivant.

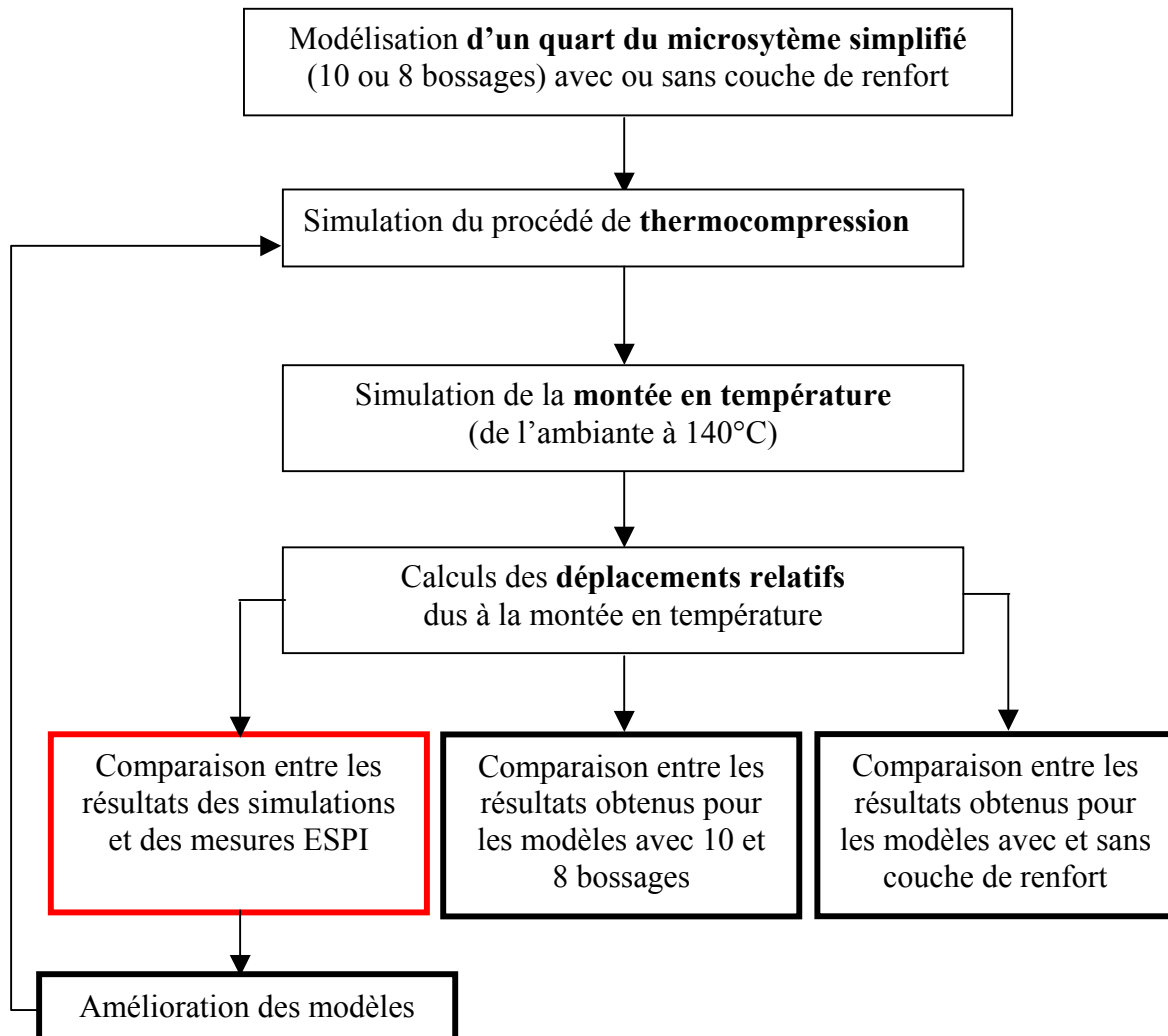


Figure III-21 Organigramme de la mise en œuvre de la stratégie de simulation

3.4.3. Simulation de la thermocompression

Le procédé de thermocompression est simulé en 12 cas de charge comme pour le modèle 3D précédent (Figure III-12). Les dimensions des bossages à la fin de la thermocompression sont équivalentes à celle trouvées pour le modèle 3D à quatre bossages et sont cohérentes avec celles mesurées sur les échantillons fournis par Alcatel Space.

Pour chaque modèle, les déplacements du haut de la puce selon l'axe z sont observés, par exemple pour le modèle avec 10 bossages et avec la couche de renfort (Figure III-22). La puce devient légèrement concave à la fin de la thermocompression à cause de la différence entre les coefficients de dilatation de la puce et du substrat. Une flèche de 50nm a été calculée le long de la diagonale du haut de la puce (Figure III-23).

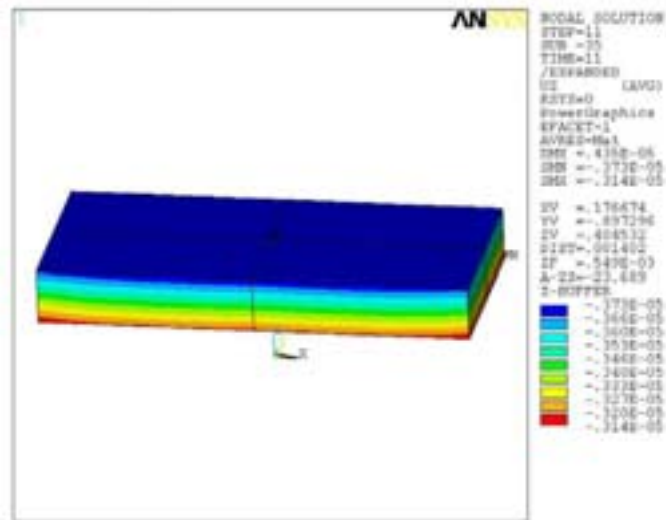


Figure III-22 Déplacements de la puce selon l'axe z à la fin de la thermocompression

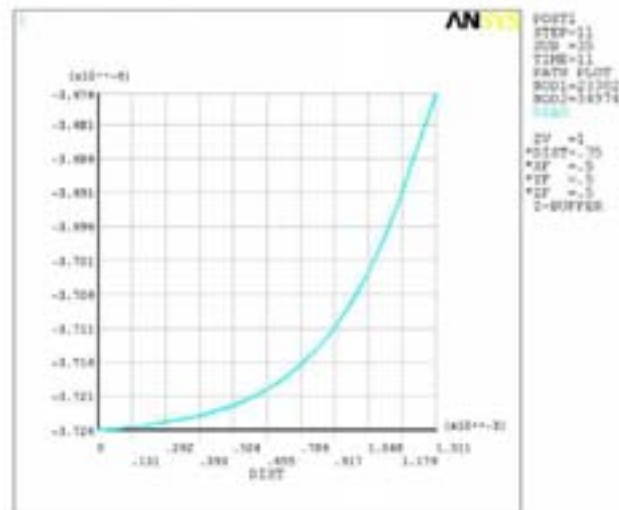


Figure III-23 Déplacements le long de la demi-diagonale (du milieu vers le coin de la puce) du haut de la puce selon l'axe z à la fin de la thermocompression

3.4.4. Simulation de la montée en température

Après la thermocompression, une montée en température de l'ambiante à 140°C est simulée sur les modèles simplifiés du microsystème. La durée n'a pas d'importance dans cette simulation puisque le fluage de l'or n'est pas considéré.

La figure III-24 montre les déplacements du haut de la puce selon l'axe z pour le modèle avec 10 bossages et avec la couche de renfort. Après la montée en température, la surface de la puce devient plus plane. La forme de la courbe (Figure III-25) est due à la position des bossages. En effet un seul bossage se trouve sous la puce le long de la demi-diagonale : au coin de la puce.

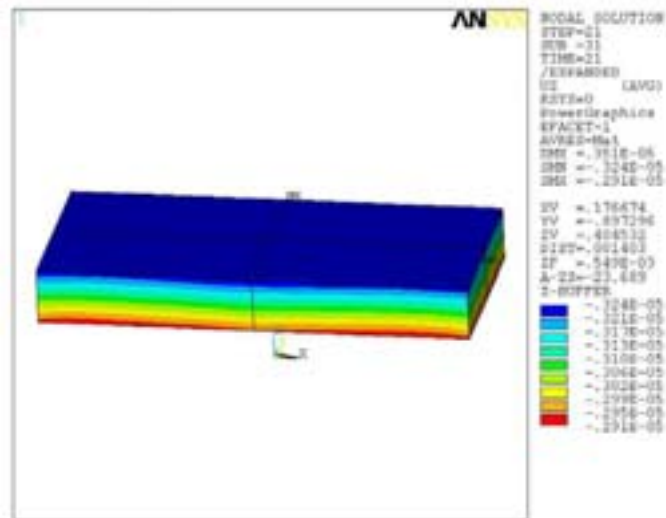


Figure III-24 Déplacements de la puce selon l'axe z à la fin de la montée en température

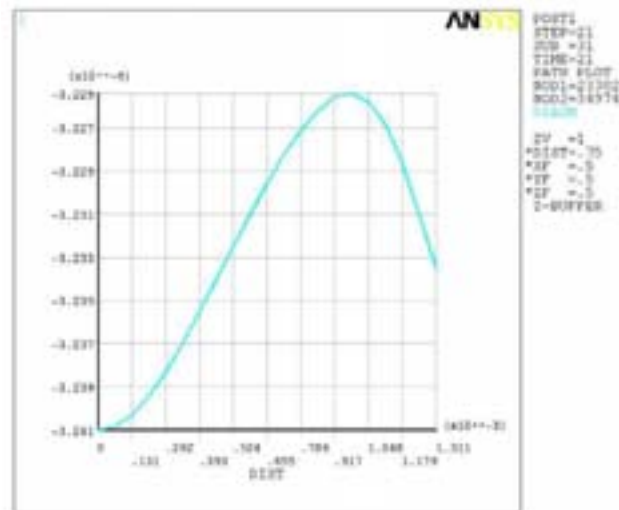


Figure III-25 Déplacements le long de la demi-diagonale du haut de la puce (du milieu vers le coin de la puce) selon l'axe z à la fin de la montée en température

Les déplacements dans les trois directions de l'espace après la thermocompression (u_{xt} , u_{yt} , u_{zt}) et à la fin de la montée en température (u_{xf} , u_{yf} , u_{zf}) sont stockés dans des tableaux. Puis les déplacements relatifs (Δu_x , Δu_y , Δu_z) dus uniquement au changement de température sont obtenus de la manière suivante :

$$\begin{aligned}\Delta u_x &= u_{xf} - u_{xt} \\ \Delta u_y &= u_{yf} - u_{yt} \\ \Delta u_z &= u_{zf} - u_{zt}\end{aligned}$$

Ensuite les déplacements relatifs sont appliqués aux modèles du microsystème afin de visualiser les déplacements du haut de la puce (Figure III-26 pour le modèle avec 10 bossages et avec couche de renfort). Ce sont ces derniers, obtenus pour les différents modèles, qui seront comparés, car le système optique permet de mesurer uniquement les déplacements relatifs de la surface supérieure de l'assemblage.

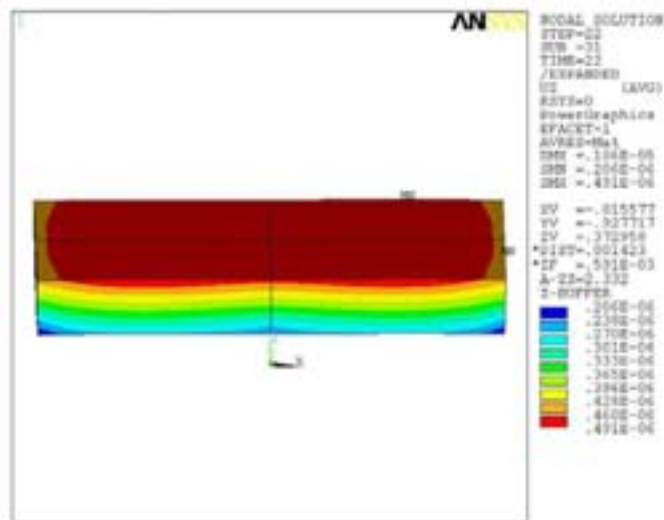


Figure III-26 Déplacements relatifs de la puce, dus à la montée en température, selon l'axe z

La courbe (Figure III-27) illustre les déplacements relatifs dus à la montée en température du modèle.

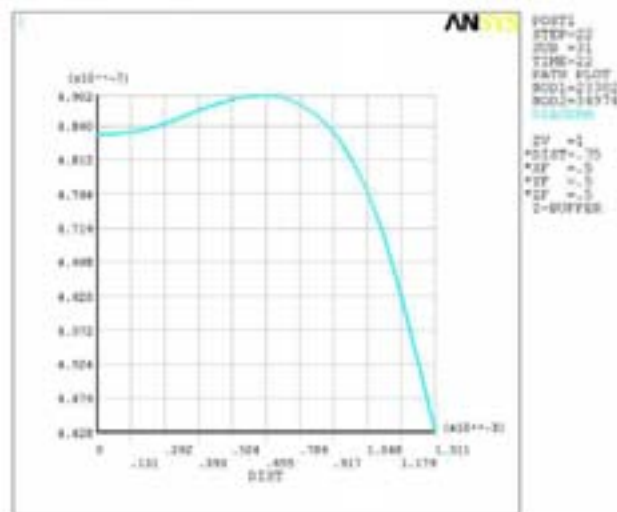


Figure III-27 Déplacements relatifs le long de la demi-diagonale (du milieu vers le coin de la puce) du haut de la puce, dus à la montée en température, selon l'axe z

3.4.5. Résultats et discussion

3.4.5.1. Comparaison des résultats obtenus pour les modèles avec et sans couche de renfort

Le but de cette comparaison est d'évaluer l'influence de la couche de renfort pour ce modèle.

Dans un premier temps, aucun problème particulier n'a été relevé durant la simulation de la thermocompression sur le modèle ne possédant pas de couche rigide sur la puce. Donc pour le modèle de l'assemblage simplifié, cette couche sert seulement à simuler le procédé de thermocompression de manière plus réaliste.

Les principaux résultats à comparer sont les déformations relatives du haut de la puce dues à la montée en température, puisque ce sont ces résultats qui seront par la suite comparés avec les mesures de l'équipement optique.

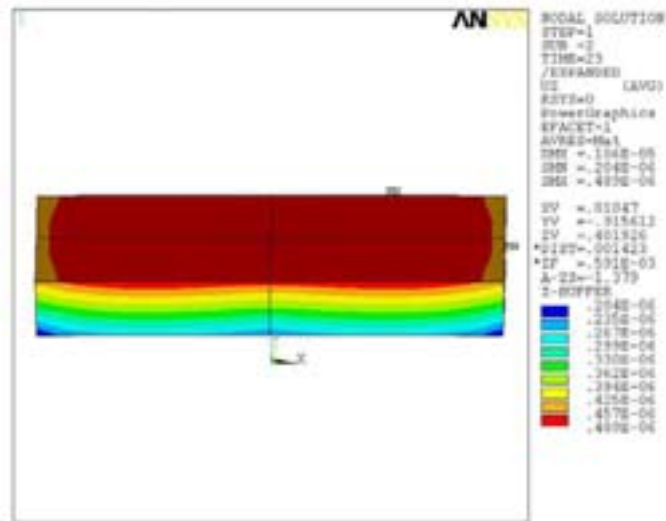


Figure III-28 Déplacements relatifs selon l'axe z de la puce pour le modèle sans couche rigide

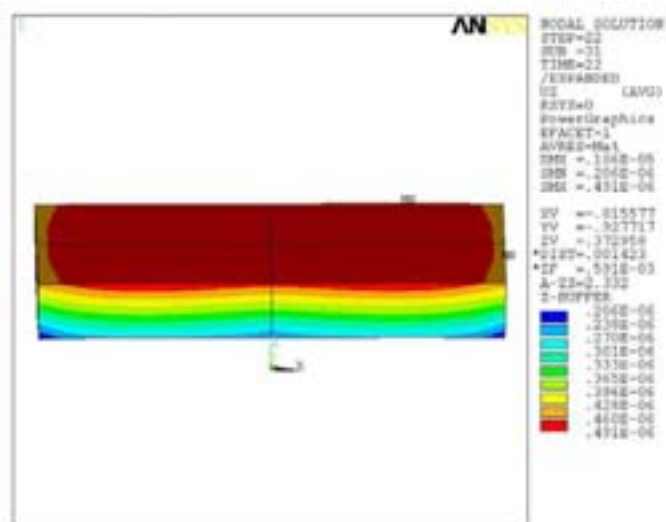


Figure III-29 Déplacements relatifs selon l'axe z de la puce pour le modèle avec couche rigide

Les Figure III-28 et Figure III-29 montrent les déplacements relatifs selon l'axe z pour les modèles avec 10 bossages. Les déformations du haut de la puce sont comprises :

- entre 425 nm et 489 nm, pour le modèle sans couche de renfort,
- entre 428 nm et 491 nm, pour le modèle avec couche de renfort.

La différence entre les deux modèles est d'environ 3 nm. De même, les déplacements relatifs selon les axes x et y diffèrent de moins de 10 nm. Or l'équipement optique a une résolution de 20-30 nm. Cela signifie que l'appareil ne permet pas de déterminer lequel des deux modèles donne les meilleurs résultats.

Les mêmes conclusions ont été obtenues pour les modèles avec huit bossages.

En conclusion, il n'est pas utile de modéliser la couche de renfort sur la puce. D'une part, elle n'est pas utile pour améliorer la convergence des simulations, d'autre part, les résultats diffèrent très peu entre les modèles avec et sans couche rigide. Ainsi le fait de ne pas

modéliser la couche de renfort permet de diminuer le nombre d'éléments et donc le temps de calcul.

3.4.5.2. Comparaison des résultats obtenus pour les modèles avec 8 et 10 bossages

Ayant montré que la couche de renfort n'a pas d'influence importante, la comparaison sera faite pour les modèles sans couche rigide sur la puce.

La figure III-30 et la figure III-31 montrent les déplacements relatifs selon l'axe z pour les modèles sans couche de renfort. Les déformations du haut de la puce sont comprises :

- entre 420 nm et 481 nm, pour le modèle avec huit bossages,
- entre 425 nm et 489 nm, pour le modèle avec dix bossages.

La différence entre les deux modèles est d'environ 8 nm. De même, les déplacements relatifs selon les axes x et y diffèrent de moins de 20 nm. La différence entre les déplacements relatifs obtenus pour les modèles avec 8 et 10 bossages ne semble pas pouvoir être appréciée par le système optique.

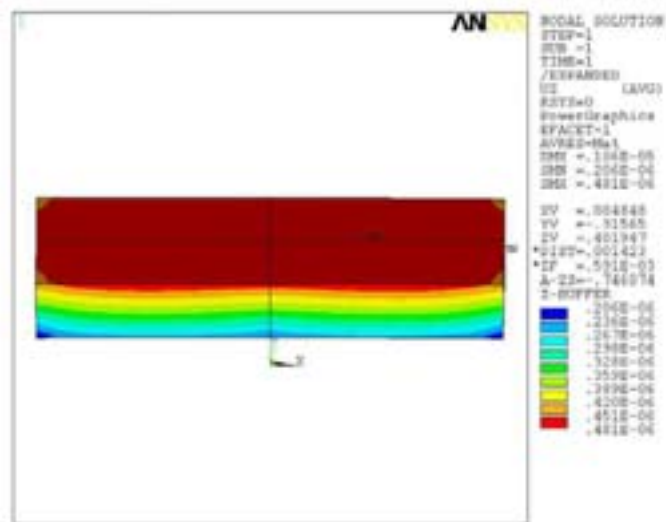


Figure III-30 Déplacements relatifs selon l'axe z de la puce pour le modèle avec huit bossages

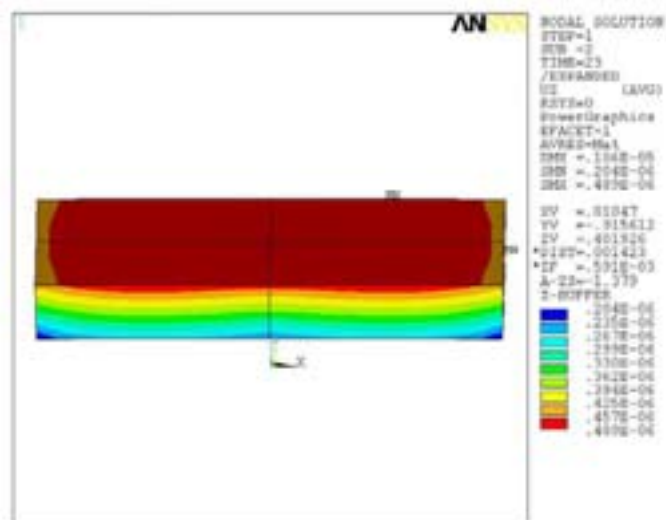


Figure III-31 Déplacements relatifs selon l'axe z de la puce pour le modèle avec dix bossages

En conclusion, d'après les résultats fournis par les simulations, il ne semble pas que le système optique soit capable de détecter l'absence de deux bossages dans le cas d'un report sur un substrat en nitrure d'aluminium. Cependant, compte tenu de la disparité des valeurs des coefficients de dilatation de l'arseniure de gallium et de l'alumine, une conclusion différente pourrait être obtenue dans le cas d'un report sur ce type de substrat.

4. Mesures ESPI sur l'assemblage puce montée retournée

4.1. Principe du système optique

Le système optique développé dans le cadre d'HIRONDELLE (Figure III-32) repose sur le phénomène du speckle.

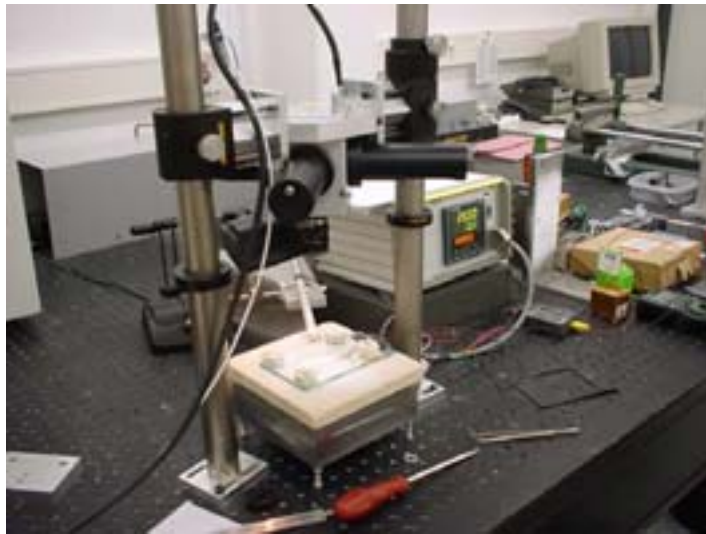


Figure III-32 Système optique développé par Dantec Ettemeyer (Ulm, Allemagne)

Lorsqu'un objet est éclairé par un laser, il donne l'impression d'être recouvert par une structure granulaire très fine, appelée speckle. Cette image peut être récupérée par une caméra CCD. Une image typique de speckle se présente sous la forme d'une succession de points clairs et sombres caractérisés par leur taille et leur luminosité (Figure III-33).

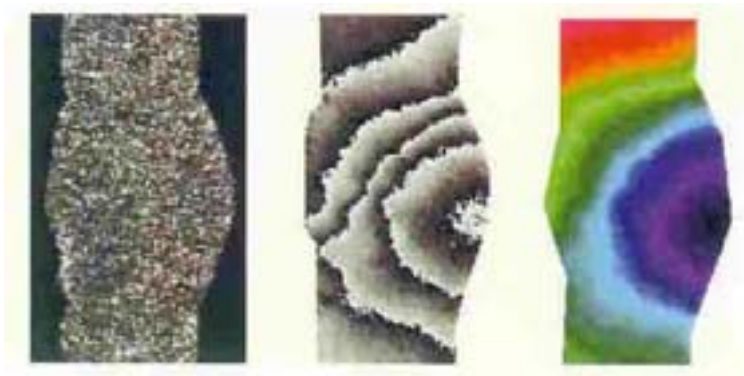


Figure III-33 Image de speckle (à gauche), cartographie de phase (au centre), résultats d'une mesure (à droite)

Dans le dispositif du système optique ESPI (Electronic Speckle Pattern Interferometry), l'objet est éclairé par la lumière du laser réfractée dans des lentilles (Figure III-34). L'angle d'illumination de l'échantillon détermine la résolution des mesures réalisées avec ce système. Ensuite les informations que renvoie la surface de l'objet sont enregistrées par la caméra. Le speckle d'un objet évolue lorsque celui-ci se déforme. Ainsi ce phénomène va permettre de mesurer les déformations d'un objet [YANG-00]. Pour étudier les déplacements de la surface de l'échantillon, une première image de l'objet est enregistrée et constitue l'image de référence. Puis durant la déformation, des images sont enregistrées de façon instantanée. Puis toutes les images sont traitées et comparées à l'image de référence afin de déterminer dans les trois directions de l'espace les déplacements dus à la déformation de chaque point de la surface de l'objet (Figure III-33) [SIEB-02].

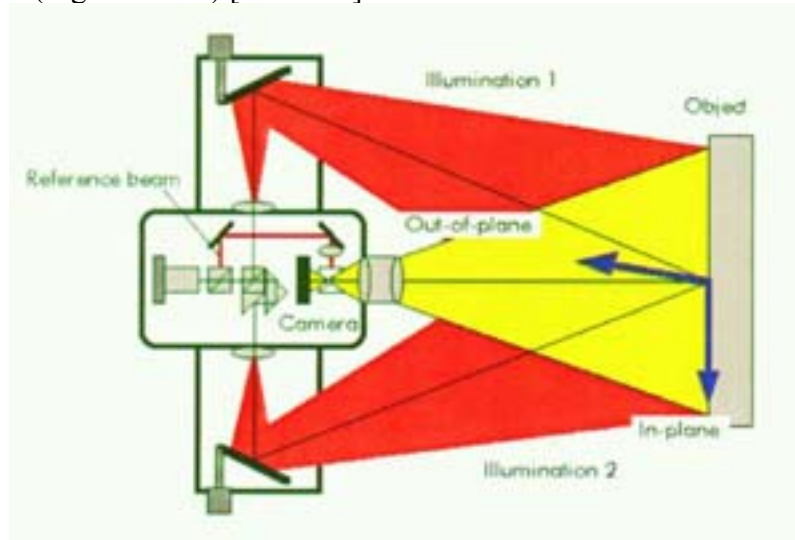


Figure III-34 Principe d'une mesure en trois dimensions avec l'interféromètre de speckle

La résolution du système ESPI est de 50 nm dans les directions x et y et de 20 nm dans la direction z. L'aire de la surface pouvant être étudiée varie entre 1 mm² et 1m² selon les lentilles du système et la puissance du laser. La taille de la surface maximale, dont les déformations peuvent être observées grâce à l'équipement développé par Dantec Ettemeyer, est de 30cm par 20cm.

4.2. Mesures ESPI

Des mesures ont été réalisées sur deux échantillons. La figure III-35 montre un des assemblages.

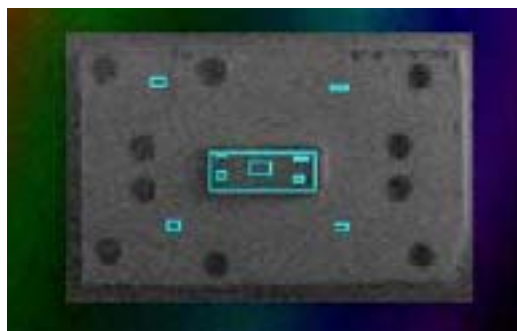


Figure III-35 Photo de la puce d'AsGa sur le substrat d'AlN

Les analyses se sont déroulées de la façon suivante :

- une poudre blanche est déposée sur toute la surface pour s'assurer qu'elle soit opaque,
- l'échantillon est positionné sur la plaque chauffante,
- la température de la plaque chauffante monte progressivement de la température ambiante à 140°C.
- les déplacements relatifs du haut de la puce dus à cette montée en température sont calculés selon les trois directions x, y et z.

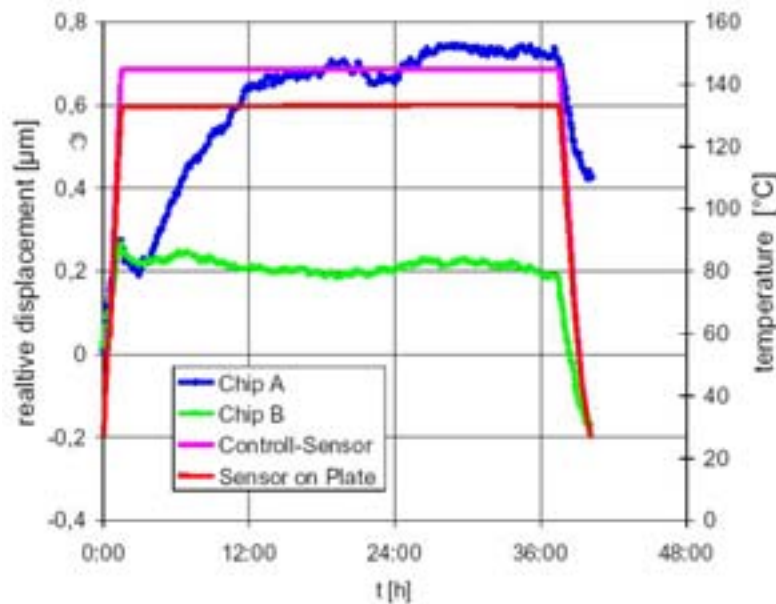


Figure III-36 Déplacements relatifs du haut de la puce selon l'axe z

La figure III-36 montre les déplacements relatifs d'un des points de la puce pour les deux échantillons. Les résultats sont assez différents : l'un monte de 200 nm et l'autre d'environ 700 nm. Il est en fait assez difficile de réaliser des mesures sur ces échantillons à cause de leurs dimensions très faibles et d'estimer la validité de ces analyses.

D'autres mesures seraient nécessaires pour faire une moyenne avec un écart type raisonnable. Toutefois en moyenne le haut de la puce s'est déplacé verticalement de 450 nm pendant la montée en température.

4.3. Comparaison simulation-mesures

Il est très difficile de comparer rigoureusement les résultats prédits et les mesures. Pourtant on remarque que les déplacements relatifs calculés sur un modèle avec huit ou dix bossages et la moyenne des mesures réalisées sur un assemblage avec trente bossages sont assez proches.

De plus, il aurait été intéressant de réaliser d'autres mesures sur plusieurs assemblages afin de valider nos simulations avec plus de précision. Cela n'a pas été possible car cet assemblage fut ensuite abandonné dans le projet à cause de ses faibles dimensions.

5. Conclusion

Le modèle 2D-axisymétrique d'un assemblage avec un seul bossage a permis de mettre au point la méthodologie pour la simulation du procédé d'assemblage. D'une part, il a montré que pour définir le comportement non-linéaire de l'or durant le procédé de thermocompression, il fallait définir la courbe $\sigma_T(\varepsilon_T)$ avec l'option MISO. D'autre part, la simulation du procédé d'assemblage a été mise au point sur ce modèle.

Grâce aux comparaisons entre les déformations des bossages prédites par les simulations et mesurées au MEB, le modèle paramétré a pu être validé. D'autres mesures au MEB sur des échantillons supplémentaires auraient permis de confirmer nos résultats de simulations avec plus de précision.

Enfin les diverses simulations réalisées sur les modèles de l'assemblage simplifié ont montré que la résolution de l'équipement optique ne permettait pas de détecter l'absence de deux bossages sur dix. En conséquence, un bossage mal attaché ou manquant dans un assemblage comportant trente bossages ne pourra pas être décelé grâce à la mesure des déplacements relatifs du haut de la puce. En conclusion, l'équipement optique développé dans le projet HIRONDELLE ne pourrait pas renseigner sur la qualité des connexions de l'assemblage fourni par Alcatel Space. Ainsi il semblerait ne pas pouvoir être utilisé pour détecter des connexions défailtantes sur des assemblages MMIC puce montée retournée.

Etant donné qu'il était difficile de mesurer des déformations sur ce type d'assemblage, Alcatel Space a conçu par la suite d'autres assemblages flip-chip. Dantec Ettemeyer a pu déceler les assemblages défailtants durant une montée en température [PAIL-04].

Chapitre IV Deuxième exemple d'assemblage sans plomb : assemblage constitué d'un composant en boîtier BGA reporté sur un circuit imprimé

Des études sur les assemblages sans plomb ont été menées dans le but d'évaluer la fiabilité des joints brasés et de déterminer une relation entre la densité d'énergie, dissipée dans les joints, calculée par la simulation et le nombre de cycles thermiques conduisant à la défaillance. Ce type d'assemblage est destiné à l'électronique grand public mais se rencontre aussi en électronique de puissance qui est le domaine qui nous intéresse plus particulièrement [IR].

Après avoir présenté quelques exemples représentatifs des assemblages BGA, l'étude de la fiabilité d'un de ces assemblages effectuée dans le cadre du projet HIRONDELLE sera décrite.

1. Etat de l'art des assemblages BGA (Ball Grid Array)

1.1. Introduction du boîtier BGA dans l'électronique

Durant ces dernières décennies, le progrès constant dans la performance des circuits intégrés a accéléré l'évolution générale de l'électronique vers la miniaturisation. En effet, la taille des composants a diminué grâce à l'augmentation de la densité des connexions au niveau des composants. L'amélioration de la technologie semi-conducteur, ayant permis d'augmenter le nombre des circuits par puce selon la loi de Moore, a entraîné l'augmentation de nombre d'entrées-sorties. Le nombre maximal de broches qui était de 40 en 1975 excède 1700 en 2002. Ainsi les boîtiers conçus pour recevoir les circuits intégrés ont dû évoluer (Figure IV-1).

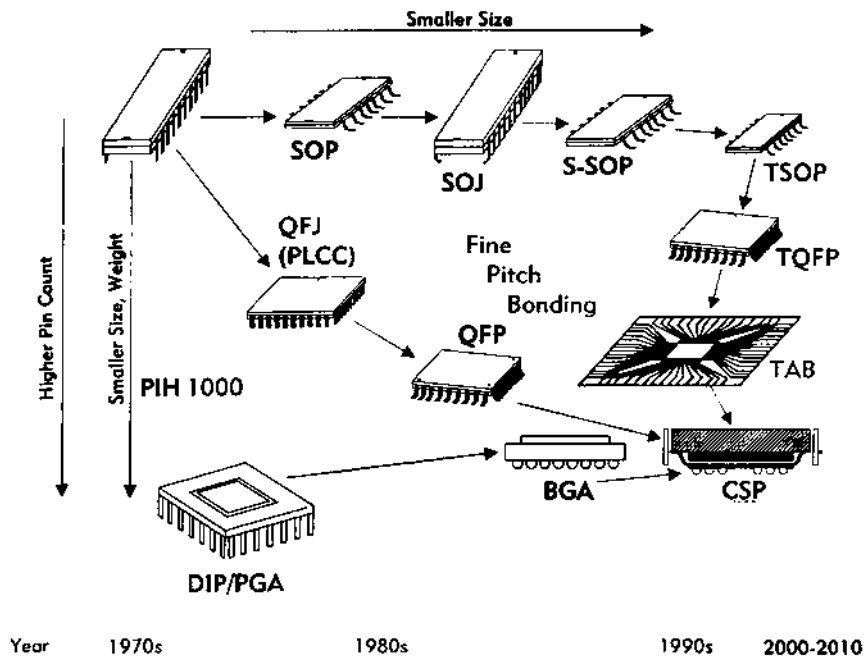


Figure IV-1 Evolution des boîtiers comportant des circuits intégrés [TUMM-97]

Partant du composant DIL (Dual In Line) standard des années 70, l'évolution des boîtiers s'est faite dans deux directions : augmentation du nombre de broches et diminution de leur taille. D'une part, l'espacement entre deux broches a été réduit de moitié (de 2,54mm à 1,27mm). D'autre part, la forme de la broche a été adaptée à la technologie CMS (Composants Montés en Surface). Des broches en forme de L ou de J sont apparues. Puis des composants de forme carrée ont été conçus avec des broches sur les quatre côtés (PLCC, PQFP, TQFP...). En même temps, les boîtiers céramique PGA (Pin Grid Array) ont été développés dans le but d'augmenter le nombre d'entrées-sorties. Ce type de composant à broches traversantes permet d'utiliser plus de connexions sur une surface plus faible qu'avec un boîtier DIL.

Le pas entre broche sur les boîtiers carrés ou rectangulaires a été réduit jusqu'à 0,5mm et même jusqu'à 0,3mm afin d'augmenter le nombre d'entrées-sorties des boîtiers. Mais un faible espacement entre les broches peut entraîner un léger manque de coplanarité des broches et des risques de court-circuit entre les joints. Ceci empêche de monter les composants avec un rendement important.

Donc de nouvelles solutions ont dû être trouvées pour augmenter le nombre d'entrées-sorties. A la fin des années 60, IBM a introduit une nouvelle technologie intitulée C4 (Controlled Collapse Chip Connection), qui consiste à utiliser des puces munies de plages de connexions réparties sur toute leur surface et à les monter retournées sur un substrat, la connectique étant assurée par des billes d'alliage SnPb [MILL-69].

La figure IV-2 montre l'intérêt de disposer les connexions sur toute la surface du composant. On considère une puce de 5mm × 5mm possédant des connexions soit sur toute la périphérie, soit sur toute sa surface en utilisant le même pas dans les deux cas. Le graphe montre clairement que lorsque les connexions sont disposées sur toute la surface (A) de la puce, le nombre d'entrées-sorties pour un pas donné est beaucoup plus élevé que celui obtenu en les distribuant uniquement sur la périphérie (P). Cette technique a tout d'abord été appliquée pour des boîtiers PGA (Pin Grid Array) à broches traversantes. Mais cette idée a été complètement exploitée pour créer les boîtiers BGA qui possèdent des connexions sur la surface du composant et qui sont montés sur des circuits imprimés.

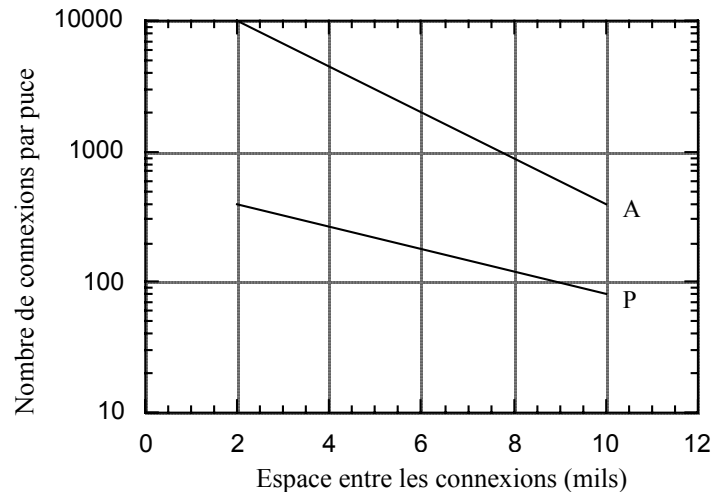


Figure IV-2 Nombre d'entrées-sorties par rapport au pas entre les connexions pour une distribution périphérique(P) ou sur toute la surface (A)

1.2. Description d'un boîtier BGA

De nombreux boîtiers BGA existent en différentes tailles et constitués de différents matériaux. Les deux points communs sont la disposition des connexions sur toute la surface des composants et l'utilisation de billes de brasure au lieu de broches.

1.2.1. Description des connexions

Tout d'abord, les connexions peuvent être disposées sur toute la surface du composant ou seulement sur un nombre limité de rangées sur la périphérie du boîtier (Figure IV-3). Initialement égal à 1,27 mm, le pas entre chaque bille a été réduit à 1mm, 0,8mm ou 0,5mm.

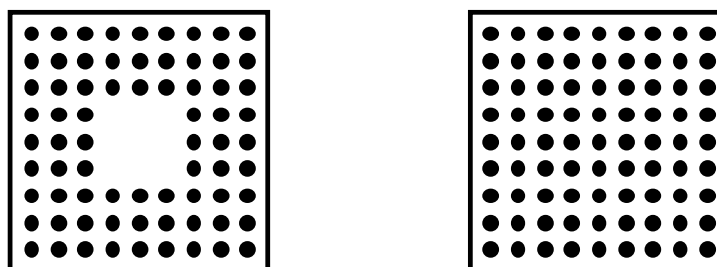


Figure IV-3 Disposition des connexions sur un boîtier BGA

Les connexions entre le composant et le circuit imprimé sont assurées par des billes de brasure. L'alliage de brasage composant ces billes est soit l'eutectique Sn63-Pb37, soit un alliage à haute teneur en plomb. Les billes d'alliage riche en plomb (par exemple, Pb90-Sn10, température de fusion 300°C) sont brasées sur les boîtiers BGA avec l'eutectique SnPb (température de fusion 183°C). Puis le composant est reporté sur le circuit imprimé avec ce même alliage eutectique ou avec l'eutectique SnPbAg (température de fusion 179°C). Ainsi pendant le procédé de refusion, les billes ne fondent pas et restent sphériques. Par ailleurs, si les billes sont composées de l'alliage eutectique SnPb, les billes fondent pendant le procédé de report et l'espace entre le boîtier et le circuit diminue légèrement.

Depuis le vote de la directive visant à interdire l'utilisation du plomb dans les équipements électroniques, des boîtiers BGA avec des billes sans plomb sont apparus. L'alliage le plus communément utilisé pour les billes des BGA sans plomb est un alliage proche de l'eutectique SnAgCu (température de fusion 217°C). Comme le même alliage sera utilisé pour la crème à braser, les billes seront légèrement déformées à la fin de la refusion.

1.2.2. Présentation des différents types de boîtiers BGA

Selon les matériaux utilisés pour la fabrication des boîtiers BGA, ils peuvent être classés selon trois catégories : BGA céramique (CBGA), plastique (PBGA) ou ruban (TBGA).

1.2.2.1. Boîtiers BGA céramique

La figure IV-4 montre deux boîtiers BGA céramique en coupe. La puce est montée sur un substrat céramique multi-couches et la liaison mécanique est assurée par des billes de brasure. Les connexions électriques entre la puce et le substrat (Figure IV-4) sont réalisées soit par câblage filaire, soit par le procédé C4 (i.e. par les mêmes billes qui assurent la liaison mécanique). Le capot du boîtier est aussi en céramique.

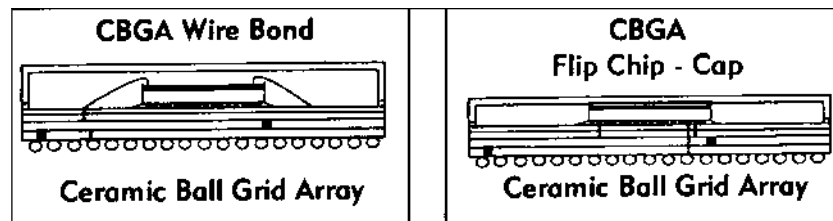


Figure IV-4 Constitution d'un boîtier BGA céramique [TUMM-97]

Les fabricants utilisent différents types de matériaux céramique : alumine, nitrure d'aluminium, ... Tous ces matériaux ont un avantage très intéressant, leur comportement mécanique peut être considéré comme linéaire entre -50°C et $+250^{\circ}\text{C}$. Cependant, vu le coût élevé des boîtiers céramique, les CBGA sont réservés à certaines applications haute technologie (militaire, spatial ...).

1.2.2.2. Boîtiers BGA plastique

La fabrication des boîtiers plastique BGA s'effectue de manière collective, c'est-à-dire que plusieurs boîtiers sont réalisés en même temps avant d'être séparés individuellement.

Tout d'abord, les puces sont montées sur un circuit imprimé multi-couche coupé en bande, ce qui permet la réalisation de plusieurs boîtiers en parallèle. La liaison électrique entre la puce et le substrat est assurée des deux manières suivantes : câblage filaire ou puce montée retournée. Le substrat est en général réalisé avec une résine BT (Bismaléide Triazine) afin que l'étape de refusion entraîne un minimum de déformations. Les puces sont ensuite enrobées dans une résine adaptée qui recouvre aussi tout ou partie du substrat. Après la polymérisation de la résine, les billes sont placées sur les composants. Les bandes passent dans un four à refusion afin de permettre le report des billes sur les plots d'accueil des futurs boîtiers BGA. Après quelques tests de contrôle, les bandes sont découpées afin d'obtenir plusieurs composants individuels. La figure IV-5 montre la composition d'un boîtier plastique conventionnel.

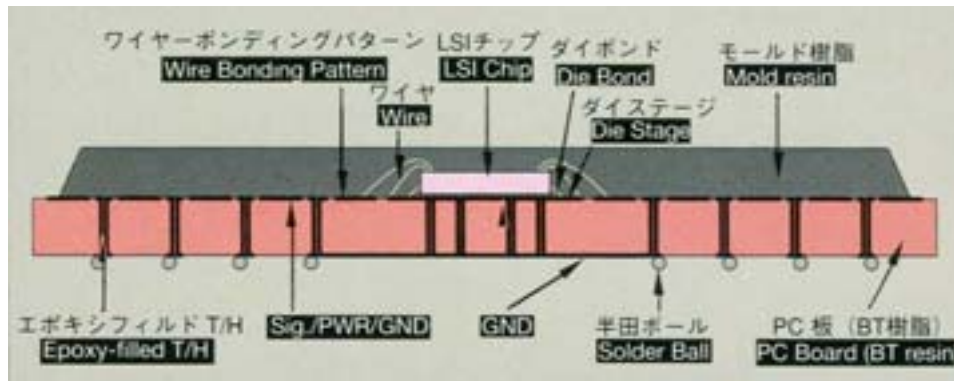


Figure IV-5 Constitution d'un boîtier BGA plastique [FUJI]

Lorsque le nombre de billes est très élevé, le substrat du BGA est réalisé en technologie microvias. La figure IV-6 montre l'exemple du microprocesseur Pentium III, dont la liaison puce-substrat est effectuée au moyen de 2200 billes.

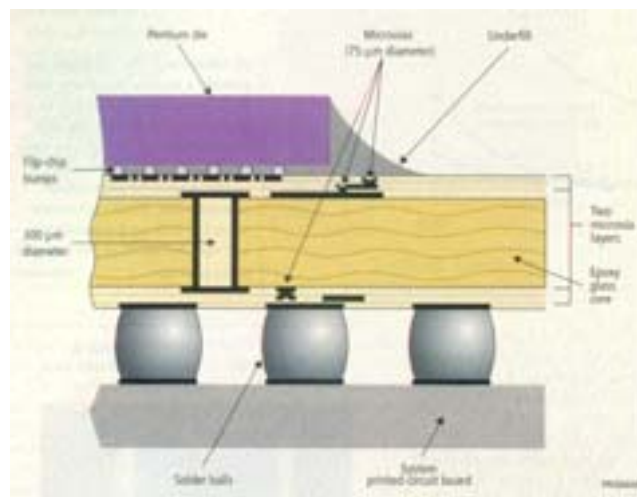


Figure IV-6 Constitution d'un boîtier BGA Pentium III [LASS-99]

Les substrats et la résine d'enrobage ont une température de transition vitreuse inférieure à la température de fusion des alliages de brasage classiques. Par conséquent, le comportement mécanique de ces matériaux change durant les étapes de refusion. Ceci peut entraîner des déformations importantes des matériaux et donc des contraintes supplémentaires dans le composant en particulier avec les nouveaux alliages de brasage sans plomb du type SnAgCu.

1.2.2.3. Boîtiers ruban BGA

Ce type de boîtier est aussi réalisé par un procédé collectif.

Pour cette technologie, afin de diminuer les contraintes au niveau des billes de brasage un circuit imprimé flexible est utilisé à la place du substrat classique. En général, les puces sont collées sur le substrat découpé en bande et des fils assurent les connexions électriques entre la puce et le substrat. Différentes méthodes peuvent être utilisées pour enrober la puce. La figure IV-7 montre un exemple possible : un cadre métallique est collé sur le substrat avec un adhésif souple pour donner la rigidité nécessaire au composant avant que la résine d'enrobage soit déposée. A la fin des différentes opérations, les bandes sont découpées afin d'isoler chaque boîtier.

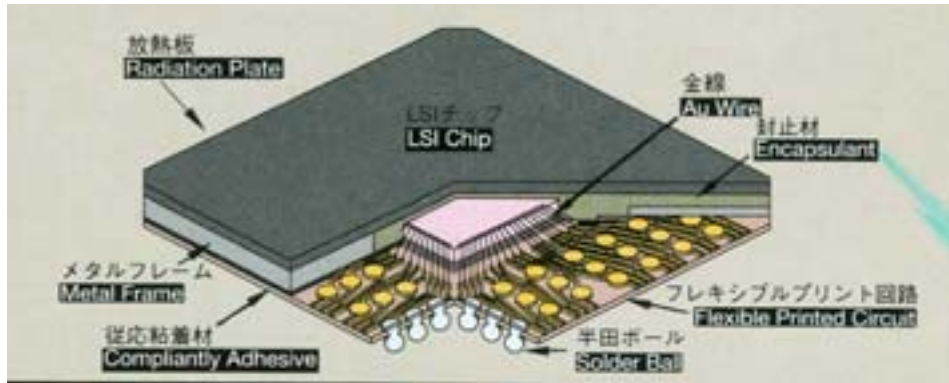


Figure IV-7 Constitution d'un boîtier TBGA [FUJI]

1.2.2.4. CSP (Chip Scale Package)

Lorsque la dimension latérale d'un boîtier BGA est égale ou inférieure à 1,2 fois la dimension latérale de la puce, le boîtier est alors appelé Chip Scale Package. Durant ces cinq dernières années, plus de cinquante boîtiers CSP ont été créés. Ce type de boîtier est aussi réalisé par un procédé collectif.

Trois types de substrat sont couramment utilisés : verre epoxy (ou BT), circuit imprimé flexible et céramique.

Les connexions entre la puce et le substrat peuvent être réalisées de trois façons : par câblage filaire, par TAB (Tape Automated Bonding) ou par le procédé C4.

Une structure particulière et très intéressante se distingue de tous les produits existant : le μ BGA développé par Tesser (Figure IV-8). L'intérêt de cette technologie est que le substrat et la puce n'étant pas rigidement liés, les billes vont pouvoir suivre les déformations du circuit imprimé ce qui réduit considérablement les risques de rupture au niveau des plages de report.

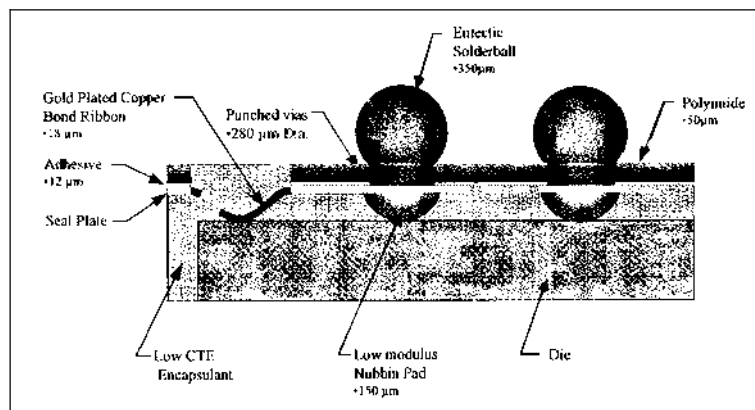


Figure IV-8 Constitution d'un boîtier μ BGA [TESS]

1.2.3. Avantages et inconvénients des boîtiers BGA

Le principal avantage du boîtier BGA est le nombre important d'entrées-sorties qu'il propose par rapport à sa faible taille. Sa densité de connexion est un atout majeur pour réaliser des équipements électroniques de taille inférieure aux générations précédentes.

Par contre, si la technologie BGA est mal maîtrisée, différents problèmes peuvent subvenir et faire apparaître les inconvénients des boîtiers BGA.

Tout d'abord, certaines complications peuvent provenir du procédé de report du BGA sur le circuit imprimé. En effet, après avoir sérigraphié la crème à braser sur le circuit imprimé, les composants sont placés et l'ensemble passe dans un four à refusion. La température du four monte jusqu'à la température maximum fixée selon l'alliage de brasage utilisé puis redescend. Lorsque la température de solidification de l'alliage est atteinte, les composants et le substrat sont liés dans un état particulier. Etant donné la différence de coefficient de dilatation thermique entre le substrat du BGA et le circuit imprimé, la descente de cette température de solidification à l'ambiante peut entraîner des contraintes résiduelles aux interfaces et plus particulièrement au niveau des billes de brasure. Un autre problème peut apparaître avec les grands BGA : durant le procédé de refusion, la déformation du substrat du BGA peut être si importante qu'elle peut engendrer des défauts dans les billes situées sur les rangées extérieures du boîtier. Cette remarque conduit à la question suivante : comment vérifier la validité des joints pour chaque bille, en particulier quand des boîtiers BGA sont montés sur les deux surfaces du circuit imprimé ? Certains équipements peuvent être utilisés tel que le laminographe à rayons X, mais ces moyens de vérification sont coûteux.

De plus, des problèmes peuvent intervenir durant l'utilisation des assemblages en environnement réel. Pendant leur fonctionnement, les cartes subissent des cycles de température qui fatiguent les joints. En effet, étant donné la différence de coefficient de dilatation thermique entre le substrat du BGA et le circuit imprimé, les joints brasés, qui sont la partie la plus souple de l'assemblage, sont soumis à d'importants niveaux de contraintes. Par conséquent, des fissures s'initient au niveau des billes et se propagent dans les joints brasés. Quand la longueur de la fissure est assez importante, la connexion électrique n'est plus assurée et ceci entraîne la défaillance du système électronique. Comme les billes de brasure sont moins souples que des broches en forme de L par exemple, des défaillances apparaissent plus tôt avec des boîtiers BGA qu'avec des boîtiers PQFP.

Afin d'améliorer la durée de vie des cartes, une résine de type « underfill » peut être introduite entre le BGA et le circuit imprimé. Après la polymérisation de cette résine, le boîtier est rigidement lié au circuit imprimé et la fiabilité de l'assemblage est nettement améliorée.

Par ailleurs, il est difficile de réparer et de remplacer les boîtiers BGA surtout en présence d'« underfill ».

2. Etat de l'art de la modélisation des assemblages BGA

2.1. Divers modèles d'assemblage BGA

Les assemblages BGA peuvent être modélisés de différentes façons. Certains modèles semblent être plus corrects et plus proches de la réalité et conduire à de meilleurs résultats de simulation. Or le choix d'un modèle par rapport à un autre dépend essentiellement du but des simulations. Un modèle générique ne peut donc pas être défini. Deux groupes de modèles se distinguent : les modèles en deux dimensions et les modèles en trois dimensions.

2.1.1. Buts de la modélisation

En général, les assemblages constitués d'un boîtier BGA monté sur un substrat sont modélisés dans le but d'évaluer leur fiabilité. Une étude alliant simulation et expérimentation est menée en suivant une méthodologie pré-établie (cf. 2.3).

La modélisation permet aussi de déterminer l'influence des propriétés de chaque matériau sur les déformations du boîtier durant l'application d'une contrainte. Ce type d'analyse permet d'identifier les matériaux qui assurent une meilleure fiabilité à l'assemblage.

2.1.2. Modélisation en deux dimensions

2.1.2.1. Modèle 2D plan

Cette technique de modélisation considère l'approximation des déformations planaires 2D. Une coupe de l'assemblage BGA est prise en compte et modélisée. L'approximation des déformations planaires suppose que la section modélisée s'étend sur une importante distance dans la direction perpendiculaire au plan dans lequel le modèle est dessiné. Grâce à la symétrie, seulement une moitié de la diagonale du centre à un coin de l'assemblage peut être modélisé (Figure IV-9) [WARD-99].

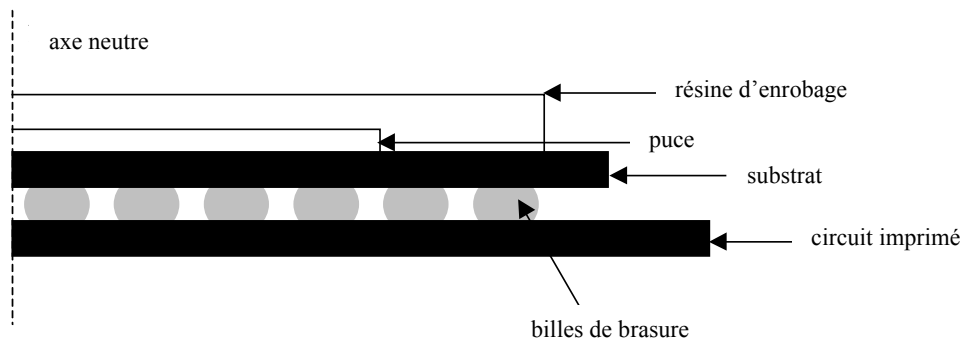


Figure IV-9 Géométrie et matériaux d'un boîtier BGA

Les avantages de cette analyse 2D sont la facilité de concevoir le modèle et la possibilité d'affiner le maillage de certaines zones tout en gardant un nombre d'éléments raisonnable. Degryse affirme que cette technique convient très bien pour étudier l'influence de différents paramètres [DEGR-01].

Warde a utilisé ce type de modèle afin de montrer l'impact de la forme du joint brasé sur la durée de vie des assemblages électroniques [WARD-99]. En effet, quelques faibles changements sur la forme du joint provenant de la fabrication des boîtiers BGA ont des effets sur les déformations mécaniques et donc sur la durée de vie de l'assemblage. Warde compare la durée de vie prédite par la simulation pour des joints standards avec les résultats d'une expérience. Mais, dans cet article, rien ne prouve que tous les joints ont la même géométrie. Il est donc difficile de déterminer la précision du modèle 2D décrit par l'auteur.

De plus, les effets 3D ne sont pas considérés par ce type de modèle. Or dans les analyses de fiabilité ce sont les effets 3D qui déterminent les mécanismes de défaillances.

2.1.2.2. Modèle 2D axisymétrique

Un modèle 2D axisymétrique suppose que l'assemblage a un axe de symétrie central. Ainsi un modèle 2D est réalisé mais la simulation résout un problème 3D. Zhang et al. ont réalisé une approximation structurelle, puisque ils ont modélisé un assemblage de forme carré par une géométrie cylindrique [ZHAN-99]. En ce qui concerne le rayon du modèle, il y a trois possibilités (Figure IV-10). La première option sous-estime la rigidité de l'assemblage alors que la troisième possibilité la surestime. Bien que les joints brasés soient transformés en un anneau par couronne, il est montré que cela ne diminue pas l'aptitude du modèle à saisir avec précision le comportement observé expérimentalement. Les approximations réalisées sur la géométrie des joints dans les trois modèles nécessitent d'ajuster le module d'Young de l'alliage de brasage pour pouvoir modéliser la rigidité réelle de l'assemblage. Dans cette étude, un rapport appelé « volume moyen » est défini entre le volume total des billes de brasure et le volume total des anneaux de brasure dans le modèle axisymétrique. Le maillage

généralisé automatiquement est suffisamment précis car le but des simulations est de déterminer grossièrement les déformations du boîtier et non la distribution des contraintes en détail.

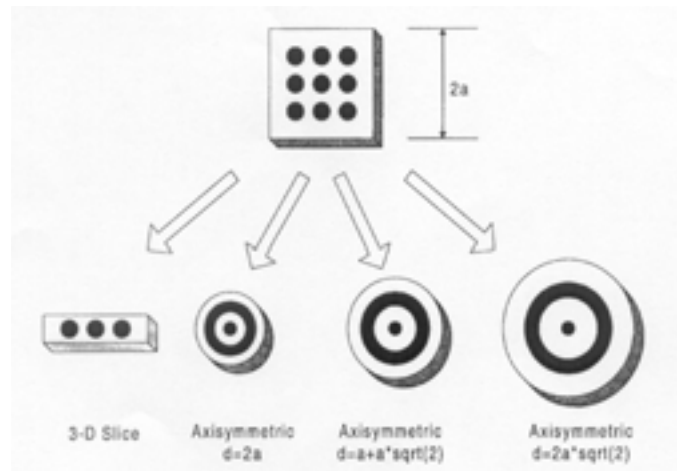


Figure IV-10 Nature des approximations structurelles [ZHAN-99]

Dans cette étude, une approximation était réalisée sur la géométrie de l'assemblage : représentation axisymétrique du boîtier BGA. Le but final de cette étude était d'estimer l'erreur due à ces approximations plutôt que celles dues aux techniques des éléments finis.

D'après Zhang, de simples modèles axisymétriques peuvent prédire le lieu où la déformation est maximale dans les joints brasés. Ils permettent aussi de faciliter la modélisation de l'assemblage et les simulations. Par ailleurs, Wilde a comparé des modèles 3D octant, 3D slice et 2D axisymétrique. Cette étude a montré que le modèle 2D axisymétrique donne des résultats trop éloignés de ceux du modèle 3D octant.

2.1.3. Modélisation en trois dimensions

2.1.3.1. Modèle 3D global

L'assemblage complet est modélisé. Etant donné les symétries, seulement un quart ou un huitième du boîtier est considéré. Le modèle global est maillé grossièrement. Si le boîtier a un nombre important de joints brasés, il n'est pas possible de mailler finement tous les joints. Pourtant les joints brasés doivent être maillés finement afin d'obtenir des résultats de simulation corrects et précis. C'est pourquoi la méthode la plus fréquemment utilisée est la suivante : la simulation est réalisée sur le modèle grossièrement maillé pour déterminer les joints les plus contraints, le maillage de ces joints est affiné et les calculs sont exécutés sur le nouveau modèle. La figure IV-11 montre le modèle global avec un maillage grossier excepté pour les joints critiques. Le modèle 3D doit inclure les propriétés des matériaux dépendantes de la température et le comportement visco-plastique des joints brasés afin que la simulation soit plus réaliste.

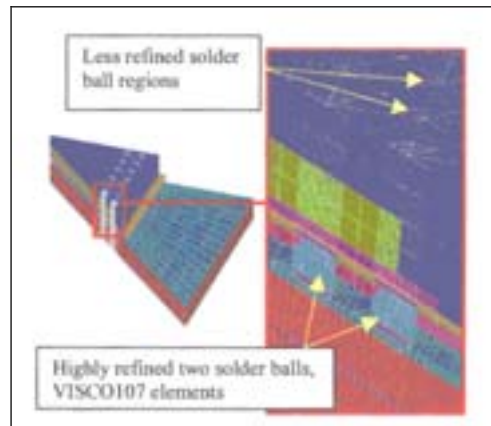


Figure IV-11 Modèle 3D global [GUST-00]

Le modèle 3D nécessite plus de temps pour le créer et pour la simulation que les modèles décrits précédemment car il contient plus de nœuds et d'éléments. Mais s'il est correctement construit, il est plus proche de la réalité [GUST-00].

2.1.3.2. Modèle de Hong

Hong a étudié la fatigue thermique et l'endommagement des joints brasés d'un boîtier CBGA (Figure IV-12) [HONG-97].

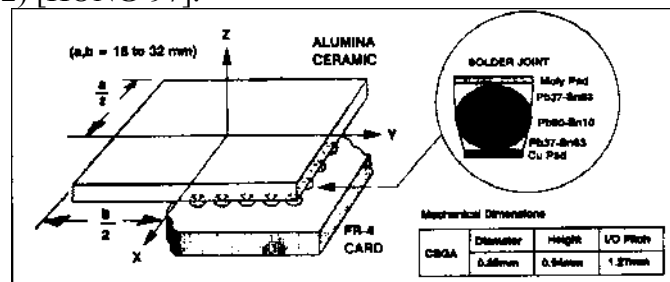


Figure IV-12 Assemblage CBGA [HONG-97]

L'approche de Hong consiste à calculer séparément les déplacements des différents constituants de l'assemblage pour en déduire la déformation en cisaillement des joints brasés. Puis il applique la loi de Coffin-Manson pour prédire la durée de vie des joints.

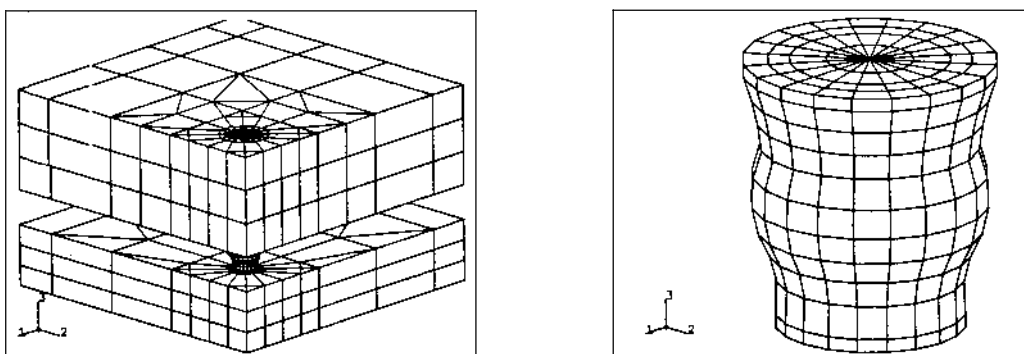


Figure IV-13 Modèle par élément fini de l'assemblage BGA (modèle d'un quart d'assemblage et maillage du joint brasé) [HONG-97]

Il a créé un modèle 3D pour représenter l'assemblage. Grâce aux symétries, seulement un quart du boîtier monté en surface a été modélisé. Le joint du coin du boîtier est le plus soumis aux déformations et aux contraintes de cisaillement, car il est le plus éloigné du centre du boîtier. C'est pourquoi seulement le joint du coin de l'assemblage est considéré. La figure IV-13 montre le maillage de ce joint brasé. Des cycles thermiques ont été simulés sur ce modèle. Les déformations équivalentes inélastiques (plastique et fluage) sont calculées pour estimer la durée de vie de l'assemblage. L'utilisation de ce modèle et l'application de la formule de Coffin-Manson conduisent à des résultats conformes à l'expérience.

2.1.3.3. Modèle « tranche 3D »

Dans ce cas, seulement une tranche de l'assemblage est modélisée. La tranche traverse toute l'épaisseur de l'assemblage, englobant tous les éléments de l'assemblage et une série de joints brasés (Figure IV-14).

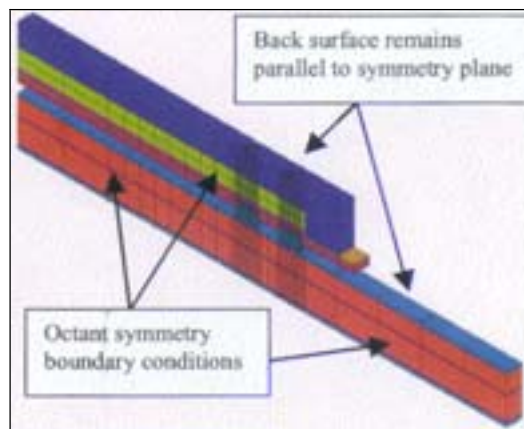


Figure IV-14 Modèle 3D tranche [GUST-00]

Le modèle 3D tranche est utilisé pour diminuer le temps de calcul des simulations. De plus, ce modèle peut être considéré comme une première étape vers le modèle 3D complet. Des conditions de symétries doivent être imposées de part et d'autre de la tranche, de telle sorte que l'on considère la rangée de billes étudiée au milieu d'un nombre infini de rangées. Cette approximation est d'autant plus justifiée que le nombre de rangées de billes du boîtier est élevé. On considère alors que le boîtier est infiniment long dans la direction perpendiculaire au plan de la tranche. Dans le cas d'un modèle 3D tranche diagonal, l'approximation conduit à une sous-estimation du gauchissement de l'assemblage durant des cycles thermiques ou à une surestimation du cisaillement agissant sur les joints brasés. Ainsi le nombre de cycles thermiques prédits par la simulation est inférieur au nombre réel de cycles auxquels peut résister l'assemblage.

Zhang a modélisé un boîtier BGA sur un substrat FR4 par un modèle 3D tranche pour évaluer la durée de vie de l'assemblage [ZHAN-00]. La figure IV-15 montre un quart de l'assemblage ainsi que la tranche (AA'B'B) qui va être modélisée. Etant donné les symétries, une demi tranche est modélisée. Des conditions de symétrie sont appliquées sur les plans AB et BB'. Une condition aux limites est imposée sur le plan AA' selon l'axe y pour considérer le reste de l'assemblage. D'une part, des cycles thermiques ont été simulés sur ce modèle afin de déterminer le nombre de cycles menant à la défaillance. D'autre part, des tests de vieillissement ont été réalisés sur des assemblages BGA. Les résultats de la simulation et de l'expérience sont similaires.

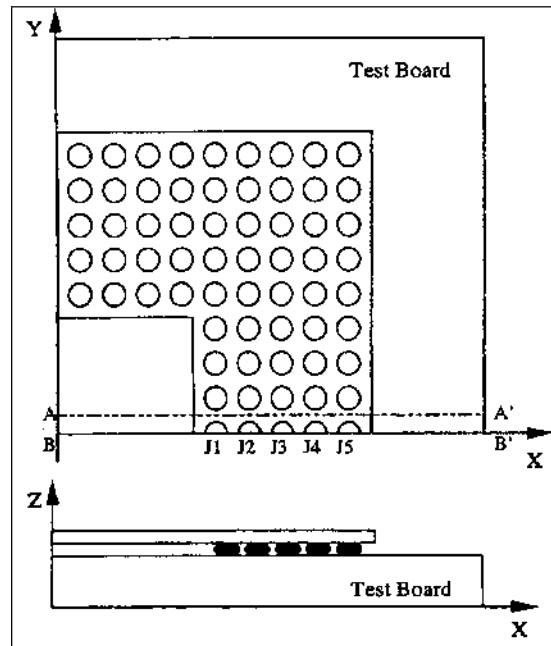


Figure IV-15 Illustration schématique d'un modèle tranche [ZHAN-00]

2.1.3.4. Modèle 3D local

L'assemblage entier (substrat/billes de brasure/boîtier) est modélisé en utilisant des éléments finis 3D afin d'identifier les joints les plus critiques de l'assemblage pour ensuite réaliser un modèle 3D local non-linéaire. Le modèle global peut comprendre les propriétés linéaires ou/et non-linéaires des matériaux. Différentes méthodes sont utilisées pour construire un modèle 3D local.

La première approche proposée par Riebling est la suivante [RIEB-96] [RIEB-00]. Le modèle global comprend seulement les propriétés linéaires des matériaux. Par contre, les propriétés non-linéaires sont incluses dans le modèle 3D local. Le modèle global et le modèle local sont maillés finement (Figure IV-16). Le modèle linéaire global est soumis à un changement de température d'un degré, ce qui fournit les champs de déplacements du modèle par degré. Les champs de déplacements gradués conformément aux cycles thermiques deviennent les conditions aux limites pour les modèles 3D local des joints critiques. Cela permet de simuler les cycles thermiques en utilisant une seule série de résultats obtenus avec le modèle global.

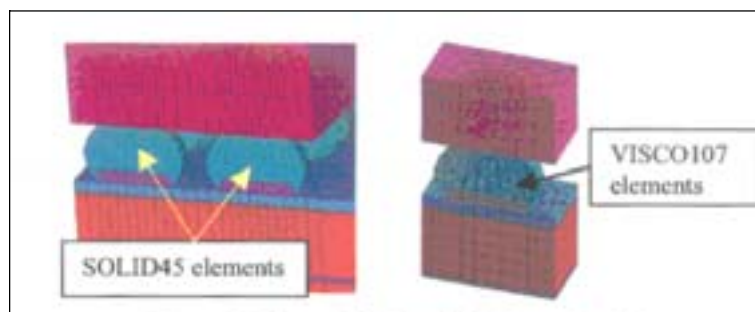


Figure IV-16 Modèle linéaire avec un modèle local [GUST-00]

Dans la deuxième méthode, le modèle global et le modèle local comprennent les propriétés non-linéaires des joints brasés, telles que les propriétés dépendantes de la

température et le comportement visco-plastique du matériau. Par contre, le maillage du modèle est très grossier pour tout l'assemblage. Ce modèle permet de définir le joint le plus critique pour ensuite réaliser le modèle 3D local autour de ce joint. Ce dernier est maillé plus finement comme pour le modèle précédent (Figure IV-17). Comme dans la précédente approche, les déplacements deviennent les conditions aux limites du modèle local du joint critique.

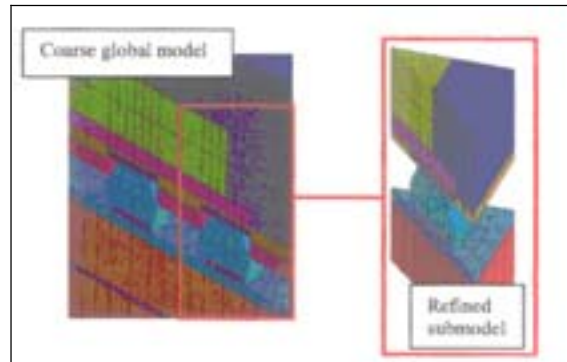


Figure IV-17 Modèle non-linéaire avec un modèle local [GUST-00]

Khan et Molligan utilisent une autre méthode pour construire un modèle local [KHAN-01]. Ils modélisent un assemblage dont une description et une coupe du modèle sont montrées (Figure IV-18 et Figure IV-19). Les billes de brasure sont modélisées par des cylindres à la place des sphères. Tout d'abord, les simulations sont réalisées sur le modèle global maillé grossièrement. Puis les modèles locaux des joints du coin et des côtés qui sont les joints les plus déformés et source de défaillance sont créés avec un maillage très fin. Les conditions aux limites déterminées par les calculs sur le modèle global sont appliquées aux modèles locaux pour déterminer les contraintes et les déformations dans les éléments où les défaillances doivent apparaître en réalité. Les zones où les fissures vont se propager sont déterminées par des expériences préalables. Les chercheurs déterminent les valeurs des contraintes, des déformations et de l'énergie en chaque point de ces zones. Puis ils essaient d'améliorer la fiabilité de ces assemblage en changeant les matériaux constituant le substrat ou le circuit imprimé.

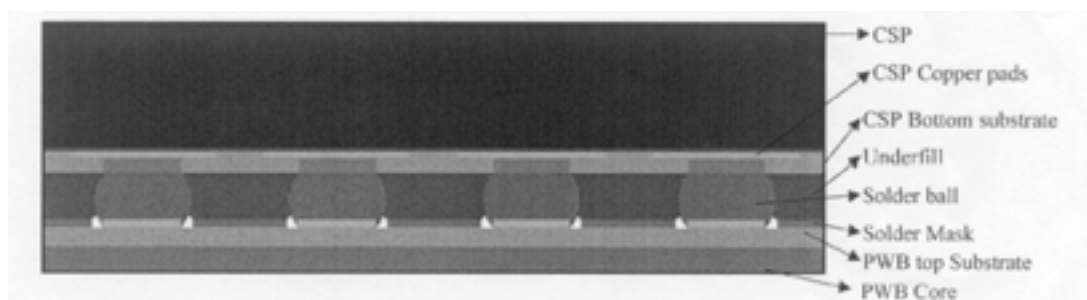


Figure IV-18 Représentation schématique d'un assemblage CSP/BGA/circuit imprimé

[KHAN-01]

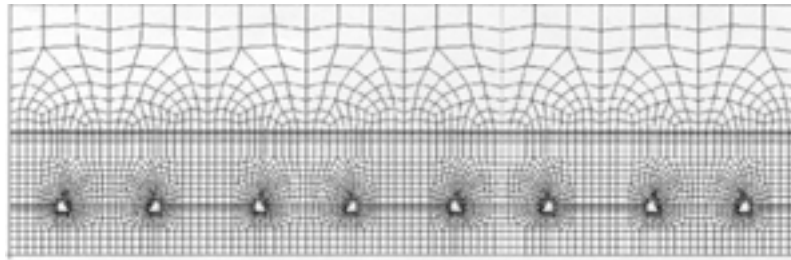


Figure IV-19 Coupe du modèle par éléments finis d'une structure CSP/BGA/circuit imprimé [KHAN-01]

D'après les études menées par Gustafsson [GUST-00] sur les deux premières méthodes décrites dans cette partie, des résultats plus précis sont obtenus avec le modèle pour lequel les propriétés non-linéaires sont définies. Dans l'étude de Khan et Molligan, il est difficile d'évaluer la précision des calculs car les simulations servent à déterminer les meilleurs matériaux pour la fiabilité des matériaux et les calculs ne sont pas confrontés à des résultats expérimentaux.

2.1.3.5. Modèle non-linéaire avec des super-éléments

La figure IV-20 montre un exemple de modèle utilisant les super-éléments. Le boîtier et le substrat sont modélisés par des super-éléments et les billes de brasure par des éléments finis 3D. Une première simulation permet de déterminer les joints critiques. Ensuite le maillage de ces joints est très affiné alors que le maillage des autres joints reste grossier. L'inconvénient des super-éléments est qu'ils ne permettent pas de modéliser le comportement non-linéaire des matériaux. Avec les éléments 3D utilisés pour mailler les joints brasés, les propriétés non-linéaires de l'alliage de brasage peuvent être décrites.

Gustafsson a réalisé des simulations de cycles thermiques sur le modèle d'un assemblage BGA utilisant les super-éléments. Il a comparé les résultats obtenus avec ceux des expériences de vieillissement. D'après son étude, cette méthode n'est pas acceptable [GUST-00].

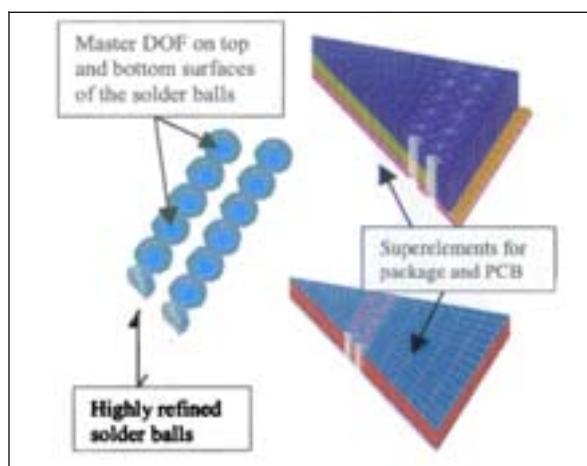


Figure IV-20 Modèle non-linéaire avec des super-éléments [GUST-00]

2.2. Modélisation du comportement de l'alliage de brasage

Jusqu'à présent, l'alliage le plus couramment utilisé pour réaliser les connexions dans les équipements électroniques était l'alliage eutectique SnPb (Sn63%*m*-Pb37%*m*) mais des alliages à forte teneur en plomb étaient aussi employés pour des applications particulières. Il en était de même pour l'alliage constituant les billes des BGA . Depuis quelques années, à cause de la directive européenne interdisant le plomb, des BGA sans plomb sont commercialisés. Actuellement, quel que soit le fabricant, c'est l'alliage SnAgCu qui est utilisé pour la fabrication des billes.

Cet alliage qui est aussi utilisé pour la crème à braser présente un comportement visco-plastique et ses propriétés thermo-mécaniques dépendent de la température.

La caractérisation du comportement mécanique de l'alliage, est effectuée grâce à des essais classiques de traction, de compression ou de cisaillement conduits sous chargement monotone sur des éprouvettes de faibles dimensions dont la microstructure est aussi proche que possible de celle observée dans les joints brasés.

Les courbes obtenues lors des essais de traction font apparaître un effet de vitesse qui se manifeste par des courbes différentes selon la vitesse de chargement [FRAN-93]. Pour les faibles vitesses de chargement, la partie linéaire de la courbe contrainte-déformation est pratiquement absente et la déformation plastique apparaît même aux faibles chargements.

Un comportement linéaire du matériau peut cependant être mis en évidence par un essai pratiqué avec une vitesse de chargement élevée [WIES-02].

Il est généralement admis qu'un matériau est susceptible de fluer pour des températures supérieures à $T_f/2$ ce qui pour les alliages SnAgCu correspond à -28°C . Les températures de fonctionnement des composants électroniques étant généralement très supérieures à cette valeur, il convient de caractériser avec soin le comportement de l'alliage vis-à-vis du fluage.

L'essai classique de fluage conduit à une température donnée sous charge constante fait apparaître trois étapes (Figure IV-21):

- le fluage primaire pendant lequel la vitesse de déformation diminue
- le fluage secondaire pour lequel la vitesse de déformation est constante au cours du temps
- le fluage tertiaire caractérisé par une augmentation de la vitesse de déformation conduisant à la rupture.

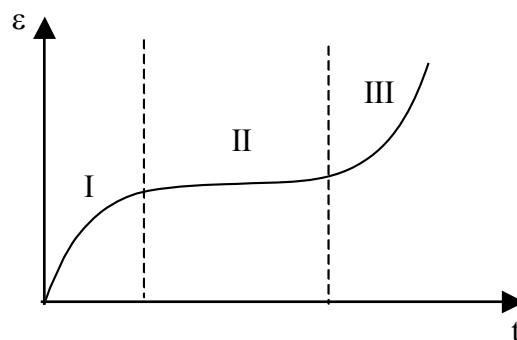


Figure IV-21 Courbe de fluage

Dans la plupart des études conduites en simulation sur des phénomènes périodiques, le fluage primaire est ignoré car sa durée est très faible devant celle des périodes. Sa prise en compte est en revanche obligatoire lors de l'étude des transitoires rapides ou des phénomènes périodique de fréquence élevée [SCHU-02].

Les études récentes du phénomène de fluage secondaire ont bénéficié des progrès réalisés par les systèmes d'acquisition de données et d'asservissement que les fabricants des machines de traction ont incorporé à leurs équipements. Il est aujourd'hui possible de réaliser un essai

uniaxial à vitesse de déformation constante et donc d'obtenir la famille de courbes $\dot{\varepsilon}(\sigma, T)$ qui caractérise le comportement du matériau.

Pour une température donnée, le comportement du matériau peut être décrit par une équation $\dot{\varepsilon}(\sigma)$ comme par exemple:

$$\dot{\varepsilon} = K\sigma^n \text{ [NORT-29]} \quad (\text{IV-1})$$

$$\dot{\varepsilon} = Be^{\beta\sigma} \text{ [DORN-55]} \quad (\text{IV-2})$$

$$\dot{\varepsilon} = A \left[sh \left(\frac{\sigma}{\sigma_c} \right) \right]^n \text{ [GARO-65]} \quad (\text{IV-3})$$

où $K, n, B, \beta, A, \sigma_c$, et n sont des constantes du matériau.

L'influence de la température est habituellement introduite sous la forme d'une loi d'Arrhenius:

$$f(T) = Ae^{\left(\frac{Q}{kT}\right)} \quad (\text{IV-4})$$

où Q est l'énergie d'activation et k la constante de Boltzmann.

Finalement, la loi de comportement du matériau est décrite sous la forme:

$$\dot{\varepsilon} = A f(\sigma) e^{\left(\frac{Q}{kT}\right)} \quad (\text{IV-5})$$

mais l'expérience montre qu'il n'est pas possible de décrire le comportement d'un métal sur des intervalles étendus de température et de contrainte avec une des équations ci-dessus et un seul jeu de paramètres.

En particulier, aux températures élevées, l'écoulement plastique se manifeste dès lors que le matériau est soumis à un chargement. La notion de seuil d'écoulement disparaît, ainsi d'ailleurs que celle de comportement élastique. La notion de constante d'élasticité subsiste, c'est la pente à l'origine de la courbe contrainte-déformation dans le cas d'un essai de traction.

Une telle modélisation du phénomène de plasticité dépendante du temps a été proposée par Anand pour rendre compte du comportement des métaux aux températures élevées [BROW-82].

La modélisation est basée sur les idées suivantes:

-la vitesse de la déformation plastique due au mouvement des dislocations dépend de manière inhérente du temps et de la température

-la réponse instantanée d'un matériau dépend de son état courant qui est le résultat de son histoire passée. Cet état courant est supposé pouvoir être représenté par un petit nombre de variables internes macroscopiques dont l'évolution est elle-même supposée pouvoir être représentée par des équations dépendant du temps.

Le modèle proposé par Anand concerne des matériaux initialement isotropes soumis à des niveaux de déformation qui n'ont pas entraîné d'endommagement ou de changement de texture significatifs.

Ce modèle qui utilise une seule variable interne permet de rendre compte (en première approximation) de l'écrouissage ou de l'adoucissement, de la sensibilité aux vitesses de variation des déformations, de l'historique des déformations et de la sensibilité à la température.

Cette variable interne appelée "résistance à la déformation" est notée s . Elle a les dimensions d'une contrainte mais n'est pas accessible directement par la mesure. Elle représente la résistance à l'écoulement plastique du matériau.

L'équation qui régit l'écoulement est similaire à celle de Garofalo (IV-3):

$$\frac{d\varepsilon_p}{dt} = A \left[\sinh \left(\xi \frac{\sigma}{s} \right) \right]^m \exp \left(-\frac{Q}{RT} \right) \quad (\text{IV-6})$$

avec:

A facteur pré-exponentiel (s^{-1})

ξ multiplicateur de contrainte (sans dimension)

σ contrainte équivalente (MPa)

s résistance à la déformation (MPa)

m sensibilité à la contrainte de la vitesse de déformation (sans dimension)

Q énergie d'activation (kJ/môle)

R constante des gaz parfaits (kJ/môle.K)

L'équation d'évolution de la résistance à la déformation peut s'écrire:

$$\frac{ds}{dt} = h(\sigma, s, T) \frac{d\varepsilon_p}{dt} - \frac{dr}{dt}(s, T) \quad (\text{IV-7})$$

où h fonction d'écrouissage est égale à:

$$h(\sigma, s, T) = \left\{ h_0 \left| 1 - \frac{s}{s^*} \right|^a \operatorname{sign} \left(1 - \frac{s}{s^*} \right) \right\} \quad a > 1 \quad (\text{IV-8})$$

$$\text{avec } s^* = \hat{s} \left[\frac{1}{A} \frac{d\varepsilon_p}{dt} \exp \left(\frac{Q}{RT} \right) \right]^n \quad (\text{IV-9})$$

Dans le modèle de Anand, la valeur du terme $\frac{dr}{dt}$ qui caractérise le recouvrement est prise égale à zéro.

Les différents paramètres intervenant dans l'équation d'évolution sont définis comme suit:

h_0 constante d'écrouissage/adoucissement (MPa)

s^* valeur de saturation de la résistance à la déformation (MPa) associée à une valeur de T et de $\frac{d\varepsilon_p}{dt}$

\hat{s} coefficient de la valeur de saturation de la résistance à la déformation (MPa)

n sensibilité à la vitesse de déformation de la valeur de saturation de la résistance à la déformation (sans dimension).

Pour pouvoir calculer s , il faut connaître sa valeur initiale qui est notée s_0 (MPa). Cette valeur de la résistance à la déformation est supposée indépendante de la température. Elle représente la valeur moyenne obtenue sur la gamme de température considérée.

Validé initialement pour l'acier et l'aluminium pour des températures homologues $\frac{T_{\text{utilisation}}}{T_{\text{fusion}}}$ comprises entre 0,5 et 0,9, le modèle viscoplastique de Anand est utilisé depuis plusieurs années pour modéliser le comportement des alliages de brasage [DARV-95].

Implémenté dans le progiciel ANSYS, c'est ce modèle qui a été utilisé pour les simulations thermomécaniques présentées dans ce mémoire.

La détermination de la valeur des paramètres basée sur les résultats d'essais de fluage conduits à charge constante ou à vitesse de déformation constante est particulièrement longue et délicate [WILD-00], [AMAG-02]. Il est en effet nécessaire d'effectuer des essais pour un

nombre suffisant de valeurs de charges, de vitesse de déformation et de température. Compte-tenu du fait que chaque point expérimental résulte de la moyenne d'au moins trois à cinq expériences, il apparaît qu'il est nécessaire de disposer d'au moins une centaine d'éprouvettes fabriquées dans les mêmes conditions. Rappelons que la microstructure de l'alliage de l'éprouvette doit être aussi proche que possible de celle observée dans un joint brasé.

A ce sujet, on peut noter que la discussion sur "l'effet de taille" reste ouverte entre les expérimentateurs : peut-on transposer à des épaisseurs d'alliage de quelques dizaines de micromètres les propriétés mécaniques obtenues sur des éprouvettes de quelques millimètres de diamètre ou d'épaisseur ?

Dans le même ordre d'idée, on peut se poser la question de la prise en compte dans les simulations des couches de composés intermétalliques (ou d'alliages tel que l'alliage ternaire observé dans les travaux sur l'alliage SnAgCu) situées aux interfaces des joints. L'observation des joints après vieillissement et notamment la localisation des fissures doit aider à faire les choix.

Enfin, et quel que soit le soin apporté à la détermination des paramètres il est probable que le modèle de Anand ne permette pas de décrire précisément le comportement d'un alliage de brasage sans plomb sur des intervalles étendus de température et de contrainte avec un seul jeu de paramètres. En particulier, les mécanismes physiques qui régissent les mouvements des dislocations et qui sont responsables du comportement mécanique de l'alliage ne sont probablement pas les mêmes sur la gamme de température (-55°C/+150°C) habituellement considérée dans les études de fiabilité des joints brasés.

Une étude récente suggère ainsi l'existence d'une transition entre deux mécanismes de fluage qui se produirait vers 75°C [CLEC-04].

Les travaux de recherche sur les alliages de brasage sans plomb qui se poursuivent en Europe, aux Etats-Unis et au Japon devraient permettre d'élaborer de lois de comportement applicables sur une gamme étendue de températures et capables de prendre en compte les modifications de comportement induites par l'évolution de la microstructure des alliages pendant la durée de vie des assemblages [COST],[NIST], [NEMI], [WEN-01].

2.3. Méthodes pour déterminer la durée de vie d'un assemblage par simulation

Le but principal des simulations est d'évaluer la fiabilité des assemblages BGA. Cependant le logiciel de simulation thermo-mécanique par éléments finis ne permet pas de calculer directement la durée de vie d'un assemblage. De plus, une défaillance dans un joint, c'est-à-dire une fissure, n'est pas directement détectable par simulation. Cependant comme elle s'amorce et se propage dans les zones les plus contraintes, elle peut être caractérisée par une importante concentration de contraintes ou par une forte densité d'énergie de déformation. C'est pourquoi des critères de défaillance doivent être définis. Différentes méthodes peuvent être utilisées pour déterminer la fatigue des joints.

Par ailleurs, les simulations thermo-mécaniques permettent d'éviter certains essais de fiabilité et donc de diminuer le coût de la conception d'un assemblage.

2.3.1. Méthode de Darveaux

Cette théorie introduite par Darveaux est basée sur la densité d'énergie de déformation visco-plastique moyennée par le volume des éléments [DARV-95] [DARV-97]. Il décrit une méthodologie rigoureuse pour prédire la durée de vie des joints d'après les simulations par éléments finis. D'après ses études, Darveaux montre qu'il est nécessaire de simuler trois cycles thermiques complets sur le modèle de l'assemblage afin d'obtenir un cycle d'hystérésis contrainte-déformation stable. Le critère de défaillance est défini à partir du niveau de la densité d'énergie de déformation visco-plastique accumulée durant le troisième cycle

thermique, ΔW . Ce paramètre est obtenu directement par la simulation. Pour chaque joint brasé, ΔW peut être calculé dans différentes couches de la bille. En général, l'énergie est calculée dans deux zones : la couche de l'alliage en contact avec le substrat du boîtier et celle en contact avec le circuit imprimé [BURN-00] [JOHN-99].

La densité d'énergie de déformation visco-plastique moyennée par le volume des éléments permet de déterminer le nombre de cycles après lesquels la fissure s'initie et la vitesse de propagation de la fissure :

$$\text{Initiation de la fissure : } N_0 = K_1 \Delta W_{\text{ave}}^{K_2} \quad (\text{IV-10})$$

$$\text{Propagation de la fissure : } da/dN = K_3 \Delta W_{\text{ave}}^{K_4} \quad (\text{IV-11})$$

K_1 , K_2 , K_3 et K_4 sont des constantes qui dépendent de l'épaisseur de l'élément et a est la longueur de la fissure. Darveaux a établi une relation entre l'épaisseur de l'élément, le type de modèle utilisé (modèle global ou tranche) et ces quatre constantes [DARV-00].

W_{ave} , la densité d'énergie de déformation visco-plastique moyennée par le volume des éléments accumulée par cycle est définie ainsi :

$$\Delta W_{\text{ave}} = (\Sigma \Delta W * V) / \Sigma V \quad (\text{IV-12})$$

où ΔW est la densité d'énergie de déformation visco-plastique accumulée par cycle par élément et V le volume de chaque élément.

Si la vitesse de propagation de la fissure est considérée comme constante, le nombre total de cycles menant à la fissure peut être calculé ainsi :

$$N_T = N_0 + a / (da/dN) \quad (\text{IV-13})$$

où a est la longueur caractéristique de la fissure.

Par exemple, Zhang considère, dans son étude, que a est le diamètre de l'interface entre la bille et le plot de cuivre [ZHAN-00].

Certaines études qui utilisent cette méthode pour déterminer la durée de vie des assemblages obtiennent des prédictions proches des résultats expérimentaux. Mais cette méthode doit être utilisée avec précaution car les constantes dépendent du type de modèle et de l'épaisseur des éléments. C'est pourquoi elle n'est pas forcément évidente à mettre en oeuvre. De plus, ces constantes ont été essentiellement évaluées pour l'alliage de brasage Sn36Pb2Ag et elles ne sont pas connues pour les alliages sans plomb.

2.3.2. Lois de Coffin-Manson

Une autre approche utilisant les déformations plastiques équivalentes et la loi de Coffin-Manson est proposée pour estimer la durée de vie des joints brasés. $\Delta \epsilon_{\text{eq}}^{\text{pl}}$ représente la variation de la déformation plastique équivalente au cours d'un cycle déterminée par l'analyse par éléments finis. Pour estimer le nombre N_f de cycles menant à la défaillance du joint, il est nécessaire de calculer les valeurs maximales de la déformation plastique équivalente totale et de l'augmentation de cette valeur dans la zone du joint où la fissure risque de se propager. La variation de la déformation plastique équivalente totale est la différence entre deux de ces valeurs obtenues pour deux cycles consécutifs. En examinant avec précaution les variations de la déformation plastique équivalente totale, on remarque que cette valeur se stabilise pour chaque joint après la simulation de trois cycles thermiques. La relation entre la déformation plastique équivalente et la durée de vie est :

$$\Delta \epsilon_{\text{eq}}^{\text{pl}} N_f^\alpha = C \quad (\text{IV-14})$$

où α et C sont des constantes propres à l'alliage de brasage.

Liu et Shin utilisent les lois de Coffin-Manson pour estimer l'endommagement des joints au cours des cycles thermiques [LIU-00] [SHIN-01]. Les constantes (C et α) sont déterminées par des tests de fatigue iso-thermiques.

Hong utilise la loi de Coffin-Manson modifiée pour estimer la fiabilité de boîtiers CBGA [HONG-97]. En effet, il prend en compte la déformation inélastique équivalente au lieu de la

déformation plastique. Ainsi il tient compte des déformations dues au fluage. L'équation précédente devient :

$$\Delta \varepsilon_{\text{eq}}^{\text{in}} N_f^{\alpha'} = C' \quad (\text{IV-15})$$

Ces méthodes sont à utiliser avec précaution car la loi de Coffin-Manson a été établie à partir d'essais isothermes de traction- compression conduits sur des éprouvettes d'acier inoxydable. Ce cas de figure reste éloigné de celui d'un joint brasé soumis à des cycles thermiques pour lesquels la température homologue est supérieure à 0,5.

2.4. Synthèse de la recherche bibliographique

De nombreux modèles existent pour représenter les assemblages BGA. Le choix s'effectue selon les buts de la modélisation et des simulations. Par conséquent, il n'existe pas de modèle générique. De plus, il est important d'avoir conscience des hypothèses réalisées lors de la modélisation et des simulations et d'établir une méthodologie rigoureuse alliant simulations et expérimentations pour atteindre les objectifs fixés.

Lorsque la modélisation a pour but d'évaluer la fiabilité des assemblages, un critère de défaillance doit être défini ainsi qu'une loi permettant de définir le nombre de cycles menant à la défaillance. Les méthodes décrites précédemment sont complexes à exécuter ou critiquables. Il est donc préférable de mettre en place une autre méthodologie pour déterminer le nombre de cycles thermiques avant la rupture des joints.

3. Etude de la fiabilité des boîtiers BGA sans plomb reportés sur un substrat FR4

Des cartes électroniques comportant des boîtiers BGA sans plomb et des boîtiers SO8 (Small Outline 8 broches) ont été soumises à des cycles thermiques afin d'évaluer la fiabilité des joints brasés sans plomb. Le but de cette étude est d'établir une relation entre le nombre de cycles avant défaillance et la densité d'énergie de déformation dissipée dans les joints calculée grâce à la simulation.

3.1. Choix précédant la conception des assemblages - Préliminaires

Le but de cette étude est d'évaluer la fiabilité des joints sans plomb de boîtiers BGA reportés sur un substrat FR4. C'est pourquoi des tests de vieillissement accéléré ont été réalisés sur ce type d'assemblage électronique. Pour définir la tenue des joints brasés durant des cycles thermiques, un critère de défaillance doit être fixé. Selon les recommandations de la norme IPC-9701 [IPC-02], il a été choisi de suivre l'évolution de la résistance électrique des joints brasés en temps réel durant le vieillissement accéléré des assemblages. Ce suivi peut se faire uniquement en utilisant des boîtiers BGA « daisy-chainés ». La seule fonctionnalité de ces BGA est d'effectuer des connexions de bille à bille. Les connexions complémentaires sont réalisées sur le circuit imprimé, de telle sorte que l'ensemble des billes du boîtier soit connecté en série lorsque le composant est reporté sur la carte. Les connexions entre chaque bille à l'intérieur du boîtier BGA peuvent être réalisées :

- soit par des pistes en cuivre sur le substrat BT du boîtier
- soit par des connexions directes entre les différents plots de la puce.

Le suivi de la résistance des joints est réalisé par un appareil appelé détecteur d'événements. La liaison entre l'appareil et les cartes est assurée par des nappes de fils, permettant chacune le suivi de 32 résistances. L'appareil peut recevoir jusqu'à 8 nappes et donc permettre le suivi de 256 résistances de joint mais seules quatre nappes peuvent être

introduites dans le caisson climatique. Le détecteur d'évènements assurera donc le suivi de 128 résistances.

Pour pouvoir établir une étude statistique à la suite de ce test, l'expérience doit être réalisée sur une population supérieure ou égale à 32 éléments [IPC-02].

3.2. Conception et fabrication des assemblages

3.2.1. Choix des matériaux

Le choix des matériaux constituant ces assemblages a été essentiellement guidé par les études réalisées dans le cadre du projet CEPIA (cf. Chapitre II).

La carte sur laquelle vont être assemblés les boîtiers BGA est réalisée avec un substrat FR4 ayant une température de transition vitreuse élevée ($T_g = 175^\circ\text{C}$).

La crème à braser sans plomb utilisée pour assembler les composants sur la carte est celle développée par Promosol durant le programme CEPIA (Sn4Ag0,5Cu).

Les composants ont été fournis par STMicroelectronics. Etant donné la diversité des boîtiers BGA, certains critères ont été fixés afin de réaliser un choix :

- boîtier BGA plastique et « daisy-chainés »
- taille de la puce par rapport aux rangées de billes (de sorte que le bord de la puce se situe entre la deuxième et la troisième rangée de bille en partant de l'extérieur du boîtier),
- disponibilité des boîtiers BGA.

Le boîtier sélectionné est le suivant : un boîtier TFBGA (Thin profile Fine pitch BGA) de taille 12mm*12mm, comportant 196 billes au pas de 0,8mm. Les connexions entre les billes de 350 μm de diamètre sont assurées par les pistes de cuivre sur le substrat BT. Ainsi la puce de taille 8mm*8mm a seulement un rôle mécanique.

Des boîtiers SO8 ont été proposés par STMicroelectronics afin de réaliser des études complémentaires sur la finition des broches de ces composants et la fiabilité de leur joint. Le circuit électrique de ce composant permet d'identifier les résistances qui pourront être mesurées afin de suivre leur évolution durant les essais de vieillissement accéléré.

3.2.2. Conception du véhicule de test

La carte électronique a été spécialement conçue pour cette étude. Le cahier des charges était le suivant :

- taille maximum de la carte,
- 8 BGAs et 24 SO8s devaient être montés sur chaque carte,
- éviter l'utilisation des vias au niveau des BGA,
- présence d'une grille de masse autour des composants et des pistes.

Le nombre de composants par carte a été fixé par le nombre de composants fournis par STMicroélectronique de Grenoble, en particulier pour les boîtiers SO8. Le détecteur d'évènements dispose de quatre nappes de fils, chacune devant être reliée à une carte différente. Ainsi quatre cartes doivent être utilisées pour chaque expérience. Comme un ensemble de 32 échantillons doit être analysé pour chaque expérience, chaque carte doit comporter huit boîtiers BGA.

3.2.3. Fabrication du véhicule de test

Vingt cartes ont été ensuite fabriquées par Maine Circuit Imprimé. Les pistes du circuit ont été réalisées en cuivre avec une finition Ni/Au.

Les composants ont été assemblés par la société Tronico dans un four à thermo-condensation. Le principal avantage de ce principe est que la température maximale subie par la carte ainsi que par tous les composants est identique et connue. Ainsi le risque d'avoir des joints mal brasés ou des composants endommagés par une température mal contrôlée est nul. Par contre, le four à thermo-condensation n'est pas adapté pour la réalisation de cartes en grandes séries. La figure IV-22 montre le profil de température mesuré durant le procédé de refusion.

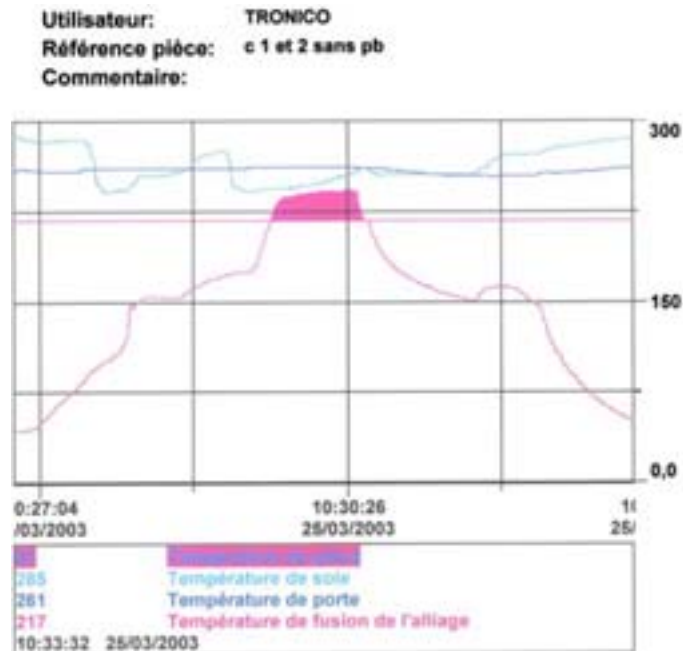


Figure IV-22 Profil de refusion

3.2.4. Description du véhicule de test

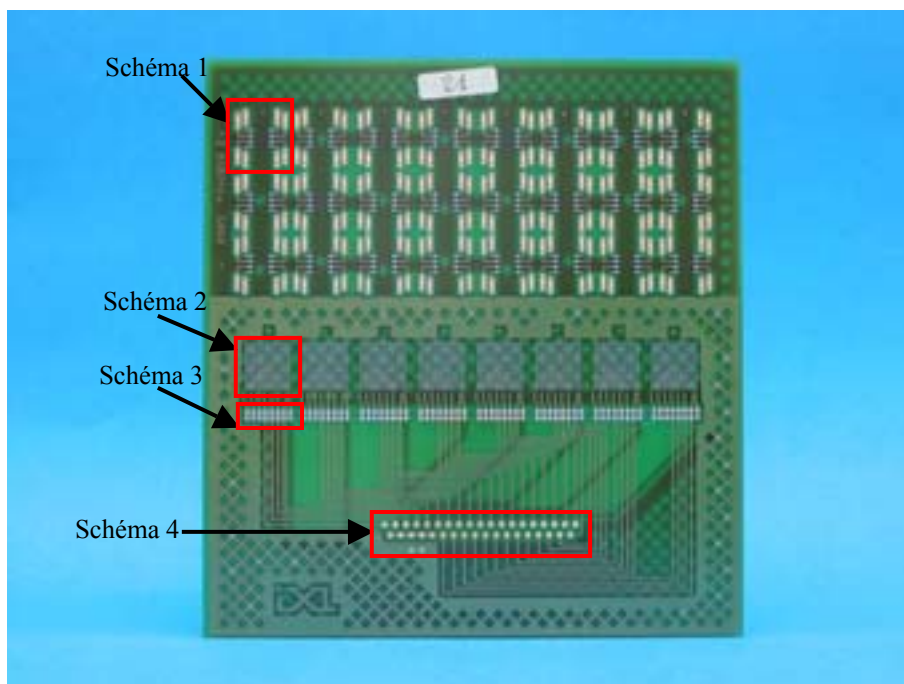


Figure IV-23 Circuit imprimé du véhicule de test

La figure IV-23 montre la carte avant le report des composants. Le schéma 1 (Figure IV-23) représente la zone où sera reporté un boîtier SO8. Les plages de cuivre, sur lesquelles seront brasées les broches, ont été dessinées d'après les données de STMicroelectronics. Chaque plot est relié par une piste à deux vias métallisés qui serviront de prises de contact pour mesurer les résistances internes de ce composant avant et après les cycles thermiques. Le schéma 2 illustre le tracé complémentaire permettant de réaliser des chaînes de joints brasés. La figure IV-24 illustre la complémentarité des deux circuits électriques (celui tracé sur le BT en gris et celui réalisé sur le substrat FR4 en couleur) ainsi que le nombre de chaînes de joints. Les plots où seront brasées les billes ont le même diamètre que ceux du substrat BT. Un diamètre différent réduirait la fiabilité des assemblages et imposerait le site où la fissure s'initierait dans le joint brasé. Des prises de contact (zone 3) avec des vias métallisés sont réalisées près des BGA et permettent de mesurer chaque chaîne de joints avec un ohmmètre quatre fils.

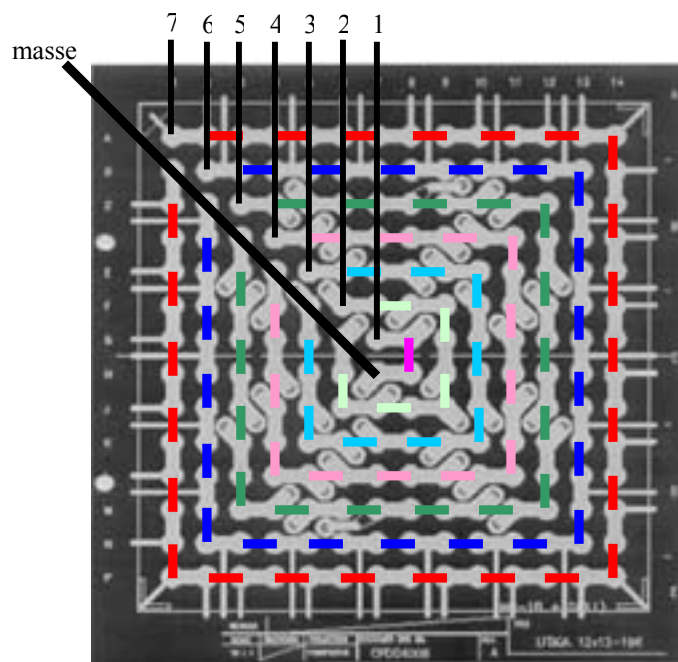


Figure IV-24 Complémentarité des circuits électriques (celui tracé sur le BT en gris et celui tracé sur le FR4 en couleur) et numéro des chaînes

Les vias de la zone 4 accueillent les fils de la nappe reliant la carte au détecteur de microcoupures. Chaque nappe est constituée de 37 fils, cinq fils sont reliés à la masse et les autres permettent de suivre l'évolution de 32 résistances. Comme huit BGA sont assemblés sur chaque carte, les résistances de quatre chaînes de chaque boîtier seront suivies en permanence. Il a été choisi de suivre la résistance des quatre chaînes situées à l'extérieur du boîtier, car les premières défaillances vont se produire dans ces séries de joints.

La figure IV-25 montre le véhicule de test assemblé, comportant huit boîtiers BGA et 24 boîtiers SO8.

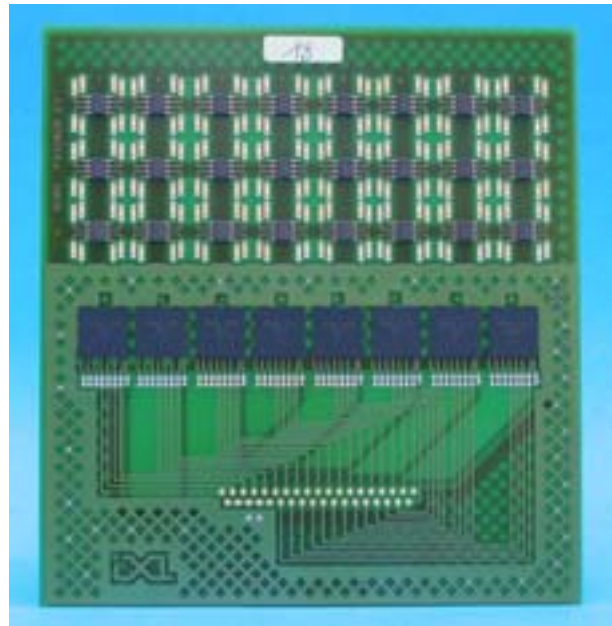


Figure IV-25 Véhicule de test

3.3. Essais de vieillissement accéléré de ces assemblages

3.3.1. Détecteur de microcoupures : principe et précautions d'utilisation

Le détecteur d'événement présent au laboratoire IXL est le STD256 Event Detector fabriqué par Analysis Tech (Figure IV-26).



Figure IV-26 Détecteur d'événements STD256

Il permet de détecter en temps réel l'apparition de microcoupures sur une série de joints brasés pendant le test de vieillissement accéléré. Pour réaliser ce suivi, l'appareil mesure en permanence la résistance de chaque chaîne de joints brasés. Lorsque la résistance de la série de joints est supérieure à la résistance de seuil fixée par l'utilisateur pendant une durée supérieure ou égale à 200 ns, une microcoupure (ou un événement) est détectée sur cette chaîne. La série de joints brasés est considérée défectueuse après l'apparition de quinze microcoupures sur celle-ci.

Le détecteur de microcoupure est très sensible aux bruits environnants. Avant de commencer des essais, il faut s'assurer que de faux événements causés par des bruits externes

ne seront pas recensés. Dans un premier temps, toutes les machines intervenant dans l'expérience doivent être reliées selon le schéma proposé par Analysis Tech. De plus, elles doivent être reliées à une terre de très bonne qualité. Dans un deuxième temps, certaines précautions doivent être prises pour éviter deux types de perturbation : EMI (interférence électromagnétique) due à la conduction et RFI (interférences radio-fréquences) dues à des rayonnements à fréquences élevées. Pour évaluer le bruit généré de type EMI, des courts-circuits sont branchés sur le STD256 et un essai est réalisé afin d'observer si des événements apparaissent. Les interférences électromagnétiques sont dues à l'alimentation. Ainsi si des bruits sont détectés, la liaison entre les différents appareils ainsi que la qualité de la terre doivent être améliorées. Ensuite des essais sont réalisés en plaçant les courts-circuits au bout des nappes de fil. Les câbles peuvent agir comme une antenne et ainsi des interférences radio-fréquences peuvent intervenir. Pour éviter cela, les câbles peuvent être enveloppés par un blindage qui est lui même relié à la terre de haute qualité.

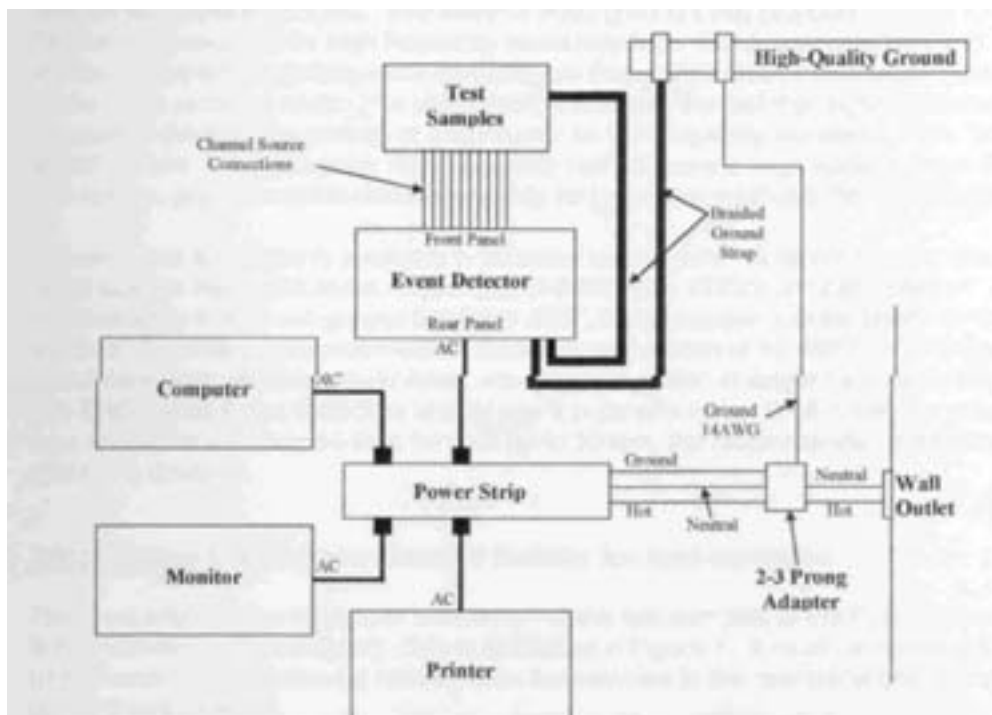


Figure IV-27 Schéma des connexions pour le système du détecteur d'événements

3.3.2. Description des essais

Le nombre de cartes réalisées par Tronico permet de réaliser trois essais de vieillissement accéléré. Il a été décidé d'effectuer des cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$ et $-25^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$. Ces tests sont respectivement désignés par les références TC4, TC1 et TC2 par la norme IPC-9701. Cette dernière impose certains paramètres des cycles thermiques. Il a été choisi de conserver pour tous les tests le même temps de palier (15min) et la même pente pour les rampes de température (environ $12^{\circ}\text{C}/\text{min}$). Par conséquent, la durée d'un cycle sera différente pour chaque test : 1 cycle dure 60min pour le test $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, 46min pour le test $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$ et 50min pour le test $-25^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$. Durant chaque test de vieillissement accéléré, la résistance de chaque chaîne de joints est suivi en permanence par l'appareil STD256. A la fin du test, grâce à l'enregistrement des microcoupures, les séries de joints brasés défaillantes sont connues. Une mesure de chaque résistance est réalisé avec un

ohmmètre avant et après les cycles thermiques, pour déterminer les chaînes de joints défaillantes et corréliser ces résultats ceux obtenus avec le suivi des microcoupures.

Ainsi avant chaque test, la résistance de chaque chaîne de chaque assemblage BGA qui va être vieilli est mesurée avec un ohmmètre 4 fils.

De plus, pendant le test, la résistance de quatre chaînes de 32 BGA est suivie en permanence par le détecteur d'événements. Pour réaliser le suivi des microcoupures, la connexion entre l'appareil et les cartes de test est assurée par des nappes de fils. Chaque fil correspond à un canal numéroté entre 1 et 128. Les nappes sont placées dans un blindage afin d'éviter la détection d'événements dus à des bruits. Pour cette même raison, les cartes sont ensuite placées dans une boîte métallique (Figure IV-28) avant d'être mises dans l'enceinte climatique. Cette boîte est percée pour améliorer la circulation de l'air dans celle-ci. Elle est reliée à la masse de haute qualité et isolée électriquement de l'enceinte. Enfin la boîte avec les cartes est installée dans l'étuve et les nappes sont branchées au détecteur d'événements. Le démarrage de l'étuve à variation rapide de température est déclenché par l'ordinateur qui lui est associé. Le suivi permanent des microcoupures est effectué grâce à un autre ordinateur qui est connecté à l'appareil STD256.

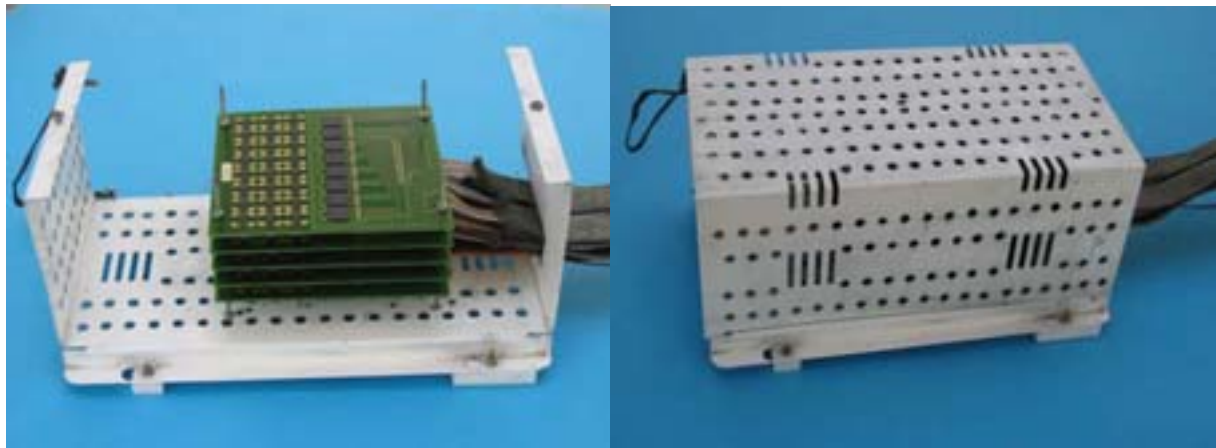


Figure IV-28 Véhicules de test disposés dans la boîte métallique

Pour chaque test, cinq cartes comportant chacune huit boîtiers BGA sont positionnées dans l'enceinte climatique. Seules les quatre chaînes (premières chaînes en partant de l'extérieur du boîtier) de joints de 32 boîtiers seront reliées au détecteur de microcoupures, mais toutes les séries de joints seront mesurées avant et après le test de vieillissement.



Figure IV-29 Dispositif du test de vieillissement accéléré

3.4. Résultats

Le suivi des microcoupures permet de déterminer l'endroit où se produisent les premières fissures et le nombre de cycles qui mènent à la défaillance. Etant donné que le nombre d'échantillons est égal à 32 pour chaque test, il est possible d'effectuer une analyse statistique et de tracer la courbe de Weibull (pourcentage cumulé de chaînes défaillantes en fonction du nombre de cycles) associée à la chaîne où apparaissent les premières défaillances. Ensuite les mesures des résistances seront corrélées avec les résultats donnés par le détecteur d'événement et renseigneront sur l'état des chaînes de joints brasés dont le suivi en permanence de la résistance n'a pas été effectué.

3.4.1. Cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

Les cartes (n°2, 3, 4, 10, 13) ont subi 2110 cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$. Les premières microcoupures sont apparues sur les chaînes de joints brasés situées sous le bord de la puce, soit sur les chaînes n°5. Après que toutes ces chaînes aient été déclarées défaillantes, le test a été prolongé dans le but de déterminer quelles chaînes étaient rompues par la suite. En général, des microcoupures étaient relevées dans les séries de joints voisines de la chaîne n°5. La courbe de Weibull tracée pour ce test de vieillissement accéléré est présentée Figure IV-30.

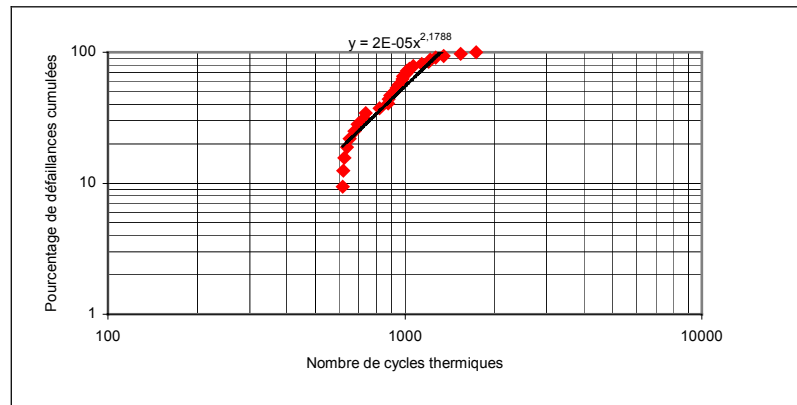


Figure IV-30 Courbe de Weibull pour le test $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

La courbe a été modélisée à l'aide du logiciel Excel par une loi de Weibull à deux paramètres :

$$P_{dc} = 2.10^{-5} \cdot N^{2,1788} \quad (\text{IV-16})$$

où P_{dc} est le pourcentage de défaillances cumulées et N le nombre de cycles avant la défaillance.

Le paramètre noté β est égal à 2,1788. Ceci signifie que les défaillances ne sont pas dues à une mortalité infantile, mais à l'usure.

Les mesures réalisées à l'ohmmètre quatre fils confirment les résultats donnés par le détecteur de microcoupures (Annexe B). En effet, la résistance des chaînes déclarées défaillantes a augmenté de façon importante.

3.4.2. Cycles thermiques $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$

Les cartes (n°5, 6, 7, 11, 14) ont subi 4504 cycles thermiques $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$. Les premières défaillances ont été détectées dans la chaîne de joints brasés située sous le bord de la puce. La chaîne n°5 de joints de 29 boîtiers a été défaillante avant toute autre chaîne. La courbe de Weibull (Figure IV-31) a été tracée pour ce test de vieillissement accéléré.

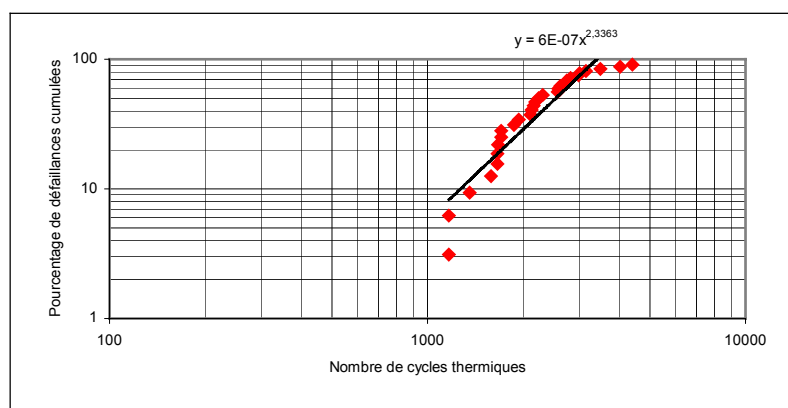


Figure IV-31 Courbe de Weibull pour le test $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$

La modélisation de cette courbe par une loi de Weibull à deux paramètres donne l'équation suivante :

$$P_{dc} = 6.10^{-7} \cdot N^{2,3363} \quad (\text{IV-17})$$

où P_{dc} est le pourcentage de défaillances cumulées et N le nombre de cycles avant la défaillance.

Le paramètre β égal à 2,3363 indique que les défaillances sont dues au vieillissement de l'assemblage.

De même que pour le test précédent, il y a correspondance entre les mesures de résistance réalisées à l'ohmmètre et les résultats donnés par le détecteur de microcoupures (Annexe B). On observe que seules les couronnes de joints déclarées défaillantes ont vu leur résistance augmenter de façon significative.

3.4.3. Cycles thermiques $-25^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$

Les résultats de ce test doivent être considérés avec prudence, car des coupures du réseau électrique ont eu lieu durant cet essai et ont pu le perturber. Les cartes (n°8, 12, 15, 16, 17) ont subi 2100 cycles thermiques $-25^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$. Les premières défaillances ont été détectées dans la chaîne de joints brasés située sous le bord de la puce. Les premières défaillances ont été détectées dans la chaîne de joints brasés située sous le bord de la puce. La chaîne n°5 de 50% des échantillons était défaillante à la fin du test. La figure IV-32 représente la courbe de Weibull pour ce test de vieillissement accéléré.

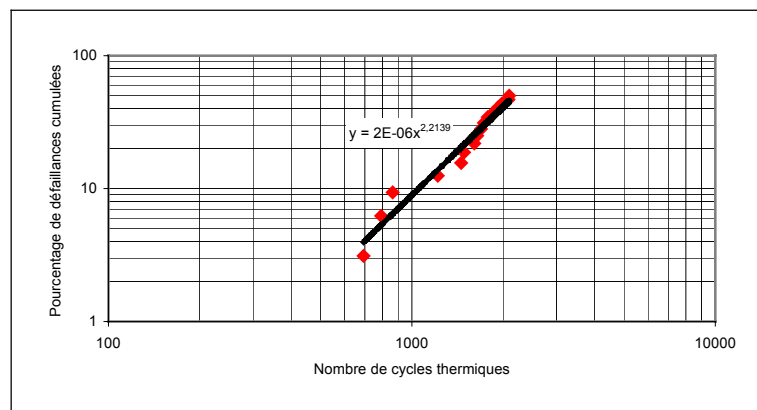


Figure IV-32 Courbe de Weibull pour le test $-25^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$

La courbe a été modélisée de la façon :

$$P_{dc} = 2.10^{-6} \cdot N^{2,2139} \quad (\text{IV-18})$$

où P_{dc} est le pourcentage de défaillances cumulées et N le nombre de cycles avant la défaillance.

La valeur du paramètre de weibull noté β montre l'absence de défaillances précoces.

Les tableaux présents dans les annexes montrent que les mesures réalisées à l'ohmmètre quatre fils confirment les résultats donnés par le détecteur de microcoupures. En effet, la résistance des chaînes n°5 déclarées défaillantes a augmenté de façon considérable.

3.4.4. Observations au MEB

Trois échantillons constitués d'un boîtier BGA reporté sur une carte sont analysés avec le MEB. Le premier est observé après le report du composant et les deux suivants ont subi un test de vieillissement accéléré. Les trois microsections sont réalisées au niveau de la troisième rangée de billes en partant de l'extérieur, soit au niveau des joints se situant sous le bord de la puce.

La figure IV-33 montre un boîtier BGA reporté sur une carte avant vieillissement. De ce fait, aucune fissure est observée dans les joints, excepté dans une bille située sous le bord du

boîtier. Tous les joints brasés ont une forme de type barrique. Par ailleurs, les lacunes observées dans les billes de brasure se sont formées durant le procédé de refusion. Plusieurs profils de refusion doivent être testés afin d'optimiser la formation des joints brasés. Or dans cette étude, un four à thermo-condensation a été utilisé pour la refusion et ce procédé n'était pas encore mis au point lors de la fabrication de ces cartes de test.

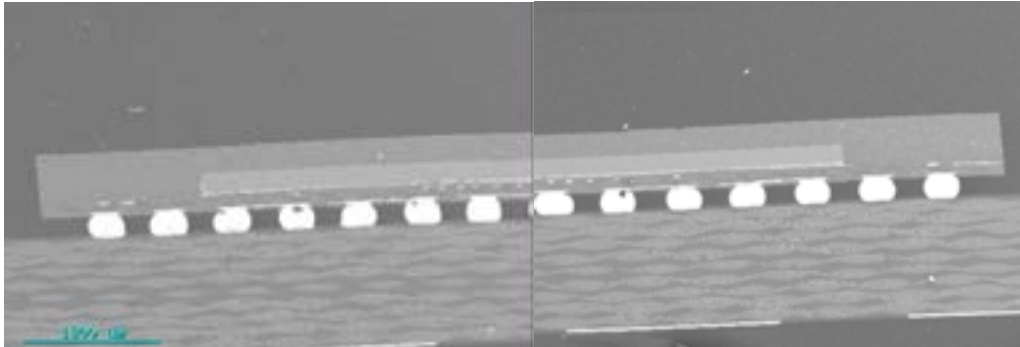


Figure IV-33 Boîtier BGA assemblé sur un circuit imprimé avant vieillissement

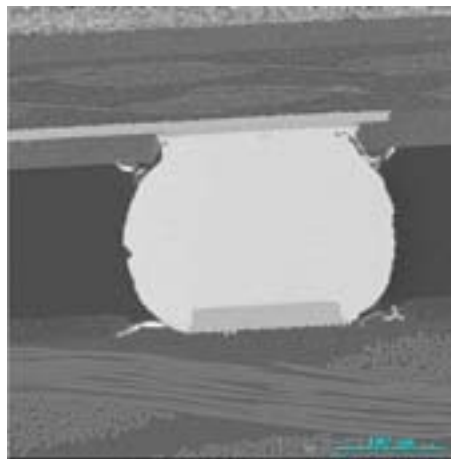


Figure IV-34 Joint brasé sous le coin de la puce

Près de l'interface entre le joint et le boîtier (Figure IV-35), une couche intermétallique de type AuSn s'est formée et quelques zones sombres correspondant à un composé SnNiCu sont présentes. Dans la matrice d'étain, des zones un peu plus claires se distinguent et sont riches en argent. Elles doivent correspondre des particules d'intermétallique Ag_3Sn .

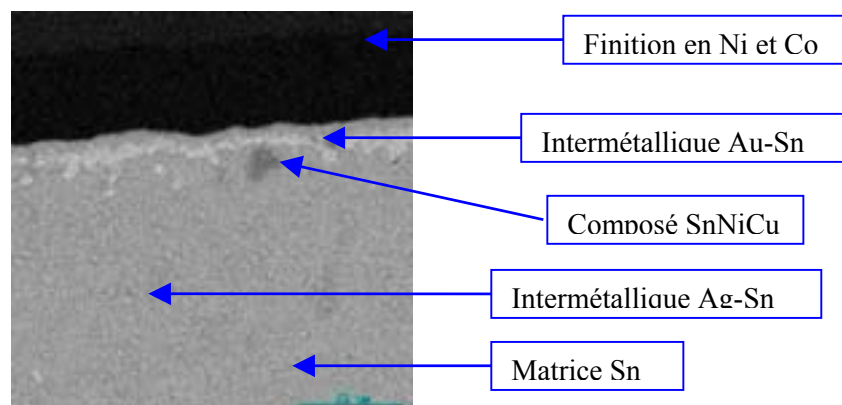


Figure IV-35 Interface joint-BGA du joint brasé sous le coin de la puce

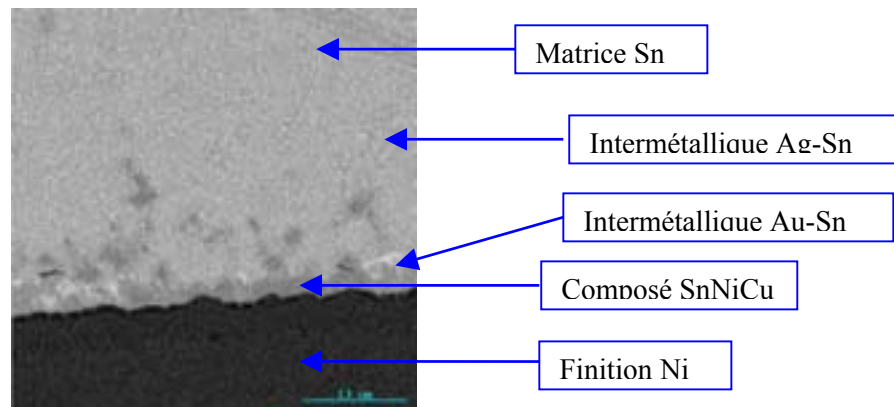


Figure IV-36 Interface joint-circuit imprimé du joint brasé sous le coin de la puce

Une couche SnNiCu s'est formée à l'interface entre la finition Ni du circuit imprimé et le joint (Figure IV-36). Près de cette couche, quelques zones riches en or sont présentes.

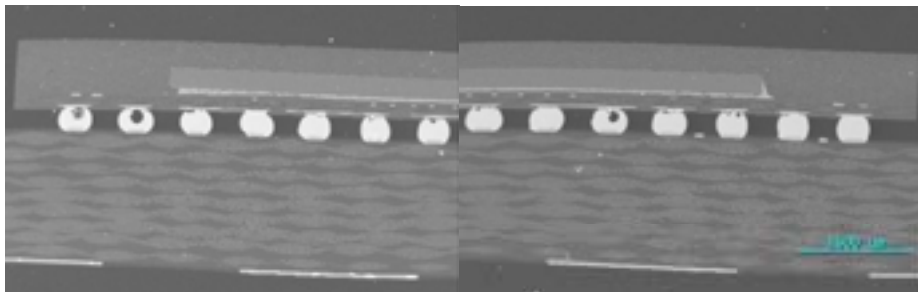


Figure IV-37 Assemblage BGA après 2110 cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

Les joints brasés d'un assemblage BGA ont été analysés après 2110 cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ (Figure IV-37). Douze joints sur quatorze sont fissurés vers l'interface joint-BGA. Lorsque des lacunes sont présentes dans les joints, on observe que la fissure a traversé ce vide.

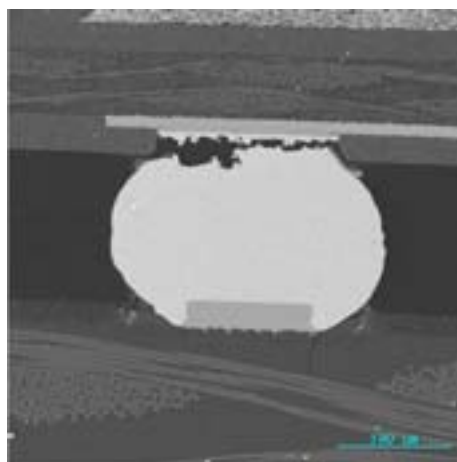


Figure IV-38 Joint brasé sous le coin de la puce

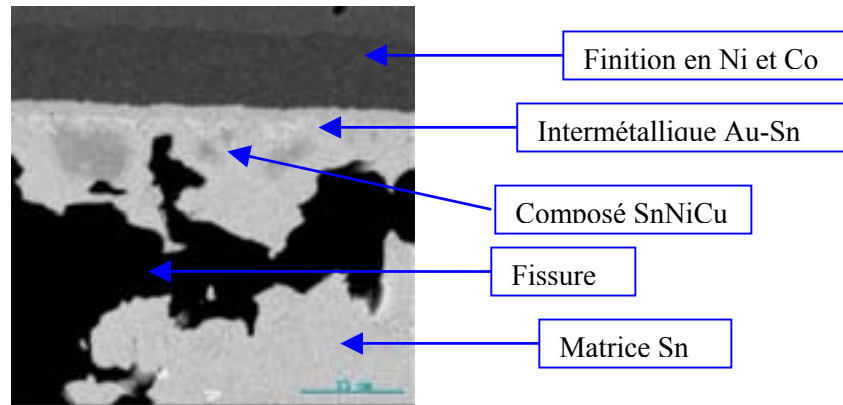


Figure IV-39 Interface joint-BGA du joint brasé sous le coin de la puce

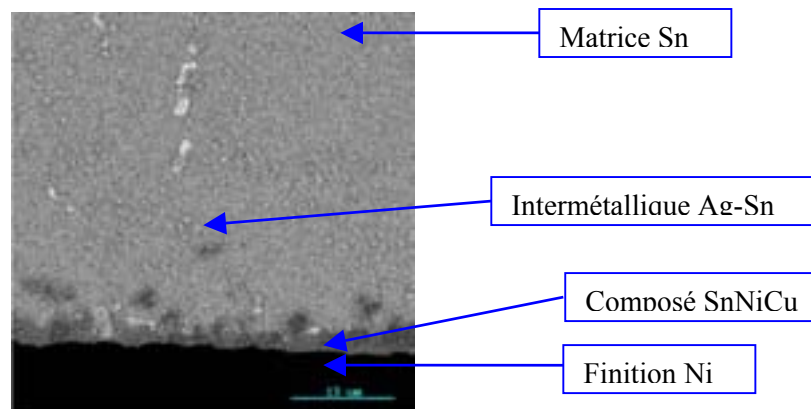


Figure IV-40 Interface joint-circuit imprimé du joint brasé sous le coin de la puce

La composition des interfaces (Figure IV-39 et Figure IV-40) est identique à celle observée avant le vieillissement. Les couches de composés n'ont pas accru de manière importante. Les intermétalliques AuSn étant très cassants, il était alors envisageable que la fissure s'initie et se propage dans cette couche. La fissure a traversé tout le joint près de l'interface mais elle n'est pas située dans l'intermétallique AuSn.

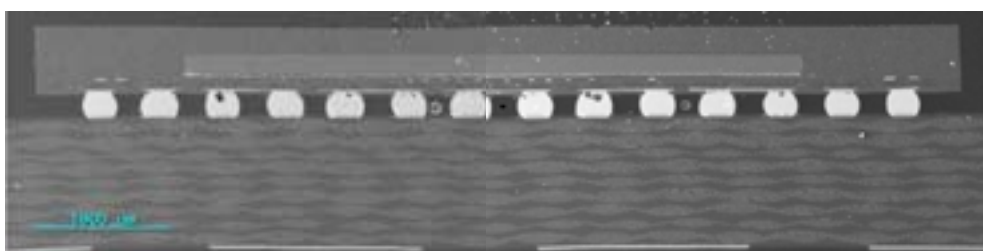


Figure IV-41 Assemblage BGA après 4504 cycles thermiques 0°C/+100°C

Les joints brasés d'un assemblage BGA ont été analysés après 4504 cycles thermiques 0°C/+100°C. Treize joints sur quatorze sont fissurés vers l'interface joint-BGA. Les résultats des observations et des analyses réalisées sur cet échantillon sont identiques à ceux découverts pour le boîtier précédent.

3.4.5. Conclusion des essais de vieillissement

Les défaillances apparaissent tout d'abord dans la chaîne de joints se situant sous le bord de la puce. Les mesures à l'ohmmètre 4 fils correspondent aux résultats du suivi de la

résistance des joints durant les tests. Le premier test de vieillissement accéléré a été prolongé afin de montrer qu'après la chaîne n°5, les chaînes n°4 et n°6 ont été rompues. Il a été constaté durant les différents tests que les microcoupures apparaissent durant les rampes de température et non au cours des paliers.

4. Modélisation et simulations

L'assemblage constitué d'un boîtier BGA reporté sur un substrat est modélisé dans le but de calculer la densité d'énergie de déformation dissipée dans les joints brasés durant le procédé de report, un stockage et des cycles thermiques. Une étape préliminaire permettra de valider ou de recalculer le modèle.

4.1. Modèle de l'assemblage BGA

Le boîtier TFBGA reporté sur un substrat FR4 est modélisé de la manière suivante. Tout d'abord, il est décidé, d'après la synthèse bibliographique, de construire un modèle 3D global. Etant donné le positionnement des billes (Figure IV-24), cet assemblage a quatre axes de symétrie. Ainsi seulement un huitième de l'assemblage peut être modélisé afin de diminuer le nombre d'éléments du modèle et donc de réduire le temps de calcul des simulations. Ensuite, des images MEB des joints brasés ont permis de déterminer la forme des billes de brasure après le report. En effet, différentes formes de bille sont possibles après l'assemblage : « barrique », « coquetier »... Dans le cas présent, les joints brasés ont une forme de type de barrique. Il est fait l'approximation que tous les joints sont identiques.

Cet assemblage comporte différents matériaux ayant des propriétés et des comportements thermo-mécaniques particuliers. A cause de leur constitution, les substrats FR4 et BT sont des matériaux orthotropes. De plus, ils ont un comportement visco-élastique. Mais le logiciel de simulation thermo-mécanique ANSYS ne permet pas de modéliser directement ces deux comportements pour un seul et même matériau. C'est pourquoi il a été choisi de définir seulement les propriétés orthotropes de ces substrats. Dans les simulations, la colle de la puce et la résine d'enrobage sont considérés comme isotropes, mais leurs propriétés sont dépendantes de la température et ces matériaux présentent une température de transition vitreuse. Le comportement visco-plastique de l'alliage est décrit grâce au modèle de Anand (cf. 2.2) implémenté dans ANSYS. Ainsi le modèle complet est ensuite maillé avec l'élément structural SOLID45, excepté les joints qui sont maillés avec l'élément VISCO107.

Matériaux	Côté		épaisseur
Substrat FR4	14,8 mm		1,6 mm
Métallisation Cu du FR4	11,2 mm		0,05 mm
Substrat BT	12 mm		0,125 mm
Métallisation Cu du BT	12 mm		0,05 mm
Colle de la puce	8 mm		0,1 mm
Puce	8 mm		0,3 mm
Résine époxy	12 mm		1,27 mm
	Diamètre minimum	Diamètre maximum	hauteur
Joint brasé	0,35 mm	0,495 mm	0,35 mm

Tableau IV-1 Dimensions des matériaux du modèle octant

Matériaux	Module d'Young	Coefficient de Poisson	Coefficient de dilatation thermique (ppm/°C)
Substrat FR4	22GPa (x et y) 10GPa (z)	0,28 (xz et yz) 0,11 (xy)	18 (x et y) 70 (z)
Bille de brasure (Sn95.5-Ag4-Cu0.5)	dépendant de la température	0,34	22,5
Cuivre	120GPa	0,345	17
substrat BT (Bismaleimide Triazene)	26GPa (x et y) 11GPa (z)	0,39 (xz et yz) 0,11 (xy)	15 (x et y) 52 (z)
Colle de la puce (T _g =80°C)	3,6GPa, T<T _g 0,12GPa, T>T _g	0,3	60, T<T _g 160, T>T _g
Puce Si	131GPa	0,28	2.8
Résine d'enrobage (T _g =170°C)	10GPa, T<T _g 1GPa, T>T _g	0,25	14,1, T<T _g 68,4, T>T _g

Tableau IV-2 Propriétés thermo-mécaniques des matériaux [WIES-02] [WISS-01] [ZHAN-98] [ZHAN-99]

Les coefficients de dilatation thermique de la colle et de la résine d'enrobage sont définis avant et après la température de transition vitreuse dans le tableau précédent. Cependant ils ne peuvent pas être définis ainsi dans le logiciel ANSYS, car les déformations sont calculées de la façon suivante :

$$\Delta l = l \cdot \alpha \cdot (T - T_{ref}) \quad (IV-19)$$

Or, lorsque la température de transition vitreuse est dépassée, la déformation se calcule de la manière suivante :

$$\Delta l = l \cdot \alpha_1 \cdot (T_g - T_{ref}) + l(T_g) \cdot \alpha_2 \cdot (T - T_g) \quad (IV-20)$$

où α_1 et α_2 sont respectivement les coefficients de dilatation thermique avant et après T_g et $l(T_g) = l + l \cdot \alpha_1 \cdot (T_g - T_{ref})$.

Pour cela, un coefficient de dilatation thermique apparent α_{app} doit être défini tel que

$$\Delta l = l \cdot \alpha_{app} \cdot (T - T_{ref}) \quad (IV-21)$$

Entre T_g et T_{ref} , il est directement égal à α_1 ou α_2 selon que T_{ref} soit inférieur ou supérieur à T_g . Puis au delà du T_g , d'après l'expression de la déformation, on déduit que [GUIL-03] :

$$\alpha_{app} = \frac{[1 + \alpha_1 \cdot (T_g - T_{ref})][1 + \alpha_2 \cdot (T - T_g)] - 1}{(T - T_{ref})} \quad (IV-22)$$

En conclusion, dans le logiciel ANSYS, un seul coefficient de dilatation thermique est défini pour la gamme de température comprise entre T_g et T_{ref} . Puis à partir du T_g , un tableau des valeurs du coefficient de dilatation thermique apparent est défini pour des plages de 5°C.

Pour l'alliage de brasage, le module d'Young est défini pour différentes températures entre -55°C et 217°C. Les paramètres d'Anand (s_0 , Q/R , $A...$) sont donnés par la littérature. Les constantes C_i avec i compris entre 1 et 9 correspondent à la notation des paramètres d'Anand dans ANSYS.

Température	Module d'Young	Paramètres d'Anand	
$T_1=223\text{K}$	57,32 GPa	$C1=s_0=1 \times 10^6 \text{ Pa}$	
$T_2=273\text{K}$	54,21 GPa	$C2=Q/R= 8400 \text{ K}$	$C6=h_0= 3090 \times 10^6 \text{ Pa}$
$T_3=298\text{K}$	52,6GPa	$C3=A= 4,61 \times 10^6 \text{ s}^{-1}$	$C7=\hat{s}=1,04 \times 10^6 \text{ Pa}$
$T_4=398\text{K}$	45,84 GPa	$C4=\xi= 0,038$	$C8=n= 4,60 \times 10^{-3}$
$T_5=490\text{K}$	100 kPa	$C5=m= 0,162$	$C9=a= 1,56$

Tableau IV-3 Propriétés de l'alliage de brasage Sn4Ag0,5Cu [AMAG-02] [NIST]

De plus, le modèle est défini de sorte qu'il puisse être maillé avec des éléments de type brique. C'est pourquoi les joints brasés sont modélisés quart par quart. Dans un premier temps, une demi-bille est définie avec les différentes couches de matériaux (puce, colle, FR4, BT, cuivre, résine d'enrobage). Puis, ce modèle préliminaire est recopié ainsi ou en utilisant des symétries pour générer le modèle du huitième de l'assemblage.

Enfin le modèle comprend environ 30000 éléments et 35600 nœuds.

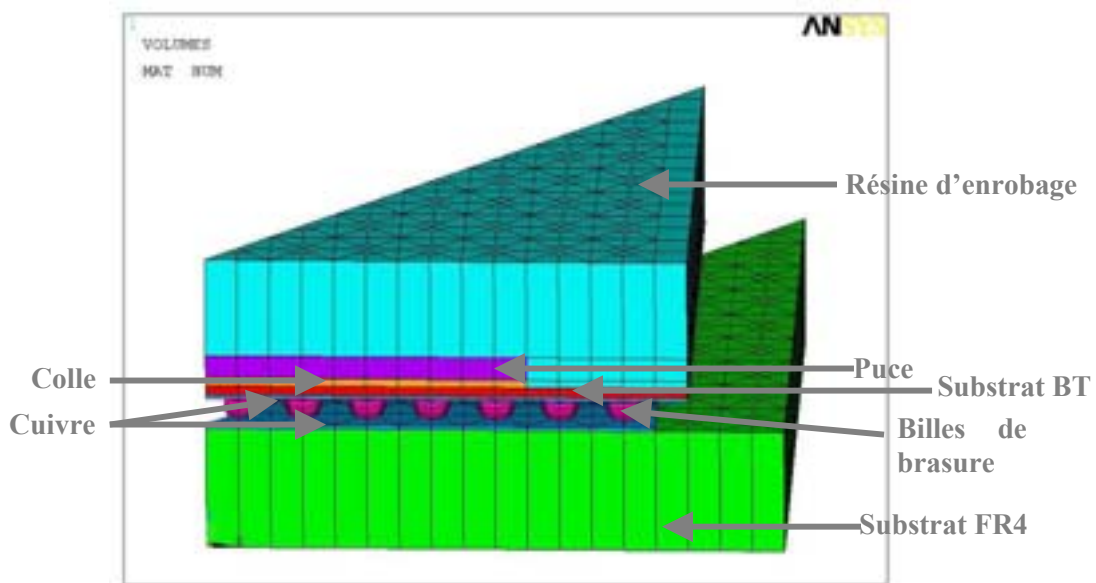


Figure IV-42 Modèle octant de l'assemblage (volumes)

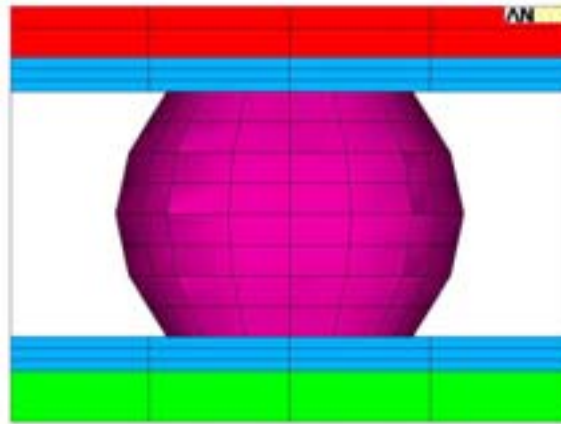


Figure IV-43 Maillage d'une bille

4.2. Stratégie de modélisation de l'assemblage BGA

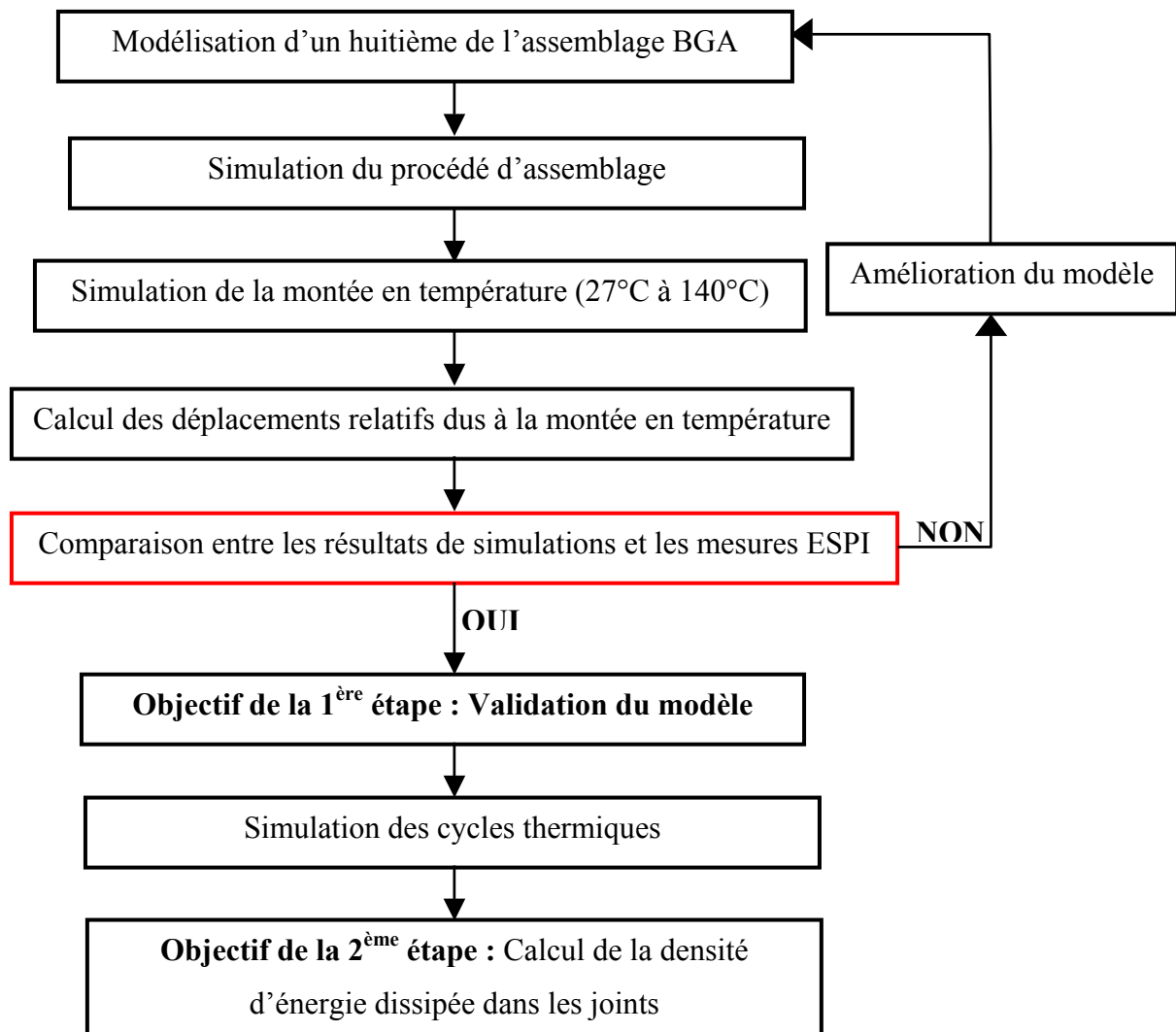


Figure IV-44 Organigramme de la stratégie de modélisation

L'organigramme (Figure IV-44) décrit la manière dont les calculs ont été effectués dans le but de simuler les cycles thermiques sur un modèle le plus réaliste possible afin de calculer la densité d'énergie de déformation dans les joints durant des cycles thermiques. Le but final est d'établir un lien entre la densité d'énergie dépensée dans les joints et le nombre de cycles thermiques avant rupture des joints. Ceci permettrait, à partir de la réalisation d'un seul test de vieillissement accéléré et de plusieurs simulations, de déterminer le nombre de cycles thermiques menant à la défaillance pour plusieurs autres tests sans les effectuer.

Comme il est difficile de reproduire le procédé d'assemblage sous l'équipement optique développé par Dantec Ettemeyer, il n'est pas possible de mesurer les déformations du boîtier BGA subies durant le procédé d'assemblage. Par ailleurs, les déformations subies durant une montée en température peuvent être mesurées en plaçant sous le système ESPI une plaque chauffante sur laquelle l'assemblage est positionné durant les mesures. C'est pourquoi une montée en température a été simulée après le procédé de report. Par la suite, les déplacements relatifs dus à cette montée en température calculés par simulation et mesurés par le système ESPI peuvent être comparés afin de déterminer la validité du modèle et des calculs.

Par conséquent, notre stratégie de modélisation est divisée en deux étapes. Dans un premier temps, le modèle de l'assemblage doit être amélioré ou validé à l'aide des expériences réalisées avec le système optique. Puis des cycles thermiques sont simulés sur le modèle validé afin d'évaluer la densité d'énergie dissipée dans les joints durant le vieillissement.

4.3. Simulation du procédé d'assemblage

Le procédé de refusion est simulé afin de calculer les déformations et contraintes résiduelles dues à la fabrication de l'assemblage.

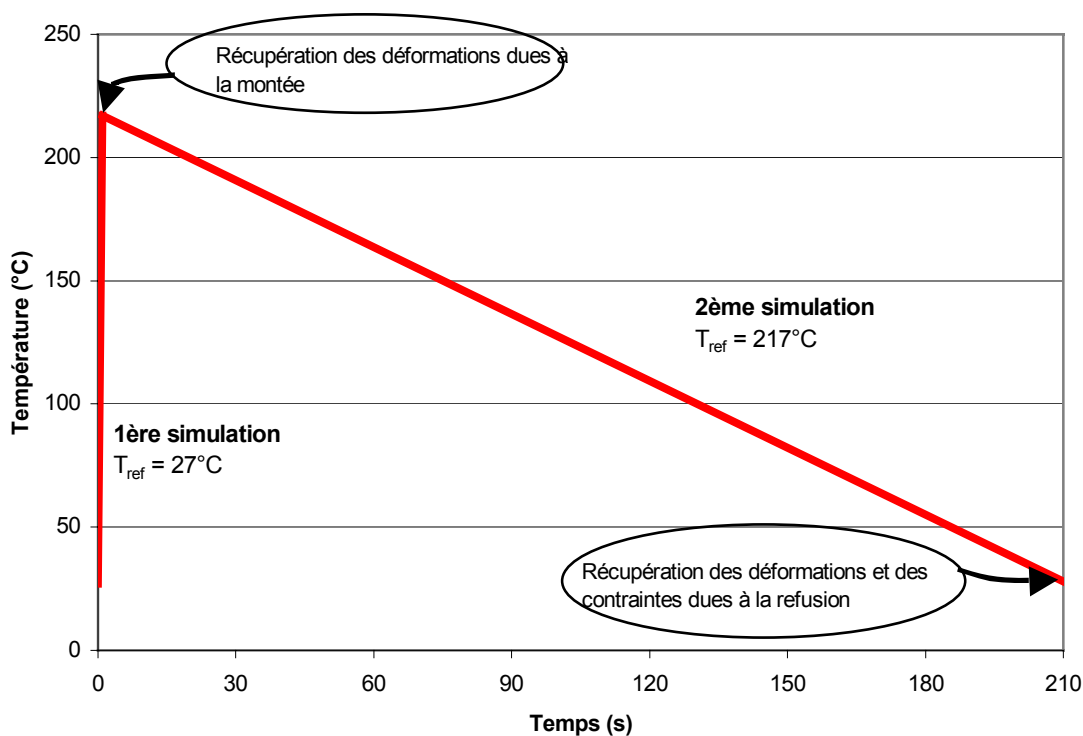


Figure IV-45 Simulation du procédé de refusion de l'assemblage

Le procédé d'assemblage du boîtier BGA sur le substrat est divisé en deux parties :

- une montée en température de l'ambiante à la température de fusion de l'alliage de brasage (217°C pour l'alliage SnAgCu)
- une descente en température jusqu'à l'ambiante avec une pente conforme au profil de refusion utilisé pour le report des composants.

Ainsi deux simulations sont réalisées pour le procédé d'assemblage (Figure IV-45).

Tout d'abord, la montée à 217°C est simulée avec une température de référence de 27°C, car à cette température les matériaux ne sont ni déformés, ni contraints, ni assemblés. Pour cette simulation, le module d'Young de l'alliage de brasage est pris très faible et les paramètres d'Anand ne sont pas définis, puisque durant cette phase le boîtier n'est pas encore lié mécaniquement au substrat et donc les contraintes dans les billes sont nulles. Ceci est une parade au fait que les éléments VISCO107 ne peuvent pas être désactivés avec la version 7 d'ANSYS. Comme le comportement de l'alliage dépendant du temps n'est pas pris en compte dans cette simulation, le temps n'a pas d'importance.

La figure IV-46 illustre les déformations de l'assemblage selon l'axe z à 217°C. Au fur et à mesure que la température augmente, le boîtier devient concave à cause de la différence entre les coefficients de dilatation thermique de la puce et du substrat BT. A la fin de cette montée, la flèche de la face supérieure du boîtier le long de la diagonale est de 11µm.

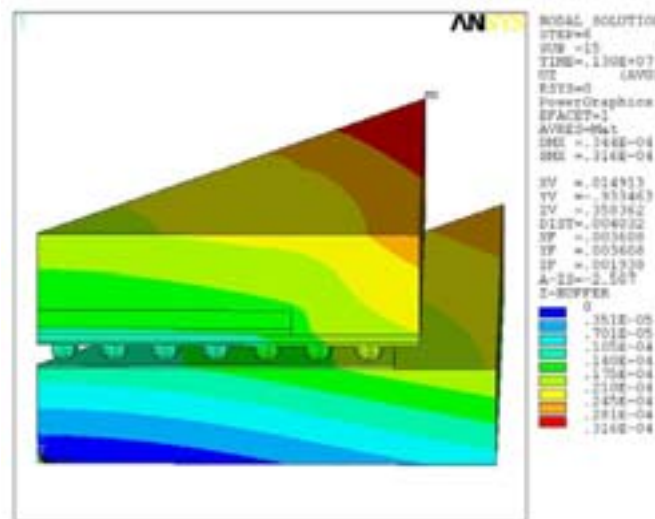


Figure IV-46 Déplacements (m) selon l'axe z de l'assemblage à 217°C

Ensuite le retour à l'ambiante est simulé en tenant compte des déformations dues à la précédente simulation. La température de référence devient égale à la température de fusion de l'alliage, 217°C. Comme ANSYS ne permet pas de changer de température de référence en cours de simulation, un nouveau modèle doit être construit. La géométrie de ce modèle ainsi que son maillage sont rigoureusement les mêmes que pour la simulation précédente. Les propriétés de la résine d'enrobage et de la colle sont redéfinies, car elles dépendent de la température de référence. Le comportement visco-plastique de l'alliage est défini de la façon suivante : définition du module d'Young en fonction de la température et des paramètres d'Anand. Dans un premier cas de charge, les déplacements calculés dans la simulation précédente sont appliqués au modèle en faisant attention aux conditions de symétries utilisées. Puis la descente progressive de 217°C à l'ambiante est simulée. Durant ce retour à l'ambiante, l'assemblage se déforme dans le sens opposé à celui de la précédente étape et devient convexe à cause de la différence entre les coefficients de dilatation thermique du boîtier et du substrat

FR4 (Figure IV-47). A la fin du procédé d'assemblage, la flèche de la face supérieure du boîtier le long de la diagonale est d'environ 7,6µm. (Figure IV-48). Lorsque le report est terminé, on observe que les contraintes de Von Mises dans les billes sont maximales à l'interface entre les billes et le boîtier et en particulier dans la couronne de billes sous le bord de la puce.

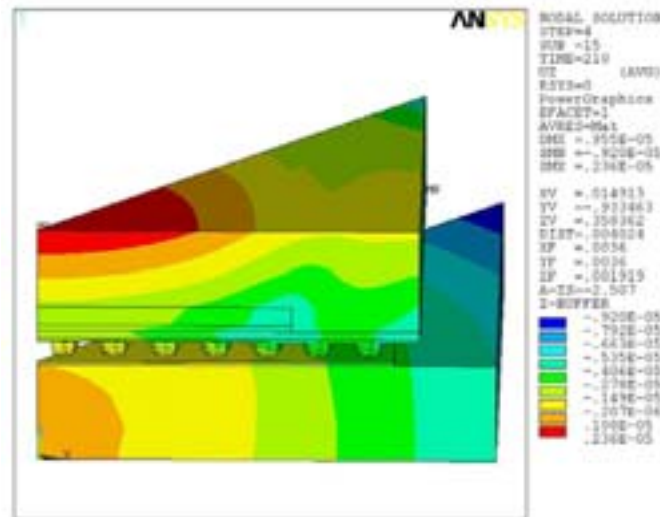


Figure IV-47 Déplacements (m) selon l'axe z de l'assemblage après le report du composant

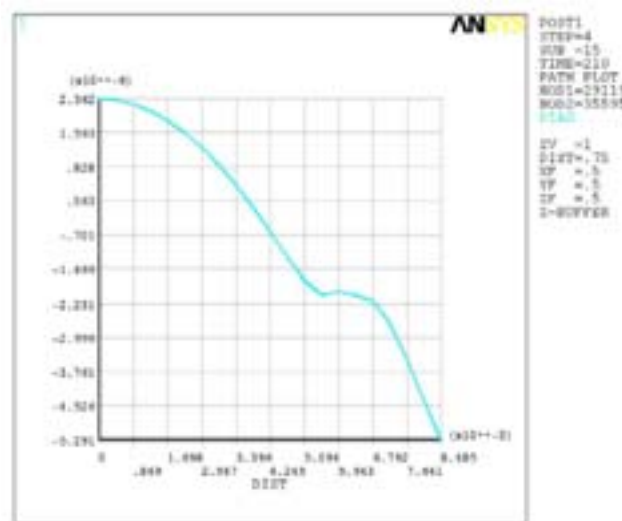


Figure IV-48 Déplacements (m) selon l'axe z le long d'une demi-diagonale de la face supérieure du BGA du centre vers le coin

Un stockage de quinze jours à la température ambiante est simulé à la suite de la refusion, car les mesures optiques ou les cycles thermiques ne sont pas effectués juste après le procédé d'assemblage. Il est donc intéressant de calculer la densité d'énergie dissipée par les joints brasés durant cette phase et d'en déduire son influence sur le vieillissement des joints.

Durant le stockage, le gauchissement du boîtier diminue d'environ 5 µm (Figure IV-49) grâce au phénomène de fluage des joints brasés.

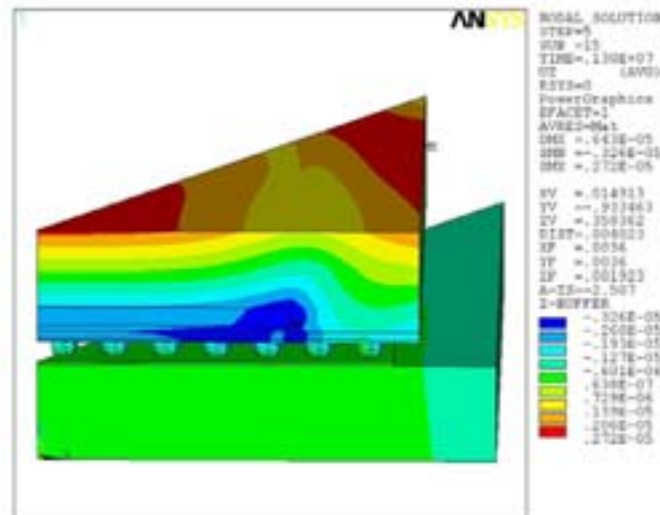


Figure IV-49 Déplacements (m) de la face supérieure du composant selon l'axe z après le stockage

4.4. Montée en température de l'ambiante à 140°C

L'équipement optique développé par Dantec Ettemeyer permet de mesurer les déplacements relatifs d'une surface. Il n'est donc pas possible de mesurer les déplacements dus au procédé d'assemblage. De plus, comme l'assemblage évolue peu et lentement durant quelques heures à une température donnée, il est préférable de mesurer les déplacements relatifs dus à une montée en température. C'est pourquoi l'assemblage a été soumis à une montée en température de l'ambiante à 140°C et les déplacements mesurés par le système optique développé dans le cadre d'HIRONDELLE. Par ailleurs, cette montée en température a été simulée sur le modèle de l'assemblage en tenant compte des déformations et des contraintes résiduelles. Les calculs et les résultats expérimentaux permettront de valider ou de recalibrer le modèle.

4.4.1. Mesures optiques réalisées par Dantec Ettemeyer

L'assemblage BGA est positionné sur une plaque chauffante installée sous le système optique. La température de la plaque est augmentée de façon progressive et régulière jusqu'à atteindre la température de 140°C. Cette mesure se déroule assez lentement et dure environ une heure afin de s'assurer que la température de l'objet et celle de la plaque chauffante sont identiques. A la fin de cette expérience, les déplacements relatifs peuvent être visualisés et sont stockés pour ensuite être comparés avec les résultats de la simulation.

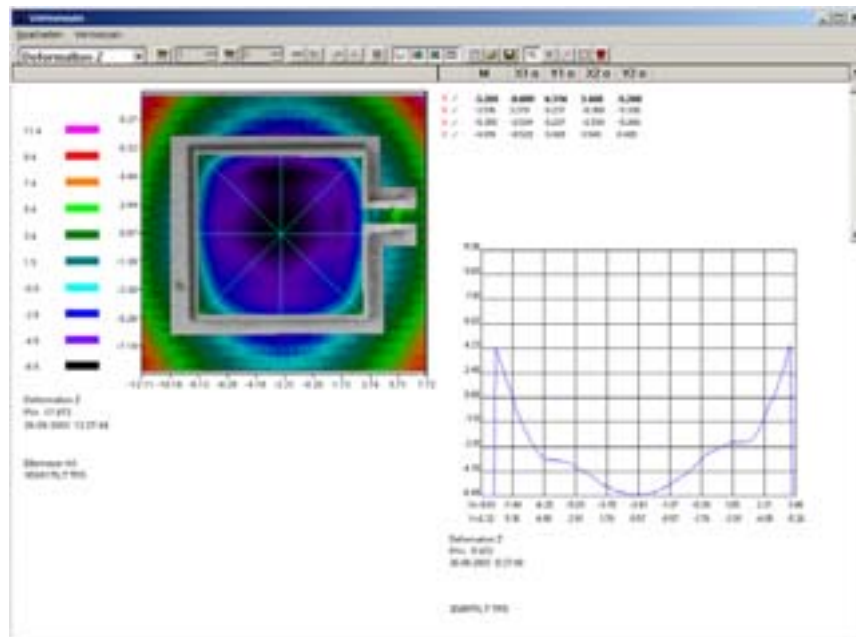


Figure IV-50 Déplacements relatifs (m) selon l'axe z de l'assemblage

4.4.2. Simulation de la montée en température

La montée en température a été simulée sur le modèle de l'assemblage à la suite de la refusion et du stockage afin de prendre en compte les déformations et les contraintes résiduelles. La durée de cette montée en température est fixée par celle de l'expérience. A la fin de cette simulation, les résultats sont traités de sorte à obtenir les déplacements relatifs de la face supérieure du composant. Ils sont calculés avec la même méthode que celle utilisée pour l'assemblage d'Alcatel Space.

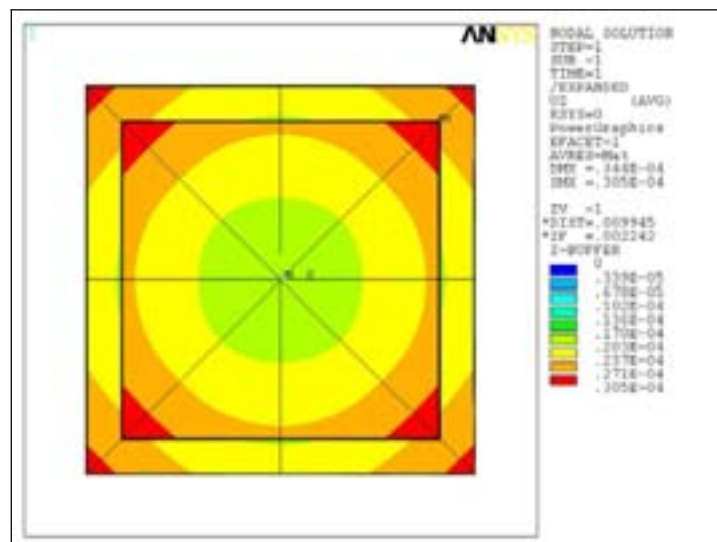


Figure IV-51 Déplacements relatifs (m) de l'assemblage selon l'axe z

Durant cette montée en température, le composant se dilate. Comme le coefficient de dilatation thermique du substrat FR4 est plus élevé que celui du boîtier BGA, le substrat se courbe et le coin du boîtier monte plus que le milieu. Ceci ne signifie pas forcément que le coin du boîtier est plus haut que le milieu, puisqu'il s'agit de déplacements relatifs.

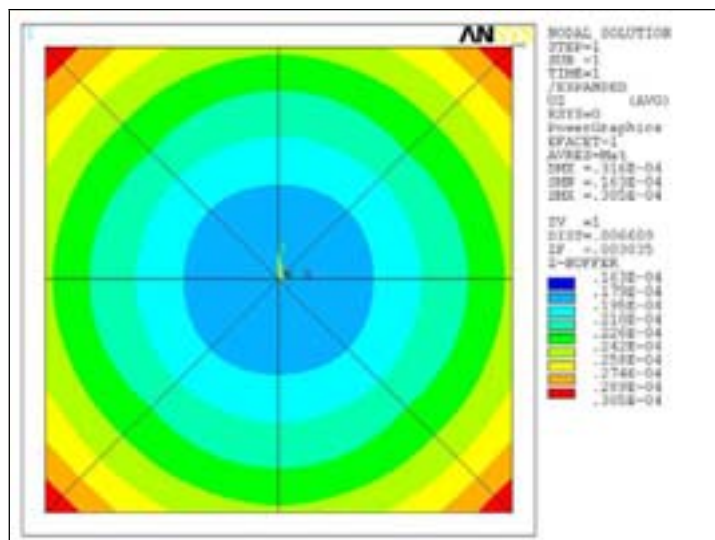


Figure IV-52 Déplacements relatifs (m)de la face supérieure du BGA selon l'axe z

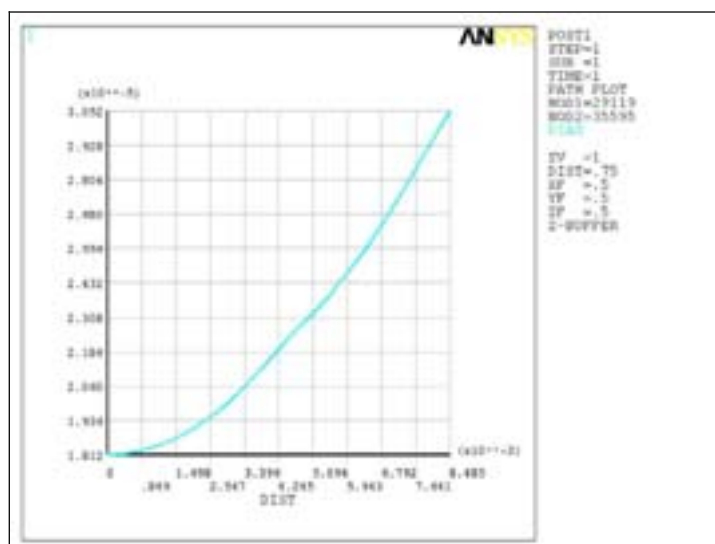


Figure IV-53 Déplacements relatifs (m) selon l'axe z le long de la demi-diagonale du centre vers le coin de la surface supérieure du BGA

4.4.3. Comparaison entre calculs et expériences

Les déplacements relatifs de la face supérieure du BGA mesurés selon les trois directions avec l'équipement ESPI ont été confrontés à ceux calculés par la simulation. Tout d'abord, on peut remarquer que les deux cartographies (Figure IV-50 et Figure IV-51) des déformations s'ordonnent de la même façon avec des cercles d'iso-valeurs. Les profils tracés le long de la diagonale du boîtier BGA montrent que la valeur de la flèche du composant dans les deux cas est très proche. La différence entre celle mesurée et celle calculée par simulation est inférieure à 10%. Ainsi le modèle paramétré peut être validé. Par ailleurs, le profil tracé à l'aide des mesures ESPI n'est pas régulier tout le long de la diagonale. De part et d'autre du centre du composant, un décrochement est observé. Ce dernier est dû à la présence de la puce en silicium qui rigidifie le boîtier dans cette zone. Bien que les résultats de la simulation et des mesures soient globalement identiques, ce renforcement n'est pas visible dans la simulation.

En effet, le nombre de nœuds utilisé pour la surface supérieure du boîtier n'est pas suffisant pour visualiser ce phénomène. En conclusion la confrontation entre les mesures ESPI et les simulations permet de valider le modèle du boîtier BGA reporté sur un substrat FR4. Ainsi ce modèle sera utilisé dans les simulations suivantes.

4.5. Simulation des cycles thermiques

4.5.1. Critère de défaillance

Le critère de défaillance utilisé pour les simulations est lié au niveau de la densité volumique d'énergie de déformation dépensée dans les joints brasés. La densité d'énergie de déformation (W) est définie par l'intégrale suivante :

$$W = \int_{\varepsilon_{ij}^{ini}}^{\varepsilon_{ij}^{fin}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad \text{pour } i \text{ et } j = 1, 2, 3 \quad (\text{IV-23})$$

Elle est calculée à l'aide de la commande `plwk` (plastic work) du logiciel d'ANSYS qui permet d'obtenir la valeur cumulée de cette densité d'énergie. Elle permet de calculer l'énergie due seulement aux déformations et contraintes plastiques. Or il faut aussi tenir compte dans ce calcul des contraintes dues au fluage. Le modèle d'Anand ne dissocie pas les contraintes (et déformations) plastiques de celles engendrées par le fluage. Ainsi en utilisant le modèle d'Anand pour définir le comportement visco-plastique des brasures, la commande `plwk` va nous permettre de calculer l'énergie due aux déformations et contraintes inélastiques (plastiques et fluage).

4.5.2. Méthodologie

La densité cumulée d'énergie de déformation est calculée dans les billes d'après les résultats des différentes simulations : procédé d'assemblage, stockage et cycles thermiques. Le but est de calculer la densité d'énergie dépensée dans les joints après N_f cycles (N_f , nombre de cycles menant à la défaillance déterminé par les tests de vieillissement accéléré). Au bout d'un faible nombre de cycles thermiques simulés, la boucle d'hystérésis décrite par la courbe $\sigma(\varepsilon)$ devient stable et donc la densité d'énergie dépensée durant un cycle devient constante. Ainsi il est possible de calculer la densité d'énergie dépensée durant N_f cycles en simulant seulement une dizaine de cycles thermiques.

En fait la densité d'énergie ne sera pas calculée dans tous les éléments de la bille. Une étude préliminaire a montré que celle-ci était plus importante dans les éléments de la bille proches de l'interface avec le composant. On se limitera donc à la calculer dans les deux couches d'éléments n°2 et 3 (Figure IV-54) situées sous celle en contact avec la frontière bille-BGA (couche 1). Les calculs de la densité d'énergie dans la couche n°1 ne sont pas considérés car les nœuds de la face supérieure de cette couche sont en contact avec un autre matériau ce qui altèrent les résultats. Lorsque la bille la plus sollicitée sera identifiée, les résultats concernant les cycles thermiques seront extrapolés pour conduire à une modélisation mathématique du calcul de la densité d'énergie dissipée dans cette zone pour un nombre quelconque de cycles.

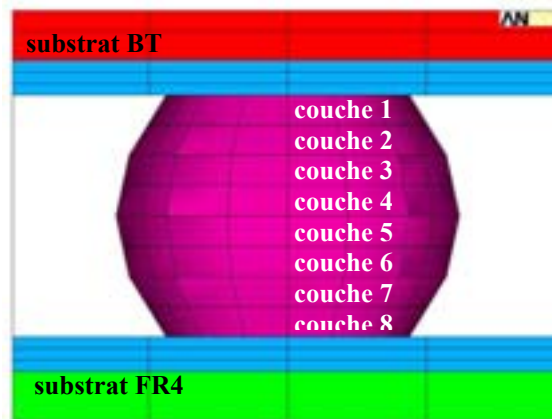


Figure IV-54 Numérotation des couches d'éléments dans la bille

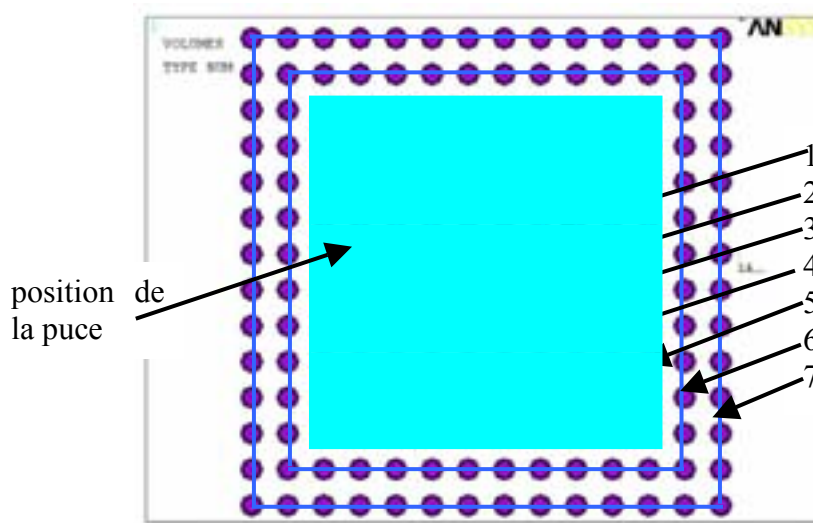


Figure IV-55 Numérotation des chaînes de joints

4.5.3. Simulation des cycles thermiques

A la suite de la refusion et du stockage, dix cycles thermiques sont simulés sur le modèle de l'assemblage BGA. Trois simulations indépendantes seront réalisées afin de simuler les trois types de vieillissement accéléré. Les paramètres des cycles thermiques (temps de montée, de descente et de palier) seront ceux définis par l'expérience.

A la fin de chaque simulation, la densité d'énergie sera calculée dans les deux couches d'éléments spécifiés précédemment de toutes les billes de l'assemblage. Pour les trois simulations, il a été trouvé que la couche la plus sollicitée était la couche n°2. La densité d'énergie dissipée dans cette couche d'éléments dépensée durant la refusion, le stockage et dix cycles thermiques a été comparée pour chacune des billes. Tout d'abord, la moyenne de cette valeur a été calculée pour chaque chaîne de billes afin d'identifier la chaîne la plus sollicitée (Figure IV-55). Puis la bille pour laquelle la densité d'énergie est la plus élevée est déterminée. Ainsi la première fissure devrait se propager dans cette zone.

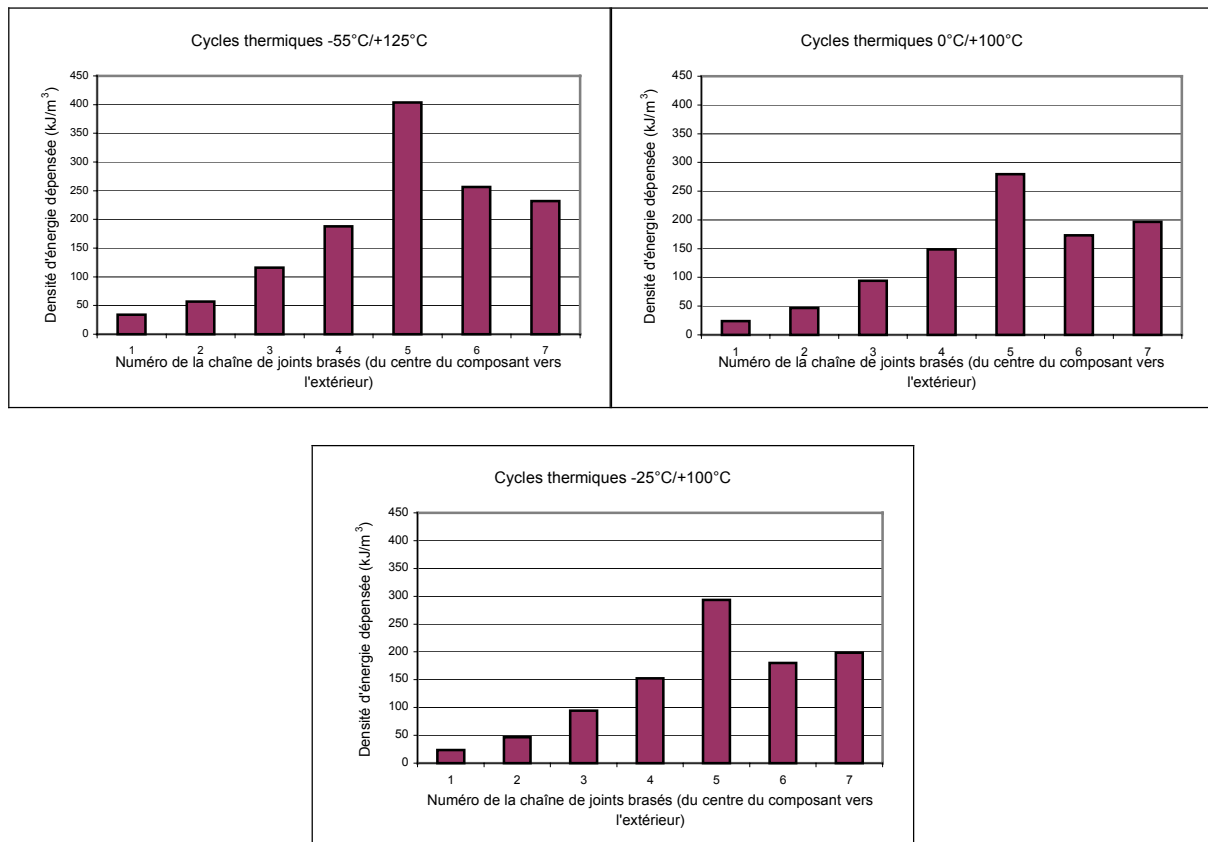


Figure IV-56 Valeur moyenne de la densité d'énergie dissipée pour chaque vieillissement accéléré

Pour les trois vieillissements accélérés, la densité d'énergie dépensée durant dix cycles thermiques est maximum dans la chaîne de joints n°5 (Figure IV-56). Ainsi cette dernière est clairement identifiée comme la chaîne de billes la plus sollicitée. Elle correspond aux billes se situant sous le bord de la puce.

Les histogrammes suivants (Figure IV-57 et Figure IV-58) représentent la densité d'énergie dissipée durant la refusion, le stockage et dix cycles thermiques pour chaque bille de la ligne « médiane » et de la diagonale de l'assemblage. Il apparaît distinctement que les billes de la diagonale sont plus soumises à la fatigue thermique que les autres billes du boîtier. En conclusion, d'après les résultats des simulations, les premières fissures devraient se produire dans les billes situées sous les coins de la puce, plus précisément dans la zone correspondant à la couche 2.

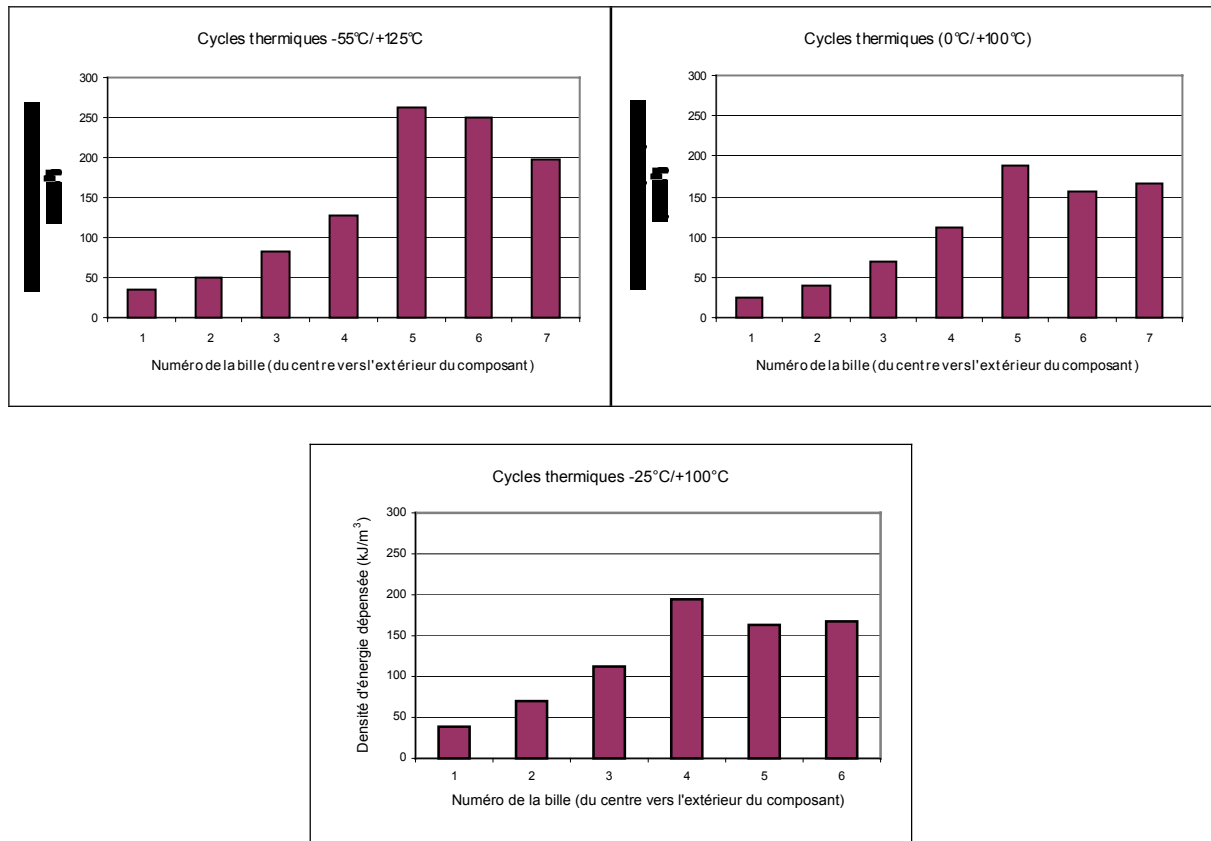


Figure IV-57 Densité d'énergie cumulée dissipée pour chaque bille de la ligne « médiane »

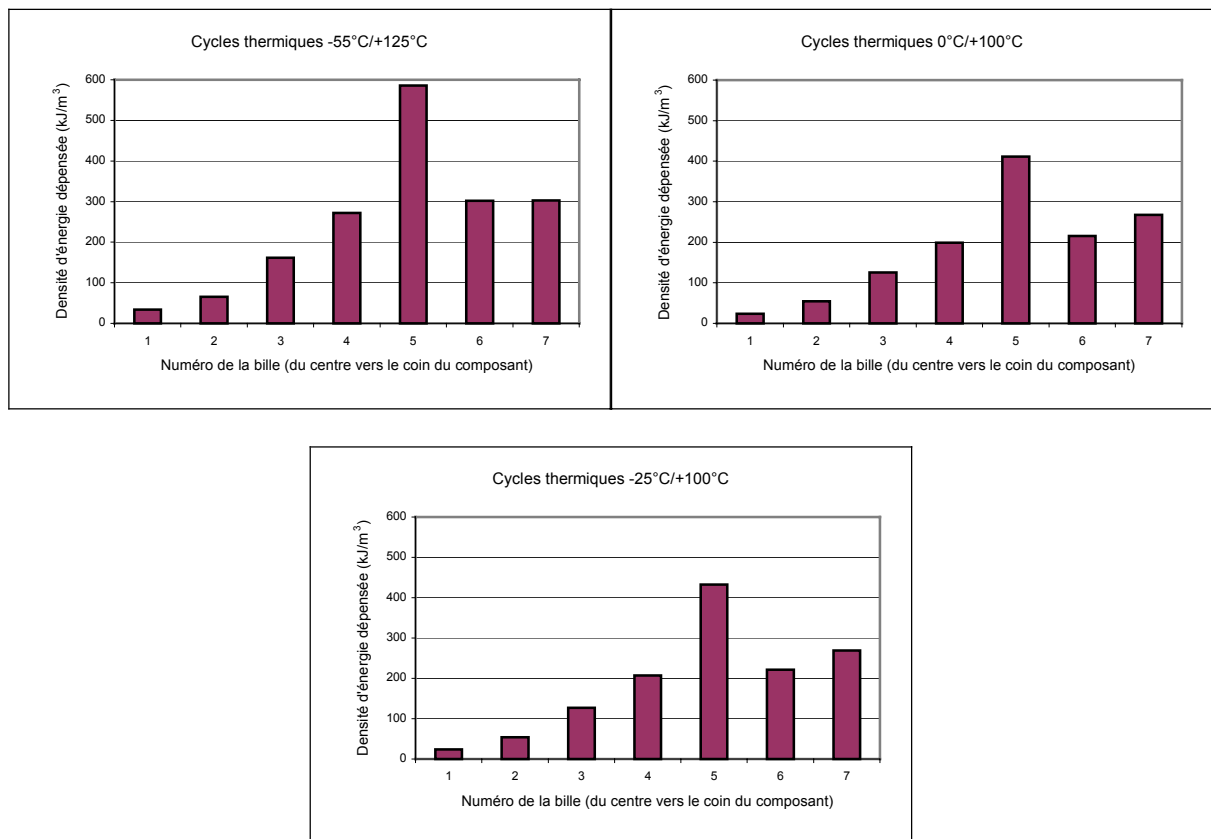


Figure IV-58 Densité d'énergie cumulée dissipée pour chaque bille de la diagonale du boîtier

Ayant identifié la bille la plus soumise à la fatigue thermique (celle sous le coin de la puce), l'évolution de la densité d'énergie dépensée au cours du temps dans la couche 2 d'éléments est représentée pour chaque vieillissement accéléré. Pour les trois tests, la courbe est divisée en trois parties correspondant à la refusion puis à la phase de stockage et enfin aux cycles thermiques. La zone correspondant aux cycles thermiques est extrapolée afin de déterminer l'équation exprimant la densité d'énergie en fonction du nombre de cycles.

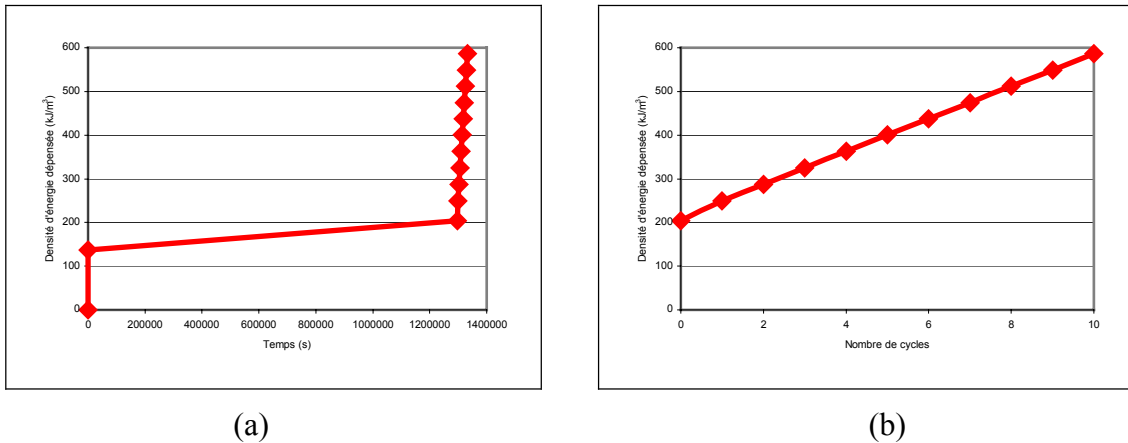


Figure IV-59 Densité d'énergie dépensée a) au cours du temps, durant la refusion, le stockage et les dix cycles thermiques et b) durant les dix cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

L'extrapolation de la zone correspondante aux cycles thermiques permet d'exprimer la densité d'énergie (W) dissipée dans les joints en fonction du nombre de cycles $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$:

$$W (\text{J}/\text{m}^3) = 37798,10 \times N \text{ cycles} + 209946,77 \quad (\text{IV-24})$$

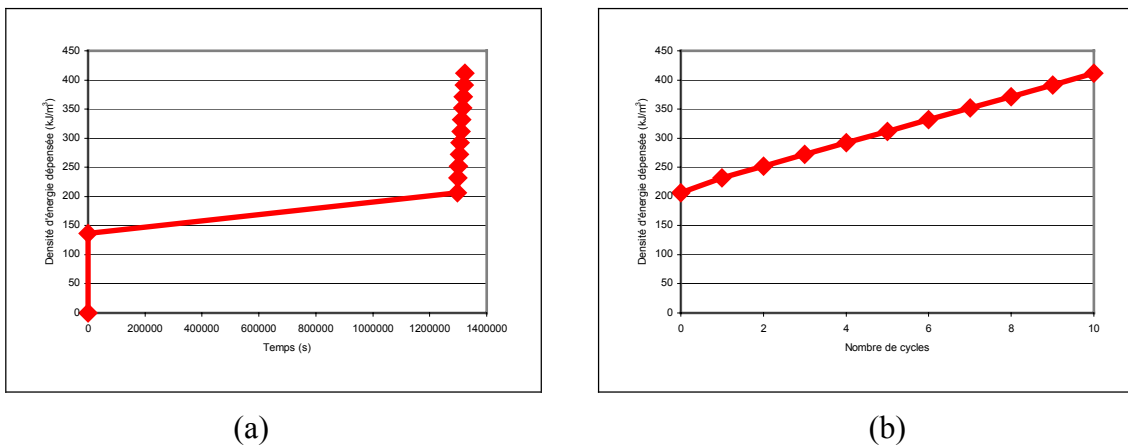


Figure IV-60 Densité d'énergie dépensée a) au cours du temps, durant la refusion, le stockage et les dix cycles thermiques et b) durant les dix cycles thermiques $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$

La régression linéaire de la partie de la courbe correspondant aux cycles thermiques $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$ a été déterminée :

$$W (\text{J}/\text{m}^3) = 20195,27 \times N \text{ cycles} + 210159,09 \quad (\text{IV-25})$$

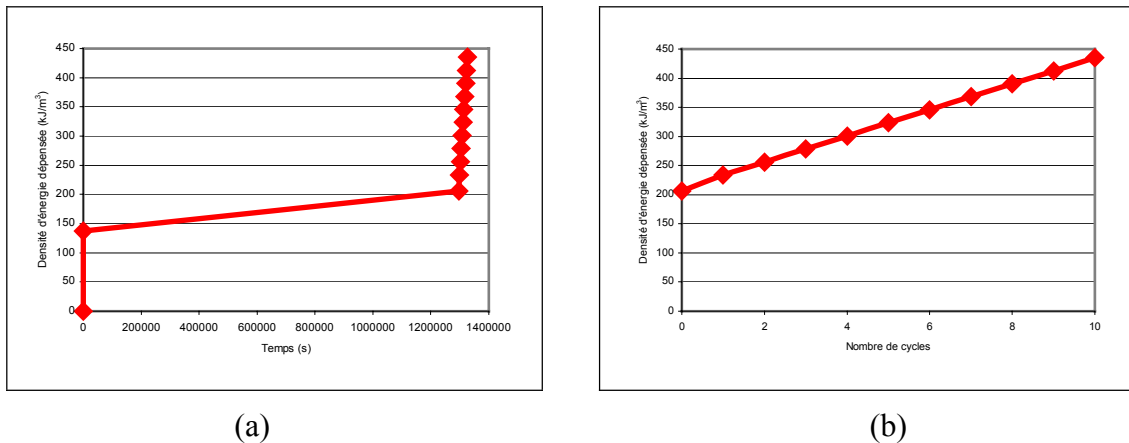


Figure IV-61 Densité d'énergie dépensée a) au cours du temps, durant la refusion, le stockage et les dix cycles thermiques et b) durant les dix cycles thermiques -25°C/+100°C

Les courbes précédentes permettent de déterminer une relation entre la densité d'énergie de déformation et le nombre de cycles thermiques -25°C /+100°C.

$$W \text{ (J/m}^3\text{)} = 22638,96 \times N \text{ cycles} + 209545,63 \quad \text{(IV-26)}$$

Pour chaque vieillissement accéléré, la courbe d'évolution de la densité d'énergie en fonction du nombre de cycles est une droite. Le coefficient directeur de la courbe augmente avec le ΔT (écart entre la température basse et haute des cycles thermiques) du test. La valeur de l'ordonnée à l'origine correspond à la densité d'énergie dissipée durant la refusion et le stockage.

5. Corrélation entre les résultats de simulation des cycles thermiques et ceux des essais de vieillissement accéléré

La corrélation entre les simulations et les essais de vieillissement accéléré a pour but de déterminer la densité cumulée d'énergie de déformation dissipée dans les joints durant les cycles thermiques qui mènent à la défaillance. Ainsi pour ce type d'assemblage, la réalisation d'un seul test de vieillissement ainsi que de la simulation correspondante permettraient de déterminer le nombre de cycles menant à la défaillance pour un autre test en effectuant seulement une simulation supplémentaire.

Nous avons fait l'hypothèse suivante : la défaillance se produit dans un joint brasé lorsqu'une certaine quantité d'énergie de déformation a été dissipée dans celui-ci. Une chaîne déclarée défaillante signifie que l'un des joints qui la constitue est fissuré. Par conséquent, à partir de cet instant, le modèle utilisé pour l'assemblage BGA ne correspond plus à la réalité. Il ne serait donc pas réaliste de calculer l'énergie dissipée dans les joints après N_i cycles qui conduisent, par exemple, à 50% des échantillons défaillants et d'utiliser cette valeur comme indicateur de défaillance. Il paraît plus raisonnable de considérer le nombre N_i de cycles qui conduisent à la première chaîne n°5 rompue pour chacun des tests sachant qu'il n'y a pas de défaillances infantiles (cf. 3.4) et de calculer la densité d'énergie de déformation qui correspond à ce nombre d'après la formule établie par simulation.

Pour les premiers tests -55°C/+125°C et 0°C/+100°C, la première défaillance est intervenue respectivement après 620 et 1170 cycles thermiques.

Nous avons calculé la densité d'énergie W_i dissipée durant ces N_i cycles :

- pour le test -55°C/+125°C :

$$\text{(IV-24) : } W_{i1} = 37798,10 \times N_{i1} + 209946,77 = 23645 \text{ kJ/m}^3$$

- pour le test 0°C/+100°C :

$$(IV-25) : W_{i2} = 20195,27 \times N_{i2} + 210159,09 = 23839 \text{ kJ/m}^3$$

Dans le cas des deux premiers tests, notre hypothèse est validée : la même quantité d'énergie est dissipée lorsque la première défaillance apparaît. Ensuite, nous considérons que les valeurs W_{i1} et W_{i2} sont à peu près égales à la densité d'énergie W_{i3} dissipée durant N_{i3} cycles thermiques -25°C/+100°C, ce qui permet de prédire le nombre de cycles conduisant à la première défaillance.

$$(IV-26) : N_{i3} = (W_{i3} - 209545,63) / 22638,96 = 1035 \text{ cycles avec } W_{i3} = W_{i1}$$
$$\text{et } N_{i3} = (W_{i3} - 209545,63) / 22638,96 = 1044 \text{ cycles avec } W_{i3} = W_{i2}$$

En réalité, les premières défaillances sont apparues au bout de 693 cycles. Ainsi ce dernier test semblerait infirmer l'hypothèse faite au début de cette démonstration. Cependant en observant la courbe de Weibull correspondant à ce test (Figure IV-32), nous remarquons que plus de **300 cycles** se sont écoulés entre les trois premières défaillances et les treize suivantes. C'est pourquoi nous pensons que les coupures du réseau électrique perturbant la dernière campagne de test ont accéléré l'apparition des premières défaillances. De plus, nous remarquons que la quatrième défaillance apparaît après 1218 cycles thermiques -25°C/+100°C et cela serait plus cohérent avec les résultats de notre méthode.

Ainsi il serait nécessaire de refaire ce dernier test dans de meilleures conditions pour pouvoir conclure à propos de :

- la validité du 3^{ème} test (cycles thermiques -25°C/+100°C), et/ou
- la pertinence de notre raisonnement incluant celle de notre modélisation de la densité d'énergie de déformation.

La validation de notre méthode par les deux premiers tests et les coupures électriques qui se sont produites durant le troisième test incitent à penser que le dernier test n'est pas valable.

Dans la partie 2.3. de ce chapitre, différentes méthodes permettant de déterminer le nombre de cycles menant à la défaillance ont été décrites. La méthode utilisée par Tong Yan Tee [TEE-02], inspirée de celle de Darveaux [DARV-00], montre une très bonne corrélation entre ses simulations et les tests de vieillissement dans différents cas (différents assemblages BGA, différents tests de vieillissement...). C'est pourquoi au vu de ces bons résultats, nous avons essayé d'appliquer sa méthode à notre étude.

La formule utilisée dans ses travaux exprime le nombre de cycles menant à la défaillance en fonction de la dimension du joint (a) et de la densité d'énergie dissipée par cycle (ΔW_{ave}).

$$N = a / (K_1 \cdot \Delta W_{ave}^{K_2}) \quad (IV-27)$$

K_1 et K_2 sont des constantes. De façon générale, la longueur a est égal au diamètre du plot de report de la bille côté boîtier car la fissure se produit dans le joint brasé à l'interface avec le boîtier.

En général, cette formule est utilisée pour déterminer le nombre de cycles menant à 50% ou à 63.2% de défaillance. Il a été choisi de considérer le nombre de cycles menant à 50% de défaillance ($N_{50\%}$) car le dernier test a été arrêté lorsque la moitié des chaînes n°5 était défaillante. Cette méthode repose sur la notion de défaillance d'un lot et non de la défaillance d'un échantillon. La correspondance avec la simulation (pour calculer ΔW_{ave} par exemple) ne peut être clairement établie dans ce cas, car elle est réalisée sur un seul assemblage qui ne

peut pas être représentatif d'un lot. Il n'est pas possible de représenter par un seul modèle un lot d'échantillons comportant des assemblages défaillants et d'autres sans fissure.

Connaissant la valeur de $N_{50\%}$ ainsi que la densité d'énergie dissipée par cycle, ΔW_{ave} pour les trois tests, les deux premières expériences permettent de déterminer les constantes K_1 et K_2 et la troisième permet de vérifier la validité de cette méthode dans notre cas.

Grâce aux tests $-55^\circ\text{C}/+125^\circ\text{C}$ et $0^\circ\text{C}/+100^\circ\text{C}$, il a été trouvé : $K_1 = 1,3076 \cdot 10^{-13}$ et $K_2 = 1,4119$. En appliquant par la suite la formule (IV-27), nous trouvons que le nombre de cycles $-25^\circ\text{C}/+100^\circ\text{C}$ menant à 50% de défaillances est égal à 1901. En réalité, la moitié des chaînes n°5 était défaillante au bout de 2090 cycles. Ainsi bien que cette méthode soit empirique, elle permet de prédire le nombre de cycles menant à 50% de défaillance avec moins de 10% d'erreur.

Les bons résultats de cette méthode difficilement justifiables nous ont mené à l'utiliser pour déterminer le nombre de cycles menant à la première défaillance.

De la même façon que précédemment, les deux premiers tests ont permis de calculer les constantes K_1 et K_2 respectivement égales à $13,006 \cdot 10^{12}$ et 1,01312. Ainsi grâce à la formule (IV-27), il a été obtenu que 1042 cycles thermiques menaient à la première défaillance. Ainsi dans de nombreux études notamment celles de Tong Yan Tee, la méthode de Darveaux modifiée a permis de corrélérer parfaitement les tests de vieillissement accéléré avec les calculs des simulations. Ainsi ceci conforte l'hypothèse que les résultats du troisième test (cycles thermiques $-25^\circ\text{C}/+100^\circ\text{C}$) ne sont pas corrects et en particulier que l'apparition des premières défaillances a été accéléré par les coupures du réseau électrique. De plus le résultat obtenu par cette méthode est très proche de celui déterminé d'après notre raisonnement.

6. Conclusions et perspectives

Les tests de vieillissement accéléré ont montré que les premières défaillances apparaissent dans la chaîne de joints brasés située sous le bord de la puce. Le suivi permanent des défaillances a permis de déterminer avec exactitude le nombre de cycles qui menaient à la défaillance d'une chaîne de joints brasés.

Par ailleurs, il semble difficile de modéliser avec précision les courbes représentant le pourcentage de défaillances cumulées en fonction du nombre de cycles par une loi de Weibull à deux paramètres. Il doit être envisagé d'appliquer une méthode pour modéliser ces courbes par une loi à plusieurs paramètres.

Ensuite, l'assemblage BGA a été modélisé en tenant compte du comportement non-linéaire de l'alliage de brasage, de la température de transition vitreuse de la colle et de la résine d'encapsulation et des propriétés orthotropes des substrats. Les contraintes et déformations résiduelles dues au procédé d'assemblage ont été prises en compte dans toutes les simulations. En effet la densité d'énergie de déformation dissipée dans les joints brasés durant cette phase n'est pas négligeable devant celle dissipée durant dix cycles. De plus, il est important de calculer les déformations de l'assemblage durant la refusion pour comparer les résultats obtenus par simulation avec les mesures ESPI afin de valider le modèle.

Les résultats des simulations sont tout d'abord cohérents avec les expériences réalisées par Dantec Ettemeyer, ce qui permet de vérifier la validité de notre modèle. De plus, le maximum de densité d'énergie de déformation est dissipé dans les joints où les premières défaillances apparaissent durant le test et plus particulièrement dans les zones où les fissures sont observées.

La méthodologie utilisée pour corréler les résultats de simulation des cycles thermiques et ceux des essais de vieillissement accéléré a pour principe de comparer l'énergie dissipée durant les N_i cycles menant aux premières défaillances pour chaque protocole de test. Pour les deux premières campagnes de test (cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ et $0^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$), l'énergie notée W_i (énergie dissipée durant les N_i cycles) est quasiment identique. Ainsi les processus de dégradation des joints doivent être identiques. Pour le troisième test, cette valeur diffère. Toutefois il semblerait que la validité de la méthode ne soit pas mise en cause, mais plutôt que celle du dernier test doit être remise en question. Par ailleurs la méthode de Tee Tong Yan permet de prédire le nombre de cycles menant à 50% de défaillance. Elle a été aussi utilisée pour déterminer le nombre de cycles menant à la première défaillance et a conduit au même résultat que notre raisonnement. Le fait que l'expérience fournit un résultat plus dispersé conforte l'idée que le dernier test a été perturbé par les coupures du réseau électrique. Il serait donc nécessaire de le refaire pour valider l'hypothèse que le joint est fissuré lorsqu'une quantité de densité d'énergie donnée s'est dissipée dans celui-ci.

Par la suite, le maillage de la bille la plus sollicitée durant les cycles thermiques sera affiné et les simulations seront réalisées à nouveau pour déterminer avec plus de précision la zone où la fissure apparaît et pour vérifier la validité de la formule (IV-27).

Chapitre V Évaluation par l'outil de simulation de la durée de vie de thyristors dans leur environnement de fonctionnement

Le but du programme européen HIRONDELLE était de fournir des expérimentations permettant de suivre le vieillissement et d'identifier les connexions défaillantes d'un assemblage électronique. Le travail qui va être présenté dans cette partie a été effectué dans un cadre différent. Mais son objectif était également de déterminer une méthodologie alliant modélisation et expérimentations dans le but d'évaluer la durée de vie d'un thyristor dans son environnement réel de fonctionnement.

1. Contexte de cette étude

Cette étude a été menée en partenariat avec EDF, service recherche et développement du site des Renardières.

D'après des études menées sur des systèmes de puissance utilisés dans les centrales nucléaires, certains thyristors ont montré des signes de vieillissement après une vingtaine d'années de fonctionnement. Toutefois aucune défaillance n'a été observée ou détectée durant les dernières vingt-cinq ans de fonctionnement du thyristor. Par sécurité, ces composants sont remplacés avant la fin de leur durée de vie. Compte tenu de l'importance du système pour la disponibilité des tranches et de la difficulté à accéder à l'équipement, EDF souhaiterait déterminer un indicateur de fin de vie afin d'optimiser les remplacements préventifs de ces composants. EDF souhaiterait développer une méthodologie de vieillissement « parallèle » lui permettant de maîtriser les dégradations des thyristors en environnement de fonctionnement.

Il serait en effet intéressant de disposer d'une méthodologie alliant expérimentation et simulation qui permettrait d'estimer le nombre d'années de fonctionnement après lequel le composant doit être remplacé. Le but de cette méthodologie serait de confronter simulations et vieillissements accélérés afin d'évaluer la durée de vie du thyristor. La corrélation entre simulations et tests de vieillissement est possible à condition d'utiliser des critères de défaillance ou de comparaison. Le critère utilisé pour les simulations sera le niveau de la densité d'énergie de déformation dissipée dans le joint de brasure le plus sollicité. En ce qui

concerne l'expérimentation, l'évolution de la résistance thermique de l'assemblage étudié permettra de déterminer si le composant est défaillant ou non.

La méthodologie va être divisée en plusieurs étapes :

i) Première étape : détermination du profil de température dans la puce du thyristor durant le fonctionnement du thyristor en environnement d'utilisation

Pour évaluer cela, une expérimentation est conduite afin de tracer la courbe d'échauffement du thyristor monté sur son radiateur. De cette caractéristique représentative de son comportement thermique, le circuit thermoélectrique équivalent à l'assemblage est déduit. L'évolution de la température dans la puce du thyristor en fonction du temps est ensuite calculée par simulation PSPICE en injectant le profil de mission en entrée du réseau thermoélectrique.

ii) Deuxième étape : Simulation thermique par éléments finis.

La distribution des températures due à un profil de mission représentatif a été calculée lors d'une simulation thermique par éléments finis. Ce profil est obtenu en injectant des impulsions de puissance dans la puce du thyristor. Le profil de la température dans la puce doit être le même que celui obtenu en résultat de la simulation PSPICE.

iii) Troisième étape : Simulation thermomécanique par éléments finis des cycles d'autoéchauffement représentatifs du profil de mission.

Les distributions de température dans le thyristor obtenues par la simulation précédente sont utilisées pour la simulation mécanique. Cette simulation par éléments finis est réalisée pour évaluer les contraintes et les déformations dans les joints de brasure durant le fonctionnement du thyristor. Le critère de comparaison entre ce type de vieillissement et celui dû aux tests de vieillissement est le niveau de la densité d'énergie de déformation dissipée dans les joints de brasure. Cette simulation permet de calculer la densité d'énergie dissipée dans les joints de brasure durant le fonctionnement. L'évolution de la densité d'énergie en fonction du temps est modélisée pour permettre une extrapolation pour un temps d'utilisation en environnement réel plus long.

iv) Quatrième étape : Simulations thermomécaniques de vieillissements accélérés.

Des simulations thermo-mécaniques sont conduites pour estimer la densité d'énergie dépensée dans les joints durant les vieillissements accélérés. De la même façon que précédemment, l'évolution de la densité d'énergie est modélisée en fonction du nombre de cycles subis par l'assemblage thyristor / radiateur.

v) Cinquième étape : Corrélation entre les simulations des vieillissements accélérés et celles de la réalité de fonctionnement. Cette étape permet de déterminer le nombre de cycles conduisant au même endommagement des joints brasés que 25 ans de fonctionnement en environnement réel.

vi) Sixième étape : Essais de vieillissement accéléré et mesure de la résistance thermique de l'assemblage

Grâce à un appareil de type ΔV_{be} mètre, la résistance thermique de l'assemblage est mesurée avant et après les vieillissements accélérés. Selon son augmentation due aux cycles thermiques, l'assemblage sera déclaré défaillant ou non.

vii) Septième étape : Observations au MEB

Après les vieillissements accélérés, les thyristors seront ensuite analysés au MEB pour déterminer la nature des défaillances.

2. Description d'un thyristor et de son fonctionnement en environnement réel d'utilisation

2.1. Description d'un thyristor

La figure V-1 montre la structure interne du composant thyristor. A l'intérieur du boîtier métallique, la puce du thyristor est reportée sur un diffuseur de chaleur qui lui permet d'évacuer plus facilement les calories dissipées durant son fonctionnement. La gâchette, qui permet d'activer le thyristor, est brasée au centre de la puce. L'anneau de cathode est aussi reporté sur la puce.

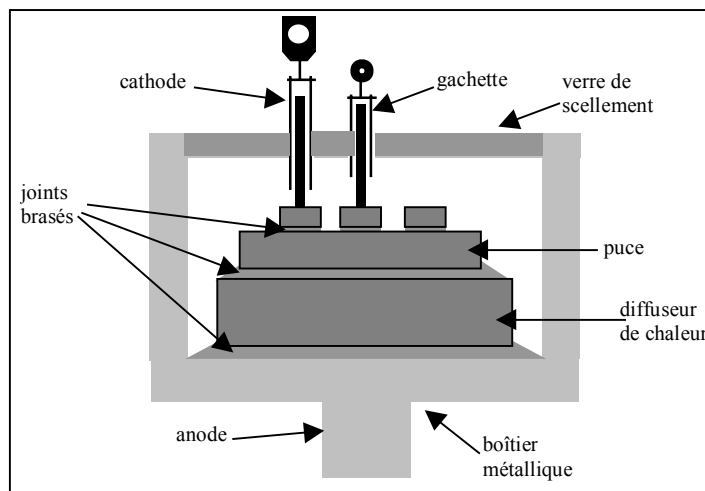


Figure V-1 Structure interne du thyristor (vue en coupe)

2.2. Description d'un mode de fonctionnement en environnement réel d'utilisation

Pour des raisons de confidentialité, les différents modes de fonctionnement en environnement réel d'utilisation du thyristor ainsi que leurs fonctionnalités ne peuvent pas être décrites. L'un d'eux étudié ci-dessous consiste à injecter des impulsions de puissance d'une durée de 1,6ms et de valeur 171W à une fréquence de 50Hz.

3. Analyse de construction du thyristor

Les analyses au Microscope Electronique à Balayage (Figure V-2) permettent d'analyser la nature des matériaux composant le thyristor et de mesurer les dimensions des constituants du thyristor.

Une analyse EDX a montré que l'alliage des trois brasures était constitué à 96% massique de plomb et à 4% massique d'étain. Quelques lacunes ont été observées dans les joints de brasure, en particulier dans la brasure entre le dissipateur et le boîtier.

L'anneau de cathode et le dissipateur sont en cuivre. Le boîtier métallique est maté dans la forme nécessitée par le composant, les paramètres mécaniques de ce matériau, en l'occurrence l'acier, peuvent en être modifiés par rapport à un matériau brut. Une mesure du coefficient de dilatation thermique de ce matériau réalisée au laboratoire RESCOLL de

l'Université Bordeaux 1 a montré que $\alpha \approx 13 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$, valeur peu différente de celle donnée dans la bibliographie concernant l'acier.

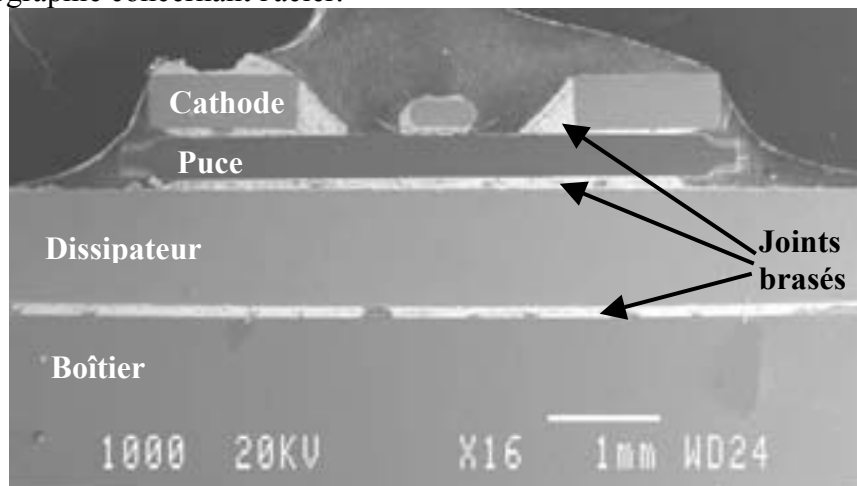


Figure V-2 Image MEB du thyristor (vue en coupe)

4. Caractérisation expérimentale du profil en température de la puce du thyristor

4.1. Détermination du réseau thermo-électrique représentant le thyristor sur son radiateur

Cette caractérisation a été réalisée à l'aide d'un analyseur thermique ANATECH (Figure V-3). Cet appareil de type ΔV_{be} mètre permet de déterminer la température de jonction d'un semi-conducteur.



Figure V-3 ΔV_{be} mètre d'ANATECH

Le paramètre thermosensible est la tension anode-cathode du thyristor amorcé et parcouru par un courant de mesure de faible intensité. Le ΔV_{be} mètre va considérer le thyristor comme une diode, la gâchette et l'anode étant court-circuitées.

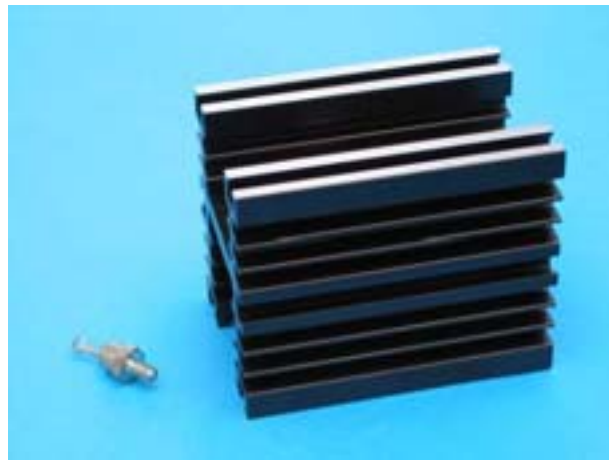


Figure V-4 Thyristor et son radiateur

Dans un premier temps, la tension anode-cathode doit être étalonnée en fonction de la température. La courbe d'échauffement du composant est obtenue en injectant dans la puce une succession d'impulsions de puissance de durée comprise entre 5ms et 1000s (abscisse de la courbe) et en mesurant l'élévation de la température produite par chacune de ces impulsions (ordonnée). Le composant monté sur un radiateur représentatif (Figure V-4) de son utilisation se trouve ainsi dans sa configuration de fonctionnement. Le réseau thermoélectrique (capacité et résistance thermique) est déduit par calcul de cette courbe d'auto-échauffement. Il est représentatif du comportement thermique de l'ensemble des matériaux composant l'assemblage thyristor / radiateur. Lors de la mesure, on s'attache à avoir des signaux les plus stables possibles. Durant la phase d'acquisition de la température, la valeur de l'intensité du courant de mesure est prise égale à 80mA.

Le réseau équivalent thermoélectrique obtenu est le suivant :

$R1=0,537 \text{ } ^\circ\text{C/W}$ $C1=21,60 \cdot 10^{-3} \text{ J/}^\circ\text{C}$
 $R2=0,784 \text{ } ^\circ\text{C/W}$ $C2=2,5268 \text{ J/}^\circ\text{C}$
 $R3=0,803 \text{ } ^\circ\text{C/W}$ $C3=200,996 \text{ J/}^\circ\text{C}$

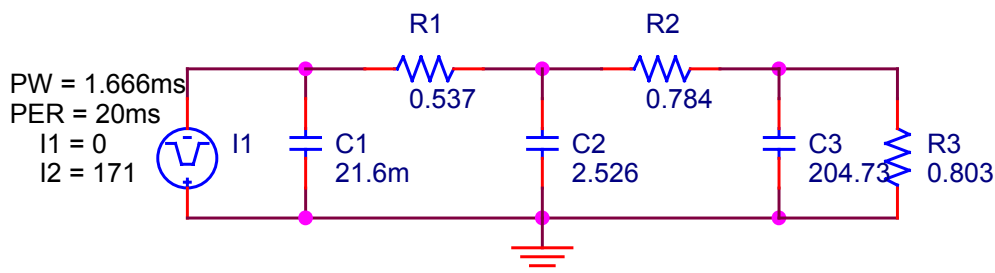


Figure V-5 Réseau thermo-électrique de l'assemblage thyristor et radiateur

4.2. Evaluation du profil de température dans la puce durant le profil de mission

L'évolution en température du thyristor durant son utilisation est obtenue en évaluant par simulation PSPICE la réponse de ce réseau thermoélectrique au régime de fonctionnement appliqué au thyristor.

Le profil de mission du thyristor est évalué au cours d'un fonctionnement type du composant. Le régime choisi consiste à faire conduire le thyristor avec un angle d'amorçage de 30 degrés. Le courant maximum vaut 75 A. Par hypothèse, on considère que les impulsions sont carrées, la charge étant très inductive.

Avant de simuler le profil de mission sur le réseau thermo-électrique, l'augmentation de la température de jonction a été calculée.

Pendant la phase de conduction, la tension aux bornes du thyristor vaut :

$$V_a = r \times I_a + V_{T0} \quad (V-1)$$

La résistance r et la tension de seuil V_{T0} sont donnés par le fournisseur du composant. Pour le composant étudié, $r = 16\text{m}\Omega$ et $V_{T0} = 1,08\text{V}$. Il en résulte que pendant la phase de conduction, la tension V_a vaut 2,28 V.

La puissance dissipée durant la phase de conduction vaut :

$$P_C = V_a \times I_{MAX} \quad (V-2)$$

Elle est donc égale à 171 W, ce qui conduit à une puissance moyenne de 14,25 W.

La résistance thermique jonction-ambiante est déterminée grâce à la courbe d'échauffement. Elle est égale à la somme des trois résistances du réseau thermo-électrique, soit 2,124 °C/W

Connaissant la résistance thermique jonction-ambiante et la puissance moyenne, on peut en déduire la différence de température entre la température ambiante et la température de la jonction lorsque le régime permanent est établi.

$$(T_j - T_a)_{\text{moy}} = P_{\text{moy}} \times R_{\text{thja}} \quad (V-3)$$

Ainsi la température de jonction aura augmentée de 30,27 °C lors de l'établissement du régime permanent.

Les résultats de la simulation PSPICE sont donnés Figure V-6 et Figure V-7.

La figure V-6 représente les variations de $T_j(t)$ lorsqu'un échelon de puissance $P=14,25$ W est appliqué au réseau. Le régime permanent est atteint après environ 700 s. On constate une différence de température de 30°C entre la jonction et l'ambiante. Ce résultat est conforme au calcul effectué plus haut.

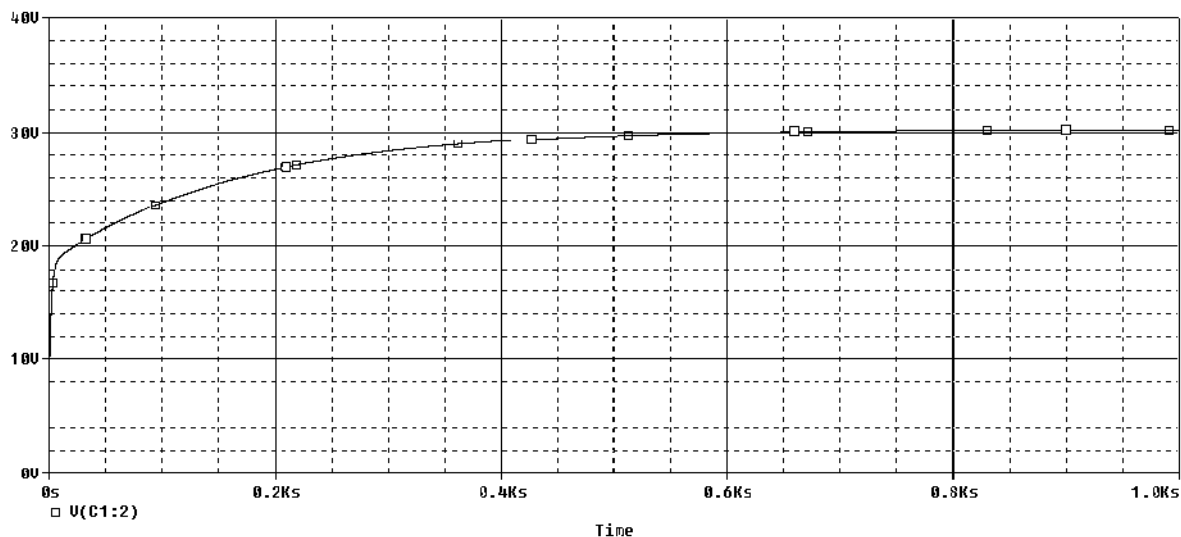


Figure V-6 Etablissement du régime permanent en température.

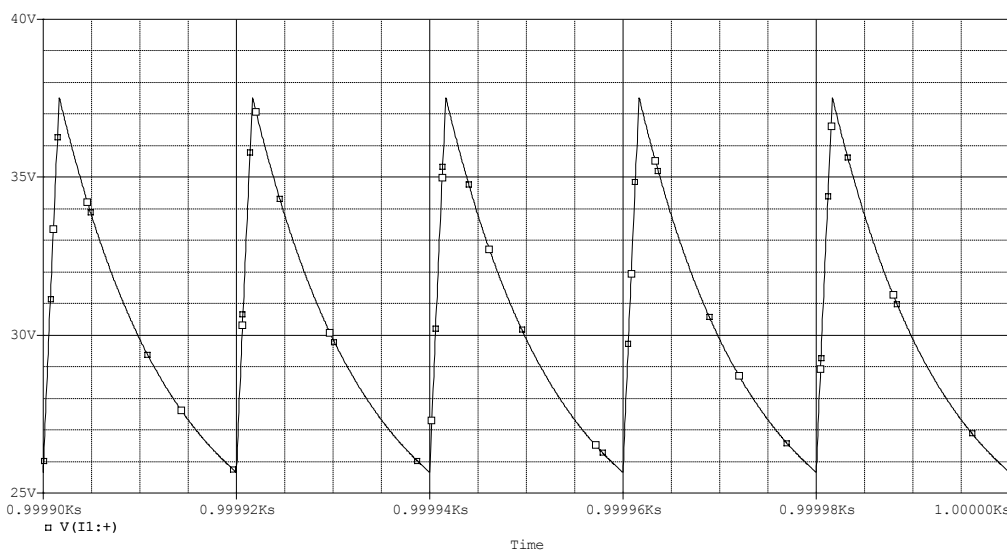


Figure V-7 Profil en température du silicium en fonctionnement.

En fonctionnement impulsionnel, lorsque le régime permanent est atteint, les différences de température dues aux impulsions de température (Figure V-7) sont de 11°C. La forme d'onde de la tension (et par analogie de la température) est représentée Figure V-7. Ces excursions de température de période 20ms sont susceptibles de vieillir l'assemblage en général et les joints de brasure en particulier durant le fonctionnement du composant de puissance.

5. Simulations thermo-mécaniques du fonctionnement réel du thyristor et des tests de vieillissement accéléré

5.1. Modélisation du thyristor monté sur son radiateur

Un modèle 2D axisymétrique a été utilisé pour modéliser cet assemblage (thyristor monté sur son radiateur). Bien que ce choix conduise à une approximation importante, il permet de

réduire le temps de simulation ou bien de mailler plus finement en particulier les brasures qu'avec un modèle 3D. Par ailleurs les dimensions de ce modèle ont été obtenues grâce aux mesures réalisées au MEB et les propriétés thermiques de la couche « radiateur », considérée comme une masse thermique, ont été ajustées de façon à obtenir dans la puce de silicium, le même profil de température que celui obtenu avec PSPICE. Ainsi ce modèle est calibré d'après la réalité expérimentale.

Dans un premier temps, les fils de connexion de la gâchette et de la cathode ont été pris en compte dans la simulation. Les résultats de ces calculs ont montré que la présence de ces fils n'a aucune influence sur l'évacuation des calories provenant de la puce, ni sur les contraintes et déformations accumulées dans les joints de brasure sensibles. Dans le but de simplifier le modèle, ils n'ont pas été modélisés.

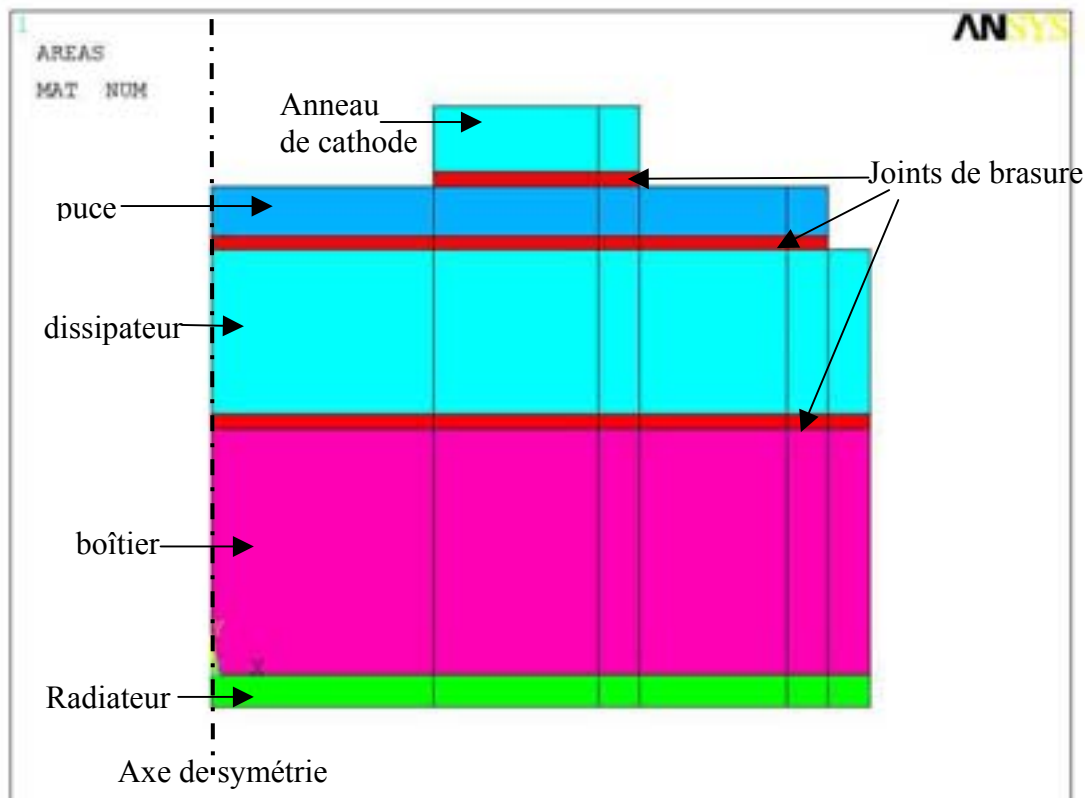


Figure V-8 Modèle utilisé (aires) pour les simulations thermiques et mécaniques.

Le modèle a été maillé avec différents types d'éléments selon le type de la simulation et selon le comportement du matériau. Le modèle du thyristor seul comprend 22660 éléments (22990 nœuds) et le modèle du thyristor sur son radiateur comprend 23230 éléments (23563 nœuds).

En ce qui concerne les simulations thermo-mécaniques, les conditions aux limites de ce modèle sont les suivantes :

- les nœuds de l'axe x sont bloqués selon l'axe y,
- les nœuds de l'axe y sont bloqués selon l'axe x.

La géométrie du radiateur étant complexe à modéliser, le radiateur a été représenté par une simple couche de matériau dont les paramètres thermophysiques sont adaptés par simulation de façon à retrouver les résultats expérimentaux. Ils n'ont ainsi aucun sens physique. Le radiateur est modélisé uniquement pour les simulations thermiques du fonctionnement réel d'utilisation. Un coefficient d'échange h sera affecté à la surface inférieure de la couche durant ces simulations.

Les propriétés thermophysiques des autres matériaux ont été extraites de la littérature, le coefficient de dilatation thermique de l'acier excepté.

Matériau	Conductivité thermique	Densité	Chaleur massique
SILICIUM	Dépendant de la température	2340 kg/m ³	761 J/kg.K
CUIVRE	397 W/m.K	8900 kg/m ³	389 J/kg.K
ACIER	67 W/m.K	7800 kg/m ³	502.2 J/kg.K
PB95-SN5	36 W/m.K	11236 kg/m ³	133.84 J/kg.K
RADIATEUR	2200 W/m.K	4.5x10 ⁶ kg/m ³	1663 J/kg.K

Tableau V-1 Propriétés thermiques des matériaux [DEAN-85]

Matériau	Module d'Young	Coefficient de Poisson	Coefficient de dilatation thermique
SILICIUM	130 GPa	0.28	2.8 ppm/°C
CUIVRE	129 GPa	0.34	17 ppm/°C
ACIER	200 GPa	0.28	14 ppm/°C
PB95-SN5	Dépend de la température	0.44	28.9 ppm/°C

Tableau V-2 Propriétés mécaniques des matériaux [DEAN-85] [PECH-99]

Le modèle d'Anand a été utilisé pour modéliser le comportement des alliages de brasures car il décrit de façon réaliste leur comportement viscoplastique [WANG-01]. La composition des joints brasés est très proche de l'alliage Sn5-Pb95. C'est pourquoi il a été choisi de définir le comportement thermo-mécanique de l'alliage de brasage par les propriétés de cet alliage traditionnellement utilisé en électronique de puissance.

Matériau	Température	Module d'Young	Paramètres d'Anand
PB95-SN5	T ₁ =298K	15.7 GPa	C1=s ₀ =15.09×10 ⁶ Pa C6=h ₀ =1787.02×10 ⁶ Pa
	T ₂ =373K	13.6 GPa	C2=Q/R=155831K C7=̂=72.73×10 ⁶ Pa
	T ₃ =473K	10.7 GPa	C3=A=3.25×10 ¹² s ⁻¹ C8=n=0.00437
	T ₄ =600K	100 kPa	C4=xi=7 C5=m=0.143 C9=a=3.73

Tableau V-3 Propriétés non linéaires de l'alliage de brasage [WANG-01]

5.2. Méthodologie

Le critère de défaillance utilisé pour les simulations est le niveau de densité d'énergie de déformation dissipée dans les joints brasés dont l'expression est donnée au chapitre précédent (cf. chapitre IV 4.5.1). Cette densité sera calculée dans la zone la plus sollicitée des joints brasés d'après les résultats des différentes simulations obtenus pour chaque état de l'assemblage du procédé de refusion au dernier cycle d'auto-échauffement ou cycle thermique par la méthode des trapèzes [THEB-00b].

Le calcul tient compte des contraintes et des déformations inélastiques (plastiques et fluage) dues au cisaillement et à la traction dans les joints.

Au bout d'un faible nombre de cycles thermiques simulés, la boucle d'hystérésis décrite par la courbe $\sigma(\epsilon)$ devient stable et donc la densité d'énergie dépensée durant un cycle devient constante. Par conséquent en simulant seulement quelques cycles, il est possible d'établir une équation exprimant la densité d'énergie cumulée dissipée en fonction du temps de fonctionnement d'une part et en fonction du nombre de cycles thermiques de vieillissement accéléré d'autre part. Ainsi il sera possible de déterminer le nombre de cycles thermiques conduisant au même endommagement qu'un certain nombre d'années de fonctionnement.

5.3. Simulation du procédé d'assemblage du thyristor

Durant la fabrication du thyristor, l'ensemble des matériaux composant l'assemblage est chauffé de la température ambiante à la température de refusion ($T_r = 310^\circ\text{C}$) de l'alliage de brasage Pb95Sn5. Durant la phase de refroidissement, la solidification de la brasure va maintenir cet assemblage dans un état déformé par la montée en température. Cela va engendrer un état mécanique résiduel. Dans les simulations, la refusion de la brasure a été modélisée pour prendre en compte les contraintes et déformations résiduelles qui se sont accumulées dans les joints de brasure durant le procédé de fabrication.

Pour la simulation thermo-mécanique, le modèle du thyristor seul est pris en compte. Il est maillé avec l'élément de structure, PLANE 42, à l'exception des joints de brasure, qui sont maillés avec un élément visco-plastique, VISCO106. Dans un premier temps, la montée en température de 25°C à 310°C est simulée dans le but de récupérer les dilatations des différentes couches. Dans un second temps, les déplacements dus à la montée en température sont appliqués sur le modèle puis le refroidissement est simulé. La température de l'état sans contrainte, ni déformation, est égale alors à la température de refusion de l'alliage, cette température est dite de référence. Après la simulation de la phase de refusion, un stockage de 15 jours a été simulé dans le but de déterminer les évolutions de la densité d'énergie de déformation durant cette période, durant laquelle n'intervient que le fluage. Aucune modification importante de cette densité n'apparaît durant cette phase, il est ainsi estimé que la durée de stockage est négligeable dans ce type de calcul.

5.4. Simulation du fonctionnement réel d'utilisation du thyristor

5.4.1. Simulation thermique

Dans le cas de la simulation thermique, le modèle du thyristor sur son radiateur est maillé avec l'élément thermique PLANE 55. Le maillage du modèle est identique pour chaque simulation. L'élément champ couplé permettant de résoudre les problèmes thermiques et mécaniques en parallèle ne peut être employé dans cette étude, car il ne permet pas de modéliser les échanges convectifs. C'est pourquoi une première simulation (simulation thermique) est réalisée afin de déterminer le profil de température dans l'assemblage, en

particulier dans la puce, durant le profil de mission. Par la suite, une simulation thermo-mécanique est réalisée pour calculer les déformations et les contraintes dues au fonctionnement réel du thyristor.

Le profil de mission consiste à injecter dans la puce des impulsions de puissance de 171W de durée 1,6ms à la fréquence de 50 Hz.

Tout d'abord, une simulation préliminaire est réalisée afin de caler le modèle d'après les résultats de simulations obtenus avec PSPICE. Elle consiste à injecter dans la puce durant 1000s la puissance moyenne ($P_{\text{moy}}=14,25\text{W}$) et non les impulsions de puissance afin de réduire le temps de calcul.

La chaleur dissipée dans le composant de puissance est essentiellement évacuée par le radiateur. La température ambiante à proximité du fond de boîtier est fixée à 40°C. Les deux paramètres, qui sont calculées de façon à reproduire les données thermiques obtenues expérimentalement, sont le coefficient d'échange et la masse volumique du matériau simulant le radiateur. Pour atteindre le régime permanent au bout de 700s et obtenir une augmentation finale de température de 30°C dans la puce, les valeurs doivent être les suivantes : coefficient d'échange h égal à 13200 et masse volumique égale à $4,5 \cdot 10^6 \text{kg/m}^3$. Les valeurs de la conductivité thermique et de la chaleur massique du radiateur sont élevées, car le radiateur est représenté par un volume plus faible que celui qu'il occupe en réalité.

Par la suite, la simulation thermique du profil de mission est réalisée : la puissance moyenne est injectée pendant 700s pour alléger le fichier des résultats et de diminuer le temps de calcul puis quelques impulsions de puissance ($T_{\text{pulse}}=1,6 \text{ ms}$, $T=20\text{ms}$, $P=171\text{W}$) sont simulées. Les écarts de température calculés dans la puce durant les impulsions de puissance en régime permanent sont voisins de 10°C, résultat proche des 11°C de la simulation PSPICE.

En conclusion, le profil de température obtenu par les simulations ANSYS est suffisamment proche de celui calculé par PSPICE pour être jugé satisfaisant.

L'hypothèse simplificatrice essentielle effectuée dans le cadre de cette étude et notamment dans le cadre de la simulation thermique consiste à considérer que les paramètres thermophysiques des matériaux ne sont pas modifiés durant les vieillissements d'un environnement d'utilisation ou accélérés. En tenant compte de cette hypothèse, il en résulte qu'un échelon de puissance de 171W de durée 1,6 ms conduit à la même cartographie thermique au début de la durée de vie de l'assemblage qu'après un nombre quelconque d'années d'utilisation.

5.4.2. Simulation mécanique

Dans le cas de la simulation thermo-mécanique, le modèle du thyristor seul est considéré. Il est maillé avec l'élément de structure PLANE 42 exceptés les joints de brasure, qui sont maillés par un élément visco-plastique VISCO106.

Les résultats de la simulation thermique sont intégrés dans la simulation mécanique dans le même nombre de cas de charge à la suite de la simulation de la refusion et du stockage. Cette démarche est reproduite plusieurs fois, selon le nombre d'impulsions de puissance dont on souhaite déterminer l'impact mécanique. Le but de cette simulation est de déterminer l'état mécanique de l'assemblage dû au profil de mission en tenant compte des déformations et des contraintes résiduelles.

D'après la répartition des contraintes de Von Mises (Figure V-9), la zone la plus soumise aux contraintes mécaniques se trouve dans le joint de brasure situé entre la puce et le dissipateur. Le calcul de la densité d'énergie de déformation sera donc réalisé dans cette zone.

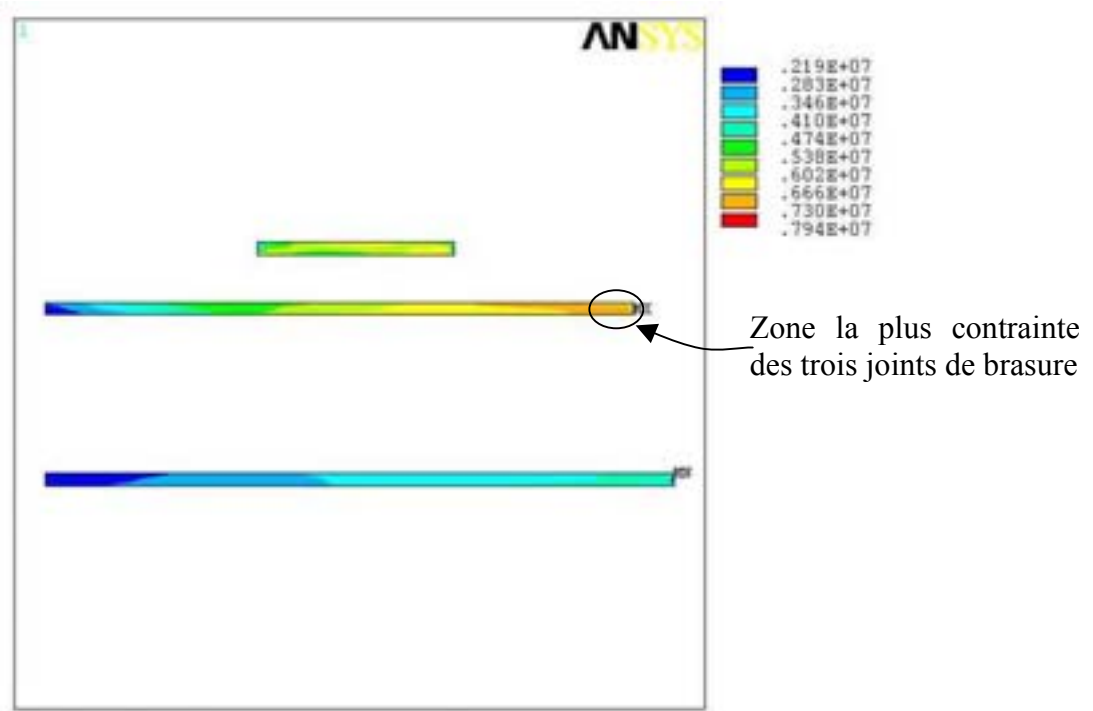


Figure V-9 Distribution des contraintes équivalentes (Pa) dans les trois joints de brasure

5.4.3. Calcul de la densité d'énergie dissipée durant le fonctionnement réel

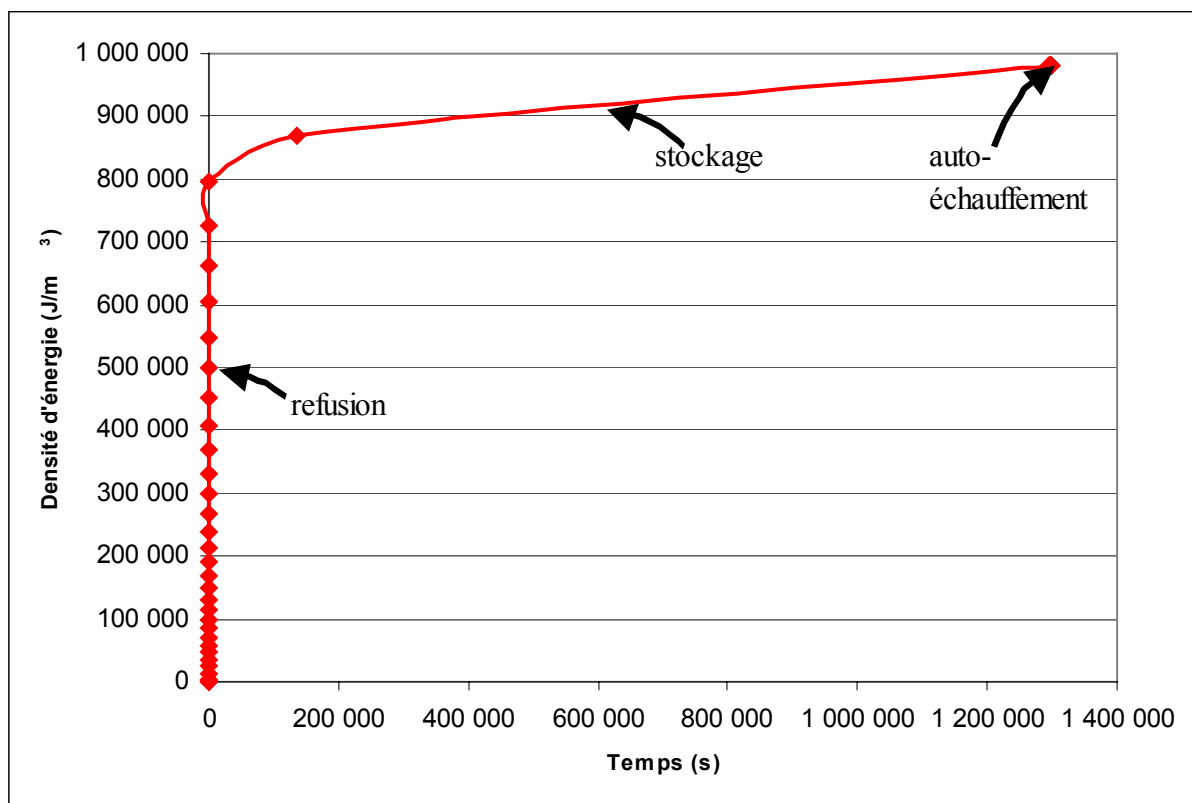


Figure V-10 Evolution de la densité d'énergie de déformation dans la zone la plus sollicitée

La courbe donnant la densité d'énergie de déformation en fonction du temps (Figure V-10) est divisée en trois parties : la phase de refusion, la phase de stockage (durant laquelle peu d'énergie est dissipée) et la phase de fonctionnement en environnement d'utilisation (durée d'une période de 20 ms invisible à l'échelle des durées des autres phases).

La densité d'énergie s'accroît pendant la fabrication du thyristor et le stockage, puis augmente à nouveau durant le régime représentant le fonctionnement.

La troisième partie de cette courbe (Figure V-11) est modélisée par une droite dans le but de pouvoir extrapoler le calcul de la densité d'énergie au bout de 25 ans.

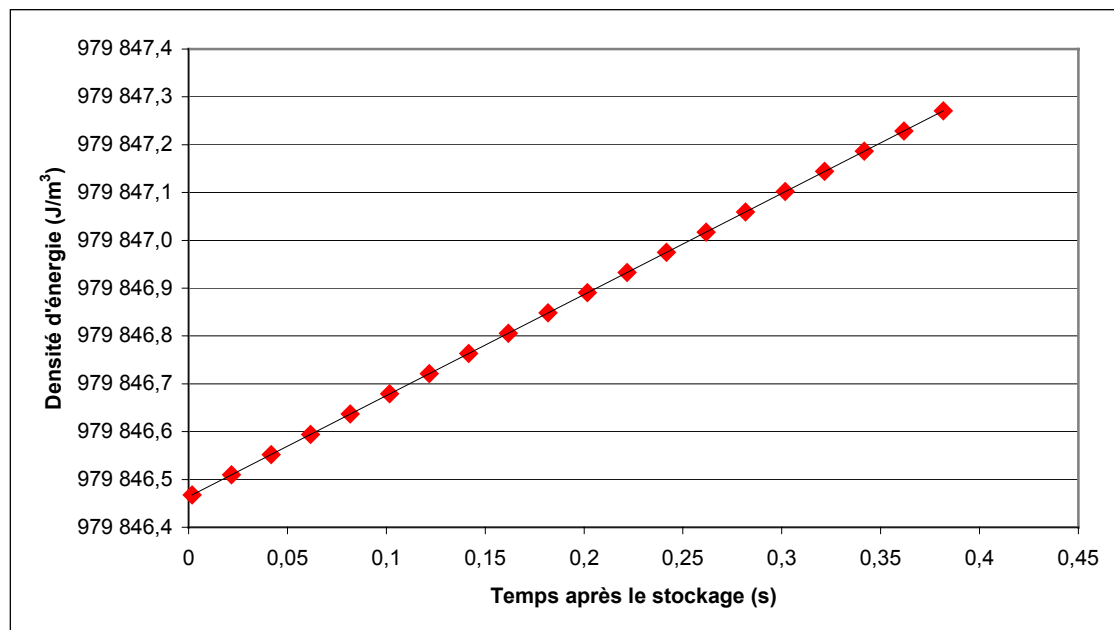


Figure V-11 Densité d'énergie dissipée durant le fonctionnement réel

La troisième phase de la courbe est modélisée par Excel et la régression linéaire de cette partie donne :

$$W = 2,1158 \times t - 1763711 \quad (V-4)$$

où W est exprimée en J/m^3 et t en s.

Densité d'énergie dissipée pour $t = 25$ ans soit en secondes $7,884 \times 10^8$ s.

Si cette durée en secondes est reportée dans l'équation (V-4) :

$$W = 1,66 \cdot 10^9 J/m^3$$

La modélisation mathématique obtenue par cette méthodologie n'est valable que si les hypothèses fondamentales pour la conduite de cette étude sont respectées. Ces hypothèses consistent à considérer que les paramètres mécaniques utilisés pour la simulation sont représentatifs des matériaux et ne varient pas au cours du temps.

Or le modèle de ANAND n'intègre pas des paramètres prenant en compte le vieillissement. C'est pourquoi l'accroissement de la densité d'énergie est constant au cours du temps. De plus, il a été montré par des simulations conduites sur un grand nombre de périodes, que la pente de la régression linéaire ne varie pas. Ainsi, si les hypothèses sont respectées, l'équation de la droite est validée.

5.5. Simulation de l'essai de vieillissement accéléré

5.5.1. Simulation des cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

Pour cette simulation, le modèle a été maillé avec l'élément de structure PLANE 42 exceptés les joints de brasure, qui sont maillés avec un élément visco-plastique VISCO106. En fait, le modèle considéré dans cette simulation est identique à celui utilisé pour la simulation mécanique du fonctionnement réel d'utilisation.

Il paraît plus judicieux dans un premier temps de prendre en considération des cycles sévères correspondant aux normes de l'électronique de puissance.

Quelques cycles thermiques entre -55°C et 125°C sont simulés à la suite de la refusion et du stockage (Figure V-12).

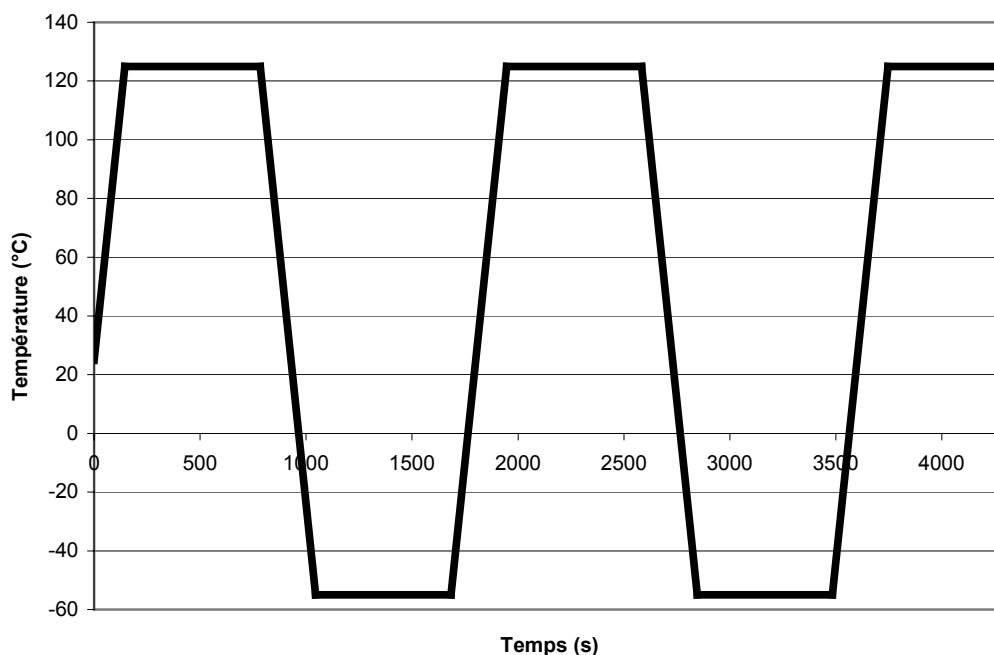


Figure V-12 Profil des cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

5.5.2. Calcul de la densité d'énergie dissipée durant les cycles

De même que pour le fonctionnement réel d'utilisation, l'exploitation du calcul des contraintes et déformations de traction et de cisaillement dans toutes les directions a permis de tracer la densité d'énergie dissipée dans la même zone du joint brasé le plus sollicité en fonction du temps (Figure V-13) et en fonction du nombre de cycles subis par l'assemblage (Figure V-14). La densité d'énergie s'accroît durant la phase de refusion et pendant les tests de vieillissement accéléré.

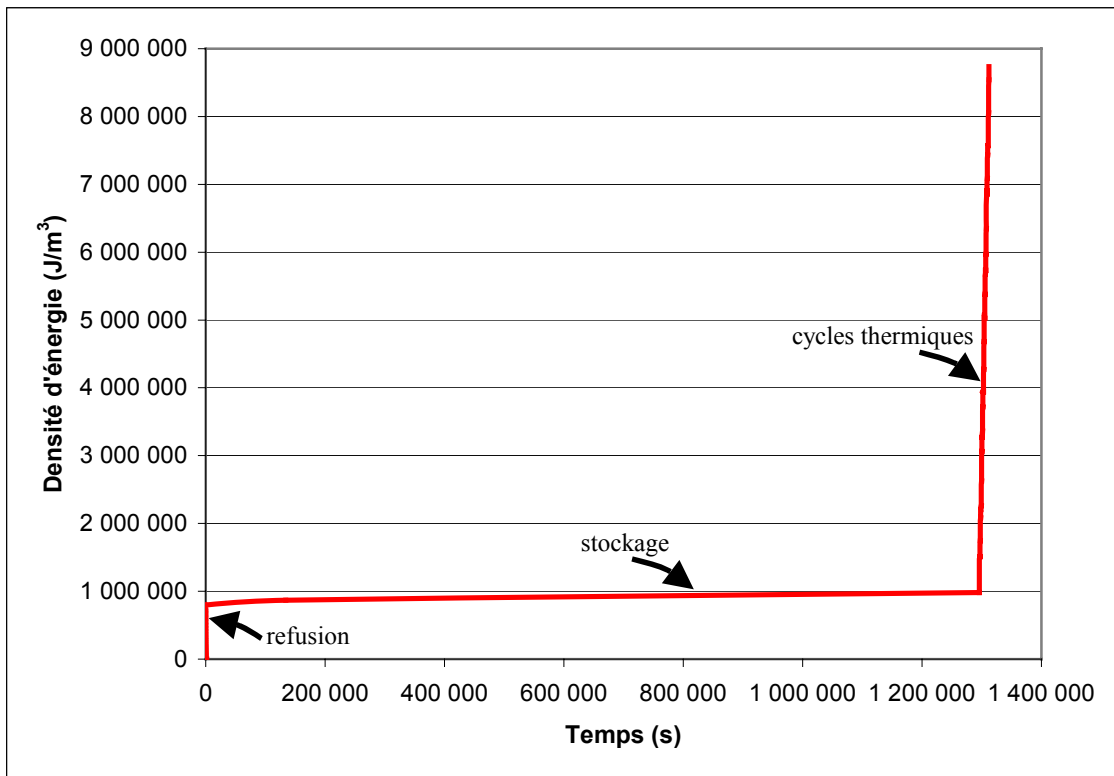


Figure V-13 Evolution de la densité d'énergie de déformation dans la zone la plus sollicitée

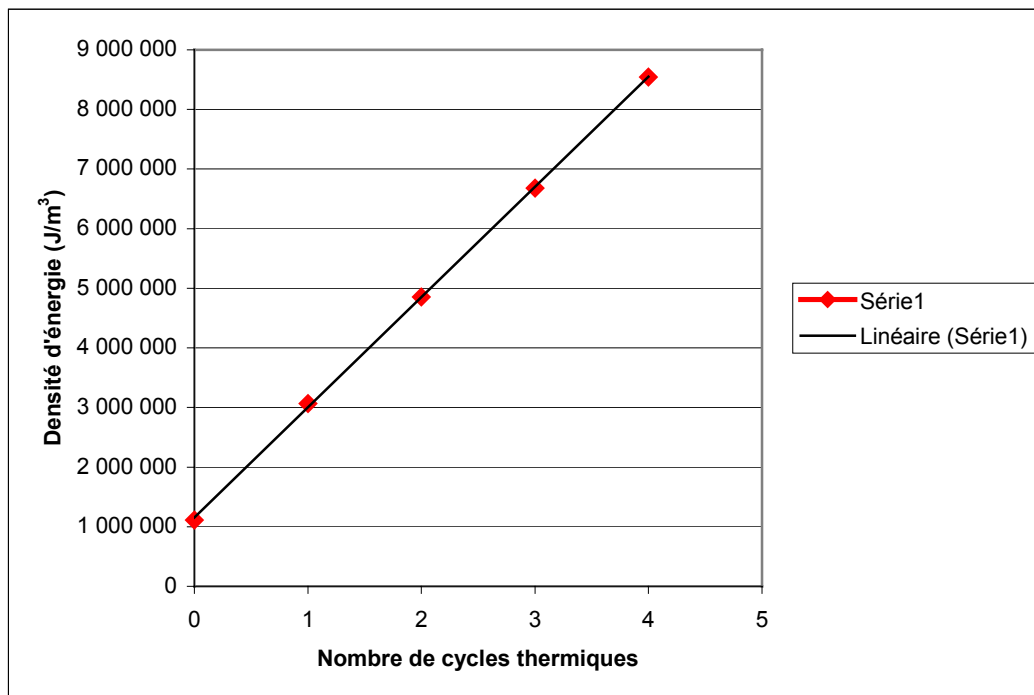


Figure V-14 Densité d'énergie de déformation durant les cycles thermiques

Selon le même principe expliqué précédemment et selon les hypothèses effectuées, les résultats concernant les cycles thermiques peuvent être extrapolés pour conduire à une modélisation mathématique du calcul de la densité pour un nombre quelconque de cycles. La régression linéaire de la partie « cycles thermiques -55°C / +125°C » a été déterminée :

$$W = 3524159,694 \times \text{Ncycles} + 446773,195 \quad (\text{V-5})$$

5.6. Correspondance entre la durée de vie en fonctionnement réel du thyristor et le nombre de cycles thermiques

Cette méthodologie permet de calculer le nombre de cycles $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ conduisant au même endommagement qu'un certain nombre d'années de fonctionnement en environnement réel. L'équation (V-4) permet de calculer la densité d'énergie dissipée dans le joint brasé le plus sollicité durant des cycles d'auto-échauffement. L'équation (V-5) donne le rapport entre la densité d'énergie de déformation et le nombre de cycles subis par l'assemblage. Ainsi, en faisant l'hypothèse que les cycles thermiques entraînent le même type de dégradation dans les thyristors que les cycles d'auto-échauffement, on peut déduire le nombre de cycles thermiques équivalent à un nombre d'années d'utilisation en terme de détérioration des joints brasés.

Pour 25 ans de fonctionnement en environnement réel

$$(V-4) : W = 1,66 \cdot 10^9 \text{ J/m}^3$$

$$(V-5) : N \text{ cycles} = (1,66 \cdot 10^9 - 446773,195) / 3524159,694 = \mathbf{470}$$

En conclusion, d'après les simulations, 470 cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ conduisent au même endommagement du thyristor que 25 ans de fonctionnement en environnement réel.

6. Test de vieillissement accéléré : cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

6.1. Etude la résistance thermique du thyristor monté sur son radiateur

6.1.1. Etalonnage de la jonction

Les six thyristors qui vont subir le test de vieillissement sont plongés dans un bain de liquide caloporteur (Galden). L'ensemble est chauffé jusqu'à 100°C puis durant la descente en température de 100°C à 40°C , les mesures permettant de calibrer les jonctions sont réalisées. Elles sont effectuées durant la descente car celle-ci est plus lente que la montée ce qui assure une meilleure uniformisation de la température du bain et des composants.

Le protocole de mesure est le suivant :

- injection du courant de mesure dans le thyristor,
- mesure de la tension aux bornes du thyristor pour différentes températures,
- tracé de la courbe d'étalonnage.

Par la suite, cette courbe permettra de remonter à la température moyenne de la puce en mesurant la tension aux bornes du thyristor.

6.1.2. Mesure de la résistance thermique avant et après le test

Six thyristors ont subi 300 cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ dans la machine présentée Figure V-15.



Figure V-15 Machine de chocs thermiques liquide-liquide

Avant et après les cycles thermiques, chaque thyristor est positionné sur son radiateur comme il l'est durant le fonctionnement réel d'utilisation. La résistance thermique de l'ensemble est mesurée en injectant une puissance donnée dans le composant et en mesurant la tension aux bornes du thyristor immédiatement après son interruption. La courbe d'étalonnage permet ensuite de déterminer la température moyenne de la puce. Enfin la résistance thermique du thyristor monté sur son radiateur (Figure V-4) est calculée de la façon suivante :

$$R_{TH} = (T_J - T_A) / P \quad (V-6)$$

A l'issue du vieillissement, quatre thyristors ne s'amorçaient pas avec un courant de 100 mA. Seuls deux composants (n°4 et n°6) étaient en état de fonctionnement électrique. Toutefois leur résistance thermique avait plus que doublé (Tableau V-4).

Thyristor	n°4	n°6
R_{TH} initial (K.W ⁻¹)	1,70	1,89
R_{TH} final (K.W ⁻¹)	4,863	4,720

Tableau V-4 Evolution de la résistance thermique au cours des cycles thermiques

6.2. Analyses au MEB des thyristors après vieillissement

Au vu des mesures de résistance thermique après les cycles thermiques, il était nécessaire d'observer l'évolution de la structure interne du thyristor, en particulier des brasures, due aux vieillissements accélérés.

La figure V-16 montre une coupe du thyristor après 300 chocs thermiques -55°C/+125°C.

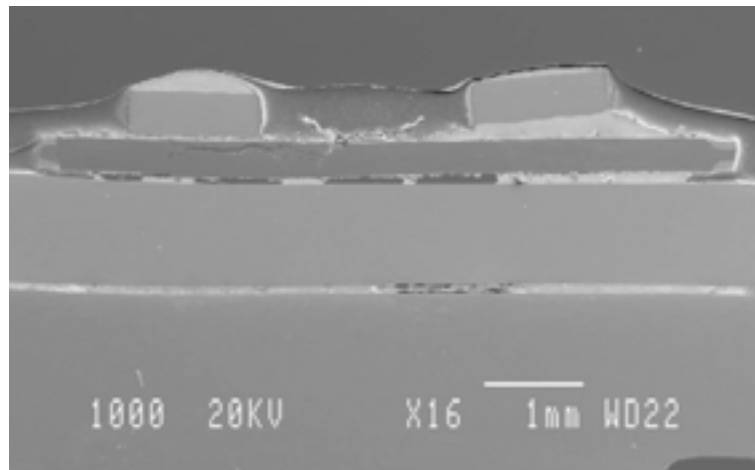


Figure V-16 Images MEB d'un thyristor après 300 chocs thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

Une seule lacune est clairement visible dans la brasure entre le dissipateur et le boîtier. (Figure V-16 et Figure V-17). Par contre, plusieurs lacunes sont présentes dans la brasure entre le dissipateur et la puce et la brasure est fissurée à l'interface avec la puce (Figure V-17). De plus, il apparaît que la puce est cassée.

Cette analyse montre clairement que la résistance thermique de l'assemblage a augmenté à la fin du vieillissement accéléré à cause des lacunes et fissures présentes dans les brasures.

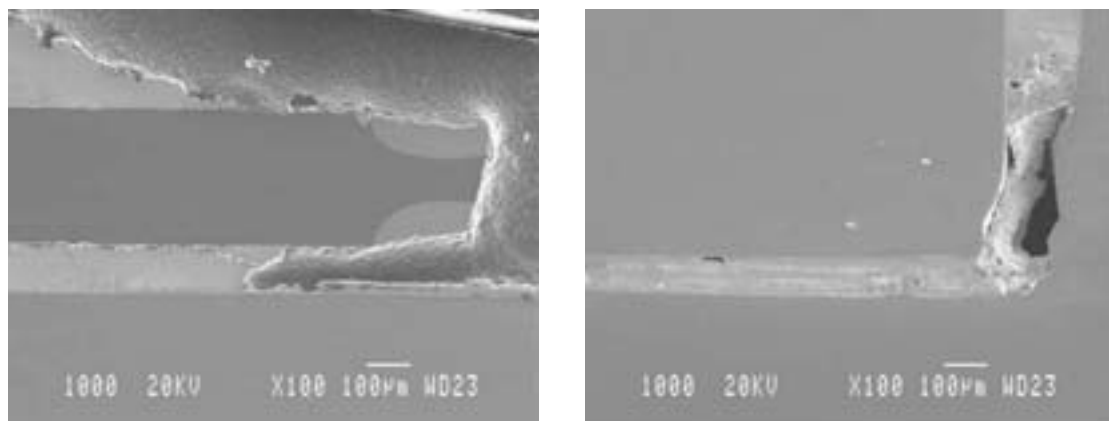


Figure V-17 Images MEB des brasures a)entre la puce et le dissipateur
et b)entre le dissipateur et le boîtier

6.3. Conclusions pour le test de vieillissement accéléré $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

D'après les simulations et les critères de comparaison qui ont été fixés, 300 cycles thermiques correspondent à environ 15 ans de fonctionnement en environnement réel d'utilisation. Or au bout de ce nombre de cycles thermiques, les composants étudiés sont défaillants selon le critère de défaillance que nous avons choisi. Pourtant après 20 années d'utilisation, les thyristors sont toujours dans un état correct de fonctionnement. Ainsi les résultats obtenus pour ce premier test de vieillissement montrent que les cycles $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ sont trop sévères pour ce type de composant et qu'ils risquent d'engendrer des défaillances qui ne se produisent pas durant le profil de mission. Par ailleurs, d'après la fiche technique du thyristor, la gamme de température d'utilisation est comprise entre -40°C et

+125°C. C'est pourquoi il a été décidé de réaliser un deuxième test de vieillissement accéléré qui sera un cyclage thermique compris entre -40°C et +125°C.

7. Test de vieillissement accéléré : cycles thermiques -40°C/+125°C

7.1. Simulation des cycles thermiques

Les cycles thermiques (Figure V-18) compris entre -40°C et +125°C ont été simulés sur le même modèle que celui utilisé pour les cycles -55°C/+125°C. De même que précédemment, les contraintes et déformations résiduelles sont prises en compte dans cette simulation.

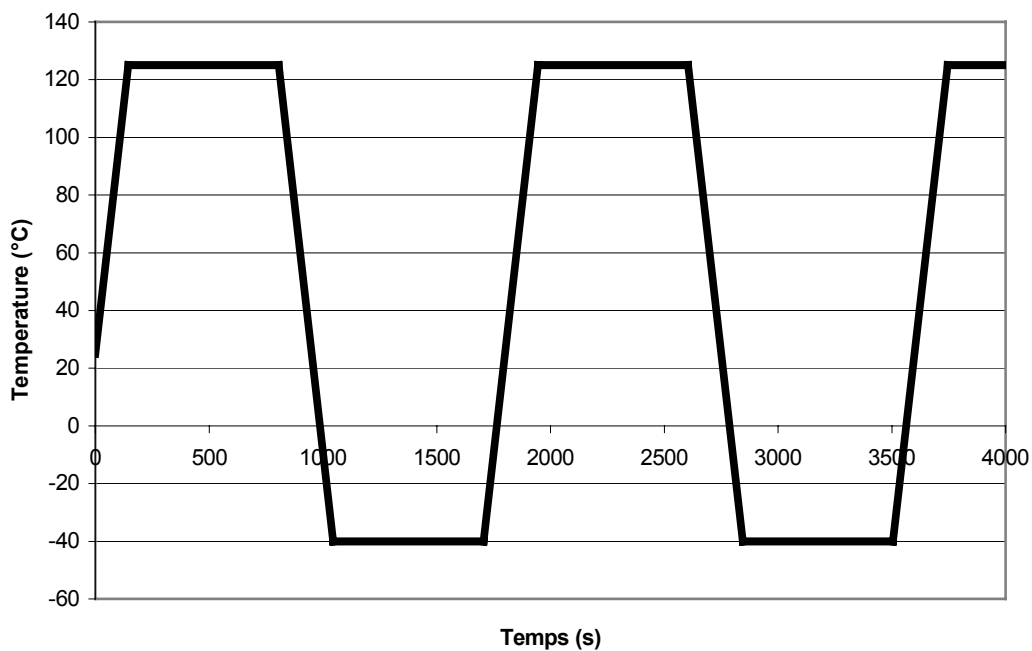


Figure V-18 Profil des cycles thermiques -40°C/+125°C

Les résultats de la simulation ont permis de calculer la densité d'énergie de déformation dans la zone de la brasure la plus sollicitée. La figure V-19 montre l'évolution de la densité d'énergie en fonction du temps. Elle augmente durant la phase de refusion et durant les chocs thermiques. Par contre, elle reste quasiment constante durant toute la phase de stockage.

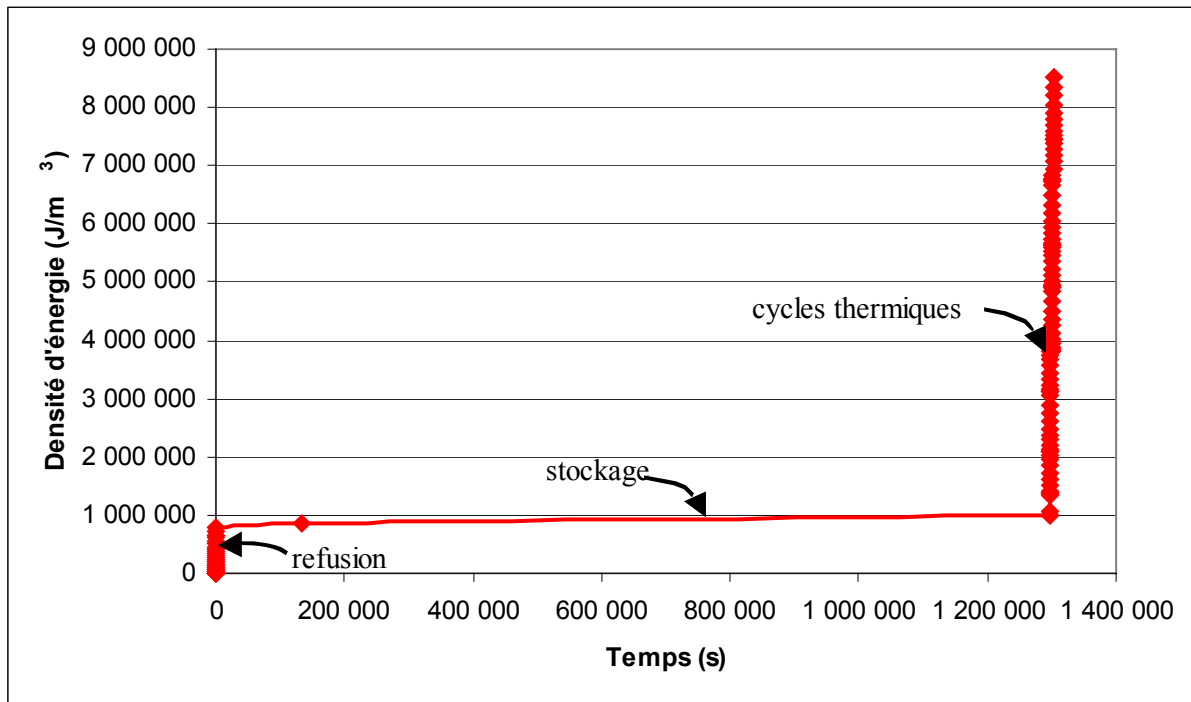


Figure V-19 Evolution de la densité d'énergie de déformation en fonction du temps

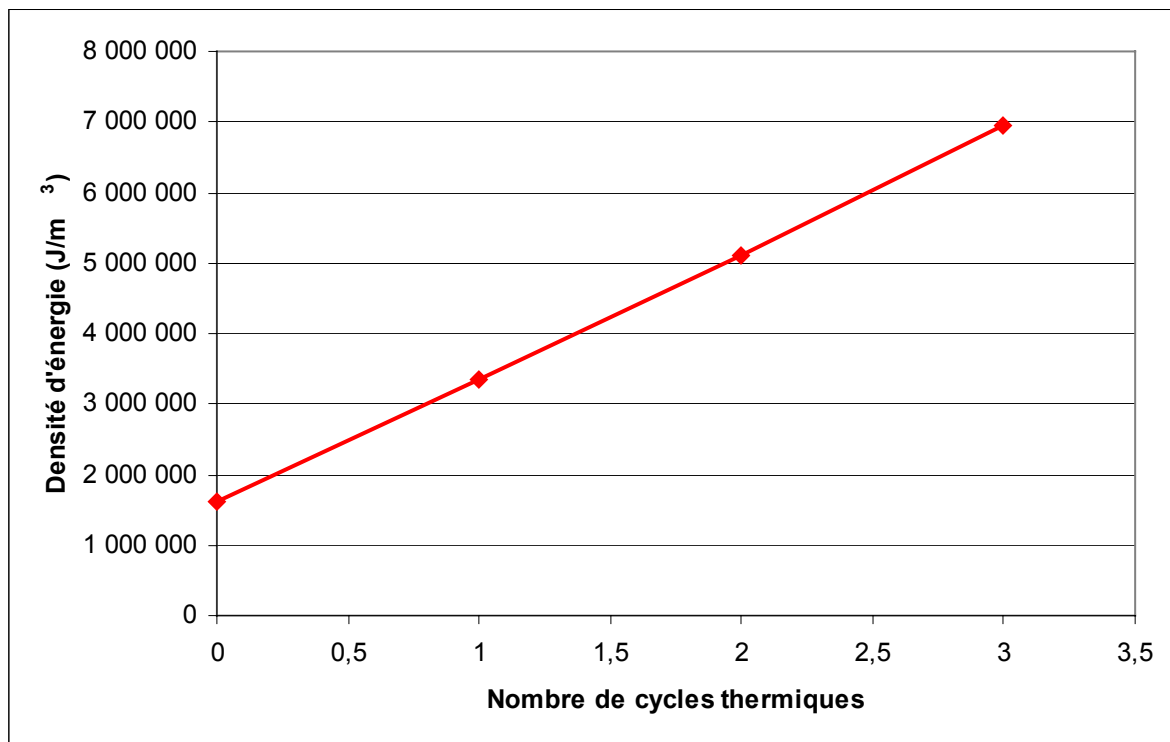


Figure V-20 Densité d'énergie de déformation du nombre de cycles thermiques –
40°C/+125°C

La figure V-20 montre que la densité d'énergie augmente de façon linéaire durant les cycles thermiques. Les résultats obtenus pour cette phase de la simulation sont extrapolés selon le même principe et les mêmes hypothèses que pour les cycles précédents. Ainsi une

équation exprimant la densité d'énergie dissipée dans la zone la plus sollicitée des brasures en fonction du nombre de cycles subis par le thyristor est établie :

$$W = 1779551,213 \times N \text{ cycles} + 1609818,18 \quad (\text{V-7})$$

Par conséquent, on peut déterminer le nombre de cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ conduisant au même endommagement que 25 ans d'utilisation en environnement réel.

Pour 25 ans de fonctionnement en environnement réel

$$(\text{V-4}) : W = 1,66 \cdot 10^9 \text{ J/m}^3$$

$$(\text{V-7}) : N_{\text{chocs}} = (1,66 \cdot 10^9 - 1609818,18) / 1779551,213 = \mathbf{932}$$

En conclusion, d'après les simulations, 932 chocs thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ conduisent au même endommagement du thyristor que 25 ans de fonctionnement en environnement réel.

7.2. Caractérisation électrique et thermique des composants avant et après les cycles thermiques

Huit thyristors ont subi 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, ce qui équivaut à 18 années en fonctionnement réel d'utilisation. De plus un lot de six diodes en boîtier DO5 (proche du boîtier TO48 du thyristor) a été vieilli simultanément pour servir de référence. Ces diodes ont suivi le même protocole d'étalonnage et de caractérisations électriques et thermiques que les thyristors.

7.2.1. Caractérisation électrique des composants

Les mesures électriques ont été effectuées à l'aide du traceur de caractéristiques Tektronix 371A.

Le paramètre électrique considéré pour caractériser chaque diode est la chute de tension directe à ses bornes.

Diode	I_F (A) initial	V_F (V) initial	I_F (A) vieilli	V_F (V) vieilli
1	19,94	0,923	19,7	0,949
2	19,8	0,922	19,86	0,976
3	19,86	0,924	19,84	0,949
4	19,7	0,924	19,64	0,962
5	19,9	0,920	19,80	0,940
6	19,72	0,923	HS	HS

Tableau V-5 Chute de tension directe, diodes IR 40HFR60

Une seule diode ne fonctionne plus à la fin du test. La chute de tension aux bornes de chaque diode a augmenté en moyenne d'environ 3% durant les cycles thermiques.

Les paramètres électriques mesurés pour caractériser un thyristor sont le courant d'amorçage et la chute de tension directe aux bornes de celui-ci. Le tableau V-6 montre l'évolution des paramètres électriques des thyristors au cours du vieillissement.

Thyristor	Valeurs initiales			Valeurs après vieillissement		
	V _T (V) @I _T =35A	V _T (V) @I _T =10A	I _G (mA) @V _T =5V	V _T (V) @I _T =35A	V _T (V) @I _T =10A	I _G (mA) @V _T =5V
1	1,21	0,99	30	1,234	0,994	30
2	1,19	0,98	30	1,258	0,998	30
3	1,20	0,98	30	1,216	0,982	30
4	1,19	0,98	20	1,222	0,982	20
5	1,18	0,96	20	1,208	0,972	20
6	1,19	0,98	30	1,23	0,986	30
7	1,19	0,99	30	1,258	0,998	30
8	1,19	0,98	30	1,21	0,98	30

Tableau V-6 Chute de tension directe et courant d'amorçage, thyristors TS1235

La valeur du courant d'amorçage n'a pas été affectée par le vieillissement (les mesures sont effectuées avec des marches de courant de 10mA). La chute de tension directe pour I_T=10A (valeur utilisée pour les mesures thermiques) n'a pas évolué au cours du vieillissement. La chute de tension directe pour I_T=35A a très légèrement augmenté.

En conclusion, les diodes et les thyristors sont en état de fonctionnement électrique après 680 cycles thermiques -40°C/+125°C.

7.2.2. Caractérisation thermique des composants

En ce qui concerne les diodes, une augmentation moyenne voisine de 58% a été constatée pour la valeur de la résistance thermique.

Pour les thyristors, les mesures de résistance thermique conduisent aux résultats consignés dans le tableau V-7.

Thyristor	1	2	3	4	5	6
R _{TH} (K.W ⁻¹)	3,25	4,79	3,65	4,38	3,25	3,65

Tableau V-7 Résistance thermique jonction-ambiante des thyristors vieillis

La résistance thermique moyenne des composants à l'état initial étant égale à 2,12 K.W⁻¹, il apparaît (à l'exception des thyristors 2 et 4) que le vieillissement a entraîné une augmentation moyenne supérieure à 60 % de ce paramètre.

Les critères de défaillance habituels (une différence de 10% entre les résistances thermiques mesurées à l'instant initial et après les vieillissements accélérés) conduisent à considérer que tous les thyristors sont défaillants. Cependant, compte tenu de l'application où les composants dissipent en moyenne 14 W, l'élévation moyenne T_J-T_A de la température de jonction par rapport à l'ambiante pour R_{THJA}=3,5 K.W⁻¹ serait égale à 47°C ce qui devrait encore permettre un fonctionnement correct du thyristor.

Il ne faut cependant pas occulter que les mesures de résistance thermique reposent sur un étalonnage qui est effectué sur des composants neufs. Il n'est pas impossible que pour ces thyristors les paramètres thermosensibles aient dérivé pendant le vieillissement. Cela signifie que l'étalonnage effectué à l'instant initial ne serait plus valable. Dans ce cas, cela obligerait à réaliser un nouvel étalonnage de tous les composants à chaque étape du vieillissement avant chaque mesure électro-thermique.

D'autre part, des micro-sections doivent être effectuées (7.3) sur les composants vieillis afin de vérifier l'intégrité des joints brasés à différents niveaux.

Enfin, il serait important d'effectuer les mêmes mesures et les mêmes observations sur des composants ayant plusieurs années de service. Des mesures préliminaires avaient montré que les caractéristiques électriques de tels composants étaient conformes aux spécifications garanties par le fabricant. Compte tenu des observations rapportées ci-dessus il apparaît nécessaire d'effectuer des caractérisations thermiques et des analyses de construction sur ces composants. Il serait notamment intéressant de connaître la résistance thermique d'un thyristor après 20 ou 40 ans de fonctionnement en environnement réel.

7.3. Analyses au MEB des thyristors après vieillissement

La figure V-21 montre une coupe du thyristor après 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$. Sur cette coupe, l'anneau de cathode n'est pas présent car celui-ci a été enlevé durant l'ouverture du thyristor avant la réalisation de la micro-section.

La liaison entre le diffuseur de chaleur et le boîtier est quasiment inexistante (Figure V-21), à cause de la présence de lacunes d'une part et d'autre part du fait que les matériaux se sont déformés à tel point que la distance diffuseur-boîtier a augmenté jusqu'à entraîner la séparation puce-boîtier. Par ailleurs la brasure entre la puce et le dissipateur est fissurée à l'interface avec la puce sur toute sa longueur (Figure V-22).

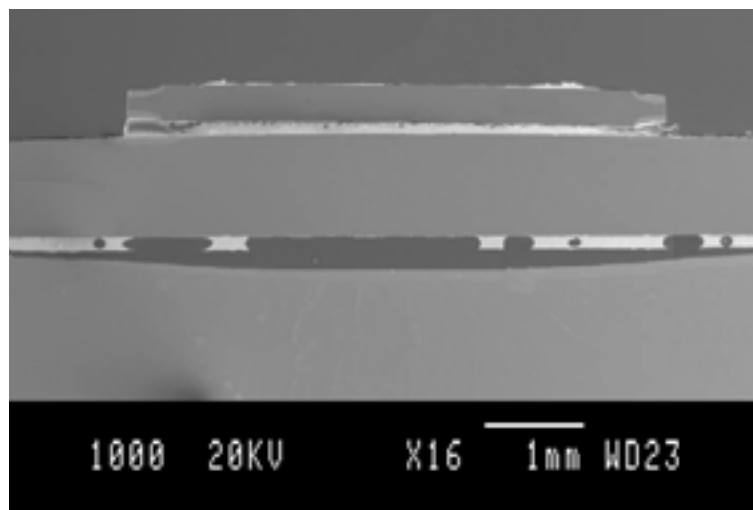


Figure V-21 Image MEB d'un thyristor après 680 chocs thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

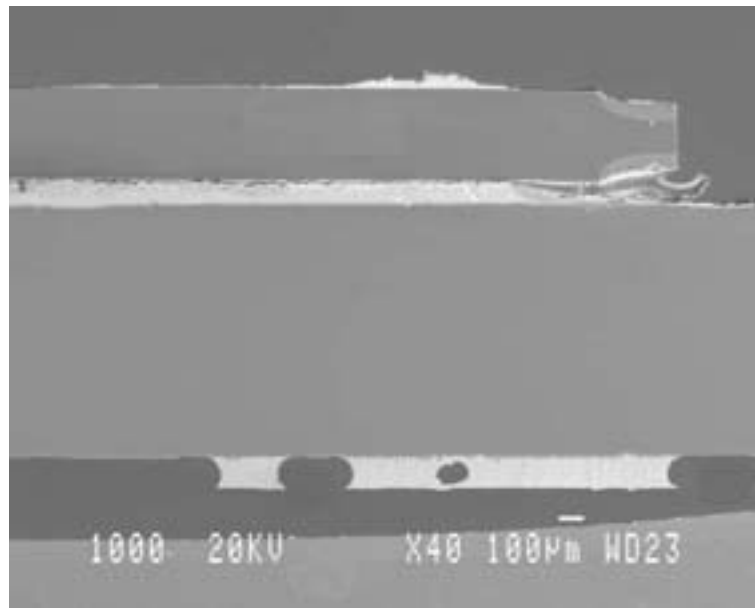


Figure V-22 Image MEB des brasures entre la puce et le dissipateur et entre le dissipateur et le boîtier après 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

Cette coupe (Figure V-21) a été réalisée au bord de la puce. Le même échantillon a été poli une deuxième fois jusqu'au niveau du milieu de la puce afin d'observer que la brasure entre le diffuseur et le boîtier était identique sous toute la puce. Il serait souhaitable d'effectuer une micro-section supplémentaire pour corroborer les clichés obtenus au MEB sur le thyristor présentant la plus grande résistance thermique. Le gauchissement de la face supérieure du boîtier paraît surprenant. Il est certainement dû à la fabrication du boîtier par matage. Il paraît hors de question que les vieillissements soient à l'origine de ce phénomène de gauchissement, qui lui semble clairement être la cause de la dégradation rapide du joint durant les cycles thermiques.

La présence de cette double rupture de connexion va fortement pénaliser l'évacuation des calories du thyristor vers le radiateur. Le thyristor utilisé (N°2) pour ces observations MEB était parfaitement opérationnel avant la micro-section. Il est parfaitement compréhensible, que la mesure de résistance thermique soit la plus élevée (4,79 K/W) pour cet assemblage. Il est à prévoir, qu'étant donné la rupture des deux joints principaux, on ait atteint un seuil maximal de cette mesure. Il faudrait pouvoir comparer cette valeur avec celles fournies par des thyristors en boîtier ayant subi un fonctionnement en environnement d'utilisation. La situation par rapport à 4,79 K/W des résistances thermiques mesurées permet de pressentir l'état physique des joints de brasure.

Tous les composants qui ont été observés au MEB ne présentent pas le gauchissement du boîtier visualisé Figure V-21. Le composant correspondant à la figure V-16 ayant subi des cycles plus sévères ne présente pas autant de lacunes que celui des figure V-21 et figure V-22, car le gauchissement du boîtier est nettement moins notable. Ce phénomène n'est sûrement pas généralisé, mais il fournit un contre-exemple à l'hypothèse consistant à considérer comme optimal le report des thyristors dans ce type de boîtier.

Le joint de brasure entre le diffuseur et le boîtier observé pour le thyristor n°2 était quasiment inexistant. Un autre thyristor ayant subi 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ a été analysé afin de déterminer si ce phénomène était général. On a choisi d'observer le thyristor n°4 dont la résistance thermique a vu la deuxième plus grande augmentation durant le vieillissement après le thyristor n°2.

Le gauchissement du boîtier du thyristor n°4 est visible sur la figure V-23. Par contre, il n'y a pas de lacune aussi importante que celles observées pour le thyristor précédent. Cette observation permet de confirmer que ce gauchissement n'était pas un cas particulier du thyristor n°2 et que la brasure peut compenser cette déformation. Ce phénomène devrait tout de même fragiliser le joint.

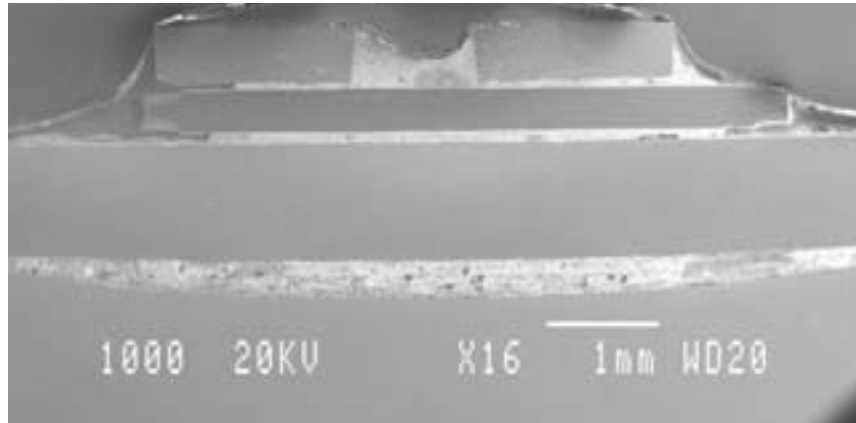


Figure V-23 Image MEB du thyristor n°4 après 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

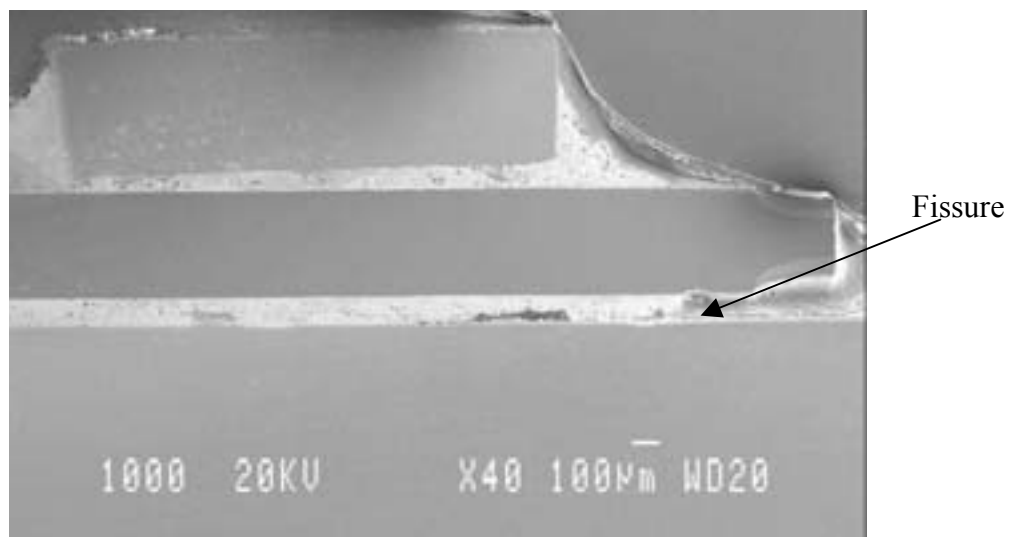


Figure V-24 Image MEB des brasures entre la puce et le dissipateur et entre la puce et l'anneau de cathode après 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

Aucune fissure n'est observée dans le joint de brasure entre la puce et l'anneau de cathode. Par ailleurs la brasure entre la puce et le dissipateur est fissurée sous le bord de la puce (Figure V-24). Le joint n'est pas fissuré sur toute sa longueur comme sur les figures V-21 et V-22, car la microsection n'a pas été réalisée au bord de la puce mais au niveau du milieu de la puce.

Une microsection a été réalisée sur une des diodes ayant subi 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$. La figure V-25 montre que le joint entre le diffuseur et le boîtier est intact.

Figure V-25 Image MEB de la diode après 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

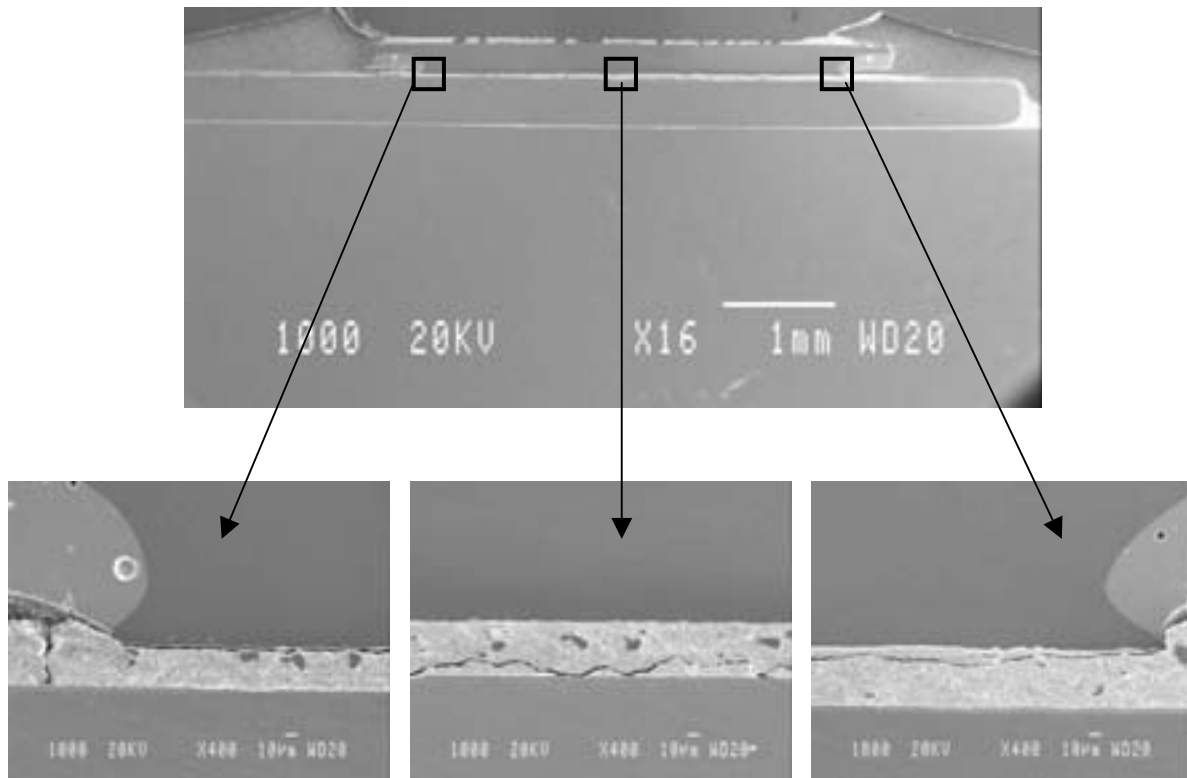


Figure V-26 Images MEB de la brasure entre la puce et le diffuseur après 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

Par ailleurs, le joint brasé entre la puce et le diffuseur est fissuré sur toute sa longueur. Au bord de la puce, la fissure se situe à l'interface avec la puce et au centre elle est à l'interface avec le diffuseur.

Bien que l'assemblage constituant la diode ou le thyristor soit différent, la fissure se produit dans la même brasure (celle entre la puce et le diffuseur). Ce résultat était prévisible, car la différence de coefficient de dilatation thermique entre ces deux matériaux est importante.

7.4. Conclusion pour l'essai de vieillissement accéléré $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$

D'après la mesure de la résistance thermique des thyristors après 680 cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, selon les critères de défaillance basés sur les performances de dissipation thermique, les composants seraient déclarés défaillants. Toutefois, leur fonctionnement électrique est correct et la température de fonctionnement de ces thyristors après vieillissement n'est pas très élevée, ce qui doit permettre un fonctionnement correct des thyristors. Les calculs réalisés avec ANSYS montrent que 680 cycles conduisent au même endommagement des joints de brasure que 18 ans de fonctionnement en environnement réel. Or après 20 ans ils sont toujours en fonctionnement. Certes ils doivent être en état de fonctionnement électrique mais l'évacuation de la chaleur doit s'effectuer plus difficilement dans le composant qu'au début de son utilisation. Pour valider notre méthodologie et nos résultats, il serait intéressant de pouvoir mesurer la résistance thermique d'un composant après 20 ans de fonctionnement réel. Si cette valeur était équivalente à celle mesurée sur les échantillons ayant subi 680 cycles, notre méthode pourrait être validée. Dans le cas contraire,

cela signifierait que les tests de vieillissement accéléré sont trop sévères et génèrent des défaillances ne se produisant pas dans la réalité de fonctionnement.

8. Simulations sur un thyristor « sans plomb »

8.1. Pourquoi considérer un thyristor sans plomb ?

Etant donné la directive européenne interdisant l'utilisation du plomb dans les équipements électroniques, le thyristor avec des brasures à haute teneur en plomb ne devra plus être utilisé. Bien que des amendements provisoires concernant l'électronique de puissance soient votés, il était intéressant d'étudier par simulation la fiabilité d'un thyristor avec des brasures sans plomb pour comparer avec celle du thyristor traditionnel étudié dans les parties précédentes de ce chapitre.

8.2. Modèle du thyristor

Le modèle ainsi que son maillage sont rigoureusement identiques à celui construit pour les simulations précédentes. Les matériaux présents dans l'assemblage sont les mêmes, excepté l'alliage de brasage qui est un alliage sans plomb de composition Sn₄Ag_{0,5}Cu dont les paramètres thermophysiques sont donnés dans le tableau suivant et dans les tableaux IV-2 et IV-3.

Conductivité thermique	Densité	Chaleur massique
57,26 W/m.K	7500 kg/m ³	219 J/kg.K

Tableau V-8 Propriétés thermiques de l'alliage Sn_{95,5}-Ag₄-Cu_{0,5} [ACCU-w0]

8.3. Méthodologie

Le but des simulations sur le modèle du thyristor sans plomb est de déterminer la densité d'énergie dissipée durant le profil de mission et de comparer les résultats avec ceux obtenus pour le thyristor ayant des brasures à haute teneur en plomb. C'est pourquoi la même méthodologie est utilisée pour calculer la densité d'énergie dissipée dans les brasures avec ou sans plomb durant 25 ans en fonctionnement réel d'utilisation.

8.4. Simulation du procédé d'assemblage du thyristor sans plomb

Le procédé d'assemblage du thyristor sans plomb est simulé en deux temps comme pour le composant avec des brasures à haute teneur en plomb. Pour ces simulations, le modèle du thyristor est maillé avec les éléments PLANE42 et VISCO106. Dans un premier temps, la montée en température de 25°C à la température de fusion de l'alliage (217°C pour SnAgCu) est simulée afin de calculer les déplacements de chacun des nœuds du modèle. Dans un second temps, ces déplacements sont appliqués au modèle puis le refroidissement est simulé. La température de l'état sans contrainte, ni déformation, est égale alors à la température de refusion de l'alliage, qui est prise comme référence. Après la simulation de la phase de refusion, un stockage de 15 jours est simulé.

8.5. Simulation du fonctionnement réel d'utilisation du thyristor sans plomb

De même que pour les calculs réalisés sur le thyristor avec des brasures à haute teneur en plomb, la simulation des cycles d'auto-échauffement est réalisée en deux temps. Le profil de mission est tout d'abord simulé afin de déterminer la distribution de température dans le thyristor pendant son fonctionnement. Puis d'autres calculs sont réalisés pour déterminer les contraintes et déformations mécaniques dans les joints brasés dues au fonctionnement réel.

8.5.1. Simulation thermique

Cette simulation est réalisée sur le modèle maillé avec l'élément PLANE55. Certains paramètres (coefficient d'échange et densité du radiateur) ont été ajustés à l'aide de l'expérimentation pour les thyristors avec des brasures PbSn. La valeur de ces paramètres sera conservée pour le modèle du thyristor sans plomb, car ces composants n'étant pas disponibles dans le commerce aucune caractérisation thermique ne peut être effectuée pour ajuster le modèle.

Une puissance de 14,25W est injectée dans la puce durant 700s puis des impulsions de 171W de 1,6ms sont injectées avec une fréquence de 50Hz. Grâce au logiciel ANSYS, la cartographie de la température durant le profil de mission est déterminée pour le modèle représentant le thyristor monté sur son radiateur.

8.5.2. Simulation mécanique

Le champ de températures calculé durant la simulation thermique est appliqué au modèle du thyristor. Pour cette simulation, il est maillé avec l'élément PLANE42 excepté les joints de brasure maillés avec l'élément VISCO106. Cette simulation permet de déterminer les contraintes et déformations dues au profil de mission dans le modèle, en particulier dans les joints de brasure, en tenant compte des contraintes et déformations résiduelles dues au procédé d'assemblage et au stockage.

8.5.3. Calcul de la densité d'énergie dissipée durant le fonctionnement réel

La courbe représentant la densité d'énergie de déformation en fonction du temps (Figure V-27) se compose de trois parties :

- la première correspond à la densité d'énergie dissipée durant le procédé d'assemblage,
- la deuxième montre que peu d'énergie est dissipée dans les joints durant la phase de stockage,
- la dernière partie de la courbe qui n'est pas visible à l'échelle des durées des deux phases précédentes correspond à la phase de fonctionnement en environnement d'utilisation.

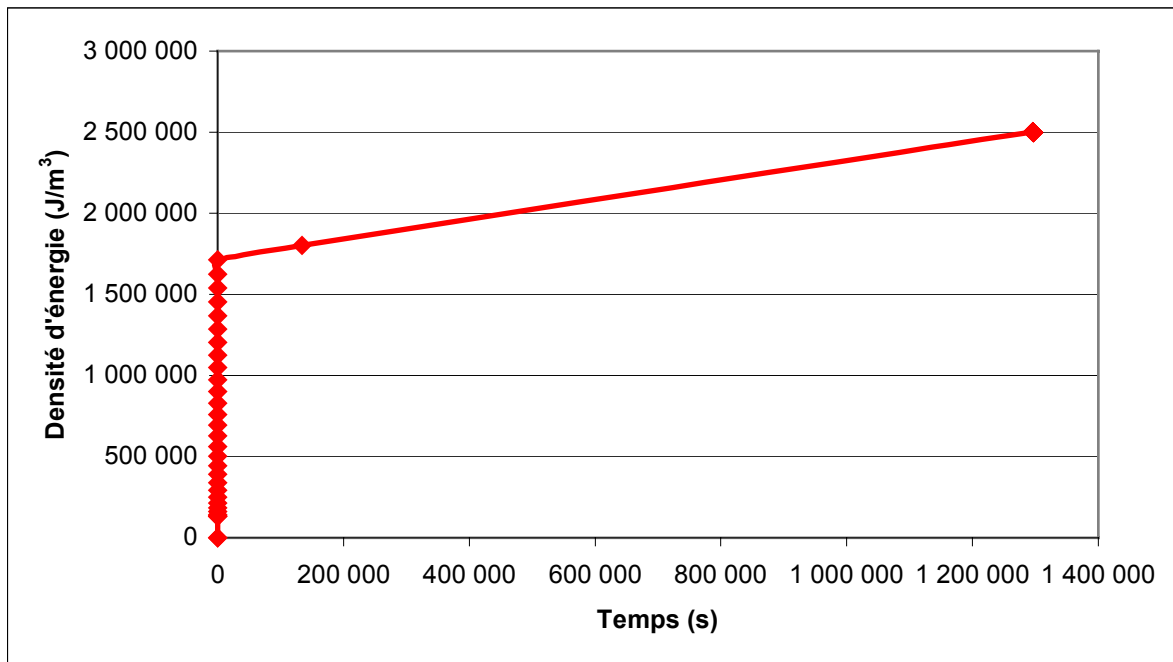


Figure V-27 Evolution de la densité d'énergie de déformation dans la zone la plus sollicitée

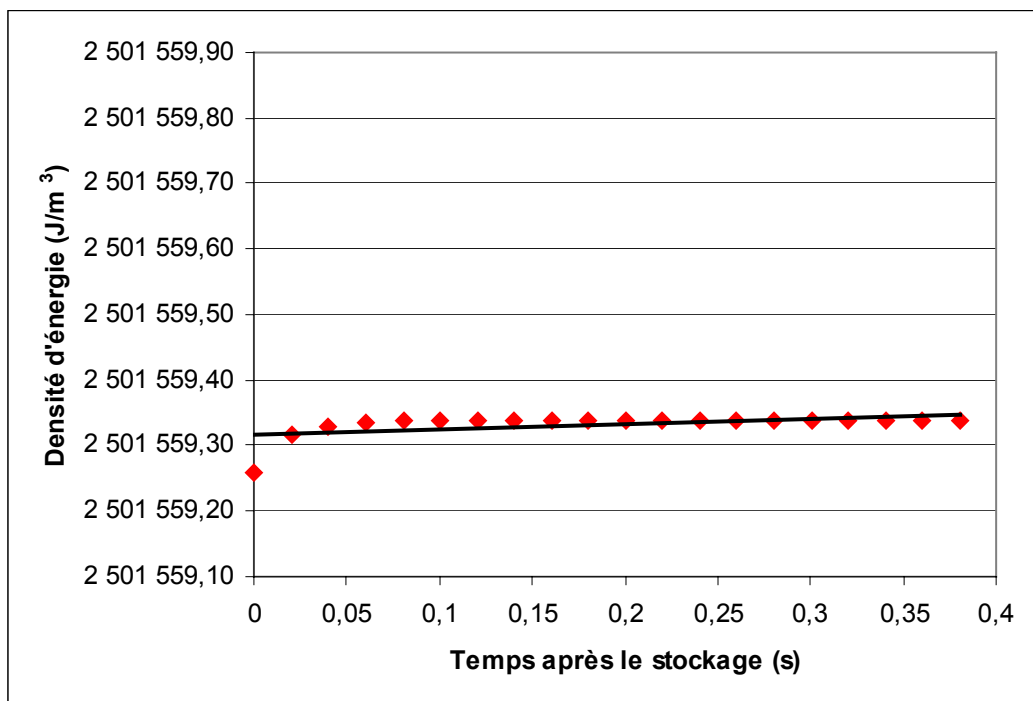


Figure V-28 Densité d'énergie dissipée durant le fonctionnement réel

La troisième partie de cette courbe (Figure V-27) est représentée seule (Figure V-28) afin de pouvoir visualiser la densité d'énergie dissipée dans la zone la plus contrainte des joints durant le fonctionnement du thyristor.

Cette courbe a été modélisée par une droite dont l'équation est la suivante :

$$W = 0,0829 \times t + 3 \times 10^6 \quad (V-8)$$

où W est exprimée en J/m^3 et t en s.

L'équation (V-8) permet de calculer la densité d'énergie dissipée pendant 25 ans en fonctionnement réel d'utilisation : $W = 68,358 \times 10^6 \text{ J/m}^3$

8.6. Comparaison des résultats obtenus pour les thyristors « avec et sans plomb »

La densité d'énergie de déformation dissipée durant le procédé de report est nettement plus élevée dans la brasure sans plomb, elle est quasiment égale au double de celle dissipée dans la brasure à haute teneur en plomb. Cette différence est due aux propriétés des alliages en particulier au module d'Young, car celui de l'alliage sans plomb est nettement plus élevé que celui de l'alliage Pb95-Sn5. Par ailleurs, durant le profil de mission, la densité d'énergie de déformation croît beaucoup moins vite dans la brasure sans plomb. En effet les contraintes et les déformations sont moins importantes dans les brasures sans plomb à cause de la température de référence qui est plus faible dans ce cas. Par exemple, en extrapolant les résultats obtenus, la densité d'énergie dissipée durant 25 ans en fonctionnement réel est égale à $68,36.10^3 \text{ kJ/m}^3$ pour le thyristor sans plomb et à $1,66.10^6 \text{ kJ/m}^3$ pour le thyristor à haute teneur en plomb. Par conséquent, d'après nos calculs, l'utilisation du thyristor sans plomb serait préférable pour ce type d'application et la longévité de ce composant en serait améliorée.

9. Conclusions et perspectives

Les résultats du premier test de vieillissement (cycles thermiques $-55^\circ\text{C}/+125^\circ\text{C}$) ne peuvent pas être pris en considération car la gamme d'utilisation du thyristor est comprise entre -40°C et $+125^\circ\text{C}$. Après 680 cycles thermiques $-40^\circ\text{C}/+125^\circ\text{C}$, ce qui correspond d'après les calculs à 18 ans d'utilisation en environnement réel, les thyristors sont défaillants selon le critère de dégradation fixé. Toutefois, les paramètres électriques de ces composants évoluent très peu durant le test de vieillissement. Par conséquent les composants sont en état de fonctionnement électrique. Par ailleurs d'après l'expérience d'EDF, ils peuvent résister à plus de 20 années dans leur environnement réel d'utilisation. Deux conclusions peuvent être tirées de cette étude :

- soit le critère de défaillance fixé sur l'évolution de la résistance thermique de l'assemblage n'est pas le plus approprié à cette expérience car une augmentation de la résistance thermique supérieure au critère entraîne une augmentation de la température de jonction raisonnable qui n'endommage pas le fonctionnement électrique du composant,
- soit les dégradations provoquées par les cycles thermiques sont différentes de celles apparaissant durant le profil de mission.

Par ailleurs, le report des différents matériaux du thyristor n'apparaît pas optimal.

Il serait intéressant de mesurer la résistance thermique d'un composant après 20 ans de fonctionnement en environnement réel. Ceci permettrait de déterminer quelle solution doit être envisagée pour évaluer la durée de vie d'un thyristor. Par la suite, un test de vieillissement approprié serait réalisé sur un nombre important d'échantillons

Les simulations réalisées sur le modèle d'un thyristor sans plomb montrent qu'après 25 ans en environnement de fonctionnement réel les brasures de ce composant seraient moins endommagées que celles du thyristor actuellement utilisé. Par ailleurs, si le composant étudié existait en version sans plomb, la caractérisation thermique de la puce permettrait de valider la cartographie en température de la puce durant le profil de mission.

Conclusion générale

D'après la directive européenne RoHS, le plomb et d'autres substances dangereuses doivent être bannis des équipements électroniques d'ici le 1^{er} juillet 2006. Par conséquent, l'alliage de brasage Sn63-Pb37 traditionnellement utilisé dans les assemblages électroniques doit être remplacé. De nombreux projets européens, américains et japonais ont œuvré pour déterminer l'alliage de brasage sans plomb pouvant se substituer à l'alliage SnPb. Les meilleurs candidats au remplacement semblent être l'alliage ternaire SnAgCu proche de l'eutectique suivi des alliages binaires SnCu et SnAg. Les principales conséquences du passage au brasage sans plomb sont dues à la température de fusion de l'alliage, car le point de fusion de l'eutectique Sn63-Pb37 est à 183°C et celui de l'alliage SnAgCu se situe autour de 217°C. Les procédés de refusion et de brasage à la vague doivent être redéfinis. Les composants et les circuits imprimés doivent être qualifiés pour des températures plus élevées afin qu'ils ne soient pas endommagés pendant l'assemblage. De plus, leur composition ainsi que celle de leur finition doit aussi respecter la directive RoHS. Quelques tests de fiabilité ont montré que la résistance mécanique des alliages sans plomb était équivalente voire supérieure à celle de l'eutectique Sn63-Pb37. Le passage au brasage sans plomb va s'effectuer avec certaines difficultés car les standards ne sont pas redéfinis et les industriels, en particulier les PME manquent d'expérience dans ce domaine. Aucune norme ne précise les finitions des composants et des circuits imprimés à choisir en fonction de l'alliage sans plomb sélectionné et de l'application afin de garantir une fiabilité optimale des assemblages électroniques. De plus, à cause du prix des brasures sans plomb, de l'amélioration des équipements, des essais à réaliser pour mettre au point cette nouvelle technologie, le passage au « sans plomb » va entraîner un surcoût important des cartes électroniques.

Dans le cadre du programme CEPIA, une carte sur laquelle des composants avec des finitions différentes ont été assemblés avec une crème à braser sans plomb a été étudiée. Le but de cette étude était de montrer la compatibilité d'une crème à braser sans plomb avec les différentes finitions des composants et du circuit imprimé.

L'analyse de l'alliage sans plomb Sn95.5-Ag4-Cu0.5 et des joints brasés a montré que l'argent provenant de la crème à braser est présent seulement sous forme d'intermétallique Ag₃Sn.

Le cuivre présent en faible quantité dans l'alliage s'accumule près des interfaces. Dans toutes les configurations, il forme, avec l'étain et le nickel, un alliage ternaire SnNiCu qui ne correspond pas à un intermétallique connu. La présence de couche SnNiCu près des interfaces ne pose pas de problème pour la fiabilité des joints brasés, car son épaisseur reste faible devant celle du joint.

Il est montré qu'avec l'alliage sans plomb, les composants finition or doivent être dédorés comme auparavant lors de l'utilisation de l'eutectique SnPb, sinon les intermétalliques AuSn très cassants se forment.

Lorsque des composants avec une finition SnPb sont reportés avec une crème à braser SnAgCu, le plomb se répartit dans tout le joint et le « contamine ».

Dans le cadre de notre étude, des tests de cisaillement réalisés sur des condensateurs finition Sn pur ont montré que les joints brasés sans plomb étaient plus résistants que ceux réalisés avec une crème à braser Sn63-Pb37. Ces résultats sont encourageants pour passer à une technologie sans plomb.

Différents industriels s'orientent vers les technologies d'assemblage sans plomb, même les secteurs spatial et automobile qui ne sont pourtant pas concernés par la directive européenne. En parallèle, les composants avec des connexions de type bille se développent et le problème de l'inspection des joints brasés se pose. Durant le projet HIRONDELLE, une étude a été menée sur un assemblage utilisé par Alcatel Space (puce munie de bossages en or assemblée par thermocompression sur des substrats céramique) afin de déterminer si l'équipement optique développé par Dantec Ettemeyer pouvait renseigner sur la qualité des joints.

Des simulations thermo-mécaniques ont été réalisées pour calculer les déformations de la surface supérieure de la puce durant une montée en température et comparer les résultats obtenus lorsque des défauts étaient introduits dans les connexions.

Bien que le système optique ait une résolution de 20nm, il n'est pas possible de détecter un bossage mal attaché ou absent dans l'assemblage grâce à une montée en température.

Des mesures sur d'autres assemblages fournis par Alcatel Space ont montré que le système ESPI pouvait servir d'indicateur de défaillance selon la taille et la composition des assemblages étudiés.

Les travaux réalisés pour étudier la fiabilité des joints brasés d'assemblages BGA ont montré grâce au détecteur d'évènements que les premières défaillances apparaissaient dans la couronne de billes situé sous le bord de la puce. Les fissures se sont propagées dans la matrice d'étain des joints près de l'interface joint-boîtier. Par ailleurs, une couche du composé intermétallique AuSn a été observée près de cette interface, mais elle ne semble pas être responsable de la fissure.

Les simulations thermo-mécaniques des cycles thermiques ont été réalisées sur le modèle de l'assemblage BGA validé à l'aide des mesures ESPI, en tenant compte des contraintes et déformations résiduelles dues au procédé de refusion. Le calcul de la densité d'énergie de déformation dissipée dans les joints a permis d'identifier les joints les plus sollicités (ceux situés sous le bord de la puce) et d'exprimer cette valeur en fonction du nombre de cycles pour trois tests de vieillissements accélérés.

Pour corréler les résultats des tests de vieillissement accéléré et les calculs de simulation, il a été supposé que pour une valeur donnée de la densité d'énergie dissipée dans le joint, la défaillance apparaissait dans celui-ci. Cette hypothèse a été validée par les deux premiers tests mais pas par le troisième. Comme ce dernier a été perturbé par de nombreuses coupures du réseau électrique, il est difficile de déterminer si c'est notre raisonnement ou la validité du test qui doit être remis en question. Par la suite, les résultats de la méthode modifiée de Darveaux validée par de nombreuses autres études ainsi que la distribution des défaillances au cours des cycles $-25^{\circ}\text{C}/+100^{\circ}\text{C}$ incitent à penser que le dernier test n'est pas valable. Il serait très intéressant de réaliser nombreux autres tests avec ce type d'assemblage afin de valider notre méthodologie.

L'étude menée sur les thyristors utilisés par EDF avait pour but d'estimer la durée de vie de ces composants en environnement réel d'utilisation. Le nombre de cycles thermiques $-40^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$ menant à la défaillance a été déterminé grâce aux tests de vieillissement accéléré. Puis les simulations réalisées avec ANSYS ont permis de calculer la densité d'énergie de déformation dissipée dans les brasures durant le profil de mission et les cycles thermiques. Enfin grâce à la corrélation entre les tests et les calculs, il a été estimé qu'au bout de 18 ans le thyristor était défaillant. Or l'expérience d'EDF montre que les thyristors sont encore opérationnels après 20 ans d'utilisation.

Ainsi les résultats de ces travaux conduisent à deux conclusions, soit le critère de défaillance fixé sur l'évolution de la résistance thermique de l'assemblage n'est pas le plus approprié à cette expérience, soit l'endommagement des brasures dû aux cycles thermiques est différent de celui engendré par le fonctionnement réel. Pour pouvoir conclure, il serait nécessaire de réaliser à nouveau des tests avec un nombre plus important d'échantillons et de mesurer la résistance thermique d'un thyristor après 20 ans en fonctionnement réel.

Par ailleurs, il a été montré par simulation qu'un thyristor avec des brasures sans plomb serait moins endommagé par le profil de mission que le thyristor traditionnellement utilisé avec des brasures à haute teneur en plomb.

Durant mon travail de doctorat, des méthodologies ont été développées dans le but de modéliser le vieillissement d'un assemblage ou d'un composant et plus précisément l'apparition de fissures dans les joints brasés. Elles reposent sur la corrélation entre les calculs de simulation par éléments finis et les tests de vieillissement accélérés. Différents tests avec de nombreux échantillons doivent être réalisés pour valider nos simulations et la méthode que nous souhaitons établir pour évaluer la durée de vie des assemblages. Au préalable, nous nous assurons que nos modèles sont corrects ou bien nous les réajustons grâce à des expériences spécifiques.

Dans la suite de nos travaux, il serait intéressant d'étudier l'évolution de la microstructure des alliages de brasage sans plomb au cours du temps et d'évaluer son influence sur les propriétés thermo-mécaniques des joints brasés. En effet, les paramètres d'Anand utilisés pour modéliser le comportement de l'alliage sans plomb Sn95.5-Ag4-Cu0.5 ne tiennent pas compte du vieillissement des joints brasés.

Par ailleurs, nous souhaitons développer une méthode pour étudier le vieillissement des assemblages BGA « classiques » qui ne sont pas daisy-chaînés. Il faut donc utiliser un autre critère de défaillance que celui de la détection des micro-coupures dans les chaînes de joints brasés. Dans le cadre du projet européen HIRONDELLE, nous avons étudié la déformation d'un assemblage BGA avec et sans défaillance durant une montée en température afin d'observer si cela pouvait renseigner sur la présence ou non de fissure dans les joints. Ces travaux se poursuivront dans le projet qui prendra la suite d'HIRONDELLE.

Jusqu'à présent, nous avons étudié des assemblages BGA qui ne contenaient pas de plomb. Or les industriels s'interrogent beaucoup sur la fiabilité des assemblages « mixtes » constitués soit de boîtiers BGA sans plomb et de crème à brasier avec plomb ou inversement. Cette question se pose surtout à cause de l'obsolescence des composants avec plomb. Ainsi est-ce que la fiabilité de la carte ne sera pas changée lorsque d'anciennes cartes « avec plomb » devront être réparées et qu'un composant avec plomb sera remplacé par un composant sans plomb ? C'est pourquoi la fiabilité des assemblages « mixtes » doit être étudiée et comparée avec celle d'un assemblage « sans plomb » ou « avec plomb ». Toutefois avant de réaliser des tests de vieillissement accéléré sur ces différents assemblages, il faut s'assurer de la validité des normes IPC/JEDEC pour les assemblages utilisant un alliage sans plomb.

Annexe A

BGA	Ball Grid Array
BISO	Bilinear ISOtropic
BKIN	Bilinear KINematic
BT	résine Bismaléide Triazine
CBGA	Ceramic Ball Grid Array
CMS	Composants Montés en Surface
CSP	Chip Scale Package
C4	Controlled Collapse Chip Connection
DIL	Dual In Line
EDX	Energy Dispersive X
ENIG	Electroless Nickel Immersion Gold
ESPI	Electronic Speckle Pattern Interferometry
HASL	Hot Air Solder Levelling
MEB	Miscroscope Electronique à Balayage
MISO	Multi-linear ISOtropic
MKIN	Multi-linear KINematic
MSL	Moisture Sensitivity Level
OSP	Organic Solderability Preservatives
PBGA	Plastic Ball Grid Array
PGA	Pin Grid Array
PLCC	Plastic Leaded Chip Carrier (J)
PQFP	Plastic Quad Flat Package (L)
QFP	Quad Flat Package (L)
RoHS	Restriction Of use of certain Hazardous Substances
SOP	Small Outline Package (L)
SO8	Small Outline package (8 broches)
SSOP	Shrink Small Outline Package (L)
STD256	Series Event Detector (256 channels)
TAB	Tape Automated Bonding
TBGA	Tape Ball Grid Array
TFBGA	Thin profile Fine pitch Ball Grid Array
T _g	Glass transition Temperature
TSOP	Thin Small Outline Package (L)
TQFP	Thin Quad Flat Package (L)
WEEE	Waste Electrical and Electronic Equipment

Annexe B

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	87	100	NS	B G A 5	1	83	98	NS
	2	98	110	NS		2	94	109	NS
	3	108	121	NS		3	105	120	NS
	4	119	134	NS		4	116	458	NS
	5	132	OVLD	NS		5	127	18M Ω	NS
	6	144	15,6 Ω	NS		6	138	1,22 Ω	NS
	7	155	169	NS		7	150	180	NS
B G A 2	1	82	95	NS	B G A 6	1	83	97	NS
	2	93	107	NS		2	94	109	NS
	3	104	120	NS		3	105	121	NS
	4	116	136	NS		4	117	134	NS
	5	127	OVLD	NS		5	130	16,5 Ω	NS
	6	140	23,7 Ω	NS		6	141	27,1 Ω	NS
	7	152	1,43 Ω	NS		7	153	173	NS
B G A 3	1	84	97	NS	B G A 7	1	82	95	NS
	2	95	109	NS		2	94	108	NS
	3	107	120	NS		3	106	121	NS
	4	118	135	NS		4	118	166	NS
	5	131	OVLD	NS		5	130	OVLD	NS
	6	144	26,7 Ω	NS		6	142	2,01 Ω	NS
	7	156	OVLD	NS		7	155	173	NS
B G A 4	1	83	97	NS	B G A 8	1	86	99	NS
	2	94	109	NS		2	97	111	NS
	3	105	121	NS		3	109	123	NS
	4	117	8,3 Ω	NS		4	120	136	NS
	5	130	OVLD	NS		5	133	OVLD	NS
	6	141	13,7 Ω	NS		6	145	166	NS
	7	153	5,5 Ω	NS		7	157	175	NS

Tableau B-1 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°2 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, ainsi que les circuits défailants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en m Ω .

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	85	95	NS	B G A 5	1	81	92	NS
	2	95	105	NS		2	92	105	NS
	3	106	116	NS		3	103	115	NS
	4	117	130			4	115	130	
	5	130	OVLD	D		5	127	OVLD	D
	6	142	1,26Ω	D		6	139	19,5Ω	D
	7	155	173			7	151	168	
B G A 2	1	80	90	NS	B G A 6	1	82	92	NS
	2	91	101	NS		2	93	107	NS
	3	102	112	NS		3	106	120	NS
	4	113	128	D		4	119	25,6Ω	D
	5	125	OVLD	D		5	132	0,55MΩ	D
	6	137	14Ω	D		6	146	180	
	7	149	77kΩ			7	160	5,6Ω	
B G A 3	1	81	91	NS	B G A 7	1	80	92	NS
	2	92	102	NS		2	91	104	NS
	3	103	114	NS		3	104	116	NS
	4	114	129			4	115	131	
	5	127	OVLD	D		5	127	OVLD	D
	6	139	175			6	139	0,32MΩ	D
	7	151	180			7	151	169	
B G A 4	1	81	91	NS	B G A 8	1	84	96	NS
	2	92	101	NS		2	94	107	NS
	3	104	115	NS		3	105	117	NS
	4	115	4MΩ	D		4	117	133	
	5	127	OVLD	D		5	130	OVLD	D
	6	140	11,5Ω	D		6	141	369	
	7	152	8,26Ω	D		7	154	170	

Tableau B-2 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°3 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	84	96	NS	B G A 5	1	86	99	NS
	2	94	107	NS		2	96	110	NS
	3	104	119	NS		3	108	123	NS
	4	116	131			4	120	136	
	5	128	OVLD	D		5	133	18,2Ω	D
	6	141	1,066Ω			6	145	0,23kΩ	D
	7	152	170			7	157	182	
B G A 2	1	83	94	NS	B G A 6	1	85	97	NS
	2	94	106	NS		2	95	111	NS
	3	104	116	NS		3	106	122	NS
	4	116	130			4	117	133	
	5	128	88,3Ω	D		5	128	50kΩ	D
	6	140	30,25Ω	D		6	140	761	D
	7	152	169			7	152	1,4Ω	D
B G A 3	1	83	95	NS	B G A 7	1	83	96	NS
	2	94	107	NS		2	95	110	NS
	3	105	117	NS		3	107	122	NS
	4	116	134			4	118	135	
	5	128	OVLD	D		5	130	29,9Ω	D
	6	140	2,8MΩ	D		6	142	895	D
	7	152	169			7	153	170	
B G A 4	1	84	97	NS	B G A 8	1	88	100	NS
	2	95	109	NS		2	100	112	NS
	3	106	118	NS		3	110	124	NS
	4	117	133			4	122	0,5MΩ	D
	5	130	0,19kΩ	D		5	134	OVLD	D
	6	142	780	D		6	145	28,6MΩ	D
	7	152	262			7	157	10,1MΩ	D

Tableau B-3 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°4 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	88	97	NS	B G A 5	1	83	93	NS
	2	99	109	NS		2	93	104	NS
	3	111	122	NS		3	104	116	NS
	4	122	136			4	114	130	
	5	136	1,7MΩ	D		5	126	8,9Ω	D
	6	149	170			6	138	240	D
	7	162	178			7	150	166	
B G A 2	1	82	92	NS	B G A 6	1	81	92	NS
	2	92	102	NS		2	91	101	NS
	3	103	114	NS		3	102	112	NS
	4	114	129			4	113	129	
	5	126	0,30MΩ	D		5	125	23kΩ	D
	6	137	2,8Ω	D		6	136	4,4Ω	D
	7	149	166			7	148	164	
B G A 3	1	83	93	NS	B G A 7	1	78	89	NS
	2	94	105	NS		2	90	101	NS
	3	105	116	NS		3	101	112	NS
	4	115	362	D		4	113	132	
	5	127	50,4Ω	D		5	125	OVLD	D
	6	139	553	D		6	136	0,26MΩ	D
	7	151	167			7	148	166	
B G A 4	1	85	95	NS	B G A 8	1	79	89	NS
	2	95	106	NS		2	91	104	NS
	3	106	117	NS		3	103	117	NS
	4	118	133			4	116	0,22MΩ	
	5	130	0,15MΩ	D		5	129	OVLD	D
	6	141	850	D		6	141	52,3Ω	D
	7	153	213			7	155	225	D

Tableau B-4 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°10 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	75	87	NS	B G A 5	1	78	89	NS
	2	85	98	NS		2	89	101	NS
	3	95	109	NS		3	100	112	NS
	4	106	124			4	111	1,5Ω	D
	5	120	OVLD	D		5	123	61,2Ω	D
	6	131	5,37Ω	D		6	135	159	
	7	143	15,9Ω	D		7	147	2,22Ω	D
B G A 2	1	75	86	NS	B G A 6	1	79	91	NS
	2	86	98	NS		2	90	102	NS
	3	98	111	NS		3	101	115	NS
	4	110	212			4	113	125	
	5	122	OVLD	D		5	125	0,27MΩ	D
	6	135	0,104kΩ	D		6	137	273	D
	7	147	168			7	150	168	
B G A 3	1	75	86	NS	B G A 7	1	78	90	NS
	2	86	96	NS		2	90	101	NS
	3	96	107	NS		3	101	115	NS
	4	107	122			4	112	2,35Ω	D
	5	119	0,130kΩ	D		5	124	0,50kΩ	D
	6	130	155			6	135	2,10Ω	D
	7	142	5,2MΩ	D		7	145	166	
B G A 4	1	78	88	NS	B G A 8	1	82	93	NS
	2	88	99	NS		2	94	106	NS
	3	99	111	NS		3	104	116	NS
	4	110	3,82Ω	D		4	115	131	
	5	122	52,2Ω	D		5	128	OVLD	D
	6	135	11,7Ω	D		6	139	16,9Ω	D
	7	147	170			7	150	169	

Tableau B-5 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°13 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/+125^{\circ}\text{C}$, ainsi que les circuits défectueux (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	93	90	NS	B G A 5	1	93	90	NS
	2	104	100	NS		2	103	99	NS
	3	116	120	NS		3	115	120	NS
	4	127	130	NS		4	124	160	NS
	5	140	23,5Ω	NS		5	136	62,2Ω	NS
	6	150	160	NS		6	148	OVLD	NS
	7	162	170	NS		7	160	572	NS
B G A 2	1	92	90	NS	B G A 6	1	94	90	NS
	2	102	101	NS		2	104	103	NS
	3	112	111	NS		3	115	112	NS
	4	123	120	NS		4	125	123	NS
	5	135	18,5Ω	NS		5	138	42,15Ω	NS
	6	147	150	NS		6	150	12,01Ω	NS
	7	160	160	NS		7	164	160	NS
B G A 3	1	92	90	NS	B G A 7	1	95	90	NS
	2	102	101	NS		2	105	101	NS
	3	112	110	NS		3	115	113	NS
	4	123	122	NS		4	126	125	NS
	5	135	39,6Ω	NS		5	138	62,4Ω	NS
	6	148	150	NS		6	150	150	NS
	7	160	160	NS		7	166	160	NS
B G A 4	1	95	90	NS	B G A 8	1	99	90	NS
	2	106	101	NS		2	107	105	NS
	3	118	96	NS		3	117	116	NS
	4	129	122	NS		4	130	26,4Ω	NS
	5	142	OVLD	NS		5	142	OVLD	NS
	6	156	152	NS		6	152	OVLD	NS
	7	170	165	NS		7	165	7,37Ω	NS

Tableau B-6 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°5 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques 0°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	101	100	NS	B G A 5	1	99	100	NS
	2	111	113	NS		2	110	120	NS
	3	121	124	NS		3	120	120	NS
	4	131	360	D		4	131	130	
	5	144	OVLD	D		5	144	OVLD	D
	6	156	OVLD	D		6	156	22,58Ω	D
	7	170	7,37Ω			7	168	15,45Ω	D
B G A 2	1	98	100	NS	B G A 6	1	99	100	NS
	2	108	110	NS		2	109	110	NS
	3	118	120	NS		3	119	120	NS
	4	131	364	D		4	130	130	
	5	143	OVLD	D		5	140	OVLD	D
	6	155	150			6	152	16,28Ω	D
	7	168	170			7	164	180	
B G A 3	1	98	100	NS	B G A 7	1	96	100	NS
	2	109	110	NS		2	106	110	NS
	3	120	122	NS		3	120	120	NS
	4	131	130			4	133	130	
	5	145	OVLD	D		5	146	OVLD	D
	6	156	33,33Ω	D		6	160	160	
	7	170	175	D		7	174	170	
B G A 4	1	98	100	NS	B G A 8	1	98	100	NS
	2	110	110	NS		2	108	110	NS
	3	121	125	NS		3	119	120	NS
	4	133	134			4	131	130	
	5	145	OVLD	D		5	144	OVLD	D
	6	158	160			6	155	15,26Ω	D
	7	171	175			7	166	170	

Tableau B-7 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°6 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques 0°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	100	100	NS	B G A 5	1	104	100	NS
	2	112	110	NS		2	114	120	NS
	3	122	120	NS		3	124	125	NS
	4	132	130			4	136	140	
	5	144	OVLD	D		5	149	OVLD	D
	6	156	16,11Ω	D		6	162	260	
	7	170	175			7	175	170	
B G A 2	1	100	100	NS	B G A 6	1	103	100	NS
	2	111	110	NS		2	114	110	NS
	3	123	120	NS		3	124	120	NS
	4	135	130			4	136	140	
	5	147	OVLD	D		5	147	OVLD	D
	6	159	160			6	159	180	
	7	173	170			7	172	185	
B G A 3	1	100	100	NS	B G A 7	1	102	100	NS
	2	111	110	NS		2	115	110	NS
	3	123	120	NS		3	126	130	NS
	4	135	130			4	138	140	
	5	148	140,5Ω	D		5	150	OVLD	D
	6	160	160			6	162	160	
	7	173	170			7	175	180	
B G A 4	1	102	100	NS	B G A 8	1	107	110	NS
	2	112	110	NS		2	118	130	NS
	3	124	120	NS		3	129	130	NS
	4	135	130			4	140	140	
	5	148	OVLD	D		5	153	OVLD	D
	6	160	160			6	164	170	
	7	170	170			7	177	180	

Tableau B-8 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°7 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques 0°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	98	100	NS	B G A 5	1	92	95	NS
	2	108	120	NS		2	101	105	NS
	3	119	130	NS		3	112	115	NS
	4	130	140			4	123	128	
	5	142	OVLD	D		5	135	OVLD	D
	6	154	160			6	145	150	
	7	167	170			7	158	160	
B G A 2	1	94	100	NS	B G A 6	1	91	100	NS
	2	106	110	NS		2	101	110	NS
	3	117	120	NS		3	111	120	NS
	4	128	130			4	123	125	
	5	140	37,05Ω	D		5	135	OVLD	D
	6	152	160			6	146	160	
	7	164	168			7	158	160	
B G A 3	1	93	90	NS	B G A 7	1	90	90	NS
	2	104	100	NS		2	101	105	NS
	3	115	120	NS		3	111	115	NS
	4	126	15,3Ω	D		4	122	130	
	5	138	OVLD	D		5	134	OVLD	D
	6	150	160			6	146	150	
	7	163	2,01Ω			7	158	160	
B G A 4	1	93	95	NS	B G A 8	1	93	95	NS
	2	104	105	NS		2	104	110	NS
	3	114	115	NS		3	116	120	NS
	4	125	128			4	129	140	
	5	136	OVLD	D		5	142	OVLD	D
	6	148	150			6	154	170	
	7	159	160			7	169	170	

Tableau B-9 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°11 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques 0°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	102	110	NS	B G A 5	1	101	100	NS
	2	112	120	NS		2	111	120	NS
	3	122	130	NS		3	123	130	NS
	4	133	150			4	132	140	
	5	145	OVLD	D		5	146	OVLD	D
	6	158	170			6	157	170	
	7	170	170			7	170	175	
B G A 2	1	98	110	NS	B G A 6	1	99	100	NS
	2	109	120	NS		2	110	110	NS
	3	121	140	NS		3	119	120	NS
	4	133	150			4	130	140	
	5	145	10,18Ω	D		5	142	49,65Ω	
	6	159	170			6	154	160	D
	7	171	180			7	165	170	
B G A 3	1	100	100	NS	B G A 7	1	97	100	NS
	2	110	110	NS		2	105	110	NS
	3	120	130	NS		3	113	120	NS
	4	130	140			4	123	130	
	5	142	OVLD	D		5	133	135	
	6	154	160			6	142	145	
	7	167	170			7	151	155	
B G A 4	1	99	100	NS	B G A 8	1	99	100	NS
	2	106	110	NS		2	107	110	NS
	3	115	120	NS		3	116	120	NS
	4	123	130			4	124	130	
	5	132	135			5	134	140	
	6	142	145			6	143	150	
	7	153	155			7	152	160	

Tableau B-10 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°14 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques 0°C/+100°C, ainsi que les circuits défailants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	85	81	NS	B G A 5	1	105	96	NS
	2	95	97	NS		2	119	106	NS
	3	105	110	NS		3	135	112	NS
	4	113	123			4	143	130	
	5	125	OVLD	D		5	160	4 MΩ	D
	6	136	156			6	170	178	
	7	145	167			7	180	178	
B G A 2	1	95	91	NS	B G A 6	1	106	95	NS
	2	108	102	NS		2	118	108	NS
	3	117	113	NS		3	135	120	NS
	4	130	132			4	142	133	
	5	140	OVLD	D		5	154	30 MΩ	D
	6	155	161			6	166	160	
	7	170	175			7	178	173	
B G A 3	1	100	99	NS	B G A 7	1	106	97	NS
	2	113	107	NS		2	119	106	NS
	3	126	120	NS		3	132	116	NS
	4	140	137			4	141	133	
	5	152	OVLD	D		5	157	34 kΩ	D
	6	165	162			6	171	162	
	7	177	178			7	181	172	
B G A 4	1	105	101	NS	B G A 8	1	108	96	NS
	2	119	111	NS		2	121	115	NS
	3	135	123	NS		3	133	118	NS
	4	143	137			4	146	126	
	5	160	6 MΩ	D		5	158	OVLD	D
	6	170	164			6	171	158	
	7	180	178			7	182	175	

Tableau B-11 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°8 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques -25°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	115	90	NS	B G A 5	1	116	102	NS
	2	126	105	NS		2	135	114	NS
	3	137	117	NS		3	141	125	NS
	4	150	138			4	154	141	
	5	161	OVLD	D		5	168	OVLD	D
	6	172	165			6	182	170	
	7	182	175			7	194	183	
B G A 2	1	108	98	NS	B G A 6	1	116	105	NS
	2	118	110	NS		2	131	115	NS
	3	130	123	NS		3	143	126	NS
	4	144	136			4	156	138	
	5	159	150 Ω	D		5	168	OVLD	D
	6	171	165			6	181	167	
	7	181	175			7	193	177	
B G A 3	1	110	99	NS	B G A 7	1	114	101	NS
	2	121	110	NS		2	125	111	NS
	3	134	120	NS		3	140	123	NS
	4	145	135			4	151	139	
	5	159	40 Ω	D		5	165	150 k Ω	D
	6	169	162			6	178	162	
	7	181	182			7	189	175	
B G A 4	1	115	101	NS	B G A 8	1	114	106	NS
	2	126	112	NS		2	127	113	NS
	3	137	123	NS		3	136	125	NS
	4	151	136			4	150	137	
	5	165	590 Ω	D		5	165	OVLD	D
	6	178	821			6	178	164	
	7	186	179			7	190	175	

Tableau B-12 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°12 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques -25°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en m Ω .

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	105	105	NS	B G A 5	1	116	99	NS
	2	112	111	NS		2	135	104	NS
	3	121	116	NS		3	141	108	NS
	4	129	125			4	154	120	
	5	140	136			5	168	132	
	6	150	146			6	182	139	
	7	156	156			7	194	152	
B G A 2	1	95	95	NS	B G A 6	1	116	94	NS
	2	106	105	NS		2	131	104	NS
	3	115	114	NS		3	143	113	NS
	4	126	126			4	154	123	
	5	134	132			5	168	133	
	6	147	143			6	182	141	
	7	162	150			7	194	154	
B G A 3	1	96	95	NS	B G A 7	1	85	97	NS
	2	104	104	NS		2	94	104	NS
	3	114	112	NS		3	106	112	NS
	4	127	122			4	118	123	
	5	136	131			5	127	136	
	6	150	143			6	139	152	
	7	154	150			7	145	155	
B G A 4	1	95	94	NS	B G A 8	1	83	97	NS
	2	105	104	NS		2	93	102	NS
	3	112	112	NS		3	101	110	NS
	4	126	122			4	113	122	
	5	140	134			5	123	132	
	6	147	146			6	135	145	
	7	154	152			7	143	154	

Tableau B-13 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°15 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques -25°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	75	103	NS	B G A 5	1	87	103	NS
	2	85	113	NS		2	99	114	NS
	3	95	124	NS		3	106	120	NS
	4	106	134	NS		4	116	128	NS
	5	115	145	NS		5	127	142	NS
	6	127	155	NS		6	139	153	NS
	7	133	166	NS		7	148	162	NS
B G A 2	1	81	101	NS	B G A 6	1	91	104	NS
	2	89	112	NS		2	98	112	NS
	3	96	123	NS		3	106	122	NS
	4	109	134	NS		4	116	131	NS
	5	120	144	NS		5	126	140	NS
	6	127	155	NS		6	137	152	NS
	7	OVL	OVL	NS		7	151	163	NS
B G A 3	1	80	104	NS	B G A 7	1	84	101	NS
	2	86	112	NS		2	92	107	NS
	3	101	123	NS		3	101	118	NS
	4	109	132	NS		4	113	126	NS
	5	121	140	NS		5	124	138	NS
	6	131	151	NS		6	136	152	NS
	7	136	162	NS		7	143	163	NS
B G A 4	1	89	103	NS	B G A 8	1	81	107	NS
	2	97	113	NS		2	92	116	NS
	3	106	123	NS		3	103	122	NS
	4	116	130	NS		4	112	130	NS
	5	125	139	NS		5	122	134	NS
	6	134	150	NS		6	135	146	NS
	7	141	164	NS		7	144	149	NS

Tableau B-14 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°16 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques -25°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

	Chaîne	R initial	R final	STD		Chaîne	R initial	R final	STD
B G A 1	1	86	100	NS	B G A 5	1	82	105	NS
	2	96	111	NS		2	93	111	NS
	3	102	120	NS		3	102	120	NS
	4	109	130			4	111	132	
	5	121	138			5	122	142	
	6	135	148			6	137	153	
	7	140	159			7	140	161	
B G A 2	1	85	101	NS	B G A 6	1	80	105	NS
	2	93	109	NS		2	89	112	NS
	3	101	117	NS		3	99	122	NS
	4	113	129			4	113	132	
	5	122	140			5	121	143	
	6	132	150			6	134	154	
	7	143	158			7	143	169	
B G A 3	1	84	104	NS	B G A 7	1	81	108	NS
	2	91	111	NS		2	91	118	NS
	3	104	118	NS		3	101	126	NS
	4	112	128			4	109	136	
	5	125	140			5	121	146	
	6	135	150			6	136	156	
	7	140	160			7	144	164	
B G A 4	1	83	106	NS	B G A 8	1	81	113	NS
	2	91	110	NS		2	92	119	NS
	3	101	119	NS		3	98	126	NS
	4	111	130			4	112	138	
	5	122	140			5	123	147	
	6	132	150			6	133	159	
	7	140	159			7	141	169	

Tableau B-15 Valeurs des résistances des chaînes de chaque boîtier BGA de la carte n°17 avant (R initial) et après (R final) les cycles thermiques -25°C/+100°C, ainsi que les circuits défaillants (D) décelés par le détecteur d'événements (NS signifie résistance non suivie). Sauf précision les résistances sont données en mΩ.

Références

- [ABTE-00] Abteu M., Selvaduray G., “Lead-free solders in microelectronics“, Materials Science and Engineering : Reports, 1 juin 2000, Volume 27, Issues 5-6, p.95-141
- [ACCU-w0] www accuratus.com/silinit.html
- [AMAG-02] Amagai M., Watanabe M., Omiya M., Kishimoto K., Shibuya T., “Mechanical characterization of Sn-Ag-based lead-free solders“, Microelectronics Reliability, 2002, Volume 42, p.951-966
- [ANSY-a] ANSYS manual, “Chapter 8-2: Using Geometric Nonlinearities”
- [ANSY-b] ANSYS manual, “Chapter 8-3: Modelling Material Nonlinearities”
- [BLOM-99] Bloomer T.E., “Microstructural and Mechanical Properties of a Novel Lead-Free Solder”, Master of Science Thesis, Iowa State University, 1999
- [BROW-89] Brown S.B., Kim K.H. and Anand L., “An Internal Variable Constitutive Model For Hot Working Of Metals“, International Journal of Plasticity, 1989, Volume 5, p.95-130
- [BURN-00] Burnette T. et al., “Underfilled BGAs for CBGA Packages and Board-Level Reliability”, ECTC 2000, 2000
- [CLEC-04] Clech J.P., “An obstacle-controlled creep model for Sn-Pb and Sn-based lead-free solders“, Proc. SMTAI, Sept.26-28 2004, Chicago
- [COIN-04] Cointrel J.P., Vêtu C., “Comment appréhender le sans plomb pour 2006“, Interconex 2004, France, Versailles, mai 2004
- [COST-w0] Projet européen COST Action 531 (European COoperation in the field of Scientific and Technical research) , <http://www.ap.univie.ac.at/users/cost531>
- [DARV-95] Darveaux R., et al., “Reliability of Plastic Ball Grid Array Assembly”, *Ball Grid Array Technology*, J. Lau, McGraw-Hill, New York, 1995, p. 379-442
- [DARV-97] Darveaux R., “Solder Joint Fatigue Life Model”, *TMS Annual Meeting*, 1997
- [DARV-00] Darveaux R., “Effect of Simulation Methodology on Solder Joint Crack Growth Correlation”, *50th Electronic Components and Technology Conference*, 2000
- [DEAN-85] Dean D.J., “Thermal Design of Electronic Circuit Boards and Packages”, Electrochemical Publications, 1985
- [DEGR-01] Degryse D. et al., “Simulation of solder joint reliability for CBGA packages”, *IMAPS 2001*, Strasbourg, France, 2001

- [DIEP-00] Diepstraten G., “Etapes impératives du brasage sans plomb“, Journée Electronique Environnement Europe, GFIE, France, 2001
- [DORN-55] Dorn J.E., “Some fundamental experiments on high temperature creep“, *J.Mech.Phy.Solids*, Volume 3, Issue 2, p.85
- [DOUI-97] Douin J., *Mécanique des milieux continus*, Diderot, Paris, 1997
- [DTI-w0] [http://www.dti.gov.uk/sustainability/weee/RoHS Regs Draft Guidance.pdf](http://www.dti.gov.uk/sustainability/weee/RoHS%20Regs%20Draft%20Guidance.pdf)
- [EFSO-w0] Projet EFSOT (Next Generation Environment-Friendly Soldering Technology), www.efsot-europe.info
- [ELFN-w0] Réseau européen sur le brasage sans plomb, ELFNET, site internet, www.europeanleadfree.net/
- [FAUR-04] Faure C., “Lead Free : Manufacturing Solutions“, *Interconex 2004*, France, Versailles, mai 2004
- [FCI-w0] FCI connector, site internet, <http://www.fciconnect.com>
- [FOLE-00] Foley J.C., Gickler A., Leprevost F.H., Brown D., “Analysis of Ring and Plug Shear Strengths for Comparison of Lead-Free Solders“, *Journal of Electronic Materials*, 2000, Volume 29, Issue 10, p. 1258-1263
- [FOUA-01] Fouassier O., “Brasure composite sans plomb de la conception à la caractérisation“, Thèse en physico-chimie de la matière condensée, Bordeaux, 2001
- [FRAN-93] François D., Pineau A., Zaoui A., “Comportement mécanique des matériaux“, Hermès, Paris, 1993
- [FREE-w0] Freescale, site internet, <http://www.freescale.com/chips/greenproducts>
- [FUJI] Fujitsu. Technical documentation
- [GARO-65] Garofalo F., “*Fundamentals of creep and creep rupture in metals*“, Mac Millan Series in Material Science
- [GEDN-04] Gedney R., Vo N., Galyon G., “NEMI Tin Whiskers Projects“, *2nd Int.Conf. on Lead Free Electronics*, Amsterdam, June 22-23, 2004
- [GUIL-03] Guilbault P., “*Contribution à l'étude d'une technologie d'interconnexion haute densité*“, Thèse en électronique, Bordeaux, 2003
- [GUST-00] Gustafsson G. et al., “Finite Element Modeling of BGA Packages for Life Prediction“, *50th Electronic Components and Technology Conference*, 2000
- [HITA-w0] Hitachi Chemical Europe (Allemagne), www.hitachi-eu.com

- [HONG-97] Hong B.Z., “*Finite Element Modeling of Thermal Fatigue and Damage of Solder Joints in a Ceramic Ball Grid Array Package*”, *Journal of Electronic Materials*, 1997, Volume 26, Issue 7, p. 814-820
- [HUI-00] Hui I.K., Law H.W., “An alternative approach for the analysis of intermetallic compounds in SMT solder joints”, *Soldering & Surface Mount Technology*, 2000, Volume 12, Issue 1, p. 23-31
- [IMAP-w0] IMAPS France, www.imapsfrance.org
- [IMEC-w0] Projet européen IMECAT (Interconnection Materials for Environmentally Compatible Assembly Technologies),
www.elis.ugent.be/ELISgroups/tfcg/projects/imecat/Welcome.html
- [IPC-00] IPC, *IPC roadmap : a Guide for Assembly of Lead-Free Electronics 4th Draft*, juin 2000
- [IPC-02] IPC, IPC-9701 standard, Performance Test Methods and Qualification Requirements for Surface Mount Solder Attachments, janvier 2002
- [IR] Fiche technique iP2001 (BGA 20A)
- [JEDE-w0] J-STD-020 Moisture/Reflow Sensitivity Classification for Nonhermetic Solid State Surface Mount Devices,
<http://www.jedec.org/download/search/jstd020c.pdf>
- [JEIT-w0] JEITA Japan Electronics and Information Technology Association Japan
<http://www.jeita.or.jp>
- [JOHN-99] Johnson Z., “Implementation of and Extensions to Darveaux's Approach to Finite-Element Simulation of BGA Solder Joint Reliability”, *49th Electronic Components and Technology Conference*, 1999
- [KHAN-01] Khan S., Molligan D.J., “*Finite element modeling to analyze durability of BGA/CSP connections during thermal shock*”, *Circuit World*, 2001, Volume 27, Issue 4, p. 8-11
- [KING-88] King J.A., *Materials handbook for hybrid microelectronic*, Artech, 1988
- [LASS-99] Lassen C. L., Christensen M. V., “*The via squeeze*”, *IEEE Spectrum*, 1999, Volume 36, Issue 10, p.36-41
- [LERB-03] Lerbs M., Billat R., *Brasures sans plomb pour l'électronique*, Lavoisier Hermès Science, 2003
- [LERB-04] Lerbs-Levebvre M., “*Perspective et réalité d'une industrie électronique sans plomb*”, *Interconex 2004*, France, Versailles, mai 2004

- [LIU-00] Liu C.-M., Chiang K.-N., “Solder Shape Design and Thermal Stree/Strain Analysis of Flip Chip Packaging Using Hybrid Method”, *International Symposium on Electronic Materials and Packaging*, 2000
- [LODG-02] Lodge D., “Pure Tin : an Essential Lead-Free Alternative ? ”, *Symposium Brasage sans plomb : contraintes et contrôles non destructifs*, Grenoble, avril 2002
- [MART-01] Martin G.M., Le Meau M., Henry K., Goguet O., Maillet R., “New Lead Free Technology for High Temperature Mechatronics”, *Proc. Electronic Systems for Vehicles*, Baden-Baden, Allemagne, Septembre 2001, p. 729-735
- [MATS-w0] Matsushita Electric Works Electronic Materials (France) s.a.r.l, www.matsushita-france.fr
- [MILL-69] Miller L.F., “Continued Collapse Chip Joining”, *IBM J. Res Dev*, May 1969, Volume 13, N°3, p.239
- [MITS-w0] Mitsubishi Gas Chemical Europe GmbH (Allemagne), www.mitsubishi.com/e/index.html
- [NASA-w0] NASA, site internet, <http://nasa.gov>
- [NASA-w1] NASA, site internet, <http://eeparts.jpl.nasa.gov/whiskers/index3.htm>
- [NEMI-w0] NEMI, The Lead-Free Interconnect Project: Statement of Work, projet, www.nemi.org
- [NEMI-w1] NEMI, Tin Whisker Accelerated Test Project - Tin Whisker Modeling http://nemi.org/newsroom/Article/index.html#tin_whiskers
- [NIST-w0] NIST, base de données, <http://www.metallurgy.nist.gov/solder>
- [NORD-w0] Projet européen *NORDIC Lead-free Project* , www.ittf.no/none
- [NORT-29] Norton F.H., “*The creep of steel at high temperature*“, Mc Graw-Hill, 1929
- [OBER-04a] Oberndorff P., Dittes M., Crema P., “Whisker testing:Reality or Fiction?“, *2nd Int. Conf. on Lead Free Electronics*, Amsterdam, June 22-23, 2004
- [OBER-04b] Oberndorff P., Chen C.C., Yu E., van de Water J., “Whisker mitigation by postbake: Test results“, *2nd Int.Conf. on Lead Free Electronics*, Amsterdam, June 22-23, 2004
- [OLIV-00] Oliver J.R., Liu J., Lai Z., “Effect of thermal ageing on the shear strength of lead-free solder joints”, *International Symposium on Advanced Packaging Materials Processes, Properties and Interfaces*, 2000, p. 152-157

- [PAIL-04] Paillard M., Schaffauser C., Drevon C.,Cazaux,J.L., Schubach H.R., Frese F., “Non destructive Control of Flip Chip Packages for Space Applications”, *ESREF 2004*, Zürich, Suisse, 2004
- [PANA-w0] Panasonic, site internet, www.panasonic.com
- [PC2A-w0] PC2A, Pôle de compétence en assemblage et analyse non destructive, www.sansplomb.org
- [PECH-99] Pecht and all, “*Electronic Packaging, Materials and their properties*”, CRC Press, 1999
- [PROT-w0] Programme européen PROTIN réunissant STMicroelectronics, Infineon et Philips
- [RIEB-96] Riebling J., *Master's Thesis : “Finite Element Modeling of Ball Grid Array Components”*, Master of Science Thesis, Binghamton University, 1996
- [RIEB-00] Riebling J. M., Brillhart M., “FEA reliability assesment methodology investigation to improve prediction accuracy”, *SMTA International Proceedings of the Technical Program*, 2000
- [SCHU-02] Schubert A., Dudek R., Döring R., Walter H., Auerswald E., Gollhardt A., Schuch B., Sitzmann H., Michel B., “*Lead-free Interconnects: Characterization, Testing and Reliability EuroSime2002 Proceedings*, France, 15-17 Avril 2002, p.62-72
- [SHIN-01] Shin Y.-E. et al., “*Prediction of Thermal Fatigue Life of Lead-Free BGA Solder Joints by Finite Element Analysis*”, *Materials Transactions*, 2001, Volume 42, Issue 5, p. 809-813
- [SIEB-02] Siebert T.,Ettemeyer A., Dudescu M., “Integration of Deformation and contour Measurements with 3D-ESPI”, *Symposium on Experimental Methods in Solid Mechanics*, Danubia-Adria, Zdroj, Pologne, septembre 2002
- [SUMM-91] Summers T.S., “*Improving Fatigue Life in Near-Eutectic SnPb Solders*”, PhD Thesis, University of California, Berkeley, 1991
- [RESE-w0] Research International, Solder Reflow Technology Handbook, www.research-intl.com
- [REY-96] Rey P., “*Contribution à l'intégration des circuits de puissance adaptée à l'électronique automobile*”, Thèse en électronique, Bordeaux, 1996
- [ROHM-w0] Rohm, site internet, <http://www.rohm.de>
- [ROHS-w0] Directive 2002/95/CE du Parlement européen et du Conseil relative à la limitation de l'utilisation de certaines substances dangereuses dans les équipements électriques et électroniques,

- www.europa.eu.int/eur-lex/pri/fr/oj/dat/2003/l_037/l_03720030213fr00190023.pdf
- [ST-w0] STMicroelectronics, site internet, <http://st.com/stonline/company/environment/leadfree>
- [TEE-02] Tong Yan Tee, Hun Shen Ng, Stephen Pan, “Board Level Solder Joint Reliability Modeling of TFBGA Package”, *2002 ICEP Proceedings*, Tokyo, Japon, 2002, p.492
- [TESS] Tessera. Technical documentation
- [THEB-00a] Thébaud J.-M., Woirgard E., Zardini C., Sommer K.-H., “Lead-Free Solder Alloys for IGBT Power Modules: Thermal Fatigue Resistance Evaluation of the Die Attach”, *2000 IEMT/IMC Proceedings*, Tokyo, Japon, 2000, p.332
- [THEB-00b] Thébaud J.-M., Woirgard E., Zardini C., Sommer K.-H., “Relation between Accelerated Ageing Tests and Actual Operation : Finite Element Simulation Evaluation”, *Proceedings of MicroMat 2000*, Berlin, Allemagne, 2000, p.530
- [TI-w0] Texas Instruments, site internet, <http://www.ti.com>
- [TI-w1] Texas Instruments, <http://focus.ti.com/docs/apps/catalog/resources/appnoteabstract.jhtml?abstractName=szza046>
- [TRIS-04] Tristani L., Stricot Y., Flers A., “L’élimination du plomb dans la connectique - les solutions existent, des interrogations demeurent“, *Interconex 2004*, France, Versailles, mai 2004
- [TUMM-97] Tummala R., Rymaszewski E.J., Klopfenstein A.G., “*Microelectronics Packaging Handbook*“, Chapman and Hall, 1997
- [TYCO-w0] Tycoelectronics, site internet, <http://www.tycoelectronics.com/environment/leadfree>
- [VIAN-96] Vianco P.T. et al., “Compatibility of Lead-Free Solder with Lead Containing Surface Finishes as a Reliability Issue in Electronic Assemblies”, *46th IEEE Electronic Components and Technology Conference*, Orlando, Mai 1996, p.1172-1183
- [VILL-95] Villars P., Prince A., Okamoto H., *Handbook of Ternary Alloy Phase Diagrams*, ASM International, 1995
- [VITR-0] Vitronics Soltec "5 Steps Lead-Free Soldering", CD-ROM, 2004
- [WANG-01] Wang, Cheng, Becker, Wilde, “Applying Anand model to represent the viscoplastic deformation behaviour of solder alloys”, *Journal of electronic packaging*, septembre 2001, Volume 123, p.249

- [WARD-99] Warde J., Wallach E.R., “The Effect of Solder Joint Geometry on Electronic Package Reliability”, *Proceedings of the SPIE-The International Society for Optical Engineering*, 1999
- [WEEE-w0] Directive 2002/96/CE du parlement européen et du conseil du 27 janvier 2003 relative aux déchets d'équipements électriques et électroniques (DEEE), www.europa.eu.int/eur-lex/pri/fr/oj/dat/2003/l_037/l_03720030213fr00240038.pdf
- [WEN-01] Wen S., “*Thermomechanical Fatigue Life Prediction For Several Solders*“, PhD Dissertation, Northwestern University, June 2001
- [WIES-02] Wiese et al., “Time-independent elastic-plastic behaviour of solder materials”, *EuroSime2002 Proceedings*, France, 15-17 Avril 2002, p.79-85
- [WILD-00] Wilde J. et al., “*Rate dependent Constitutive Relations Based on Anand Model for 92.5Pb5Sn2.5Ag Solder*“, IEEE Transaction On Advanced Packaging, Août 2000, Volume 23, n°3, p.408-414
- [WISS-01] Wisse et al., “Time dependent behavior of molding compound in packaging”, *IMAPS 2001*, Strasbourg, France, 2001
- [XIAO-00] Xiao Li, Liu J., Lai Z., Ye L., Tholen A., “Characterization of mechanical properties of bulk lead-free solders”, *International Symposium on Advanced Packaging Materials Processes, Properties and Interfaces*, 2000, p. 145-151
- [YANG-00] Yang L., Schubach H., Wegner H., Ettemeyer A., “3D-Microscope-ESPI: Potential for Displacements Analysis of Micromechanic Components”, *Proceedings of MicroMat 2000*, Berlin, Allemagne, 2000
- [ZETE-w0] Zetex, site internet, <http://www.zetex.com/3.0/3-3-1.asp?tcadid=14>
- [ZHAN-98] Zhang X., Lee R., “*Critical Issues in Computational Modelling and Fatigue Life Analysis for PBGA Solder Joints*“, The International Journal of Microcircuits and Electronic Packaging, 1998, Volume 21, Issue 3, p. 253-261
- [ZHAN-99] Zhang L., Hunter B., Subbarayan G., “*The Accuracy of Structural Approximations Employed in Analysis of area Array Packages*“, IEEE Transactions on components and packaging Technology, 1999, Volume 22, Issue 4, p. 525-533
- [ZHAN-00] Zhang L. et al., “Experimental and Finite Element Analysis of Cavity Down BGA Package Solder Joint Reliability”, *Proceeding of 3rd Electronics Packaging Technology Conference*, 2000
- [ZHU-00] Zhu Q., Sheng M., Luo Le, “The effect of Pb contamination on the microstructure and mechanical properties of SnAg/Cu and SnSb/Cu solder joints in SMT”, *Soldering and Surface Mount Technology*, 2000, Volume 12, Issue 3, p. 19-23

Publications

CONFERENCES AVEC ACTES

[C1] An Assessment of Lead-Free Soldering for Automotive Applications: Influence of the Components Finishes on the Reliability of Solder Joints

Alexandrine Guédon, Eric Woirgard, Christian Zardini

International Conference on Electronics Packaging IEMT/IMC Symposium, 2002

ICEP, Tokyo (Japon), 17-19 avril 2002

[C2] Evaluation du Brasage sans Plomb pour des Applications Automobile

Alexandrine Guédon, Eric Woirgard, Christian Zardini

12^{ème} Forum de l'Interconnexion et du Packaging Microélectronique, IMAPS

Versailles (France), 3-5 juin 2002

[C3] Lead-Free Electronics For Automotive Applications: Specific Constraints, Failure Modes And Related Design Guidelines For Reliability

Gérard-Marie Martin, Alexandrine Guédon, Eric Woirgard, Christian Zardini

International Conference on Lead Free Electronics, IPC and SOLDERTEC

Bruxelles (Belgique), 11-12 juin 2003

[C4] Evaluation by Simulation of the Ageing State of a Thyristor System Used in a Power Plant

Alexandrine Guédon-Gracia, Eric Woirgard, Christian Zardini, Guillaume Simon

International Conference on Electronics Packaging IEMT/IMC Symposium, 2004

ICEP, Tokyo (Japon), 14-16 avril 2004

[C5] An assessment of the connection between the working operations of a thyristor system used in a power plant and accelerated ageing tests.

Alexandrine Guédon-Gracia, Eric Woirgard, Christian Zardini, Guillaume Simon

2004 IEEE International Symposium on Industrial Electronics

ISIE 2004, Ajaccio (France), 4-7 mai 2004

[C6] Présentation du réseau ELFNET

Alexandrine Guédon-Gracia

14^{ème} Forum de l'Interconnexion et du Packaging Microélectronique, IMAPS

INTERCONEX 2004, Versailles (France), mai 2004

[C7] Répercussion de l'état mécanique dû à la fabrication d'un assemblage de puissance sur la modélisation de sa durée de vie.

Alexandrine Guédon-Gracia, Pascal Roux, Eric Woirgard, Christian Zardini

Electronique de Puissance du Futur 2004

EPF2004, Toulouse (France), 15-17 septembre 2004

PUBLICATIONS DANS DES REVUES

[A1] Evaluation of lead-free soldering for automotive applications

Alexandrine Guédon, Eric Woirgard, Christian Zardini

Microelectronics Reliability, Vol 42, pp1555-1558, 2002

[A2] Methodology to evaluate the correspondence between real conditions and accelerated tests of a thyristor system used in a power plant

Alexandrine Guédon-Gracia, Eric Woïrgard, Christian Zardini, Guillaume Simon
Microelectronics Reliability, Vol 43, pp 1853-1858, 2003

[A3] Influence of the thermo-mechanical residual state on the power assembly modellization.

Alexandrine Guédon-Gracia, Pascal Roux, Eric Woïrgard, Christian Zardini
Microelectronics Reliability, Vol 44, pp 1331-1335, 2004

RAPPORTS DE CONTRATS

[R1] Report on the state of the art of the FEM modelling of BGA technology

GROWTH Project 'HIRONDELLE'

Alexandrine Guédon

Janvier 2002

[R2] Deliverable 2 : Thermo-mechanical models of microsystems – Report on the modelling strategy GROWTH Project 'HIRONDELLE'

Alexandrine Guédon

Février 2003

[R3] Evaluation par l'outil de simulation de la durée de vie de thyristors dans leur environnement de fonctionnement.

Eric Woïrgard, Christian Zardini, Alexandrine Guédon-Gracia

Rapport de synthèse,

Contrat industriel EDF

Juillet 2003

[R4] BGA thermo-mechanical models

GROWTH Project 'HIRONDELLE'

Alexandrine Guédon-Gracia

Novembre 2003

[R5] IXL final report

GROWTH Project 'HIRONDELLE'

Alexandrine Guédon-Gracia

Septembre 2004

AUTRE DOCUMENT

[D1] Evaluation du brasage sans plomb pour des applications automobile

Alexandrine Guédon

Journées Nationales du Réseau Doctoral de Microélectronique

Toulouse (France), 14-16 mai 2003

Résumé

Cette thèse s'inscrit dans le contexte de la directive européenne RoHS (Restriction Of use of certain Hazardous Substances) bannissant le plomb et d'autres substances dangereuses des équipements électroniques. Après avoir effectué un état de l'art sur les impacts économiques et technologiques que va entraîner le passage au brasage sans plomb, différents travaux sont menés en collaboration avec des industriels dans le cadre du projet PREDIT intitulé CEPIA, du projet européen HIRONDELLE et dans le cadre d'un partenariat avec EDF. Ces études réalisées sur différents types d'assemblage (assemblage BGA sans plomb, thyristor...) ont pour but de développer des méthodologies permettant d'améliorer les modèles de simulation par éléments finis et de modéliser le vieillissement des joints brasés.

Mots-clés : alliage de brasage sans plomb, fiabilité des assemblages électroniques, boîtier BGA, simulation thermo-mécanique

Abstract

This thesis follows the unifying thread prescribed by the European directive RoHS (Restriction of use certain Hazardous Substances) which banishes lead and other dangerous substances in the electrical and electronic equipments. After a state of the art on the economic and technological impacts led by the lead-free soldering, various works have been carried out in collaboration with manufacturers as part of the PREDIT project entitled CEPIA, of the European project called HIRONDELLE and of a partnership with EDF. These studies have been carried out on different kinds of assembly (lead free BGA assembly, thyristor, flip-chip...). The objectives are to develop methodologies allowing to improve the models of simulation by finite elements and to model the ageing of the solder joints.

Key-words: lead free solder alloy, reliability of electronic assemblies, BGA package, thermo-mechanical simulation