



HAL
open science

**CARACTERISATION EXPERIMENTALE ET
SIMULATION PHYSIQUE DES MECANISMES DE
DEGRADATION DES INTERCONNEXIONS SANS
PLOMB DANS LES TECHNOLOGIES
D'ASSEMBLAGE A TRES FORTE DENSITE
D'INTEGRATION " BOITIER SUR BOITIER "**

Wei Feng

► **To cite this version:**

Wei Feng. CARACTERISATION EXPERIMENTALE ET SIMULATION PHYSIQUE DES MECANISMES DE DEGRADATION DES INTERCONNEXIONS SANS PLOMB DANS LES TECHNOLOGIES D'ASSEMBLAGE A TRES FORTE DENSITE D'INTEGRATION " BOITIER SUR BOITIER ". Electronique. Université Sciences et Technologies - Bordeaux I, 2010. Français. NNT: . tel-00989552

HAL Id: tel-00989552

<https://theses.hal.science/tel-00989552>

Submitted on 12 May 2014

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

N° d'ordre : 4014

THÈSE

présentée à

L'UNIVERSITÉ BORDEAUX 1

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR

par **Wei FENG**

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ : **Électronique**

**CARACTERISATION EXPERIMENTALE ET SIMULATION PHYSIQUE DES
MECANISMES DE DEGRADATION DES INTERCONNEXIONS SANS PLOMB DANS
LES TECHNOLOGIES D'ASSEMBLAGE A TRES FORTE DENSITE
D'INTEGRATION « BOITIER SUR BOITIER »**

Soutenue le : 26 Mars 2010

Après avis de :

M. Philippe COLLOT

Professeur, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint Etienne

M. Jean-Pierre LANDESMAN

Professeur, Ecole polytechnique de l'université de Nantes

Devant la commission d'examen formée de :

M. Philippe COLLOT

Professeur, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint Etienne

Mme. Genevieve DUCHAMP

Professeur, Université Bordeaux 1

Mme. Hélène FREMONT

Maître de conférences (HDR), Université Bordeaux 1

Mme. Nathalie LABAT

Professeur, Université Bordeaux 1

M. Jean-Pierre LANDESMAN

Professeur, Ecole polytechnique de l'université de Nantes

M. Alexandre VAL

Ingénieur, Entreprise 3D Plus

M. Frédéric VERDIER

Maître de conférences, Université Bordeaux 1

Mme. Kirsten WEIDE-ZAAGE

Chercheur, Université Hanovre

A mes parents

A mon frère

Remerciements

Le travail présenté dans ce mémoire a été effectué au sein du groupe « Fiabilité » du Laboratoire de l'Intégration du Matériau au Système (IMS) de l'Université Bordeaux I.

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

Je souhaite exprimer mes remerciements à ma directeur de thèse, Hélène FREMONT pour sa grande confiance, sa patience, son encouragement et son soutien, aussi bien professionnels que personnels, tout au long de ce travail, sa clairvoyance scientifique, ses précieux conseils et les longues discussions que nous avons entretenues ensemble, qui m'ont été d'un grand secours au cours des moments difficiles rencontrés dans la préparation de ce doctorat.

De la même manière, je tiens à faire part de ma sincère gratitude à mon co-directeur Frédéric VERDIER, tout d'abord pour ses conseils en matière d'enseignement et l'appui qu'il m'a apporté spécifiquement dans ce domaine. Je te remercie aussi pour ta patience et les échanges d'opinions qui furent toujours, d'une manière ou d'une autre, enrichissants.

Je remercie également Madame Alexandrine GUEDON-GRACIA qui a participé à l'encadrement de mes travaux avec beaucoup de gentillesse et de disponibilité.

Je tiens à remercier Madame Kirsten WEIDE-ZAAGE du laboratoire LFI de l'Université Hannovre, qui a permis de mettre en oeuvre la simulation d'électromigration grâce à la mise en place de notre collaboration du programme PROCOPE.

Je voudrais aussi remercier mes rapporteurs pour avoir accepté de prendre la responsabilité d'un tel travail et m'avoir fait l'honneur de présider le jury de ma thèse. Monsieur Jean-Pierre LANDESMAN pour ses corrections détaillées et méticuleuses et Monsieur Philippe COLLOT pour sa critique constructive et sa convivialité. Je remercie aussi tous les autres membres du jury, Madames Geneviève DUCHAMP, Nathalie LABAT, Monsieur Alexandre VAL pour le rôle indispensable qu'ils ont joué dans la réussite de cette aventure et l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail.

Mes remerciements vont à Monsieur Bernard PLANO pour les analyses des joints de brasure que nous avons réalisées ensemble.

J'adresse également mes remerciements à Monsieur Jean-Yves DELETAGE pour l'aide qu'il m'a apportée, en particulier pour la modélisation du « PoP ».

Je tiens tout particulièrement à remercier Madame Marie-hélène ENDERLIN pour son amitié, sa présence rassurante et son aide linguistique qui m'ont accompagnée avec beaucoup de patience dans cette aventure éprouvante.

Je n'oublie pas également mes amis et collègues de bureau qui m'ont aidé en créant une ambiance agréable et amicale tout au long de ces années de thèse : Piero SPEZZIGU (positivité), Marie-lise BOURQUI, Johnny GOGUET, Virginie DRAHONNET, Kai SHAO, Ludi ZHANG, Siyu LIAO, Charlotte SURY, Willy LUDURCZAK, Ludovic LACHEZE, Yves OUSTEN, Isabelle OUSTEN, Bruno LEVRIER, Yannick DESHAYES, Hélène DEBETA, Raphael BAILLOT, Isabelle BORD, Laurent BECHOU, pour m'avoir fait profiter de leurs compétences et pour l'aide qu'ils m'ont apportée.

Enfin, j'adresse mes remerciements sincères à ceux qui m'ont soutenue tout au long de ces années de thèse et même depuis bien plus longtemps : mes parents, mon frère, ma famille, mes amies de toujours (Huahua JING et Kun YUAN) et surtout à celle qui m'a supporté et me supporte encore.

Ce qu'on sait, savoir qu'on le sait ; ce qu'on ne sait pas, savoir qu'on ne le sait pas : c'est savoir véritablement.

- Confucius

知之為知之，不知為不知，是知也。

- 孔子

There should be no pretense in the profession of knowledge, or the denial of ignorance.

(To say you know when you know, and to say you do not when you do not, that is knowledge.)

- Confucius

Table des matières

INTRODUCTION GENERALE	1
PARTIE A. GENERALITES	5
CHAPITRE I ETAT DE L'ART DES ASSEMBLAGES « POP » (PACKAGE ON PACKAGE)	5
I.1 Introduction.....	5
I.1.1 Les technologies d'assemblage innovantes	5
I.1.2 Assemblages « PoP »	7
I.1.3 Etude préliminaire des joints de brasure SnAg4Cu0,5.....	9
I.2 Défaillances des assemblages.....	9
I.2.1 Contrainte thermomécanique	10
I.2.2 Contrainte humide.....	12
I.2.3 Défaillance des interconnexions.....	13
I.3 Conclusion.....	13
CHAPITRE II PRESENTATION DES COMPOSANTS ET VEHICULES DE TEST	15
II.1 Introduction.....	15
II.2 Composants et carte assemblée	15
II.2.1 Composants à analyser	15
II.2.2 Carte assemblée.....	21
II.3 Appareils utilisés.....	24
II.3.1 Mesures de déformation	24
II.3.2 Vieillesse accélérée.....	25
II.3.3 Mesures électriques	26
II.4 Méthodologie d'analyse physique de défaillance.....	26
PARTIE B. DEFORMATION MECANIQUE DES ASSEMBLAGES « POP »	29
CHAPITRE III COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE DES ASSEMBLAGES « POP »	29
III.1 Introduction.....	29
III.1.1 Gauchissement thermomécanique.....	29
III.1.2 Technique d'analyse.....	30
III.2 Description du procédé d'assemblage	32
III.3 Etude du gauchissement.....	33
III.3.1 Etude expérimentale.....	33
III.3.1.1 Véhicules et conditions de tests	33
III.3.1.2 Analyses des résultats expérimentaux	36
III.3.1.3 Synthèse des résultats expérimentaux.....	38
III.3.2 Simulation numérique	38

III.3.2.1	Les principes et les hypothèses de la modélisation.....	39
III.3.2.2	Construction du modèle thermomécanique	40
III.3.2.3	Résultats des simulations.....	41
III.3.3	Modèles du gauchissement.....	47
III.3.3.1	Présentation du modèle de référence [TSAI-06]	47
III.3.3.2	Adaptation à l'assemblage « PoP ».....	51
III.3.4	Evaluation analytique – « CritiPoP »	53
III.3.4.1	Méthodologie de calcul dans « CritiPoP ».....	53
III.3.4.2	Utilisation de « CritiPoP ».....	55
III.3.5	Confrontation de résultats	57
III.4	Conclusion.....	59

CHAPITRE IV COMPORTEMENT HYGROMECHANIQUE DES ASSEMBLAGES « POP »..... 61

IV.1	Introduction.....	61
IV.1.1	Théorie de la diffusion	61
IV.1.2	Gauchissement hygromécanique	63
IV.1.3	Historique.....	64
IV.2	Etude expérimentale	65
IV.2.1	Technique d'analyse.....	65
IV.2.2	Evaluation de l'absorption d'humidité par pesée	66
IV.2.3	Mesure du gauchissement	67
IV.3	Simulation numérique.....	68
IV.3.1	Diffusion d'humidité.....	68
IV.3.2	Modèle hygromécanique	70
IV.4	Analyses des résultats.....	71
IV.4.1	Diffusion d'humidité.....	71
IV.4.2	Gauchissements hygromécaniques.....	74
IV.5	Conclusion.....	79

CONCLUSION DE LA PARTIE B..... 81

PARTIE C. ESSAIS DE VIEILLISSEMENT ACCELERE..... 83

CHAPITRE V CYCLES THERMIQUES..... 85

V.1	Introduction.....	85
V.2	Etude expérimentale	86
V.2.1	Véhicules et conditions de tests.....	86
V.2.2	Analyse des résultats expérimentaux.....	88
V.3	Simulation numérique.....	90
V.3.1	Etude préliminaire.....	90
V.3.2	Modélisation numérique.....	91
V.3.3	Résultats des simulations	92
V.3.3.1	Composants individuels.....	92
V.3.3.2	Assemblage « PoP ».....	94

V3.3.2.1	Confrontation des résultats sur les composants individuels.....	95
V3.3.2.2	Analyse des contraintes du « PoP ».....	95
V.3.3.3	<i>Influence de la taille</i>	97
V.4	Confrontation des résultats	98
V.4.1	Zone critique.....	98
V.4.2	Rôle de la taille des composants.....	99
V.4.3	Analyse physique.....	99
V.5	Conclusion	101
CHAPITRE VI EFFET THERMIQUE ET EFFET ELECTROTHERMIQUE.....		103
VI.1	Introduction	103
VI.1.1	Historique.....	103
VI.1.2	Mécanismes élémentaires.....	106
VI.1.2.1	<i>Electromigration</i>	107
VI.1.2.2	<i>Thermomigration</i>	109
VI.1.2.3	<i>Migration par contrainte mécanique (stressmigration)</i>	110
VI.1.2.4	<i>Migration chimique</i>	110
VI.1.2.5	<i>Migration totale</i>	111
VI.1.3	Synthèse.....	113
VI.2	Etude préliminaire	113
VI.3	Etude expérimentale	115
VI.3.1	Véhicules et conditions de tests.....	115
VI.3.2	Vieillessement électrothermique.....	117
VI.4	Simulation numérique	120
VI.5	Analyses des résultats	121
VI.5.1	Résultats électriques.....	121
VI.5.2	Analyse physique.....	124
VI.5.2.1	<i>Effets sous courant</i>	124
VI.5.2.2	<i>Influence de la température</i>	130
VI.5.3	« via-in-pad ».....	133
VI.6	Conclusion	135
CONCLUSION DE LA PARTIE C.....		137
CONCLUSION GENERALE.....		139
LISTE DES ABREVIATIONS.....		143
ANNEXE.....		145
RÉFÉRENCES.....		149

Introduction générale

L'industrie électronique est l'une des industries les plus dynamiques, fascinantes et importantes. Dans une période de temps relativement courte, elle est devenue l'industrie la plus grande et la plus répandue au monde. La tendance majeure dans l'industrie électronique est de personnaliser les produits en les fabriquant plus intelligents, plus légers, plus petits, plus minces et plus rapides, ainsi que plus conviviaux, fonctionnels, puissants, fiables, solides, innovants et moins coûteux. L'une des technologies importantes contribuant à ces objectifs de conception est la technique d'assemblage électronique [LAU-95, LAU-96, LAU-00, LAU-03, GILL-02, OHSA-91, TUMM-91, WESS-91, MART-98].

La croissance exponentielle des applications microélectroniques force les chercheurs à trouver des produits plus fiables et durables pour les consommateurs, pour des applications médicales, industrielles et militaires. L'utilisation croissante des appareils sans fil provoque un besoin d'appareils compacts capables d'exécuter des tâches répétitives avec une précision et une fiabilité élevées.

Des progrès rapides ont été réalisés dans l'industrie électronique vers la fabrication de brasure sans plomb, parce que le plomb est un élément très toxique, provoquant des effets à des doses faibles. De nombreux chercheurs ont proposé SnAgCu (SAC) comme la meilleure alternative à Sn-Pb. Une meilleure compréhension des mécanismes de défaillance des joints de brasure SAC est requise pour la construction de modèles plus réalistes de l'assemblage avec des soudures sans plomb.

Les dimensions et le poids des appareils électroniques doivent diminuer, la densité du packaging est augmentée et l'épaisseur du circuit imprimé (PCB) diminue comme dans les boîtiers plastiques BGA (Ball Grid Array) et CSP (Chip Scale Packaging). L'intégration des

boîtiers et des systèmes est devenue un point clé de l'assemblage électronique, afin de répondre à la demande de la miniaturisation, du coût faible, d'une haute performance, et une bonne fiabilité. Cela entraîne le développement de SiP (system-in-package), pour lequel les boîtiers discrets sont intégrés dans un module. Le SiP offre des fonctionnalités différentes et est efficace pour les applications de grande vitesse de haute fréquence. L'assemblage Package-on-Package (PoP) représente une structure complexe d'assemblage par empilement vertical des assemblages individuels via des joints de brasure.

Les assemblages « PoP » permettent d'augmenter fortement la densité d'intégration des circuits et systèmes microélectroniques, par superposition de plusieurs éléments semi-conducteurs actifs. Les interconnexions internes de ces systèmes sont alors soumises à des contraintes jamais atteintes.

Les assemblages empilés de type PoP comportent notamment une première couche, connectée par des « bumps » en alliage sans plomb. Ces assemblages sont donc potentiellement susceptibles de souffrir des mêmes mécanismes de défaillance (intermétalliques, électromigration...) que la génération précédente (par exemple, BGA), aggravés par un environnement thermique et mécanique certainement plus défavorable. Il convient alors d'identifier, de caractériser, puis de modéliser et de simuler l'évolution des mécanismes de défaillance propres à ces assemblages, en fonction des contraintes appliquées lors des phases de qualification (test de vieillissement accéléré).

Les objectifs précis de cette thèse consistent à caractériser expérimentalement et simuler physiquement des mécanismes de dégradation des interconnexions dans les technologies d'assemblage à très forte densité d'intégration « PoP ».

Dans cette étude, nous avons cherché à comprendre les mécanismes thermiques, hygroscopiques et électriques pour l'évaluation de la fiabilité des assemblages électroniques « PoP ». Nous organisons cette étude en trois parties.

Dans la partie A, nous présentons l'état de l'art des assemblages « PoP » et une étude préliminaire de nos composants. Les principales technologies des assemblages électriques et leurs principaux modes de défaillance sont passés en revue. L'objectif de cette thèse est justifié par la mise en évidence de l'importance et de la nécessité d'étudier la fiabilité de l'assemblage « PoP ». Ensuite, des composants et véhicules de test utilisés dans nos études sont également présentés.

Les gauchissements de composants risquent d'induire à terme des fragilités de l'assemblage. Les risques de défaillances à cause des gauchissements sont étudiés en analysant

les comportements thermomécanique, hygroscopique et hygromécanique du « PoP » dans la partie B.

Le comportement thermomécanique des assemblages « PoP » est analysé par des méthodes expérimentales, numériques et de simulation par éléments finis, permettant d'évaluer les gauchissements vis-à-vis des contraintes thermomécaniques.

Etant donné que les gauchissements thermomécaniques sont engendrés certainement dans le processus de fabrication comme la refusion, il est très intéressant d'avoir une idée de ces gauchissements dans la phase de conception sans construire un modèle complexe ou un modèle par éléments finis. Un modèle analytique qui permet de calculer les gauchissements thermomécaniques du « PoP » facilement avec une précision suffisante en utilisant seulement des paramètres géométriques et des matériaux sera présenté. Ce modèle est validé par des résultats expérimentaux.

Les phénomènes hygroscopiques et hygromécaniques sont aussi étudiés par expériences et simulations. Dans un premier temps, les théories de la diffusion et du gauchissement hygromécanique sont présentés. Comme la technologie généralement utilisée TMA/TGA n'est pas appropriée pour nos assemblages « PoP », une autre méthode de mesure est proposée. Les modèles hygroscopiques et hygromécaniques sont construits par analogie avec les modèles thermiques et thermomécaniques dans les simulations.

Toutes les expériences thermomécaniques, hygroscopiques et hygromécaniques sont faites dans l'assemblage « PoP » et les composants individuels (top et bottom). La comparaison entre le « PoP » et les composants individuels nous permet de comprendre l'effet d'une structure complexe comme celle du « PoP » aux gauchissements thermomécaniques/hygromécaniques. Les résultats de gauchissements relevés dans les simulations sont comparés avec ceux des expériences afin de valider les modèles de simulation. En plus, ces modèles sont utilisés pour analyser les contraintes et les zones critiques.

Ces deux phénomènes sont comparés afin de comprendre mieux les problèmes des gauchissements.

Une des principales sources de défaillance des systèmes électroniques se situe au niveau des assemblages des composants sur les plaques de circuit imprimé (PCBs). Nous présentons une étude sur la fiabilité du « PoP » au niveau d'assemblage par des essais de vieillissement accéléré dans la partie C. La carte assemblée des « PoP » et des composants individuels est utilisée afin de réaliser ces essais de vieillissement accéléré.

Les tests de vieillissement accéléré par cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$ sont utilisés afin d'analyser la fiabilité des joints de brasure. Les composants sont surveillés en temps réel ce qui permet de déterminer l'ordre des composants endommagés. Les simulations par éléments finis de composants assemblés sont également réalisées à partir des modèles thermomécaniques de composants seuls.

Après avoir analysé l'effet de cyclage dans les assemblages « PoP », les effets thermiques et électrothermiques sous un courant élevé et une température importante sont étudiés.

Tout d'abord, les mécanismes élémentaires induits par un courant et une température élevés : l'électromigration, la thermomigration, la migration par contrainte mécanique et la migration chimique sont présentés. Une étude préliminaire de simulation est réalisée en collaboration avec Laboratoire LFI de l'Université Hanovre. Ensuite, d'après les zones critiques dans l'étude préliminaire, des expériences sont réalisées afin de valider les modèles de simulation, parallèlement à des modèles complémentaires de simulation.

Les comparaisons sont faites entre les assemblages « PoP » et les composants individuels dans les expériences. L'influence de taille est également analysée par comparaison entre le « PoP12x12 » et le « PoP14x14 ». La microsection est utilisée afin d'analyser la révolution physique dans les joints de brasure sous l'effet de cyclage, l'effet thermique ou l'effet d'électromigration.

Partie A. GENERALITES

Chapitre I Etat de l'art des assemblages « PoP » (Package on Package)

1.1 Introduction

L'utilisation des assemblages microélectroniques se retrouve dans un large choix d'équipements et systèmes très variés. De fait, les fonctions électroniques sont de plus en plus répandues dans les domaines de la vie courante (domotique, télécommunications, électronique embarquée, automobile) [DELE-03]. D'autres, comme l'aéronautique ou le spatial, imposent aux composants électroniques des conditions de fonctionnement sévères. Cette omniprésence soumet la fiabilité à un cahier des charges extrêmement exigeant d'autant que la sécurité de l'homme en est très souvent dépendante.

1.1.1 Les technologies d'assemblage innovantes

Le packaging électronique se concentre principalement sur la façon dont les puces peuvent être emballées de façon économique et fiable. Les principales fonctions du packaging électronique sont les suivantes :

- Fournir un chemin pour le courant électrique qui alimente les circuits sur la puce ;
- Distribuer les signaux entrée ou sortie de la puce ;
- Evacuer la chaleur générée par les circuits sur la puce ;
- Soutenir et protéger la puce et les interconnexions d'environnements critiques (mécanique, chimique, etc.).

L'histoire de développement de packaging électronique a été la bataille permanente par rapport à la miniaturisation, aux vitesses plus élevées et aux coûts moindres. Surtout dans la dernière décennie, il y a eu une croissance explosive dans les efforts de recherche et développement en technologie de packaging électronique. Dans la fin des années 1980, les boîtiers avec des billes de soudure ont été développés comme alternative aux boîtiers avec bossage. Les billes de soudure peuvent être placées sous la surface du boîtier, ce qui augmente significativement le nombre d'entrées/sorties (Inputs/Outputs : I/O) [ANJO-98, GARR-00, HWAN-96, TUMM-97, TUMM-99, TUMM-01]. Les billes fournissent un chemin électrique plus court que la connexion classique (bossage). Cela crée moins d'inductance et cause moins de dégradation, améliorant la performance globale du circuit. Donc, l'assemblage BGA (Ball Grid Array) est utilisé largement.

Pour répondre les demandes croissantes de la miniaturisation et la haute performance de produits électriques, une technologie nouvelle de packagings CSP (chip scale package) est apparue et entrée dans le lexique de l'industrie en 1994. Selon la norme J-STD-012 intitulée « Implementation of Flip Chip and Chip Scale Technology » [JSTD-96] émise par l'IPC, la définition rigoureuse des CSP, est que le boîtier n'est pas plus de 1,2 fois supérieur à la taille de la puce. Le CSP offre un « footprint » réduit, moins de parasites et plus de I/Os par unité de surface que le BGA.

La loi de Moore (le nombre de transistors sur une puce double tous les 18 à 24 mois) a propulsé la microélectronique pendant la dernière décennie, conduisant ICs jusqu'à 45nm et au-dessous, et promettant de moindres coûts pour les fabricants de puces.

Alors que la communauté microélectronique continue d'inventer de nouvelles solutions dans le monde afin de garder la loi de Moore en vie et même d'aller « au-delà de Moore » avec des technologies avancées, il y a toujours des efforts de recherche et de conception, et les forces des entreprises au développement et application de « More than Moore ». Cette nouvelle tendance est partiellement provoquée par les besoins sociaux croissants de l'intégration de haut niveau du système, et la nécessité d'accélérer la création de produits innovants et d'élargir la coopération entre des usines existantes, et de limiter les facteurs du coût et du temps de développement des assemblages avancés.

Le « More than Moore » (MtM) explore un nouveau domaine de la micro/nanoélectronique, qui dépasse les frontières des technologies et des applications des semi-conducteurs classiques. Créant et intégrant des diverses fonctionnalités non-numériques aux produits semi-conducteurs (*Figure I - 1*).

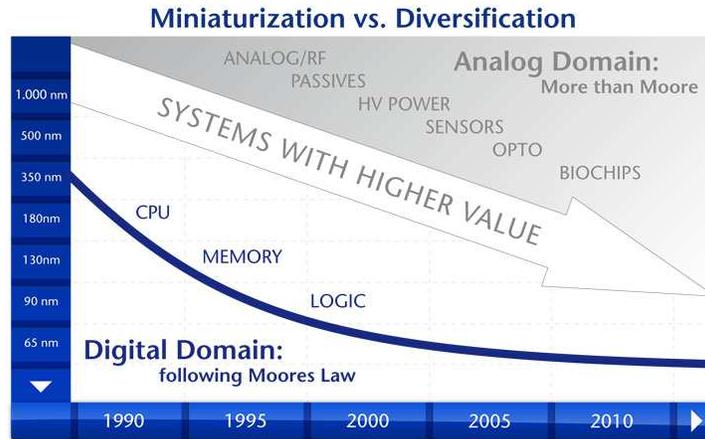


Figure I - 1 : More than Moore

Dans ces dernières années, la conception de System-in-Package (SiP) a émergé comme une technologie alternative avec des avantages évidents d'un coût global et la perspective de temps de cycle. Les prémisses de la technologie SiP sont basées sur la possibilité de réaliser un système en plusieurs puces, d'augmenter la performance, et intégrer plus de fonctionnalités [PRIS-03].

La force principale de l'utilisation accrue des technologies SiP est le coût total réduit. Premièrement, les SiP peuvent être assemblés en utilisant des procédés de packagings et des matériaux standards qui sont actuellement utilisés dans les packagings d'une seule puce. Deuxièmement, pour les intégrateurs de système, comme le nombre de fonctions dans un seul boîtier augmente, cela signifie une plus petite taille, un placement réduit, une couverture des tests plus large, et réduit surtout les coûts globaux au niveau du test du circuit. La clé de la mise en œuvre commerciale réussie de SiPs est la pertinence d'utiliser des matériaux et procédés standards.

Package-on-Package (PoP), l'un des SiPs, est une dernière innovation dans le packaging conçu pour combiner verticalement deux boîtiers discrets. Les détails de cette nouvelle technologie seront présentés dans I.1.2.

I.1.2 Assemblages « PoP »

Le « Package-on-Package » (PoP) est la dernière innovation d'assemblage conçue pour combiner verticalement par exemple un circuit logique et un circuit mémoire, qui permettent d'augmenter fortement la densité d'intégration des circuits et systèmes microélectroniques, par superposition de plusieurs éléments semi-conducteurs actifs. Ils comportent un circuit supérieur

« top » en général multi-puces (puces empilées) et un circuit inférieur « bottom », avec une interface standard pour acheminer les signaux entre eux, comme illustré dans la *Figure I - 2*.

Il existe deux configurations du « PoP » qui sont largement utilisées :

- Assemblage des composants de la mémoire (deux ou plus de deux composants de la mémoire sont empilés les uns sur les autres) ;
- Composant logique dans la partie inférieure (bottom), composant de la mémoire dans la partie supérieure (top). Par exemple, le composant inférieur pourrait être un processeur de téléphone portable. Le composant logique est dans la partie inférieure car il exige beaucoup plus de connexions BGA à la carte mère (motherboard).

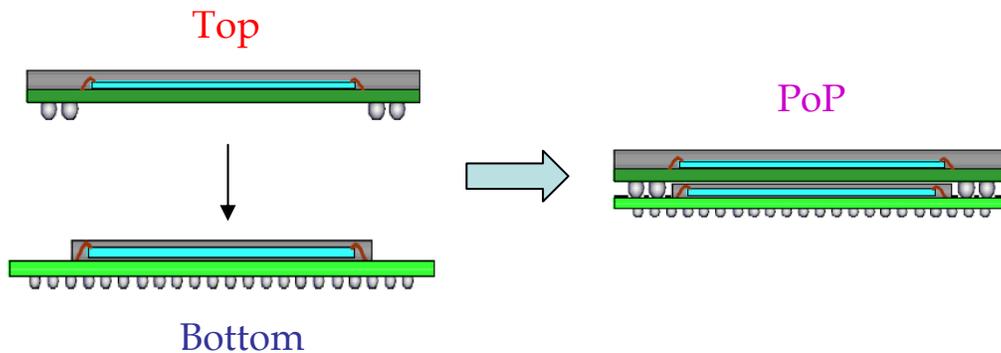


Figure I - 2 : Assemblage « PoP »

Outre l'économie d'espace, « PoP » permet une plus grande flexibilité lors de la conception du système. Le composant de mémoire et le composant logique peuvent facilement être combinés d'après les besoins de la conception de systèmes, par conséquent ils peuvent potentiellement réduire les stocks et les coûts. En plus, la fabrication du système atteint le coût le plus bas et des avantages logistiques maximums, lorsque ces deux composants proviennent de différents fournisseurs de circuits intégrés

La facilité de la transmission des signaux et la réduction du nombre d'entrées/sorties peuvent améliorer l'intégrité des signaux et réduire la complexité de PCB. Parce que « PoP » permet de plus courts temps de propagation de signal et d'augmenter la vitesse d'accès à la mémoire, la performance du système peut être ainsi améliorée.

En conclusion, cette solution « PoP » permet l'économie d'espace, de simplifier la conception du système, d'améliorer la performance, et moins de nombre de broches.

La fiabilité des joints de brasure est critique et l'assemblage « PoP » est sensible à l'humidité. Dans le même temps, la structure de l'assemblage « PoP » est beaucoup plus

complexe que des assemblages conventionnels, ce qui va provoquer des répartitions des contraintes plus compliquées. Les défaillances risquent d'arriver prématurément.

La qualification des boîtiers électroniques multifonctionnels qui sont nouvellement développés, par exemple « PoP », est complexe au niveau du boîtier, et encore plus au niveau d'assemblage et du système.

Pour atteindre des niveaux de fiabilité aussi élevés, la motivation est grande pour faire évoluer la façon d'appréhender, de construire et de quantifier la fiabilité de l'assemblage « PoP ». Cela demande aussi de comprendre les mécanismes physiques responsables des défaillances afin de pouvoir intégrer la fiabilité dès la conception.

1.1.3 Etude préliminaire des joints de brasure SnAg4Cu0,5

Le 1er juillet 2006, une nouvelle loi interdisant l'utilisation du plomb en électronique entre en vigueur de l'ordonnance UE « RoHS », qui prescrit que « dans un matériau homogène, la teneur en plomb ne doit pas dépasser 0,1 % au maximum ».

Les joints de brasure SnAg4Cu0,5 (95,5%Sn, 4%Ag et 0,5%Cu) sont utilisés dans nos composants.

La température de fusion (T_m) de l'alliage SnAg4Cu0,5 (217°C) est de 34°C plus élevée que celle de l'eutectique Sn/Pb (183°C). Cette T_m plus élevée exige une température de refusion plus haute dans le processus de fabrication électronique. La température de refusion plus haute conduit à une augmentation des contraintes thermiques sur les composants et les substrats, ce qui influe défavorablement sur leur fiabilité. On considère également la tendance de la défaillance « popcorn » trouvée dans les circuits intégrés encapsulés en plastique pendant le processus de refusion accrue à cause de cette température élevée.

En outre, cette température élevée provoque des déformations importantes. En plus de la fiabilité de l'appareil, une température de refusion plus haute exige aussi une consommation plus élevée de puissance, ce qui entraîne un coût plus élevé.

La température élevée de traitement de la soudure SnAg4Cu0,5 a des effets néfastes sur la consommation d'énergie, aussi sur la déformation du composant, des contraintes thermiques et l'effet « popcorn », ce qui provoque des défaillances des appareils assemblés.

1.2 Défaillances des assemblages

La défaillance est définie comme la perte de la capacité d'un appareil électronique pour s'acquitter de ses fonctions prévues. Pour les appareils électroniques, idéalement, ils devraient se dégrader après utilisation un certain temps dans des conditions d'environnement et d'application si la procédure de production est impeccable. Et ces facteurs environnementaux comprennent :

- Haute température et les variations de température : parce que le boîtier a été composé de plusieurs matériaux différents qui ont un coefficient de dilatation thermique (CTE) différent et que les variations de température peuvent induire des contraintes sur l'interface dues à la différence de CTE et aboutir à la rupture par fatigue. La fatigue est une défaillance du composant due à l'opération de répétition. La chaleur générée induit la contrainte thermique et provoque la fissuration ou la délamination entre les différents matériaux dans le circuit ;
- Humidité : L'humidité est une autre préoccupation de la défaillance des appareils électroniques parce qu'ils peuvent absorber de l'eau. Des fissures sont induites à cause des contraintes hygromécaniques. Cette absorption peut aussi provoquer des « popcorn », qui était un phénomène de la fissuration ou la délamination due à la vapeur à haute pression induite par l'humidité et le processus de refusion. Aussi, l'humidité pourrait conduire à la corrosion à l'intérieur du boîtier provoquant la défaillance des appareils électroniques.

I.2.1 Contrainte thermomécanique

Les origines des défaillances peuvent être multiples, mais les contraintes principales auxquelles sont confrontés les joints de brasure, lors des conditions normales d'utilisation des assemblages électroniques, sont les fluctuations thermiques. Ces fluctuations thermiques peuvent être d'origine interne, par exemple liées à l'échauffement cyclique des composants lors de cycles marche/arrêt, ou d'origine externe lors de variations de la température environnante (*Tableau I - 1*).

Application	$T_{min}(^{\circ}C)$	$T_{max}(^{\circ}C)$	Nombre de cycles (par an)
Grand public	0	60	365
Informatique	15	60	1460
Aéronautique	-55	95	3000
Télécommunications	-40	85	365
Automobiles (compartiment moteur)	-55	150	300
Aérospatiale	-40	85	8760

Tableau I - 1 : Gammes de température et nombre de cycles par an auxquels peuvent être soumis les assemblages électroniques en fonction de leur domaine d'application [OKAM-00]

La grande différence de coefficient de dilatation thermique qui existe entre les trois éléments qui constituent l'assemblage électronique, à savoir le composant, le joint de brasure et le circuit imprimé, entraîne l'apparition de contraintes cycliques d'origine thermomécanique lorsque l'assemblage est soumis à des variations de température.

Les raisons de ces contraintes induites sont :

- La différence de CTE global entre le module et PCB (*Figure I - 3*) ;
- La différence de CTE local entre les matériaux adjacents aux interfaces ;
- Les gradients thermiques dans le système ;
- Les contraintes géométriques.

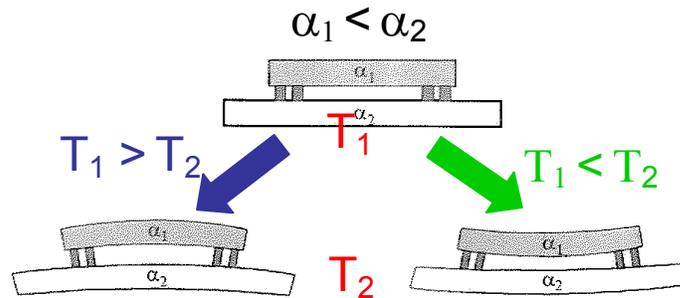


Figure I - 3 : Assemblage électronique lors d'une variation de température

	Matériau	α (ppm/°C)	E(GPa)
Brasure	Sn-3Ag-0,5Cu	28	10
Circuit imprimé	Epoxy FR4	13	19
Plot de report	Cu	17	132

Tableau I - 2 : Caractéristiques de quelques matériaux dans les assemblages électroniques (α : coefficient de dilatation thermique, E : Module d'élasticité) [DELE-03]

Le *Tableau I - 2* présente les caractéristiques de quelques matériaux fréquemment rencontrés dans les assemblages électroniques. La fréquence de ces contraintes cycliques est déterminée par la fréquence des cycles marche/arrêt ou par la fréquence des changements de température externe. Le joint de brasure étant beaucoup plus ductile que le reste de l'assemblage, la majorité des contraintes générées vont se concentrer à l'intérieur de celui-ci.

Ces contraintes de nature cyclique vont progressivement entraîner l'apparition de fissures dans le joint de brasure. Ces fissures vont ensuite se propager pour conduire à la rupture catastrophique du joint de brasure, avec ses conséquences dommageables tant sur le plan électrique que sur le plan mécanique. Il en résulte la défaillance de l'assemblage électronique.

L'intensité des contraintes sera fonction, d'une part, de la variation de température, et d'autre part, de la nature et de l'épaisseur des différents matériaux qui constituent l'assemblage électronique. Il est ainsi très difficile de quantifier exactement ces contraintes. Il sera beaucoup plus compliqué d'analyser les contraintes dans les assemblages « PoP » à cause de leurs structures complexes.

Le phénomène de rupture des joints de brasure par fatigue thermomécanique est donc identifié comme l'une des principales causes de défaillance des assemblages électroniques.

I.2.2 Contrainte humide

Le faible coût relatif des technologies du plastique et l'amélioration continue de la fiabilité sont les raisons pour laquelle le boîtier plastique est plus populaire que les autres boîtiers. Aujourd'hui, plus de 90% de la microélectronique de circuits intégrés est encapsulé par plastique. Le problème est que le plastique a tendance à absorber l'humidité pendant le pré-conditionnement/stockage. Cela conduit aux problèmes de :

- Contraintes hygroscopiques : Les contraintes hygroscopiques ou hygromécaniques se développent en raison de la différence des coefficients de dilatation d'humidité (Coefficient of Moisture Expansion, CME) entre le joint de brasure et la puce, ce qui est similaire aux contraintes thermiques qui se développent en raison de l'inadéquation de CTE [TEE-01]. Lorsque la contrainte est plus grande que la force d'adhérence de l'interface, cela provoquera une délamination ;
- Contraintes induites par la pression haute de vapeur : à des températures élevées durant le processus de refusion, l'humidité piégée dans le boîtier parvient à haute pression et induit des contraintes locales importantes dans le boîtier [TEE-02]. Lorsque l'assemblage est chauffé rapidement pendant la refusion, l'humidité absorbée peut s'évaporer à une vitesse explosive et donc casser le matériel d'encapsulation. Ce dommage est normalement appelé l'effet « popcorn ».

Les effets possibles de ces contraintes sont la délamination autour de l'interface de la puce ou l'ouverture de l'interface joint de brasure/puce, en particulier à des températures élevées. En plus lorsque des fissures existent dans l'assemblage, l'humidité va entrer dans les fissures ce qui va provoquer la corrosion.

I.2.3 Défaillance des interconnexions

Le diamètre du joint de brasure disponible actuellement sur le marché est d'environ 100µm, ce qui diminuera dans un proche avenir dans l'industrie, et en conséquence, la densité de courant transportée par un joint de brasure va augmenter. L'électromigration de joint de brasure devient donc un problème important dans l'assemblage électronique.

L'électromigration, par définition, est le transport de masse entraîné par un courant électrique [TU-92]. Il est d'abord observé par Blech [BLEC-76]. A la cathode, une région appauvrie est visible sous l'effet de l'électromigration, et au côté d'anode, une extrusion est notée.

Il existe plusieurs caractéristiques uniques d'électromigration dans les joints de brasure :

- La géométrie « line-to-bump » de joint de brasure provoque une zone de très grande densité de courant où le courant entre dans un joint de brasure. Nous appelons cela l'effet de concentration de courant [YEH-02]. En outre, elle induit aussi un effet Joule local qui provoque des dommages encore plus graves ;
- La dissolution rapide de matières UBM (Underbump metallization) dans le joint de brasure provoque une défaillance grave [HU-03]. La consommation de UBM est l'une des raisons de l'ouverture du circuit. Dans certains cas, en raison de la dissolution de couches métal, l'effet Joule local est suffisamment élevé pour fondre le joint de brasure, ce qui provoque également une défaillance ;
- L'électromigration provoque un effet de polarité dans le joint de brasure. En conséquence, une couche épaisse des intermétalliques (IMCs) se forme à l'interface du côté de l'anode et les cavités se forment à l'interface du côté de la cathode. La propagation des cavités traversant l'interface à la cathode provoquera une ouverture de circuit ;
- Il existe différentes forces : la force électrique et la force thermomécanique. L'interaction entre les différentes forces dans l'assemblage complique les mécanismes de défaillance [REN-05, NAH-06, ZENG-02].

I.3 Conclusion

Après avoir passé en revue les technologies d'assemblage innovantes, nous nous concentrons sur un assemblage tridimensionnel avec une structure complexe « PoP ». Ensuite, plusieurs défaillances des assemblages sont présentées.

Bien que les « PoP » fournissent des avantages sur l'espace et la performance pour de nombreuses applications, leur fiabilité est un domaine à étudier au niveau des composants et de l'assemblage.

Dès lors que l'assemblage « PoP » est construit par deux BGA, il est susceptible d'avoir les mêmes mécanismes qu'un BGA. Beaucoup de données sont trouvées pour les assemblages BGA, mais très peu pour l'assemblage « PoP ». Les mécanismes de dégradation du BGA sont connus, mais les effets précis du « PoP » ne sont pas évidents. Nous allons étudier ces comportements thermomécaniques, hygromécaniques, sous cycles thermiques et les effets d'électromigration. Toutes les contraintes présentées dans notre étude sont des contraintes de Von Mises.

Chapitre II Présentation des composants et véhicules de test

II.1 Introduction

Le « PoP » est un nouvel assemblage. Donc, une étude préliminaire des composants individuels formant le « PoP » et cet assemblage « PoP » est tout d'abord présentée. Ensuite, la carte assemblée des assemblages « PoP » et composants individuels qui nous permet de réaliser des essais au niveau d'assemblage est également présentée.

Nous présentons aussi les véhicules de test utilisés dans nos expériences dans ce chapitre.

II.2 Composants et carte assemblée

Il s'agit de cartes électroniques utilisées en interne par l'entreprise SOLECTRON pour qualifier des composants et des techniques d'assemblage. Nous allons utiliser ces cartes assemblées pour des tests de vieillissement accéléré (cycles thermiques) et des expériences d'électromigration.

Dans un premier temps, nous décrivons les composants implantés sur la carte, puis la carte assemblée elle-même et enfin, les connexions entre la carte assemblée (en « daisy chain » : toutes les billes sont court-circuitées pour former des chaînes) et les points de test.

Trois types de composants (« top », « bottom » et « PoP ») sont utilisés afin d'étudier les comportements de l'assemblage « PoP ».

II.2.1 Composants à analyser

L'assemblage « PoP » est composé d'un boîtier « bottom » connecté à un boîtier « top ». La partie « top » est un « Stacked-Chip Scale Packages » (S-CSP). Quant à la partie « bottom », il s'agit d'un « Package Stackable Very Thin Fine Pitch BGA » (PSvfBGA).

La description de la composition des composants « top », « bottom » et « PoP » est présentée à la *Figure II - 1*. Le composant inférieure « bottom » a la particularité de posséder sur sa supérieure des plages d'accueil en cuivre le long de la résine (*Figure II - 2*). Les billes du composant supérieur « top » sont réparties à la périphérie, de façon à pouvoir s'adapter sur le composant « bottom ». L'empilement de l'ensemble, qui forme le « PoP » a une épaisseur totale de l'ordre de 1,6mm. Il est à noter que le boîtier « top » contient deux puces empilées de même taille.

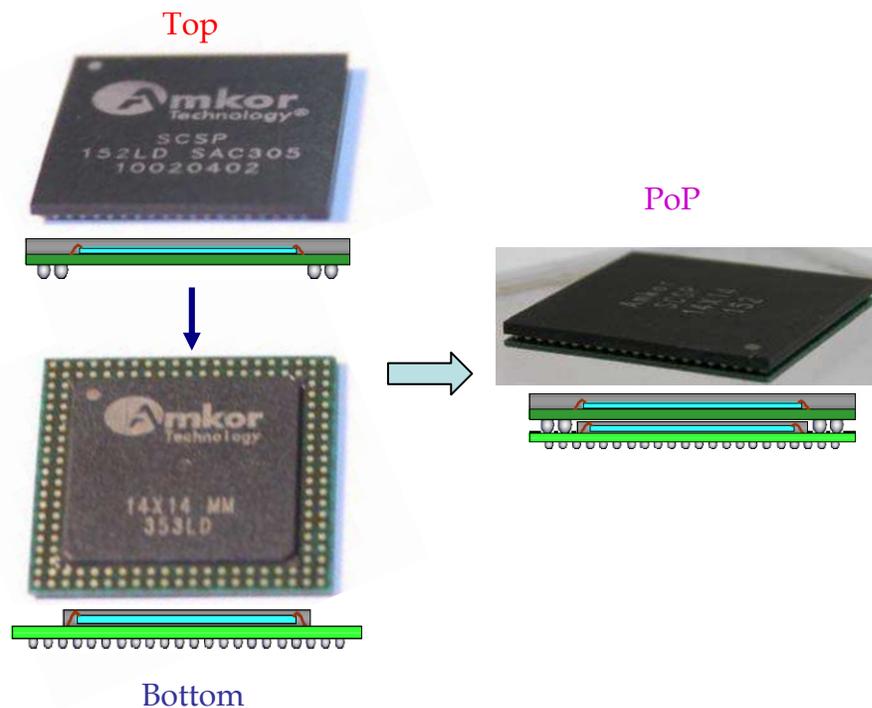


Figure II - 1 : Trois types de composants

Nous avons travaillé avec des assemblages « PoP » de deux tailles différentes : 12x12mm et 14x14mm, avec des quantités différentes de billes comme illustré au *Tableau II - 1*. On remarque que les billes de la partie « top » ont la même dimension dans les deux cas. Les billes de la partie « bottom » sont aussi les mêmes dans les deux cas.

Les composants sont soumis à des microsections pour étudier des paramètres géométriques et des matériaux. Les lignes de métal et les vias dans les composants, qui sont utilisés pour connecter les billes, sont très fins, d'après la *Figure II - 3*.

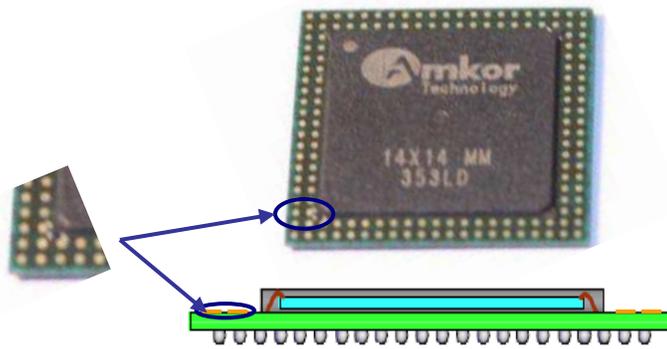


Figure II - 2 : Plages d'accueil en cuivre à la surface du substrat du composant « bottom »

Partie	Nombre d'entrées/sorties	Pas (mm)	Taille (mm)	Matrice de billes
12mm				
« top »	128	0,65	12	18x18
« bottom »	305	0,5	12	23x23
14mm				
« top »	152	0,65	14	21x21
« bottom »	353	0,5	14	26x26

Tableau II - 1 : Paramètres des billes des assemblages « PoP »



(a) Lignes de métal

(b) Via

Figure II - 3 : Paramètres géométriques de l'assemblage « PoP »

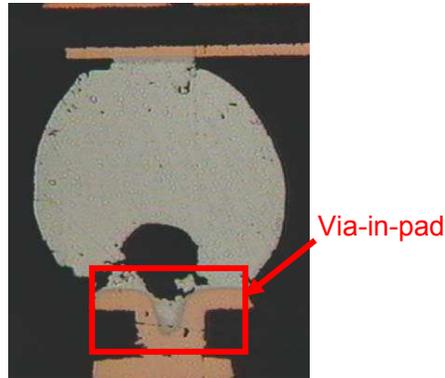


Figure II - 4 : Via-in-pad

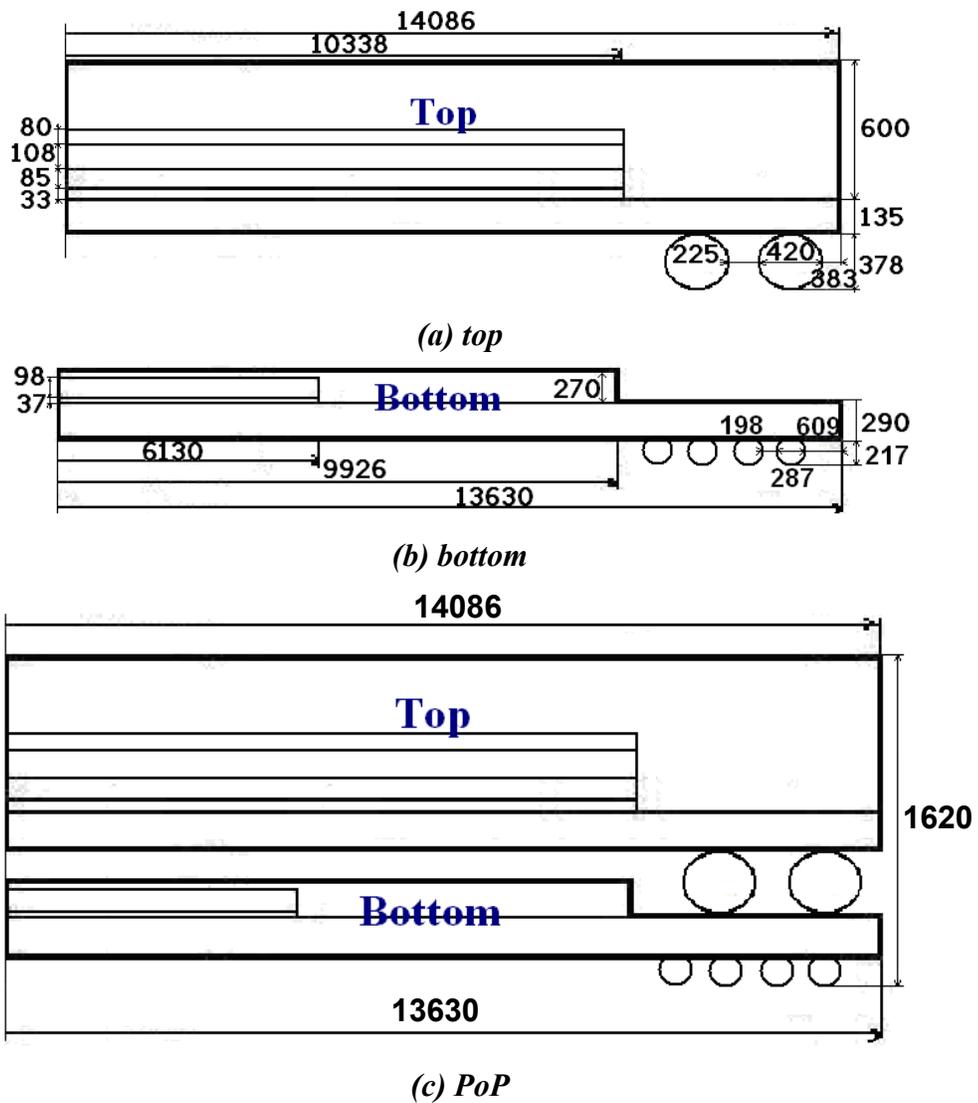


Figure II - 5 : Plan de coupe et paramètres géométriques des composants (unité : μm)

Paramètre géométrique (μm)		Résine		Puce			Substrat		Bille de brasure		
		L ₁ /L ₂	h	L ₁	L ₂	h	L ₁ /L ₂	h	diamètre	pas	h
PoP 14x14	Top	14086	600	10338	7740	80/85	14086	135	420	645	378
	Bottom	9926	270	6130		98	13630	290	287	485	217
PoP 12x12	Top	11989	468	6946	4815	82/84	11989	135	420	645	378
	Bottom	9700	280	5711		100	11950	295	287	485	217

Tableau II - 2 : paramètres principaux du « PoP » (L₁ : longueur, L₂ : largeur, h : épaisseur)

En plus de ce type de vias, une structure particulière de « vias-in-pad » est utilisée pour les connexions de certains joints de brasure de la partie « bottom » de l'assemblage « PoP » et la carte PCB, comme illustré dans la *Figure II - 4*.

D'après notre mesure sur microsection, les paramètres géométriques des composants sont illustrés dans la *Figure II - 5*. Les paramètres principaux sont également montrés dans le *Tableau II - 2*.

Ensuite, les matériaux sont étudiés par l'analyse EDX (Energy Dispersive X-ray Analysis). Le matériau des puces de nos composants est le silicium. Toutes les connexions (lignes de métal et via) sont faites avec le cuivre. Une couche de Nickel est trouvée dans les interfaces bille/Cuivre sauf l'interface inférieure du « bottom » comme illustré dans la *Figure II - 6*.

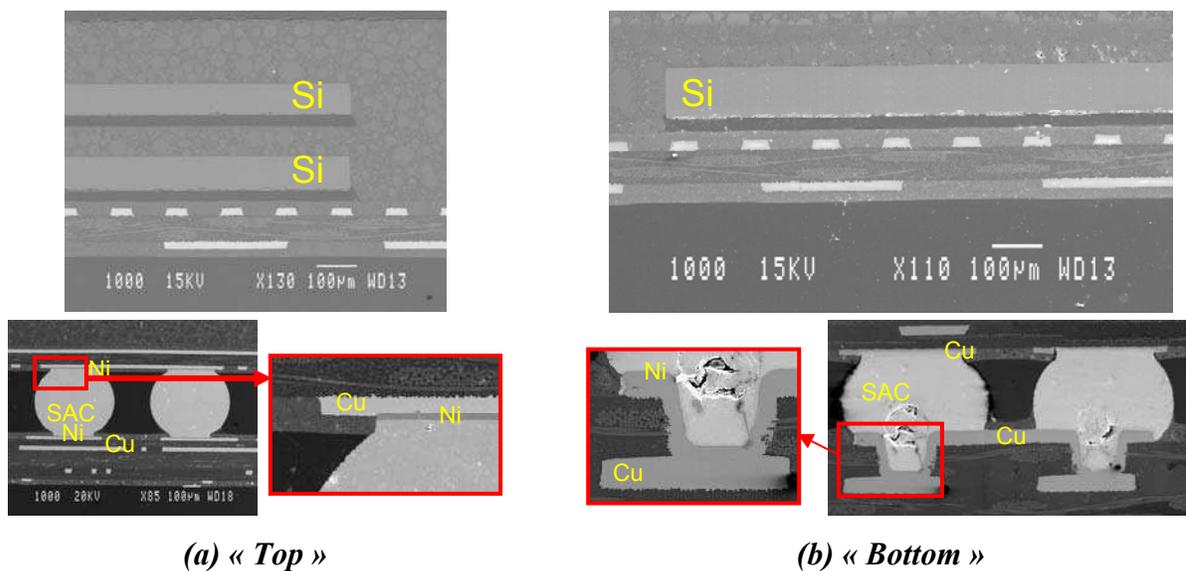


Figure II - 6 : Matériaux des composants

Tous les composants sont fabriqués par Amkor de manière « daisy chain ». C'est-à-dire que tous les composants sont conçus uniquement pour des essais de fiabilité. Toutes les billes sont court-circuitées pour former des chaînes. Les puces, qui n'existent que pour le support mécanique, ne sont pas connectées. Ces « daisy chain » qui ne passent que dans les substrats sont utilisées afin de localiser des défaillances dans les expériences.

Il y a deux « daisy chain » dans la partie « top » et une seule « daisy chain » dans la partie « bottom » de l'assemblage « PoP ».

Un assemblage « PoP » 14x14 est pris comme exemple pour expliquer ces « daisy chain ». La Figure II - 7 illustre la complémentarité des circuits électriques de l'assemblage « PoP ». Dans la partie « top », le chemin électrique tracé sur le substrat de la partie « top » est en orange et celui réalisé sur le substrat de la partie « bottom » en gris. Dans la partie « bottom », celui tracé sur le substrat de la partie « bottom » est en noir et celui réalisé sur la carte en rose.

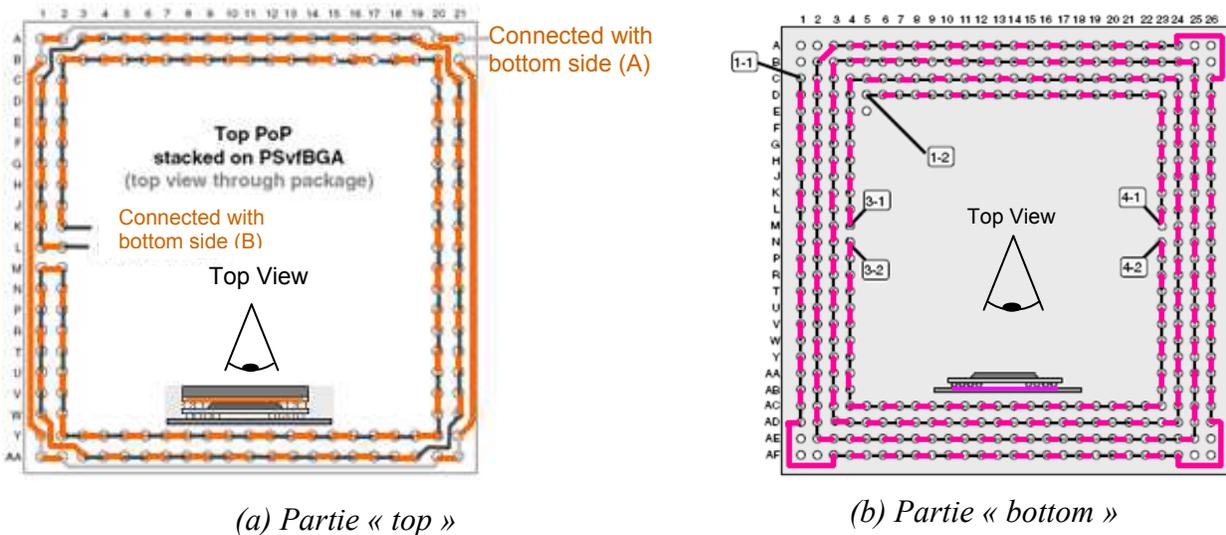


Figure II - 7 : « Daisy chain » de l'assemblage « PoP »

Deux « daisy chain » « A » et « B » passent dans toutes les billes de la partie « top ». De plus, une « daisy chain » relie les billes de la partie « bottom » sauf celles du coin. Parce que la zone du coin a la contrainte mécanique la plus critique, les billes du coin ne sont utilisées que pour le support mécanique dans les industries. Il n'est pas vraiment intéressant d'étudier ces billes, donc, il est logique que les « daisy chain » ne passent pas dans les billes du coin de la partie « bottom ».

La chaîne totale « chaîne O » de l'assemblage « PoP » est illustrée simplement dans la *Figure II - 8*.



Figure II - 8 : Chaîne totale de l'assemblage « PoP »

II.2.2 Carte assemblée

Des cartes de test nous ont été fournies par la société SOLECTRON. Comme illustré dans la *Figure II - 9*, 16 composants « PoP », 4 composants « top » et 4 composants « bottom » sont assemblés sur la carte. Parmi eux, la moitié ont la taille 12x12, et les autres ont 14x14. Les composants sont situés de manière symétrique par rapport au centre de la carte.

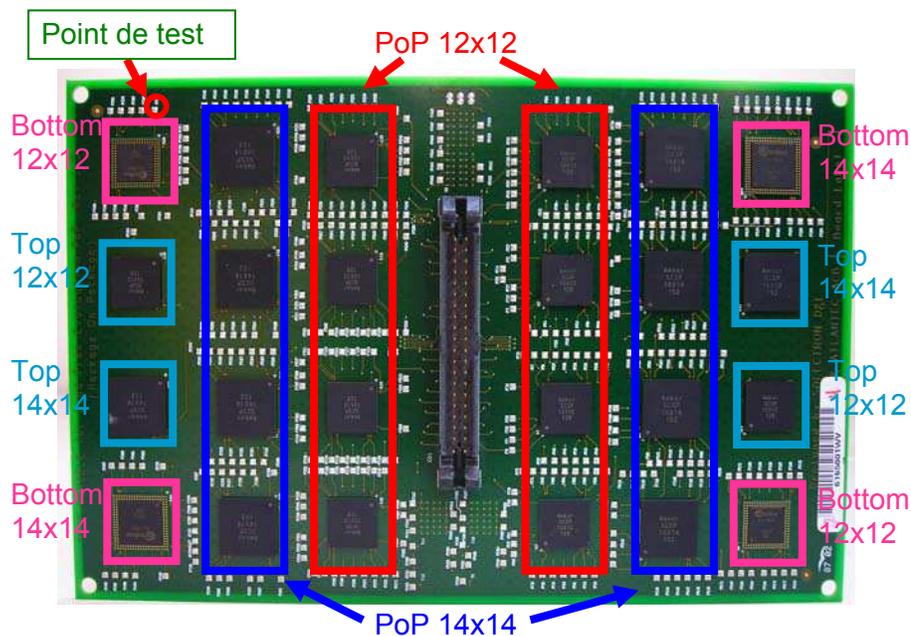


Figure II - 9 : Carte à mesurer

Dans la carte assemblée, les points de test nous permettent de vérifier les « daisy chain » en détail pour la localisation de la défaillance.

Pour les composants individuels, il y a des points de test de chaque côté des chaînes du « bottom » (« a », « b », « c » et « d ») afin de localiser la défaillance (*Figure II - 10*), mais il n'y a pas de point de test dans les composants « top » (*Figure II - 11*). Nous ne pouvons mesurer que deux « daisy chain » « A » et « B » du « top ».

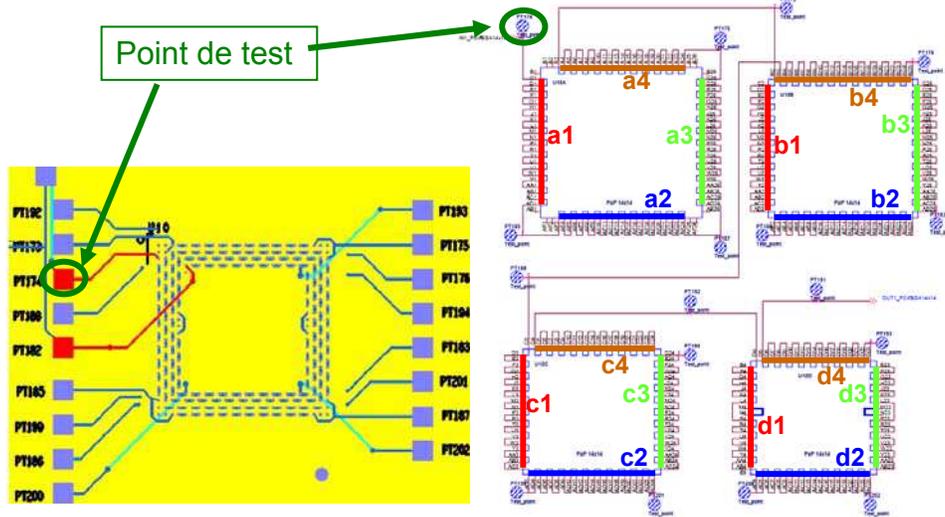


Figure II - 10 : Points de test des composants « bottom »

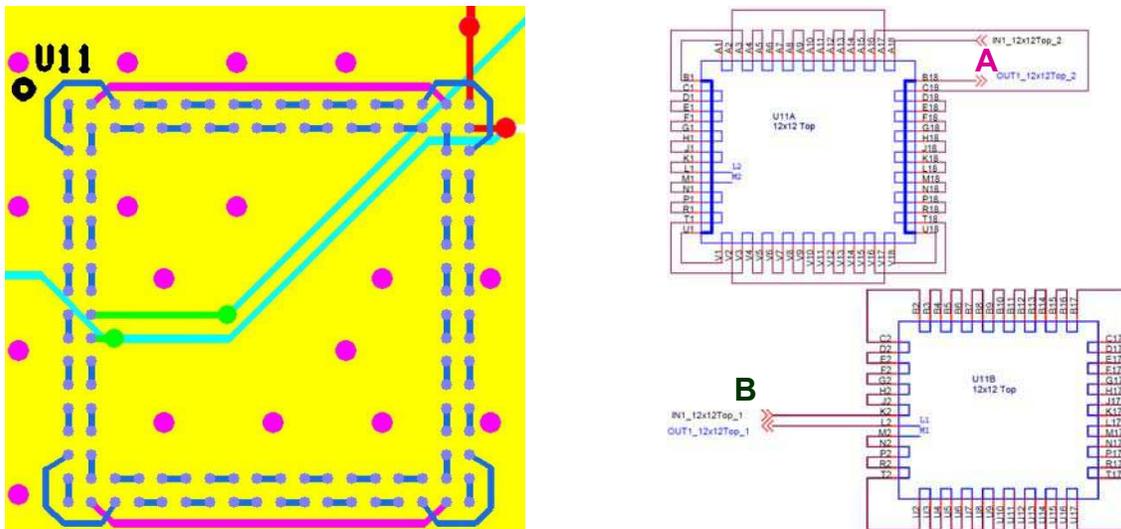


Figure II - 11 : Points de test des composants « top »

Un assemblage PoP12x12 est pris comme exemple pour montrer les points de test du « PoP » (Figure II - 12).

Il apparait que les distributions de point de test sont les mêmes que dans les composants individuels. C'est-à-dire que chaque côté de « daisy chain » de la partie « bottom » et deux « daisy chain » (« A » et « B ») de la partie « top » peuvent être mesurés. Avec ces points de test, nous pouvons localiser la défaillance facilement sur la partie « bottom » de l'assemblage « PoP » et sur le composant « bottom », afin d'effectuer les analyses par la suite comme par exemple,

des microsections. Cependant, sur les « daisy chain » du « top », nous ne pouvons que diviser les connexions en deux groupes (des billes du coin et autres billes). Ceci est dû à la conception du composant « top ».

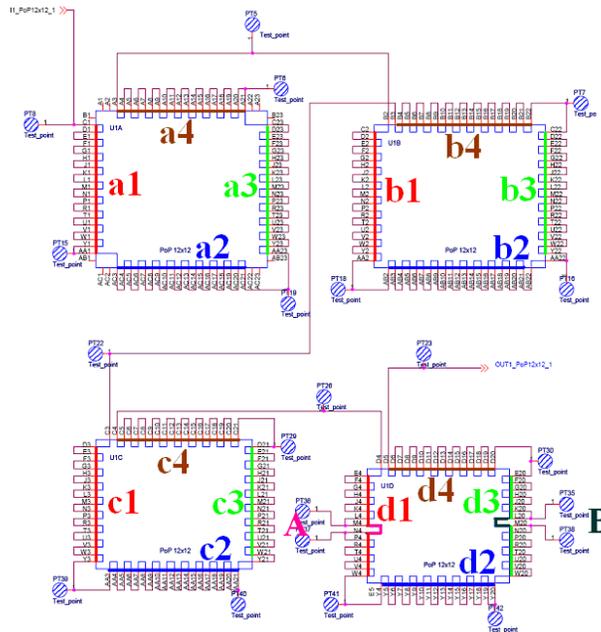


Figure II - 12 : Points de test de l'assemblage « PoP »

Les « daisy chain » de chaque composant sont reliées avec le connecteur au milieu de la carte. Ceci nous permet de connecter des composants avec le détecteur pour les tests de cycles thermiques ou avec le générateur de courant pour les tests d'électromigration (Figure II - 13).

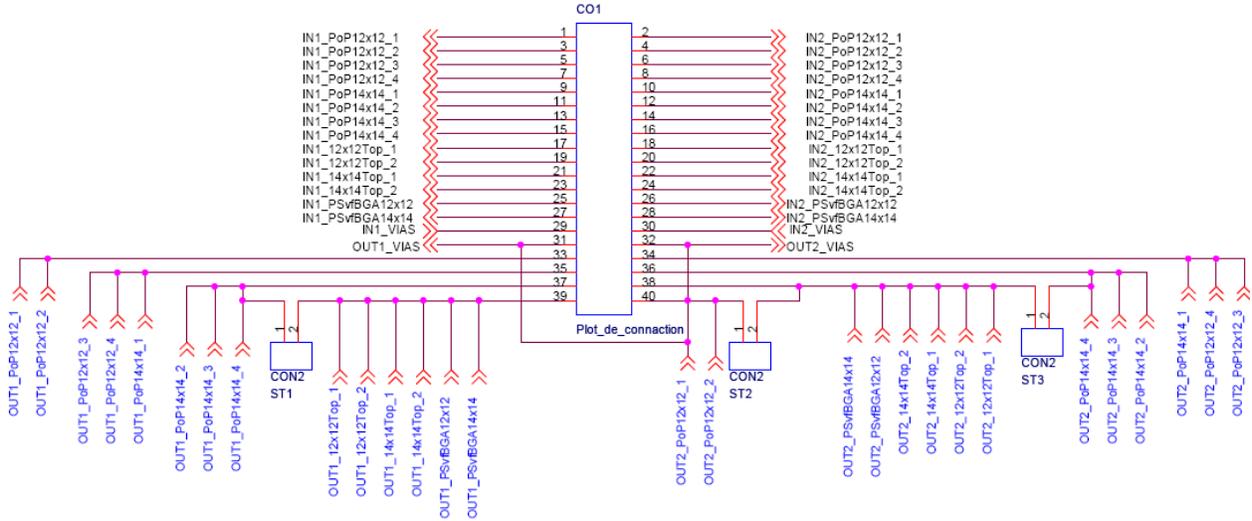


Figure II - 13 : Conception du connecteur sur la carte

II.3 Appareils utilisés

Les appareils utilisés pour différents types d'expériences sont présentés dans cette partie.

II.3.1 Mesures de déformation

Tout d'abord, le profilomètre qui est utilisé dans les tests de déformation.

Ce « profilomètre » ALTISURF 500 permet de faire des mesures d'état de surface (surface 3D, profil 2D, ou statique) en température jusqu'à 300°C.

Un faisceau lumineux issu d'une lampe halogène (lumière blanche, polychromatique) passe par une fibre optique jusqu'à une sonde passive. Cette sonde passive possède une lentille à forte aberration chromatique. Le rôle de cette lentille est de décomposer le faisceau lumineux en longueurs d'ondes monochromatiques (Figure II - 14).

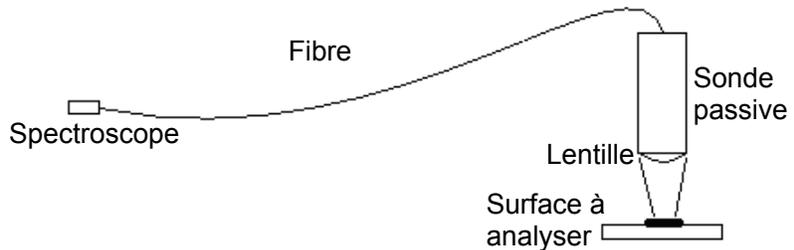


Figure II - 14 : ALTISURF 500

Une enceinte thermique, contrôlée par un « Thermal Chuck », nous permet de maîtriser la température (*Figure II - 15*) jusqu'à 300°C. Dans les expériences de thermomécanique, ce « Thermal Chuck » est utilisé pour fournir la montée et la descente de la température (20°C-170°C-30°C).

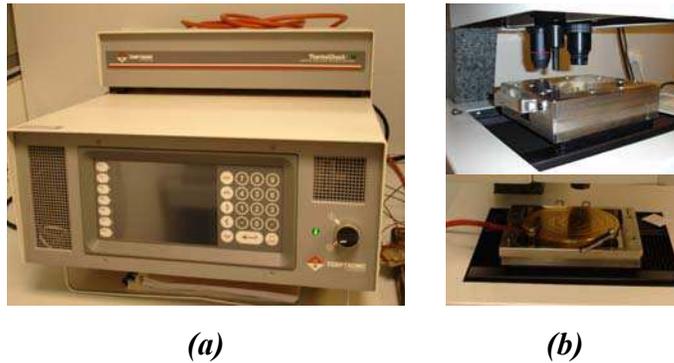


Figure II - 15 : (a) Thermal Chuck (b) Enceinte thermique (plateau chauffant)

Afin de mesurer localement la température et son évolution, nous avons choisi d'insérer un thermocouple dans l'enceinte thermique pendant les expériences. Cette méthode nous paraît relativement simple à réaliser et plus précise que le moniteur du « thermal chuck », qui est utile pour déterminer la température dans l'enceinte thermique mais qui est difficile à mettre en place en temps réel.

Ce thermocouple est placé de manière à ce que sa tête soit proche du composant, afin de mesurer la température autour du composant.

II.3.2 Vieillissement accéléré

Pour les essais de vieillissement accéléré, une étuve DV60C de marque SECASI (*Figure II - 16*) avec une précision de température de $\pm 0,3^{\circ}\text{C}$ à $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$ est utilisée. Elle nous permet de contrôler la température de -60°C à 200°C . Cette étuve est utilisée dans les expériences des cycles thermiques pour effectuer des cycles de variation de température ($-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$), et fournir une température stable (120°C ou 100°C) pour les manipulations d'électromigration.



Figure II - 16 : Etuve DV60C

II.3.3 Mesures électriques

Un Multimètre KEITHLEY 2000 est utilisé pour localiser les défaillances des composants dans ces deux types d'expérience, comme illustré à la *Figure II - 17*.



Figure II - 17 : Multimètre KEITHLEY 2000

Un ohmmètre quatre fils est utilisé pour effectuer des mesures de résistance. Quatre bornes sont utilisées pour fournir deux circuits différents pour mesurer respectivement le courant et la tension, ce qui nous permet de nous affranchir de la résistance des câbles.

II.4 Méthodologie d'analyse physique de défaillance

Afin d'analyser les mécanismes de défaillance, les composants sont préparés pour subir des microsections. La microsection est une technique physico-chimique qui nous permet d'étudier la structure interne du composant.

Nous avons besoin de vérifier les situations intérieures du composant. Mais arrivé dans les endroits intéressants par polir ou couper engendre des contraintes mécanique fortes, qui risque de détruire les composants et d'affecter les analyses de défaillance. Par conséquence, les composants à analyser sont enrobés avant des processus suivants comme illustré dans la *Figure II - 18*.



Figure II - 18 : Enrobage de composant

Enfin, nous pouvons polir les enrobages jusqu'aux endroits intéressants des composants sans les abimer. Certains enrobages sont coupés près des zones à analyser par la scie diamantée pour diminuer le temps de polissage. Ensuite, des papiers SiC (Carbure de Silicium) sont utilisés.

Quand les enrobages sont polis jusqu'aux endroits à étudier, ils sont passés sur une machine pour le polissage définitif au liquide diamanté, qui améliore la qualité de la surface à observer sous microscopie optique.

La structure cristalline du matériau évolue lors du vieillissement [BERT-09]. En plus, les fissures de fatigue apparaissent et se propagent aux joints de grain. Il est nécessaire d'étudier la microstructure pour analyser l'origine de défaillance.

La microstructure des joints de brasure SnPb peut être étudiée facilement par microsection. Mais dans notre cas les joints de brasure sont alliage SAC (Sn-Ag-Cu). Leur microstructure n'est pas visible après les polissages simples. Une méthode d'analyse au niveau microstructural, qui est proposé [BERT-09], est utilisée.

Une gamme de polissage fiable et reproductible est présentée d'après le *Tableau II - 3*.

Polissage		Temps	Finition			Temps
Papier SiC	1200	2mn30	Drap	mailé	Diamant 3 μ	4mn
	2400	3mn		feutrine	Diamant 1 μ et 1/4 μ	5mn/3mn
	4000	4mn		feutrine	OPS/ ou OP-U	45s

Tableau II - 3 : Gamme de polissage pour révéler la microstructure [BERT-09]

Tout au début, les polissages sont faits comme dans une microsection classique. Ensuite, des draps sont utilisés (maillé 3 μ , feutrine 1 μ et 1/4 μ) dans les gammes diamant. Enfin les agents de finition OPS ou OP-U sont ajoutés dans le processus « finition » pour aider la révélation de la microstructure.

Partie B. Déformation mécanique des assemblages « PoP »

Chapitre III Comportement thermomécanique des assemblages « PoP »

III.1 Introduction

Du fait de l'inadéquation des coefficients de dilatation thermique des différents matériaux assemblés, le boîtier subit des déformations, d'où l'apparition de contraintes thermomécaniques dans les joints de brasure. Ces dernières peuvent conduire à la dégradation de ces joints, ainsi que créer des difficultés pour les assembler.

Dans ce chapitre, nous présenterons le procédé d'assemblage particulier des « PoP ». Le gauchissement thermomécanique sera mesuré par profilomètre, et les contraintes induites seront évaluées par simulations. Un modèle analytique sera également présenté.

III.1.1 Gauchissement thermomécanique

Le coefficient de dilatation thermique α (CTE) définit la relation de proportionnalité qui existe entre l'allongement relatif $\Delta l/l$ d'un matériau et la variation de température ΔT qu'il subit :

$$\frac{\Delta l}{l} = \alpha \cdot \Delta T \quad (\text{III-1})$$

Ce coefficient est pratiquement constant sur une large plage de température pour certains matériaux comme les métaux ou les céramiques. Et il peut varier dans de grandes proportions pour les polymères en fonction de la température de transition vitreuse.

La température de transition vitreuse (notée T_g), caractérise la phase amorphe d'une matière comme les polymères. Elle correspond au passage de l'état vitreux aux températures

relativement basses à l'état caoutchouteux aux températures élevées. Ce changement d'état provoque des variations soudaines des propriétés physiques des matériaux, par exemple, le module de Young et le coefficient de dilatation thermique. En deçà de cette température, les molécules présentent une faible mobilité relative, qui correspond à la plus grande capacité de déformation.

Les matériaux se déforment sous l'effet de la température. Si deux matériaux, reliés par des joints de brasure, ont des coefficients de dilatation différents (α_1 et α_2), une variation de température entraîne des contraintes dans l'interface dans les joints de brasure, aussi dans les matériaux. Ces contraintes thermomécaniques peuvent générer des moments, ce qui induit la déformation de la structure comme illustré dans la *Figure III - 1*.

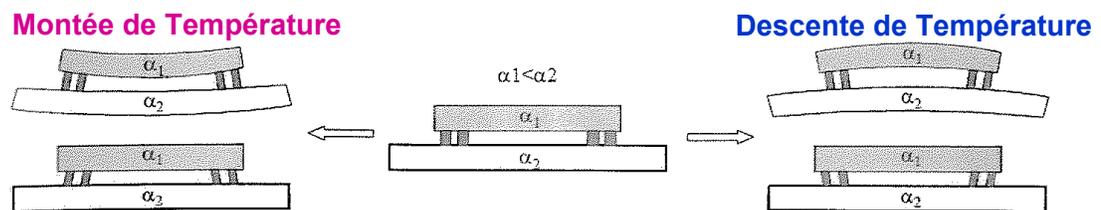


Figure III - 1 : Déformation thermomécanique des assemblages [LECU-06]

Les assemblages microélectroniques sont constitués de multiples interfaces entre des matériaux différents. Les variations de températures imposées à ces assemblages sont nombreuses et trouvent leurs origines dans le milieu où évolue l'assemblage mais aussi par la variation de puissance ou par cycles « on/off ». Ainsi les contraintes d'origine thermomécanique sont omniprésentes dans les assemblages ainsi que dans chacun de leurs constituants (boîtiers, joints de brasure et circuits imprimés) dès la fabrication, et pendant toute la durée de vie [DELE-03]. Afin d'avoir des assemblages plus fiables, les déformations et contraintes thermomécaniques dans les boîtiers doivent être considérés comme un des facteurs de conception importants [LAU-93, PECH-91, LALL-97].

III.1.2 Technique d'analyse

Les analyses expérimentales des contraintes des boîtiers électroniques sous des charges thermiques sont faites largement dans la littérature [GUO-93, VOLO-93, HAN-95, ZHAO-98, WANG-98]. Parmi eux, les méthodes optiques ont été considérées comme des outils puissants pour l'analyse expérimentale. La technologie d'interférométrie par moiré, l'une de ces méthodes optiques, est très utilisée pour mesurer les déformations afin d'étudier la contrainte pour plusieurs types de structures des assemblages électroniques sous des charges thermiques.

La technologie Moiré nous permet de mesurer des déformations de matériau instantanément par analyse de la lumière réfléchie [CHIE-03] comme illustré dans la *Figure III - 2*.

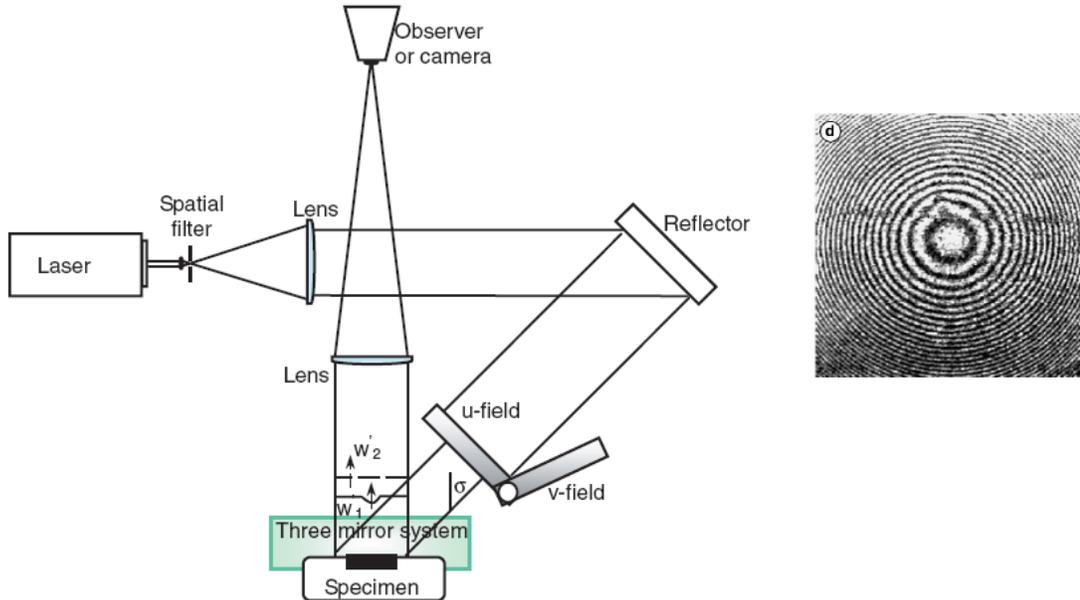


Figure III - 2 : Shadow moiré [TSAI-06]

D'après les résultats de moiré (*Figure III - 2*), les déformations de la surface du boîtier forment des cercles équipotentiels concentriques depuis centre. La déformation maximale d'un solide rectangulaire est située dans la diagonale d'après [TSAI-06]. Donc les déformations des demi-diagonales des composants sont prises en compte pour analyser le gauchissement du « PoP » dans cette étude. Etant donné que nous nous intéressons aux déformations relatives au lieu de la forme, le gauchissement diagonal est mesuré à l'aide du profilomètre (*Figure II - 14*) présenté au chapitre II dans cette étude.



Figure III - 3 : Définition du gauchissement

Trois types de gauchissement (*Figure III - 3*) : concave (ou « smile »), convexe (ou « frown ») et mixte (ou « twist »). Le type mixte signifie que le gauchissement n'est pas

entièrement convexe ou concave. On pourrait le qualifier de « gondolé ». Nous n'avons jamais constaté ce type de déformation sur nos échantillons.

Le problème de déformation thermique a déjà attiré l'attention de l'industriel Amkor. Les études des effets des paramètres géométriques et des matériaux à la déformation thermique sont faites [LIN-06]. Nos études se concentrent plutôt sur la comparaison entre l'assemblage « PoP » et des composants individuels.

III.2 Description du procédé d'assemblage

On ne pourra correctement étudier la fiabilité d'un assemblage que si son procédé de fabrication est maîtrisé. Dans notre cas, la superposition de deux boîtiers de type BGA aggrave le problème de gauchissement dans la phase d'assemblage.

Une première partie de notre étude a donc été consacrée à la modélisation, analytique et par éléments finis, de ce phénomène.

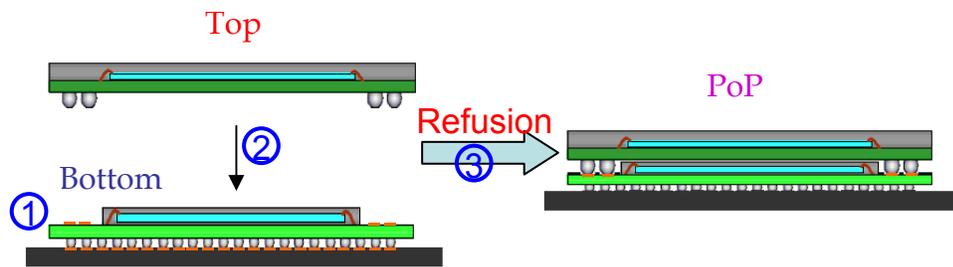


Figure III - 4 : Processus de refusion du « PoP » [NAKA-07]

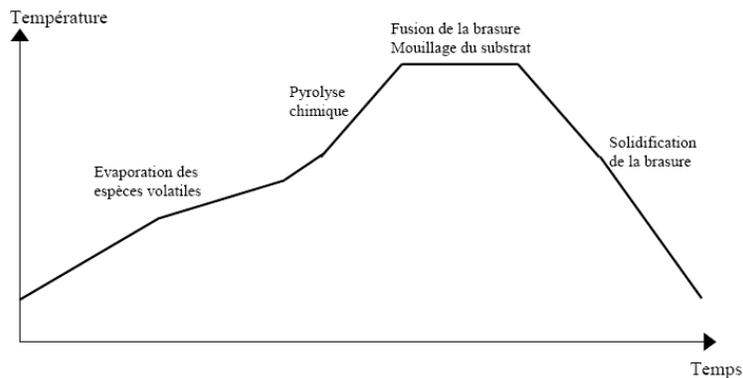


Figure III - 5 : Profil de température du procédé de refusion [FOUA-01]

Comme illustré dans la Figure III - 4 , tout d'abord, le composant « bottom » est mis sur un circuit imprimé normal (processus No.1). Ensuite, le « top » composant est trempé dans le flux

ou la pâte à braser, et mis sur le composant « bottom » en même temps que les billes du « top » sont sur les plages d'accueil en cuivre du « bottom » (processus No.2). Le processus de refusion est réalisé sur tous les composants (« top », « bottom » et le circuit imprimé ; processus No.3).

La phase critique du processus d'assemblage est l'étape de refusion [LEE-99]. Celle-ci permet de fondre les particules de l'alliage d'apport, de mouiller les surfaces à lier et enfin de solidifier la brasure pour assurer un lien mécanique solide entre le composant et la carte.

Elle se déroule en trois étapes (*Figure III - 5*) :

- Montée à la température de fusion, pendant laquelle le flux joue son rôle d'activateur et l'alliage mouille les surfaces en présence ;
- Palier à la température de brasage ;
- Refroidissement.

Lors du processus de refusion, la température de liquidus doit être suffisamment basse (en pratique, inférieure à 250°C) pour que les composants et les cartes imprimées ne soient pas endommagés. Cependant, la température de solidus doit être telle que, en phase d'utilisation, les joints ne perdent pas leur tenue mécanique. Des températures extrêmes, de l'ordre de 150°C peuvent être atteintes pour certaines applications.

Le changement de température dans ce processus de refusion provoque des gauchissements dus à des matériaux assemblés différents, ce qui engendre des grandes contraintes à l'intérieur de l'assemblage. Il est très important de contrôler les gauchissements thermiques après le processus de refusion pour avoir des composants de bonne qualité. Comme l'assemblage « PoP » a une structure plus complexe, la déformation thermique devient plus compliquée. Il est nécessaire d'étudier le comportement thermomécanique de l'assemblage « PoP ».

III.3 Etude du gauchissement

III.3.1 Etude expérimentale

III.3.1.1 Véhicules et conditions de tests

Dans les expériences, une partie de refusion est reproduite afin de connaître les déformations thermomécaniques de l'assemblage « PoP ».

Les expérimentations thermomécaniques sont réalisées avec les composants « top », « bottom » et « PoP ». D'après la bibliographie du constructeur [TSAI-06], la T_g de la résine est de l'ordre de 165°C. La température de l'enceinte thermique variera donc de l'ambiante (20°C) à

170°C, pour redescendre à 30°C. La température augmente à une vitesse de 4°C/min. Un palier de 5min est respecté tous les 20°C (Figure III - 6). Les mesures sont faites tous les 20°C, après 5mins de palier (points rouges sur Figure III - 6).

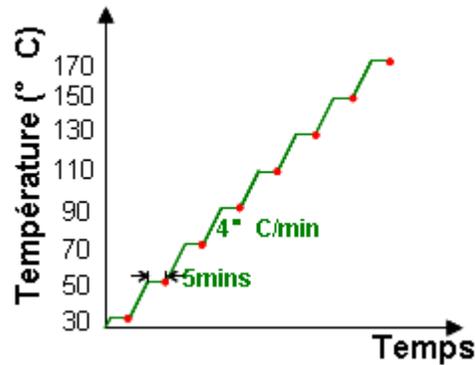


Figure III - 6 : Augmentation de température

Les mesures brutes sont ensuite retravaillées par le logiciel Altimap. Les opérateurs de données du logiciel sont utilisés pour traiter et rendre plus exploitables les données originales (Figure III - 7). Trois étapes de traitements sont réalisées pour relever les gauchissements thermiques du composant dans ces expériences. Le résultat de la diagonale D1 du « top » à 170°C est pris comme exemple.

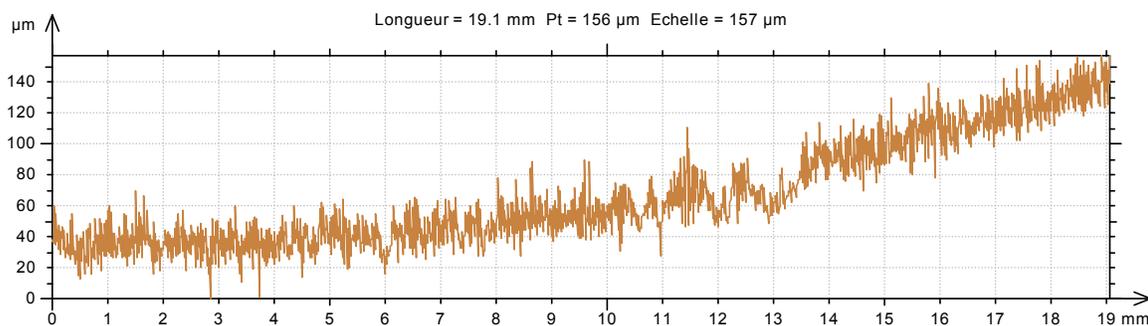


Figure III - 7 : Résultat brut (D1 du « top » à 170°C)

Dans la première étape, à partir des données brutes, nous extrayons le profil de surface en supprimant la rugosité, image des imperfections de la surface. Un opérateur de filtrage gaussien est utilisé pour cela (Figure III - 8).

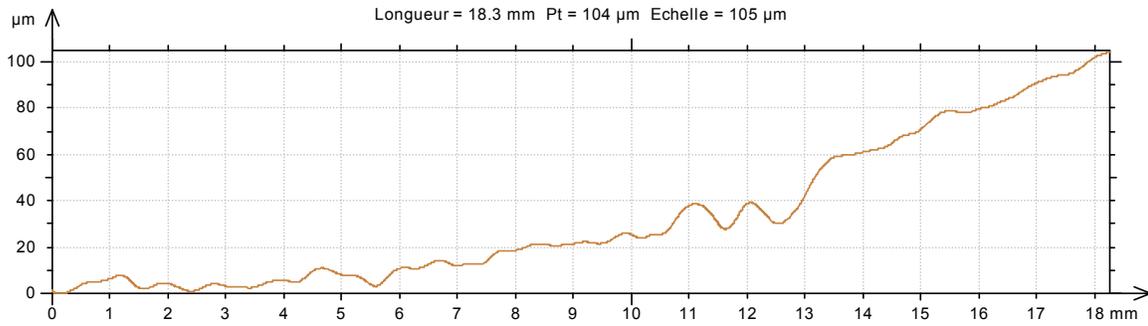


Figure III - 8 : Résultat après filtrage

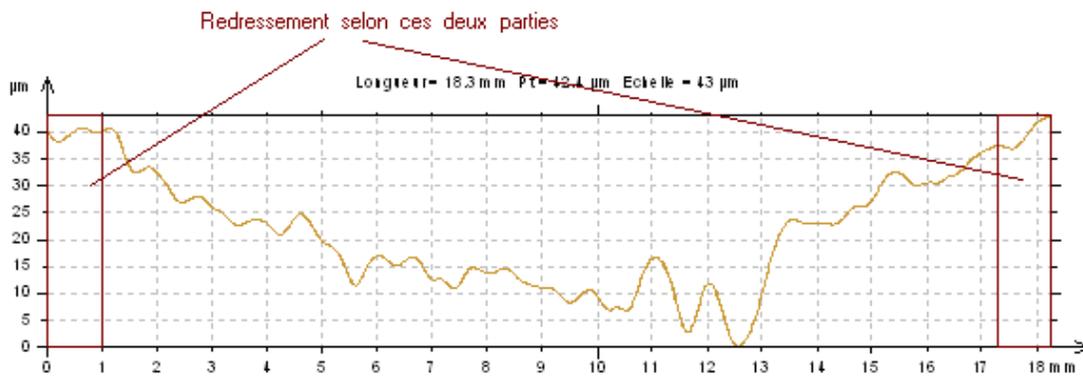


Figure III - 9 : Résultat après redressement

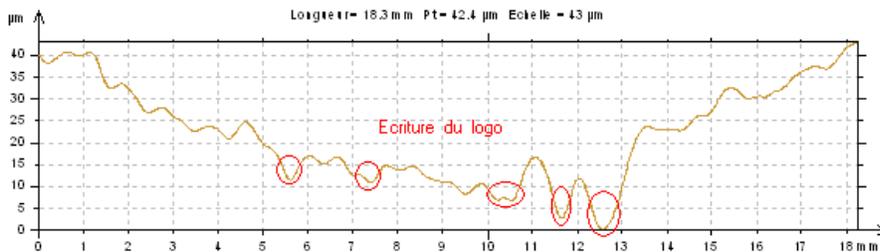


Figure III - 10 : Défauts : écriture du logo

Etant donné que la surface du plateau chauffant n'est pas plate et que les hauteurs de bille ne sont pas exactement les mêmes, le profil de surface n'est pas symétrique. Dans la deuxième étape, un traitement de redressement est donc effectué sur deux parties choisies (Figure III - 9).

Des trous dus aux caractères du logo des composants se retrouvent retranscrits sur le profil. Ces défauts indésirables pour notre mesure sont supprimés dans la troisième étape afin d'améliorer le profil grâce à un opérateur de correction (Figure III - 10).

Finalement, le gauchissement du composant peut être évalué (*Figure III - 11 et Figure III - 12*).

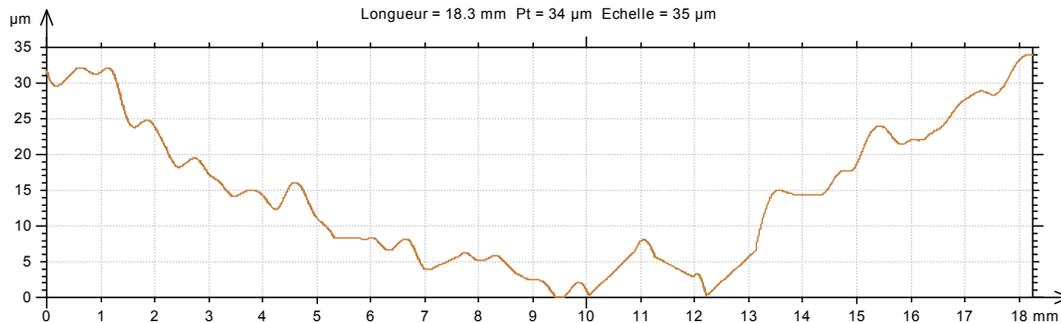


Figure III - 11 : Résultat après l'effacement des défauts

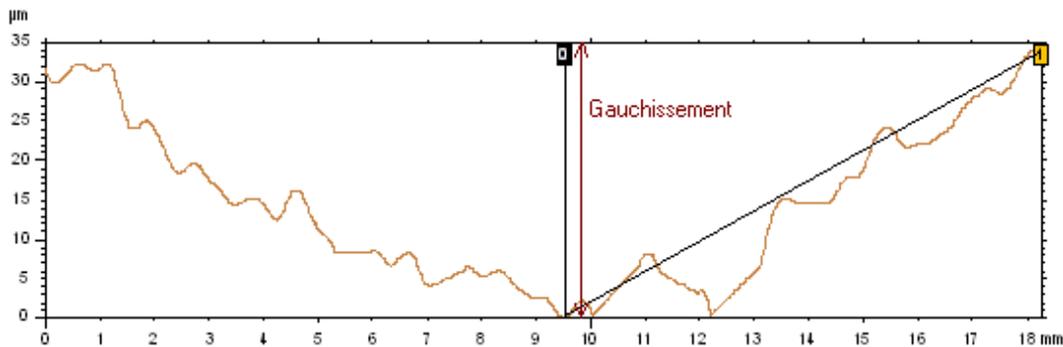


Figure III - 12 : Mesure du gauchissement

III.3.1.2 Analyses des résultats expérimentaux

Comme indiqué précédemment, on n'observe pas la forme mixte ni dans les résultats expérimentaux ni dans les résultats de simulation par éléments finis.

Finalement, dans nos études, le gauchissement est défini positif si le composant prend la forme concave, et négatif, si le composant prend la forme convexe.

Deux diagonales de chaque composant sont mesurées, comme le montre la *Figure III - 13*, D1 et D2 pour le « top », D3 et D4 pour le « bottom », D5 et D6 pour l'assemblage « PoP » complet.

Pour les composants « PoP », les diagonales de la surface supérieure sont mesurées.

Les résultats expérimentaux du « PoP » sont analysés. Les composants sont soumis, selon la procédure expérimentale décrite ci-dessus (*Figure III - 6*) à une montée de 20°C à 170°C, puis une descente vers 30°C.

Si l'on prend l'assemblage « PoP » comme exemple, ses profils expérimentaux des diagonales de 20°C à 170°C sont illustrés dans la *Figure III - 14*. Il apparaît que les courbes de déformation sont proches de la forme parabolique comme observé par d'autres chercheurs [TSAI-06].

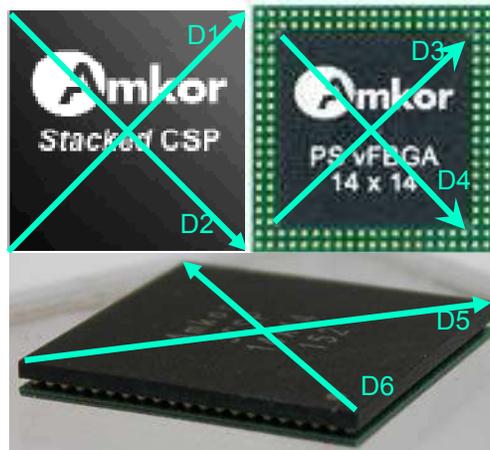


Figure III - 13 : Diagonales à mesurer

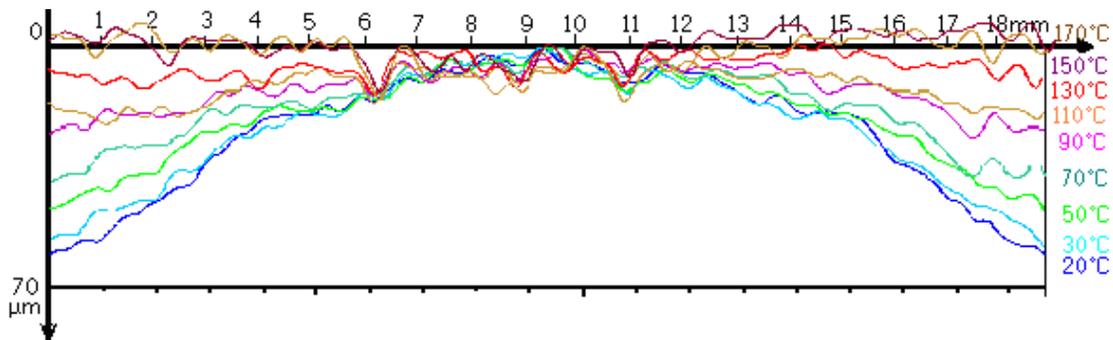


Figure III - 14 : Distributions des gauchissements des diagonales du « PoP » à différentes températures

Pour mettre en évidence l'analyse des résultats expérimentaux, les courbes de gauchissement thermique sont étudiées en fonction de la température.

De façon globale, on observe que l'assemblage « PoP » subit un gauchissement de type convexe pour les températures les plus basses (*Figure III - 15*). Ce gauchissement disparaît vers 130°C, pour prendre une allure concave à des températures supérieures. Les déformations mesurées lors de la montée en température sont les mêmes que celles mesurées lors du retour aux basses températures : le phénomène est réversible.

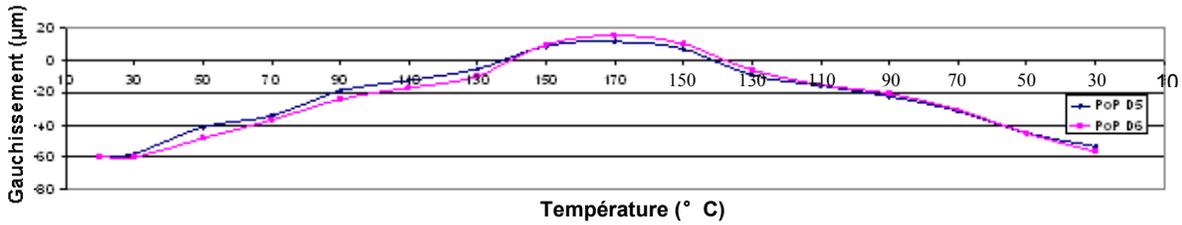


Figure III - 15 : Gauchissement thermique du « PoP »

III.3.1.3 Synthèse des résultats expérimentaux

Les résultats expérimentaux de l'assemblage « PoP » et des deux composants individuels « top » et « bottom » sont comparés. Les déformations moyennes des trois types de composants sont illustrées sur la Figure III - 16.

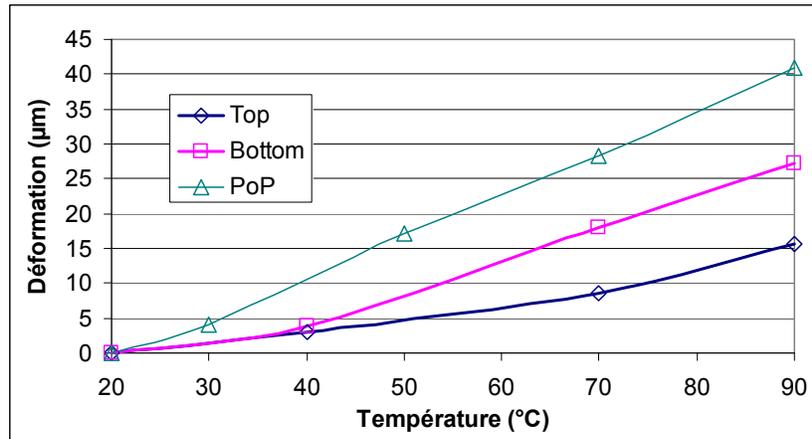


Figure III - 16 : Comparaison des gauchissements thermiques

Il apparaît que le gauchissement thermique de l'assemblage « PoP » est plus grand que celui de chaque composant individuel. Physiquement, l'assemblage « PoP » a exactement les mêmes matériaux que les deux composants individuels « top » et « bottom ». L'assemblage « PoP » se déforme plus, aux mêmes conditions, à cause de sa structure complexe, qui engendre des grandes contraintes à l'intérieur du « PoP ».

III.3.2 Simulation numérique

Pour étendre les résultats à des configurations ou des matériaux différents de ceux dont nous disposons expérimentalement, des modèles numériques de simulation par éléments finis sont indispensables. Ces simulations permettent également d'étendre les résultats à des zones non-accessibles par la mesure, et d'évaluer les contraintes.

L'étude expérimentale nous aide à calibrer notre modèle thermomécanique afin d'utiliser des paramètres réalistes et de vérifier la simulation par éléments finis.

La modélisation de l'assemblage « PoP » dans ANSYS® va nous permettre de calculer le gauchissement thermomécanique et analyser les contraintes mécaniques à l'intérieur du « PoP ».

III.3.2.1 Les principes et les hypothèses de la modélisation

Les composants individuels « top » et « bottom » sont modélisés dans le logiciel ANSYS®. Et l'assemblage « PoP » est constitué par un boîtier « top » reporté sur un boîtier « bottom ». Nous n'avons pas pris en compte le comportement viscoplastique du joint de brasure, qui sera justifié en comparant des résultats. Pour chaque composant, tout d'abord, un modèle 3D global est construit (*Figure III - 17*), puis, la montée en température est simulée afin de calculer les gauchissements et contraintes.

Selon le positionnement des billes et les paramètres géométriques des constituants de l'empilement, le composant « top » et l'assemblage « PoP » ont deux axes de symétrie, et le composant « bottom » a quatre axes de symétrie. Il est nécessaire de modéliser un quart du composant « top » et de l'assemblage « PoP », mais, un huitième du composant « bottom » est modélisé. Cela permet de diminuer le nombre d'éléments du modèle et donc de réduire le temps de calcul des simulations.

En effet, différentes forme de bille sont possibles après l'assemblage : « barrique », « coquetier »... Dans notre cas, les joints de brasure ont plutôt une forme de type de barrique d'après notre étude préliminaire par microsection. L'approximation est faite que tous les joints de brasure sont identiques.

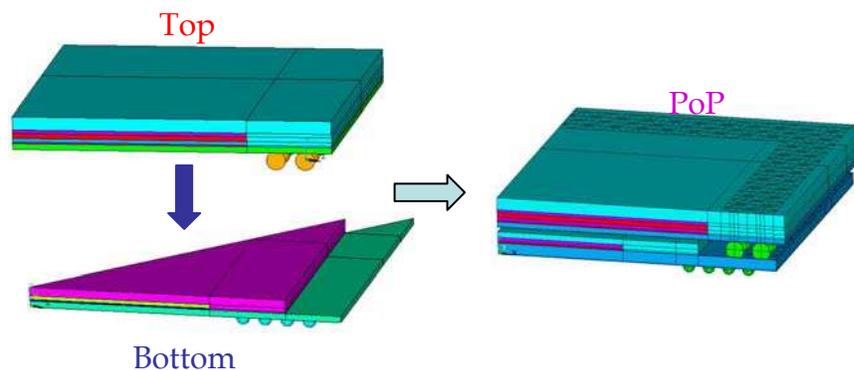


Figure III - 17 : Modèles de simulations

Ces composants comportent différents matériaux ayant des propriétés et des comportements thermomécaniques particuliers. A cause de leur constitution, les substrats des

composants sont des matériaux anisotropes (*Tableau III - 1*). Dans les simulations, la colle de la puce, la résine d'enrobage et des billes sont considérées comme isotropes, mais leurs propriétés sont dépendantes de la température et ces matériaux présentent une température de transition vitreuse. Ainsi le modèle complet est maillé avec l'élément structurel SOLID45.

III.3.2.2 Construction du modèle thermomécanique

Un modèle 3D est réalisé d'après la configuration et les paramètres géométriques du « PoP » (*Figure II - 5*). Les mêmes paramètres géométriques sont utilisés dans les modélisations des composants individuels « top » et « bottom ».

Composant	E (GPa)	α (ppm/°C)	ν	T_g (°C)
Résine	15,5	10	0,25	168
Puce	170	2,4	0,28	
Colle	4,41 (sous T_g) 0,4 (au-dessus de T_g)	47 (sous T_g) 120 (au-dessus de T_g)	0,4	100
Substrat	EX=EY=26 EZ=13 GYZ=GXZ=2,4 GXY=3,6	ALPX=ALPY= 15 ALPZ=58	PRXY=0,11 PRYZ=PRXZ =0,42	
Bille de brasure (SnAg4Cu0,5)	dépendant de la température	28	0,4	

Tableau III - 1 : Propriétés thermomécaniques des matériaux [TSAI-06, GUED-05]

Température (°C)	Module d'Young
$T_1=-50$	57,32 GPa
$T_2=0$	54,21 GPa
$T_3=25$	52,6 GPa
$T_4=125$	45,84 GPa
$T_5=217$	100 kPa

Tableau III - 2 : Propriétés de l'alliage de brasage SnAg4Cu0,5 [AMAG-02]

Les paramètres thermomécaniques des matériaux, E (module d'élasticité), ν (Coefficient de Poisson), α (coefficient de dilatation thermique, CDT) et T_g , sont donnés dans le *Tableau III - 1*. Pour l'alliage de brasage, le module d'Young est défini pour différentes températures entre 223K (-50°C) et 490K (217°C) (*Tableau III - 2*).

Ce modèle (*Figure III - 17*) est utilisé par la suite pour les simulations thermomécaniques du processus de refusion. Nous supposons que les gauchissements des composants sont petits après le stockage. Donc, on utilise une température de référence de 20°C, car on prend pour hypothèse qu'à cette température les matériaux ne sont pas déformés. Nous considérons aussi que les contraintes sont négligeables à cette température.

III.3.2.3 Résultats des simulations

Avec les résultats expérimentaux, nous pouvons valider notre modèle de simulation par l'analyse des résultats des simulations des trois types de composants (« top », « bottom » et « PoP »).

Les modélisations des trois types de composants « top », « bottom » et « PoP » sont illustrées dans les figures (*Figure III - 18*, *Figure III - 19* et *Figure III - 20*).

Les flèches sur les *Figure III - 18*, *Figure III - 19* et *Figure III - 20* correspondent aux profils diagonaux que nous avons extraits des résultats de simulation.

Dans la modélisation du composant « top », le profil diagonal sur la résine « Top_ac », qui est supposé avoir la déformation maximale, est extrait. Pour la modélisation du composant « bottom », deux profils diagonaux sont extraits également. Un profil diagonal sur le substrat « Bottom_ac2 », qui est supposé avoir les déformations maximales, est extrait. Un profil diagonal sur la résine « Bottom_ac » est aussi relevé pour comparer avec les résultats expérimentaux, même si ce profil n'a pas la déformation maximale.

Ensuite, trois profils diagonaux sont relevés dans l'assemblage « PoP ». Un profil diagonal « PoP_ac » sur la résine du « top » est relevé pour la comparaison avec le résultat de simulation du composant « top » et des résultats expérimentaux de l'assemblage « PoP ». Deux profils diagonaux « PoP_ac2 » et « PoP_ac3 », qui sont sur la résine et le substrat du « bottom » respectivement, sont également relevés pour comparer avec les résultats de simulation du composant « bottom ».

La température ambiante (20°C) est fixée comme la température de référence de la montée en température dans les expériences, température pour laquelle les composants sont considérés ni déformés ni contraints. Ensuite, ils prennent la forme concave durant le passage de la température de 20°C à 170°C (Exemple à 90°C *Figure III - 21*). C'est-à-dire que les valeurs de

gauchissement pour tous les profils (« Top_ac », « Bottom_ac », « Bottom_ac2 », « PoP_ac », « PoP_ac2 » et « PoP_ac3 ») sont positives.

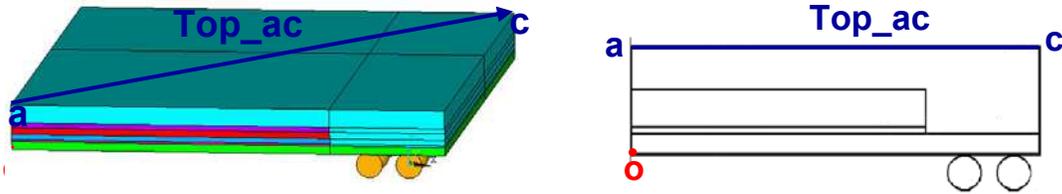


Figure III - 18 : Modèle du composant « top » (volumes)

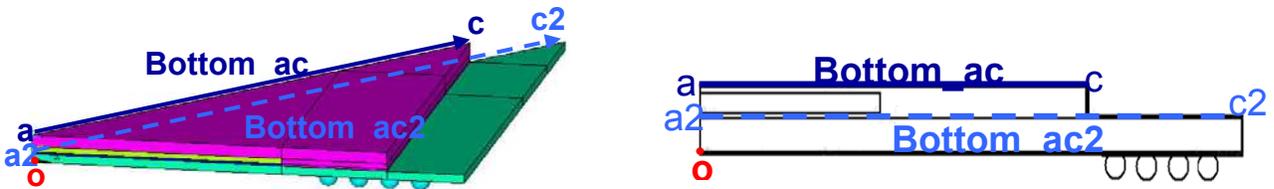


Figure III - 19 : Modèle du composant « bottom » (volumes)

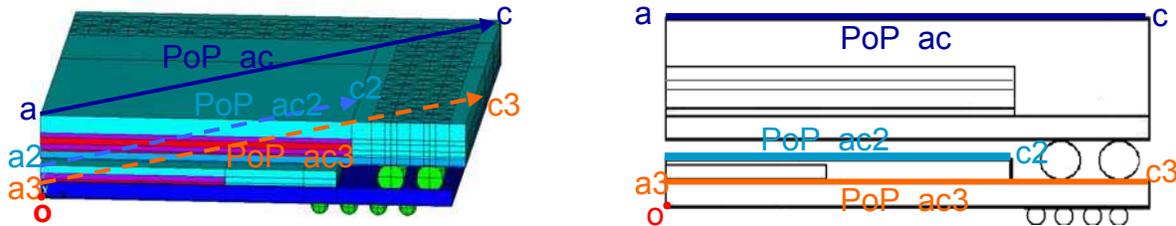


Figure III - 20 : Modèle de l'assemblage (volumes)

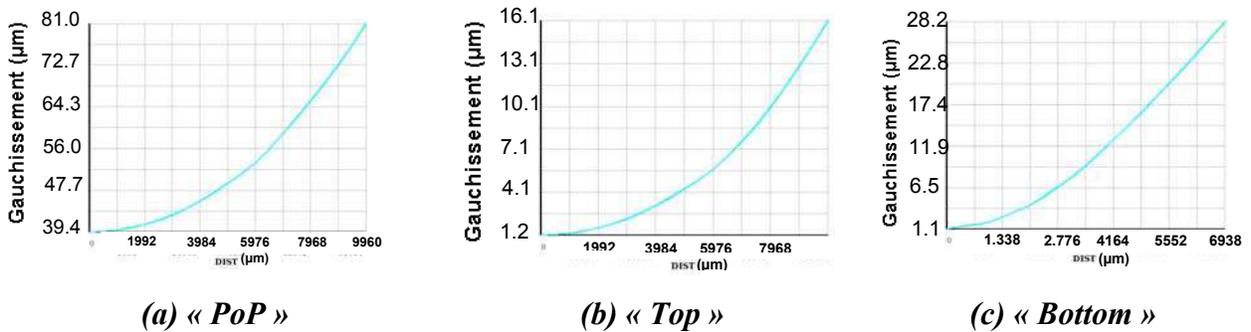


Figure III - 21 : Comparaison entre « PoP » et le composant individuel

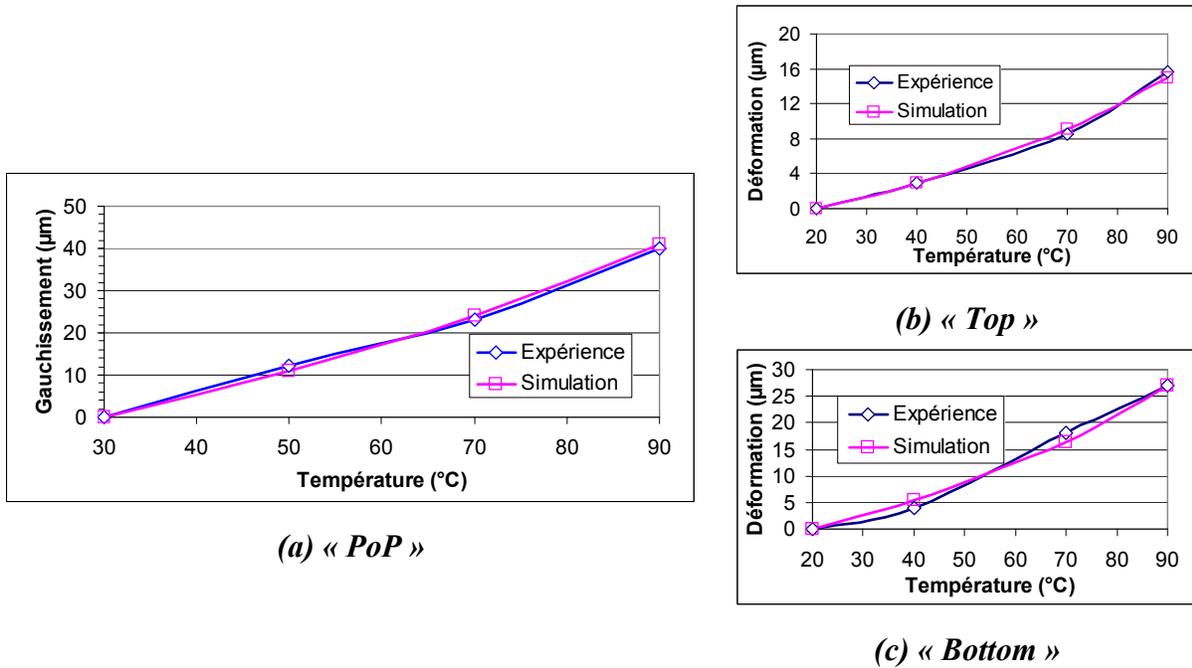


Figure III - 22 : Validation des modèles de simulation

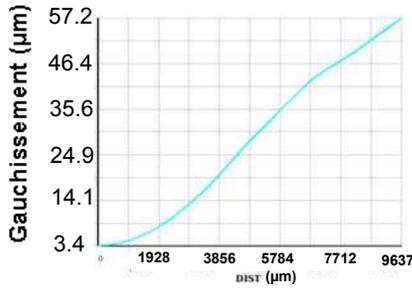
Dans un premier temps, en comparant des résultats de la simulation et des expériences jusqu'à 90°C pour « top », « bottom » et « PoP » (Figure III - 22), les modèles de simulation sont validés, et le fait que nous n'avons pas pris en compte le comportement viscoplastique du joint de brasure est justifié. L'écart entre les résultats expérimentaux et simulés est inférieur à 10% dans tous les cas.

Les résultats à 90°C sont pris comme exemple pour comparer les gauchissements du « PoP » et du composant individuel.

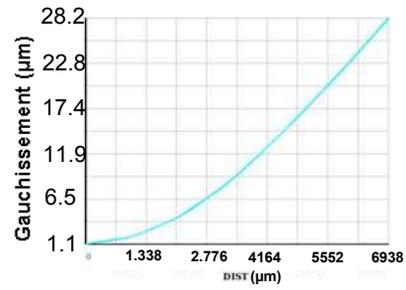
Comme illustré dans la Figure III - 21, le profil « PoP_ac » déforme plus que « Top_ac » et « Bottom_ac », ce qui est en bon accord avec le résultat expérimental (Figure III - 16).

De plus, les profils « PoP_ac2 » et « PoP_ac3 » (Figure III - 20), qui ne peuvent pas être obtenus expérimentalement, sont comparés avec les profils correspondants du composant individuel (Figure III - 23 et Figure III - 24).

Pour toutes ces diagonales, l'assemblage « PoP » a une déformation plus importante que les composants individuels, ce qui signifie qu'il est nécessaire d'analyser le gauchissement thermique du « PoP » complet.

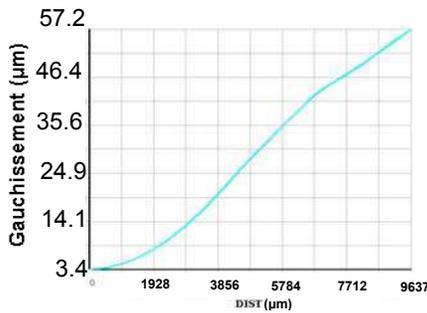


(a) PoP_ac2

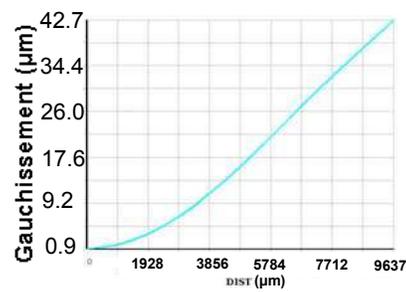


(b) Bottom_ac

Figure III - 23 : Comparaison de « PoP_ac2 » et « Bottom_ac »



(a) PoP_ac3



(b) Bottom_ac2

Figure III - 24 : Comparaison de « PoP_ac3 » et « Bottom_ac2 »

Par la suite, les contraintes mécaniques à l'intérieur des composants sont analysées. Dans les composants individuels, les contraintes les plus importantes sont trouvées dans les puces, ainsi que dans les billes comme illustré dans la *Figure III - 25*. Il faut souligner que la résilience du matériau des puces rend peu probable des défauts de la puce elle-même, malgré des contraintes importantes. Les matériaux les plus sensibles à la dégradation sont ceux de liaison comme les billes, ou les colles. De plus, le calcul des contraintes montre que la zone critique se situe dans les billes.

La même conclusion peut être tirée dans les résultats du « PoP » (*Figure III - 26*). Les contraintes à l'extérieur du « PoP » sont relativement faibles. Les contraintes importantes sont localisées autour des puces en raison de la faible valeur du CTE des puces.

En outre, le niveau de contrainte à l'intérieur du « PoP » est beaucoup plus élevé que « top » et « bottom ». La zone critique est située dans l'interface substrat/billes du « bottom ».

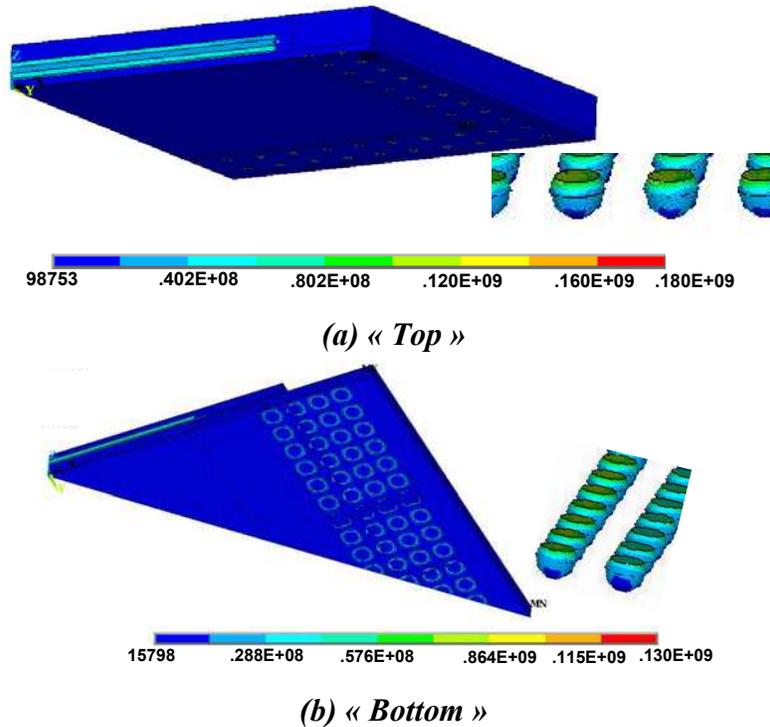


Figure III - 25 : Contraintes thermomécaniques des composants individuels (unité : Pa)

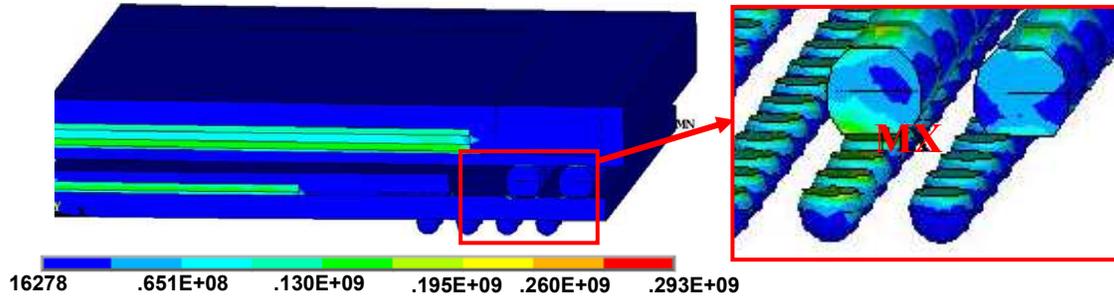


Figure III - 26 : Contraintes thermomécaniques du « PoP » (unité : Pa)

En analysant la répartition des contraintes thermomécaniques pour une partie du « PoP », on trouve :

- Dans la résine, les contraintes importantes sont trouvées dans l'interface puce/résine (Figure III - 27), ce qui signifie que ces contraintes sont induites par la différence des CTE puce / résine. Par ailleurs, les puces, dont le module d'élasticité est beaucoup plus élevé que celui des autres matériaux imposent les contraintes au boîtier ;
- Les contraintes sont du même ordre de grandeur dans les puces avec une valeur de $7,22 \times 10^7$ Pa à $2,40 \times 10^8$ Pa (Figure III - 28) ;

- La zone critique est l'interface substrat/billes pour chaque bille, ce qui signifie que les défaillances commencent plutôt dans ces endroits. En outre, la contrainte maximale est trouvée dans le « bottom » comme illustré dans la *Figure III - 29*.

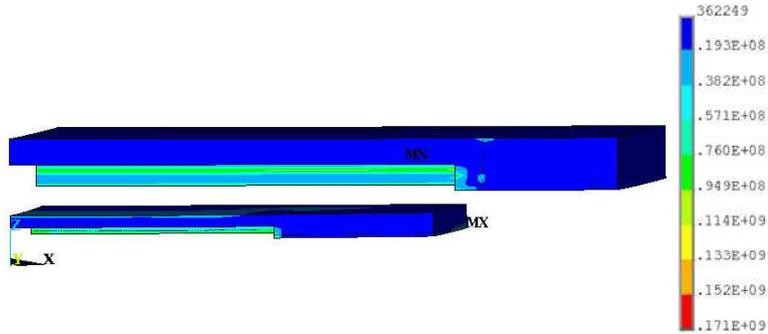


Figure III - 27 : Contraintes thermomécaniques des résines (unité : Pa)

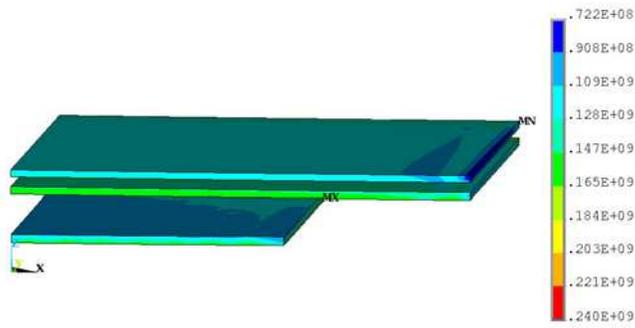


Figure III - 28 : Contraintes thermomécaniques des puces (unité : Pa)

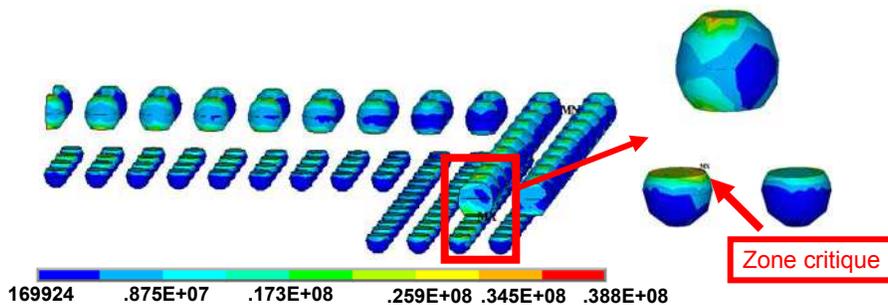


Figure III - 29 : Contraintes thermomécaniques des billes (unité : Pa)

La structure complexe de l'assemblage « PoP » aggrave le problème thermomécanique, ce qui induit des gauchissements plus importants et des contraintes locales de niveau très élevé. En

analysant la répartition des contraintes, la zone critique est localisée dans l'interface substrat/billes.

III.3.3 Modèles du gauchissement

La prédiction du gauchissement thermique est importante dans la période de conception, il est alors très intéressant d'avoir un modèle analytique qui nous permet de calculer rapidement les déformations. Ce modèle permet d'obtenir les déformations thermiques approximatives pour savoir si la conception est appropriée et/ou comparer les différentes conceptions de l'assemblage « PoP ». Il est plus rapide d'utilisation qu'un modèle par éléments finis.

L'utilisation extensive de modèles complexes ou des modèles des éléments finis prend beaucoup de temps. Parfois, il n'est pas nécessaire d'avoir des résultats très précis, en particulier pendant les premières étapes de conception.

La configuration typique du « PoP » (*Figure III - 4*, boîtier « Top » avec deux puces, boîtier « Bottom » avec une puce) est prise pour expliquer notre modèle du gauchissement. Les billes du « Top » sont considérées comme des poutres pour simplifier la configuration (*Figure III - 30*).

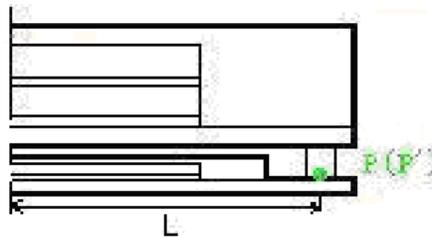


Figure III - 30 : Configuration simplifié

III.3.3.1 Présentation du modèle de référence [TSAI-06]

Pour l'analyse théorique d'un boîtier BGA, la solution classique d'un chargement thermique pour bilame a été proposée par Timoshenko [TIMO-25]. Par extension de la solution de bilame, Suhir [SUHI-86] et Pan [PAN-90] ont pu élaborer la théorie pour l'assemblage avec multicouches. Cette théorie qui nous permet de prédire la déformation thermique d'un BGA, est étayée par les hypothèses suivantes :

- Les couches sont considérées isotropes et fines ;
- L'adhérence est parfaite aux interfaces des couches ;
- Le rayon de courbure est beaucoup plus grand que l'épaisseur de l'assemblage.

Selon la première hypothèse, un quart de la plaque isotrope est analysée (Figure III - 31). Toutes les forces et les moments sont engendrés par la disparité des paramètres thermomécaniques qui sont montrés dans le Tableau III - 1. Pour être plus précis, la force $F_{xi}(F_{yi})$ est représentée par unité de largeur dans chaque $i^{\text{ème}}$ couche sur la direction $x(y)$, et le moment $M_{xi}(M_{yi})$ est indiqué par unité de largeur dans chaque couche $i^{\text{ème}}$ sur la direction $x(y)$.

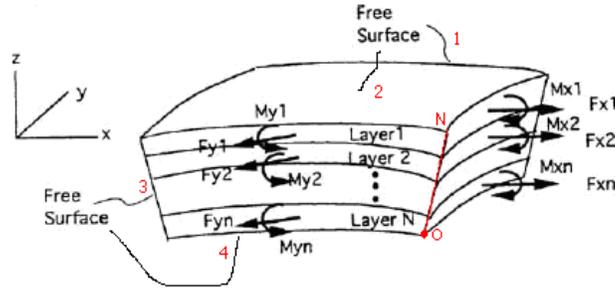


Figure III - 31 : Modèle de l'assemblage avec multicouches [TIMO-25]

Etant donnée l'hypothèse que la couche est fine, les relations entre les courbes de flexion k_x et k_y , et les moments dans les directions x et y peuvent être décrits par :

$$k_x = \frac{d^2 w}{dx^2} = \frac{M_x - \nu M_y}{D(1 - \nu^2)} \quad (\text{III-1.1})$$

$$k_y = \frac{d^2 w}{dy^2} = \frac{M_y - \nu M_x}{D(1 - \nu^2)} \quad (\text{III-1.2})$$

où w est la déviation dans la direction z , ν est le coefficient de Poisson, et D est la rigidité en flexion de la couche fine et définie par :

$$D = \frac{Et^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (\text{III-2})$$

Ici, E est le module élastique, et t est l'épaisseur de chaque couche.

Les équations (III-1.1), (III-1.2) et (III-2) peuvent être appliquées à chaque couche de l'assemblage.

Dans le cas d'une plaque de forme carrée, et de matériaux isotropes,

$$M_i = M_x = M_y \quad (\text{III-3.1})$$

$$\text{et } k_i = k_x = k_y \quad (\text{III-3.2})$$

Ensuite, l'équation de la couche i devient :

$$k_i = \frac{M_i}{D_i(1+\nu_i)} = \frac{12(1-\nu_i)M_i}{E_i t_i^3} \quad (\text{III-4.1})$$

Le moment de chaque couche M_i peut être calculé grâce à :

$$M_i = \frac{E_i t_i^3 k_i}{12(1-\nu_i)} \quad (\text{III-4.2})$$

Selon la troisième hypothèse, le rayon de courbure pour l'assemblage r est approximativement égal à r_i , pour chaque couche, ce qui signifie que les courbes de flexion de l'assemblage k sont approximativement égales à k_i , pour chaque couche.

Ensuite, l'équation du moment M_i (III-4.2) devient

$$M_i = \frac{E_i t_i^3 k}{12(1-\nu_i)} \quad (\text{III-4.3})$$

Les équations à l'équilibre peuvent être obtenues suivant :

- La force d'équilibre,

$$\sum_{i=1}^N F_i = 0 \quad (\text{III-5})$$

- Le moment d'équilibre au point O (*Figure III - 31*),

$$\sum_{i=1}^N M_i + \sum_{i=1}^N F_i \left(\frac{t_i}{2} + \sum_{j=i+1}^N t_j \right) = 0 \quad (\text{III-6.1})$$

- Considérant l'équation (III-4.3), l'équation (III-6.1) sera

$$\sum_{i=1}^N \frac{E_i t_i^3 k}{12(1-\nu_i)} + \sum_{i=1}^N F_i \left(\frac{t_i}{2} + \sum_{j=i+1}^N t_j \right) = 0 \quad (\text{III-6.2})$$

En raison de l'hypothèse de liaison parfaite (deuxième hypothèse), la continuité des déplacements aux interfaces devrait être maintenue et peut être exprimée par

$$\frac{F_i(1-\nu_i)}{E_i t_i} - \frac{t_i k}{2} + \alpha_i \Delta T_i = \frac{F_{i+1}(1-\nu_{i+1})}{E_{i+1} t_{i+1}} + \frac{t_{i+1} k}{2} + \alpha_{i+1} \Delta T_{i+1} \quad (\text{III-7})$$

où α est le coefficient de dilatation thermique pour la $i^{\text{ème}}$ couche.

Il y a N-1 équations pour N-1 interfaces d'après l'équation (III-7).

Compte tenu des équations (III-5), (III-6.2) et (III-7), nous avons noté qu'il existe N + 1 paramètres inconnus (k et F_i) pour les N + 1 équations. Les paramètres inconnus peuvent être déterminés simplement par la résolution des équations simultanées.

Ensuite, les déformations thermiques seront facilement calculées grâce à la courbe de flexion k . Selon les équations (III-1.1) et (III-1.2), la déformation dans la direction z peut être calculée par :

$$w = \iint kd^2x = \frac{1}{2}kx^2 \quad (III-8)$$

Un modèle simplifié d'un BGA (Figure III - 32) est pris comme exemple pour expliquer les calculs de déformation en détail.

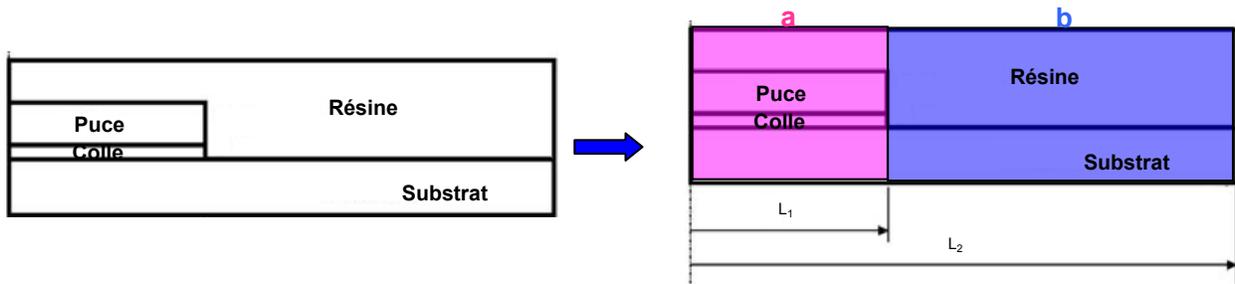


Figure III - 32 : Modèle simplifié d'un BGA

Tout d'abord, les courbes de flexion k_a , k_b de la zone « a » et « b » sont calculées respectivement avec ce modèle de gauchissement thermique. Ensuite, la déformation dans chaque zone peut être résolue comme suit :

Zone « a » ($0 \leq x \leq L_1$) :

La flexion de chaque point « t » ($0 \leq t \leq x$) est

$$w(t)' = k_a t \quad (III-8.1.1)$$

La déformation superposée est

$$w(x) = \int_0^x w(t)' dt = \int_0^x k_a t dt = \frac{1}{2} k_a x^2 \quad (III-8.1.2)$$

Zone « b » ($L_1 \leq x \leq L_2$) :

D'après la même théorie, la déformation est

$$w(x) = w(L_1) + w'(L_1)(x - L_1) + \frac{1}{2} k_b (x - L_1)^2 \quad (III-8.2.1)$$

où $w(L_1)$ est la déformation au bord de la zone « a » ; et $w'(L_1)$ est la flexion au bord de la zone « a », donc $w'(L_1)(x-L_1)$ est la partie de déformation qui a suivi la flexion au bord de la zone « a ». La partie $\frac{1}{2}k_b(x-l_s)^2$ est la déformation à cause de la courbe de flexion k_b de la zone « b ».

Enfin, l'équation (III-8.2) sera

$$w(x) = \frac{1}{2}k_a L_1^2 + k_a L_1(x - L_1) + \frac{1}{2}k_b(x - L_1)^2 \quad \text{(III-8.2.2)}$$

Comme expliqué précédemment, les déformations thermiques d'un BGA peuvent être calculées pour prédire les gauchissements.

Ce modèle de déformation thermique pour un BGA est validé par comparaison avec des résultats expérimentaux dans [TSAI-06].

Ce modèle ne peut pas être utilisé directement pour notre assemblage « PoP » à cause de sa structure complexe qui ne peut pas être divisée simplement en zones comme précédemment.

III.3.3.2 Adaptation à l'assemblage « PoP »

Pour adapter ce modèle, l'assemblage PoP est divisé en deux parties : la partie supérieure « top » et la partie inférieure « bottom ». On considère deux points au milieu de l'interface de contact comme le montre la *Figure III - 33* : le point « P » dans la partie « top », le point « P' » dans la partie « bottom ».

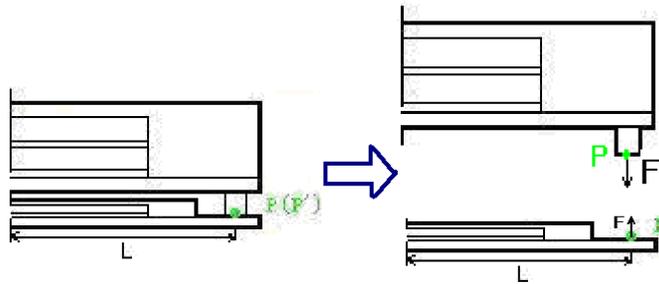


Figure III - 33 : « PoP » divisé en deux parties : Partie A et Partie B

Tant qu'il n'y a pas de fissure dans l'interface de contact, ces deux points : le point P et le point P' sont confondus, ce qui signifie qu'ils ont la même déformation.

La partie « top » de l'assemblage « PoP » ne subit pas seulement l'effet de la disparité des paramètres thermomécaniques, mais aussi, l'effet de la disparité de déformation entre le composant « top » et le composant « bottom », ce qui est représenté par une force verticale F à P (P') dans l'interface de contact. Et les forces horizontales sont supposées être négligeables.

Il en va de même pour le composant « bottom » de l'assemblage « PoP ». Ensuite, nous considérons cette force F dans les équations à l'équilibre. Le moment équilibré M_F ($M_F=FL$) est ajouté pour le calcul des courbes de flexion k .

La partie « top » de l'assemblage « PoP » est pris en exemple pour expliquer notre modèle du « PoP ».

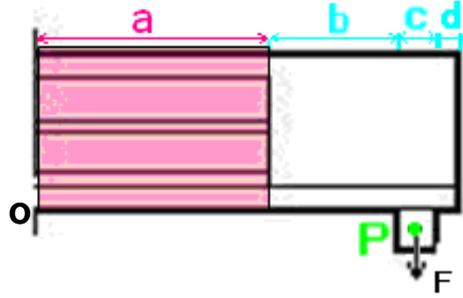


Figure III - 34 : Partie « top »

Dans la zone « a » de la partie « top » (Figure III - 34), les équations à l'équilibre deviennent :

La force d'équilibre,

$$\sum_{i=1}^N F_i = 0 \quad (\text{III-9})$$

Le moment d'équilibre au point O (Figure III - 34),

$$\sum_{i=1}^N \frac{E_i t_i^3 k_a}{12(1-\nu_i)} + \sum_{i=1}^N F_i \left(\frac{t_i}{2} + \sum_{j=i+1}^N t_j \right) + M_F = 0 \quad (\text{III-10})$$

La continuité des déplacements aux interfaces devrait être maintenue et peut être exprimée par

$$\frac{F_i(1-\nu_i)}{E_i t_i} - \frac{t_i k_a}{2} + \alpha_i \Delta T_i = \frac{F_{i+1}(1-\nu_{i+1})}{E_{i+1} t_{i+1}} + \frac{t_{i+1} k_a}{2} + \alpha_{i+1} \Delta T_{i+1} \quad (\text{III-11})$$

Après analyse de ces équations, nous avons noté qu'il existe N+2 paramètres inconnus (k_a , F_i et F) pour le N + 1 équations. La courbe de flexion de la zone « a » de la partie « top » k_a ne peut donc pas être résolue, mais elle peut être exprimée comme une équation avec F :

$$k_a = f_a(F) \quad (\text{III-12.1})$$

De même pour les zones « b », « c », « d » dans la partie « top », les courbes de flexion k_b , k_c et k_d (Figure III - 34) peuvent aussi être écrites comme une équation avec F ,

$$k_b = f_b(F) \quad (\text{III-12.2})$$

$$k_c = f_c(F) \quad (\text{III-12.3})$$

$$k_d = f_d(F) \quad (\text{III-12.4})$$

Avec toutes ces courbes de flexion k_i , la déformation du point « P » peut être écrite comme une équation avec F :

$$\Delta D_{ef} = A(F) \quad (\text{III-13})$$

En utilisant cette même méthode dans la partie « bottom », la déformation du point « P' » est

$$\Delta D_{ef} = B(F) \quad (III-14)$$

Après analyse de ces équations (III-13) et (III-14), il y a 2 paramètres inconnus (ΔD_{ef} et F) pour deux équations. Donc la force F peut être déterminée par la résolution de ces deux équations. Par suite, d'après les équations (III-12.1), (III-12.2), (III-12.3) et (III-12.4), toutes les courbes de flexion de la partie « top » peuvent être calculées, et de même pour la partie « bottom », ce qui signifie que la déformation de l'assemblage « PoP » peut être résolue.

En conclusion, un modèle de gauchissement thermique d'un BGA est étendu pour un assemblage « PoP ». Ce modèle nous permet de prédire les déformations thermiques simplement [FENG-08].

III.3.4 Evaluation analytique – « CritiPoP »

Avec notre modèle, le gauchissement thermique du composant « PoP » peut être calculé en résolvant les équations linéaires. Les prédictions du gauchissement thermique sont très importantes pour la phase de conception.

Nous avons développé un logiciel CritiPoP. Ce logiciel est disponible en ligne (<https://www.eurelnet.org/gratuit/presentation/critipop/critipop.php>), qui permet de calculer le gauchissement du composant « PoP » d'après les paramètres géométriques et ceux des matériaux des clients.

III.3.4.1 Méthodologie de calcul dans « CritiPoP »

La *Figure III - 35* montre tous les paramètres géométriques nécessaires pour calculer les gauchissements thermiques.

« L » représente la distance entre deux billes intérieures, comme le montre la *Figure III - 36*.

Les numéros soulignés dans la *Figure III - 35* indiquent le type du matériau. « α » indique le coefficient de dilatation thermique, et « E » le module de Young, « ν » le coefficient de Poisson, « T » la température.

Donc, par exemple, « E5 » présente le module de Young de la résine du « bottom ».

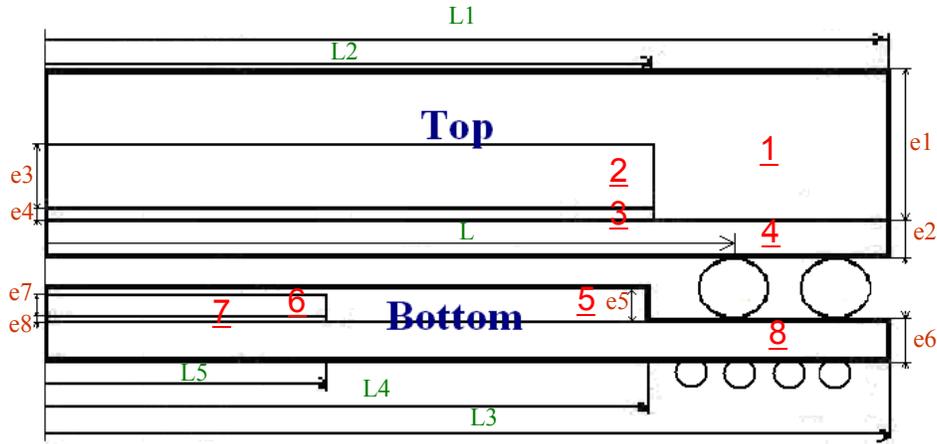


Figure III - 35 : Paramètres géométriques

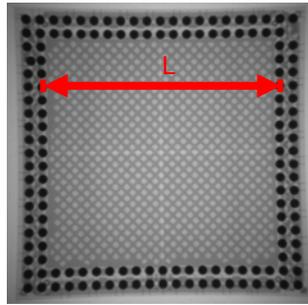


Figure III - 36 : Longueur « L »

Certaines contraintes sont à considérer pour éviter des résultats nuls ou incalculables. Tout d'abord, tous les paramètres d'entrée doivent être positifs. Géométriquement, l'épaisseur de la résine du « top » « e1 » doit être plus grand que la somme de l'épaisseur de la puce du « top » « e3 » et l'épaisseur de la colle du « top » « e4 ».

$$e1 > (e3 + e4) \quad \text{(III-15)}$$

La longueur de la résine du « top » « L1 » doit être plus grand que la longueur de la puce du « top » « L2 », et le « L » doit être entre les deux valeurs.

$$L1 > L > L2 \quad \text{(III-16)}$$

De même pour « bottom »,

$$e5 > (e7 + e8) \quad \text{(III-17)}$$

$$L3 > L > L4 > L5 \quad \text{(III-18)}$$

Considérant les paramètres de matériaux, tous les coefficients de Poisson ν doivent être entre 0 et 1.

$$0 < \nu < 1 \quad (III-19)$$

Pour éviter des erreurs, les mêmes paramètres que ceux utilisés dans nos simulations (*Tableau III - 2*) par défaut sont indiqués directement dans l'interface comme exemple.

L'unité pour la température est °C, et le paramètre par défaut est 20°C. Le paramètre par défaut pour « *L* » est 11,5mm.

Pour simplifier les calculs, des changements de variables sont effectués.

Une équation du moment d'équilibre au point O est prise comme exemple pour expliquer les changements de variables.

$$\begin{aligned} & \left(\frac{E_1 e_9^3}{12(1-\nu_1)} + \frac{E_2 e_3^3}{12(1-\nu_2)} + \frac{E_3 e_4^3}{12(1-\nu_3)} + \frac{E_{41} e_2^3}{12(1-\nu_4)} \right) k_4 + \left(\frac{e_9}{2} + e_3 + e_4 + e_2 \right) F_1 + \left(\frac{e_3}{2} + e_4 + e_2 \right) F_2 \\ & + \left(\frac{e_4}{2} + e_2 \right) F_3 + \frac{e_2}{2} F_4 + M = 0 \end{aligned}$$

$$(III-20)$$

Si on prend

$$b_1 = \left(\frac{E_1 e_9^3}{12(1-\nu_1)} + \frac{E_2 e_3^3}{12(1-\nu_2)} + \frac{E_3 e_4^3}{12(1-\nu_3)} + \frac{E_{41} e_2^3}{12(1-\nu_4)} \right)$$

$$b_2 = \left(\frac{e_9}{2} + e_3 + e_4 + e_2 \right)$$

$$b_3 = \left(\frac{e_3}{2} + e_4 + e_2 \right)$$

$$b_4 = \left(\frac{e_4}{2} + e_2 \right)$$

$$b_5 = \frac{e_2}{2}$$

L'équation (III-20) devient

$$b_1 k_4 + b_2 F_1 + b_3 F_2 + b_4 F_3 + b_5 F_4 + M = 0$$

Cela nous permet de simplifier les calculs des équations et des résultats.

III.3.4.2 Utilisation de « CritiPoP »

Un logiciel « CritiPoP » est réalisé afin de calculer la déformation thermique d'un assemblage « PoP » grâce à une saisie de valeurs des matériaux utilisés ainsi que des propriétés géométriques d'après nos modèles.

Partie B : Chapitre III Comportement thermomécanique des assemblages « PoP »

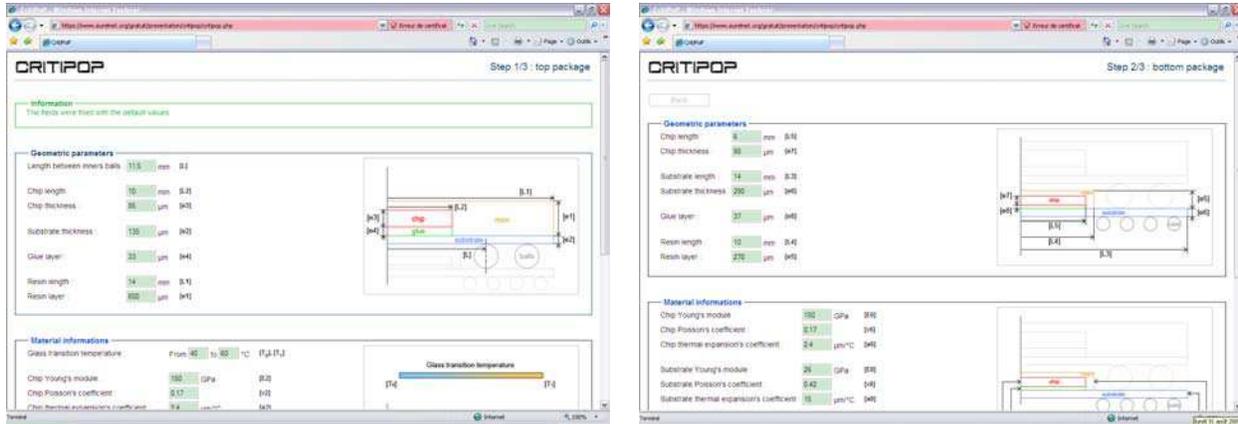
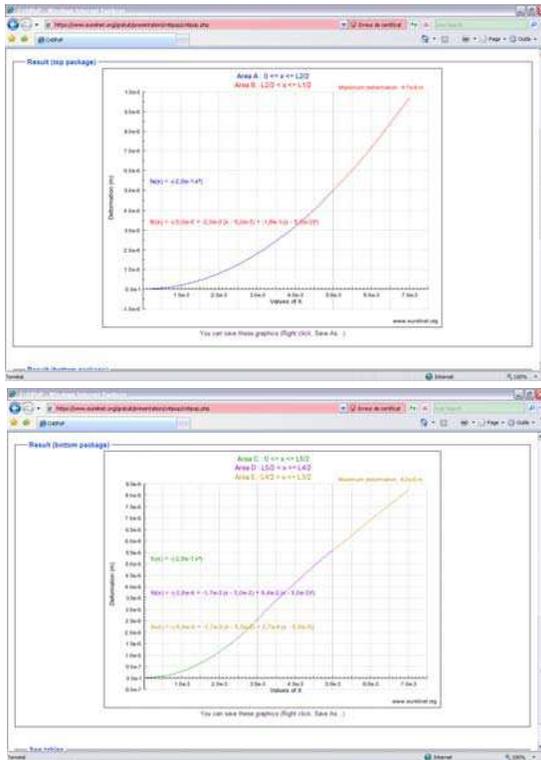


Figure III - 37 : Entrée des paramètres nécessaires

Error
Some length values are incorrect.
[L3] > [L] > [L4] > [L5]
Reminder : [L] = 11.5 mm

Figure III - 38 : Message d'erreur



See tables

Show/Hide tables

Note : You can copy these tables in order to use them into a spreadsheet.

TOP		BOTTOM	
Values of X	Deformation (m)	Values of X	Deformation (m)
0.0e-1	0.0e-1	0.0e-1	0.0e-1
2.0e-4	8.0e-9	2.0e-4	1.1e-8
4.0e-4	3.2e-8	4.0e-4	4.5e-8
6.0e-4	7.2e-8	6.0e-4	1.0e-7
8.0e-4	1.3e-7	8.0e-4	1.8e-7
1.0e-3	2.0e-7	1.0e-3	2.8e-7
1.2e-3	2.9e-7	1.2e-3	4.1e-7
1.4e-3	3.9e-7	1.4e-3	5.6e-7
1.6e-3	5.1e-7	1.6e-3	7.3e-7
1.8e-3	6.5e-7	1.8e-3	9.2e-7
2.0e-3	8.0e-7	2.0e-3	1.1e-6
2.2e-3	9.6e-7	2.2e-3	1.4e-6
2.4e-3	1.1e-6	2.4e-3	1.6e-6
2.6e-3	1.3e-6	2.6e-3	1.9e-6
2.8e-3	1.6e-6	2.8e-3	2.2e-6
3.0e-3	1.8e-6	3.0e-3	2.6e-6
3.2e-3	2.0e-6	3.0e-3	2.6e-6

Figure III - 39 : Résultats de déformations thermiques

Comme expliqué dans le paragraphe III.3.4.1, il faut tout d'abord remplir tous les paramètres nécessaires pour la partie « top » ainsi que pour le « bottom » (*Figure III - 37*).

Si certains paramètres ne sont pas valides d'après nos contraintes, un message d'erreur va apparaître (*Figure III - 38*).

Dès que tous les champs sont remplis correctement, les graphiques ainsi que les tableaux de données de déformation thermique apparaissent après les calculs (*Figure III - 39*).

En plus, les résultats dans les tableaux peuvent être récupérés et traités par d'autres logiciels comme « Excel » pour des analyses plus approfondies.

Ce logiciel nous permet d'obtenir des valeurs de déformations thermiques d'assemblage « PoP » très rapidement avec une précision suffisante, ce qui peut nous guider pour choisir des matériaux et comparer les assemblages de paramètres géométriques différents.

III.3.5 Confrontation de résultats

Dans ce paragraphe, nous allons comparer et discuter les résultats issus des trois méthodes d'analyse présentées précédemment.

Dans les expériences, la déformation de l'assemblage « PoP » augmente proportionnellement avec la température, sauf pour les valeurs de 90°C à 130°C. La déformation de la courbe $T = 90^\circ\text{C}$ est presque superposée sur celle pour $T = 110^\circ\text{C}$. C'est-à-dire que, comme illustrée dans la *Figure III - 40*, l'écart maximal est de $4,1\mu\text{m}$, soit 6% de la déformation.

En outre, les gauchissements par rapport à la température sont extraits pour les trois points (*Figure III - 40*) :

- Le point au bord de la puce ($x = 0,56L$) ;
- Le point au bord du substrat ($x = L$) ;
- Le point entre point 1 et 2 ($x = 0,8L$).

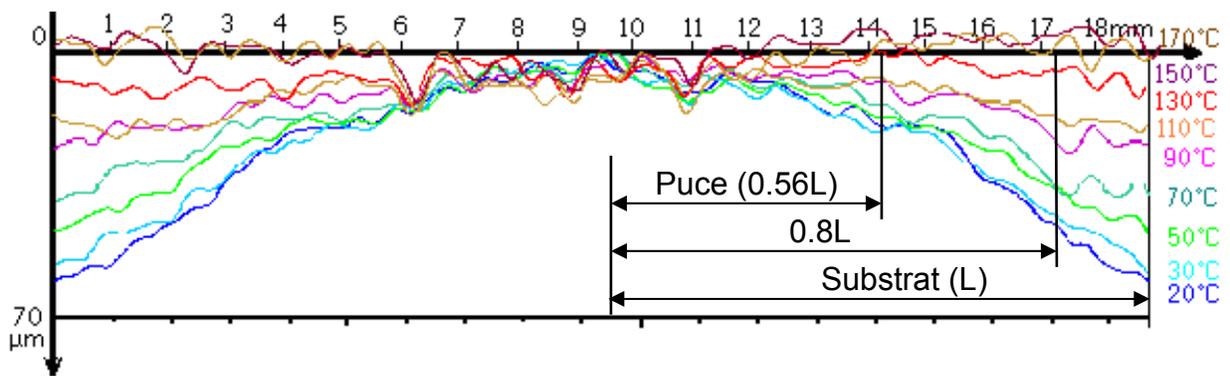


Figure III - 40 : Positions de trois points

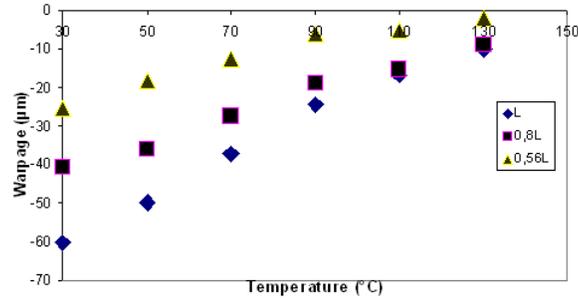


Figure III - 41 : Relation linéaire entre le gauchissement et la charge thermique

Les résultats expérimentaux de ces trois points sont montrés à la *Figure III - 41*.

Il vient d'être démontré que la relation linéaire entre la déformation et la charge thermique existe pour ces trois points au cours du processus de chauffage, sauf pour une température au-delà de 100°C. Le matériau de la colle de la partie « bottom » a déjà atteint la température de transition vitreuse (T_g), donc la rigidité matérielle est diminuée sensiblement. Ce phénomène est supposé être la cause, ce qui sera vérifié par le modèle de simulation par éléments finis.

Le modèle de simulation a été modifié avec le facteur de l'effet de T_g sur la colle du « bottom » dans les propriétés des matériaux. Tous les autres matériaux sont encore en dessous de leur T_g . Les résultats des simulations sont comparés avec les résultats expérimentaux.

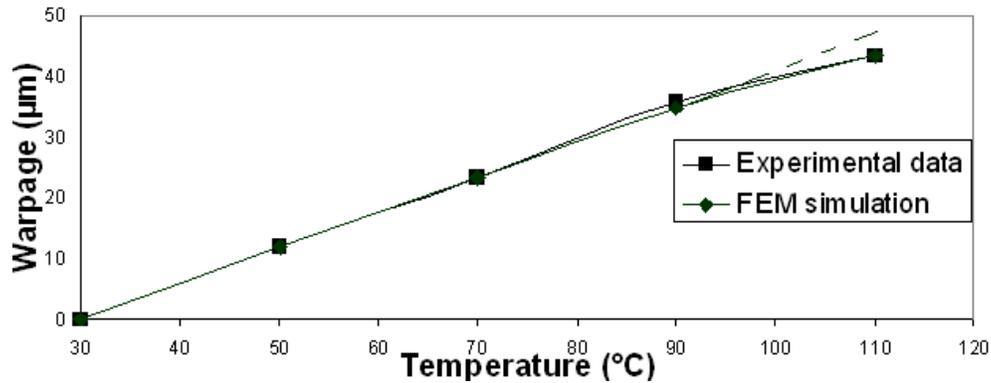


Figure III - 42 : Comparisons de la déformation expérimentale et des simulations FEM

La *Figure III - 42* démontre que ces deux types de résultats sont en très bon accord. L'écart ne dépasse pas 2% de la déformation. Elle révèle en outre l'effet apparent des propriétés des matériaux au-dessus de T_g dans l'analyse de déformation thermique. On peut conclure que la non-linéarité observée du gauchissement après 100°C est en fait causée par la modification de la rigidité de la colle au-dessus de sa T_g . Ce résultat est cohérent avec les conclusions de [TAKE-02]

dont l'assemblage se déforme moins quand la T_g de la colle de « bottom » est plus petite. Par conséquent, le fait de négliger les effets de T_g dans l'analyse du gauchissement thermique peut entraîner une surestimation de la déformation pour les hautes températures [TSAI-06]. A 110°C, l'écart entre les résultats expérimentaux et simulés est d'environ 10%.

D'après les analyses précédentes, l'effet de T_g est pris en compte également dans le modèle analytique. Les trois types de résultats de la déformation thermique de « PoP » sont comparés dans la *Figure III - 43* (« PoP_ac »).

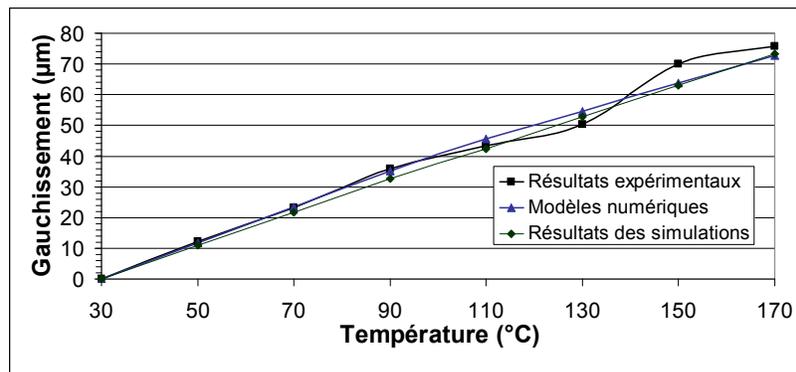


Figure III - 43 : Trois types de résultats de la déformation thermique de « PoP »

Il apparait que les déformations maximales (ligne diagonale « PoP_ac ») des expériences, des simulations, des analyses théoriques et numériques concordent (la différence est inférieure à 8,8%). Cela implique que le modèle d'analyse proposé ici est valable pour la prévision de la déformation induite thermiquement de « PoP ».

III.4 Conclusion

Le comportement thermomécanique de nos composants est étudié dans ce chapitre.

Dans un premier temps, après avoir rappelé les bases théoriques et la méthode d'analyse importante « Shadow moiré », le procédé d'assemblage de « PoP » est présenté afin de mettre en évidence l'importance de cette étude thermomécanique.

Dans un deuxième temps, les expériences thermomécaniques sont réalisées avec une augmentation de température de 30°C à 170°C suivie d'une descente de 170°C à 30°C pour les trois types de composants « top », « bottom » et « PoP ». L'assemblage « PoP » se déforme plus que des composants individuels à cause de sa structure complexe, qui engendre des grandes contraintes à l'intérieur du « PoP ».

Dans un troisième temps, les modèles de composants « top », « bottom » et « PoP » sont réalisés dans les simulations afin de pouvoir analyser des assemblages avec des configurations ou des matériaux différents de ceux dont nous disposons expérimentalement. Les profils non-mesurables dans les expériences peuvent être retirés dans les simulations de ces modèles. Ces modèles sont validés par des résultats expérimentaux avec un écart inférieur à 10%. Le gauchissement de « PoP » est plus important que le composant individuel, ce qui correspond bien au résultat expérimental. Cette conclusion est valable pour les deux gauchissements non-accessibles par la mesure « PoP_ac2 » et « PoP_ac3 », ce qui signifie l'importance d'analyser le gauchissement thermique du « PoP » complet. En analysant les contraintes thermomécaniques, la zone critique est située dans les billes pour les trois types de composant. Nous trouvons la valeur de contrainte du « PoP » plus importante que celle du composant individuel. Les répartitions des contraintes thermomécaniques pour une partie du « PoP » (résine, puce et billes) sont également analysées. La zone critique est localisée dans l'interface substrat/billes. Le problème thermomécanique est aggravé par sa structure complexe, ce qui induit des gauchissements plus importants et des contraintes locales de niveau très élevé.

Etant donné que le gauchissement thermomécanique est important dans la période de conception, un modèle de prédiction est nécessaire. En considérant la complexité de construire un modèle par éléments finis, nous présentons un modèle analytique qui permet de calculer rapidement et facilement les déformations avec une précision suffisante afin de déterminer si la conception est appropriée et/ou comparer les différentes conceptions de l'assemblage « PoP ». Ce modèle est validé par les résultats expérimentaux. En plus, un logiciel CritiPoP est développé d'après notre modèle puis mis en ligne, qui permet de calculer le gauchissement du composant « PoP » d'après les paramètres géométriques et ceux des matériaux des clients.

En conclusion, une étude de comportement thermomécanique de nos composants est réalisée par des expériences, des simulations et un modèle analytique.

Chapitre IV Comportement hygromécanique des assemblages « PoP »

IV.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous nous intéressons aux phénomènes d'absorption de l'humidité dans nos composants. En effet, l'assemblage « PoP » est constitué en grande partie de composés polymères, connus pour leur capacité à absorber l'humidité. Deux phénomènes sont liés à cette pénétration d'humidité : l'absorption de l'humidité et le phénomène hygromécanique induit, c'est-à-dire, la déformation.

Après avoir rappelé quelques bases théoriques sur l'absorption d'humidité et le gauchissement hygromécanique, nous présentons une étude expérimentale, couplée à la simulation par éléments finis.

IV.1.1 Théorie de la diffusion

La diffusion est un mécanisme de transport passif très courant dans la nature. Il désigne le transport de matière, par mouvements moléculaires aléatoires, d'un point de forte concentration de matière vers un point de faible concentration de matière à l'intérieur d'un système [VEYR-07]. C'est le résultat d'un gradient de concentration qui tend à uniformiser la concentration à l'intérieur du système [TETE-03].

La plupart du temps, pour les milieux isotropes, le mécanisme de la diffusion moléculaire est modélisé par les lois de Fick, établies en 1855 par analogie avec la diffusion thermique responsable du transfert de chaleur par conduction [CRAN-75]. Les équations de Fick (en unidimensionnel) sont présentées.

La première loi de Fick s'exprime par :

$$F = -D \frac{\partial C}{\partial x} \quad (IV-1)$$

où F est le flux de l'espèce diffusante, C la concentration d'humidité, D le coefficient de diffusion qui est une caractéristique typique du matériau et de la température, x la coordonnée de l'espace normale à la section.

La première loi de Fick, qui est purement phénoménologique, appelle plusieurs remarques :

(1) les vecteurs F et le gradient de concentration sont de sens contraires ($D > 0$), ce qui signifie que le flux s'établit des régions de forte concentration vers les régions de plus faible concentration ;

(2) le flux de diffusion est proportionnel au gradient de concentration.

En appliquant la première équation de Fick à un volume élémentaire, avec un coefficient de diffusion D indépendant de x , Fick a établi sa deuxième loi [CRAN-75]. Dans le cas d'une diffusion unidimensionnelle, cette équation s'écrit :

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} \quad (IV-2)$$

La deuxième équation de Fick dans sa forme tridimensionnelle est utilisée afin de construire les modèles de simulation, qui vont être présentés dans la partie IV.3.

Pour que ces lois s'appliquent, il faut toutefois s'assurer que les conditions d'absorption sont bien fickiennes, c'est-à-dire que la valeur du coefficient de diffusion est constante et indépendante des concentrations. En plus, dans le cas des matériaux avec micro cavités, la longueur de diffusion doit être suffisamment grande par rapport à la surface en contact avec l'extérieur pour négliger le phénomène d'absorption de surface.

Pour l'utilisation pratique, la deuxième équation de Fick peut se transformer en une approximation numérique selon [ARDE-02] :

$$\frac{C_t - C_0}{C_{sat} - C_0} = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n+1} \exp(-At) \cos(Bx) \quad (IV-3)$$

où $A = D(2n+1)^2 \pi^2 / h^2$, $B = (2n+1)\pi / h$, C_{sat} la concentration saturée, et h l'épaisseur du composant.

La masse totale de l'humidité M_t qui a été absorbée dans le composant d'une épaisseur de $2l$ au temps t est donnée par :

$$M_t = \int_{-l}^l (C - C_0) dx \quad (IV-4)$$

En intégrant l'équation ci-dessus et en définissant M_∞ comme l'humidité dans l'échantillon après un temps infini jusqu'à l'équilibre, et en injectant ce résultat dans l'équation IV-3 on obtient l'expression suivante [WONG-03] :

$$\frac{M_t}{M_\infty} = 1 - \sum_{n=0}^{\infty} \frac{8}{(2n+1)^2 \pi^2} \exp(-At) \quad (IV-5)$$

L'équation correspondante pour les temps courts ($t \ll h^2 / D$) [VOGE-05], est :

$$\frac{M_t}{M_\infty} = 4 \left(\frac{Dt}{\pi h^2} \right)^{1/2} \quad (IV-6)$$

Cette équation est validée par des expériences pour des matériaux purs [VOGE-05]. Le but de notre étude est d'analyser les comportements hygroscopiques de l'assemblage « PoP » par la comparaison avec des composants individuels afin de connaître les effets de sa structure complexe. L'équation (IV-6) est utilisée afin de calculer le coefficient de diffusion du composant dans les expériences.

IV.1.2 Gauchissement hygromécanique

Le gauchissement hygromécanique est l'expansion d'un matériau dû à l'absorption d'humidité.

La dilatation par l'humidité a d'abord attiré l'attention des céramistes de la fin des années 1920 [PALM-31, MELL-37]. Les mécanismes de dilatation de la céramique lorsqu'elle est exposée à un environnement humide ont été présentés pour la première fois dans des années 1950 et sont basés sur la réduction de l'énergie de surface interne causée par la chimisorption de dissociation des molécules d'eau [SMIT-55, VAUG-62]. L'eau adsorbée sur la surface réduit son énergie de surface. Par conséquence, la compression interne augmente et le corps se dilate.

Le gonflement hygromécanique est proportionnel à la concentration en humidité :

$$\varepsilon = \beta C \quad (IV-7)$$

où ε est la déformation hygroscopique relative, β le coefficient variable de dilatation d'humidité (Coefficient of Moisture Expansion, CME), qui indique le gonflement dû à l'humidité de chaque matériau.

En raison d'inadéquation de CME entre les matériaux différents, une contrainte hygromécanique est induite. Le concept est analogue à l'inadéquation de CTE qui entraîne la contrainte thermomécanique comme présenté dans le chapitre III.

L'humidité produit une expansion de volume, qui impose des contraintes mécaniques sur les endroits les plus secs. L'assèchement des composants entraîne une contraction de volume ; l'intérieur du composant qui sèche le plus lentement résiste à cette contraction, pouvant conduire

à la fissure. Ce phénomène, déjà complexe pour un composant BGA, ou encore un élément « top » ou « bottom », se complique encore dans le cas de l'assemblage « PoP ». En effet la structure de l'assemblage « PoP » est plus complexe, la diffusion d'humidité et la répartition des contraintes hygromécaniques deviennent plus compliquées. Il est nécessaire d'étudier le comportement hygromécanique du « PoP ».

IV.1.3 Historique

L'encapsulation plastique présente l'avantage d'utiliser des boîtiers plus légers et moins chers. Il est clair que les boîtiers plastiques peuvent absorber beaucoup de vapeur condensée quand ils sont exposés à un milieu humide, cela peut arriver durant le processus de fabrication, et durant le stockage ou l'utilisation du produit fini.

La sensibilité à l'humidité de la surface plastique continue d'être une préoccupation de l'industrie des assemblages microélectroniques depuis qu'elle a été rapportée par Fukuzawa et al. à 1985 [FUKU-85]. Il y a eu une évolution de ce problème qui a permis une compréhension des mécanismes [STEI-87, LIN-87, KITA-88], des impacts sur la fiabilité des composants [MOOR-92, SHOO-93], et conduit à des recommandations pour les secteurs des transports [POPE-88], et des améliorations de la conception et des matériaux [CHEN-94, UMEH-95].

L'humidité peut être à l'origine de nombreuses défaillances en microélectronique. Les défaillances causées par l'humidité dans des assemblages plastiques sont l'un des mécanismes de défaillance les plus importants dans le domaine microélectronique [ALPE-08, TEE-03]. Ces défaillances, comme le « popcorn » [WONG-98], la délamination et la déformation excessive, sont motivées par l'inadéquation des propriétés des différents matériaux (tels que le CTE), le gonflement hygromécanique, l'expansion induite par la pression de la vapeur, et la dégradation de la solidité interfaciale causés par l'absorption d'humidité des matériaux polymères.

L'absorption d'humidité peut provoquer ces défaillances par deux mécanismes : d'une part, au cours de la refusion ou lors des variations thermiques, la vapeur se dilate ; d'autre part, un gonflement hygroscopique entraîne des contraintes au niveau des interfaces. En outre, le gonflement hygroscopique peut induire des gauchissements dans les assemblages des microcircuits complexes [CHIE-06]. Cette déformation induite par l'humidité est superposée à celle due à l'inadéquation des CTE, que nous avons étudiée dans le chapitre III, et conduit à des problèmes d'intégrité du joint de brasure.

Ces problèmes sont amplifiés lorsque les composants sont superposés verticalement, comme cela se fait dans les assemblages « PoP ». Ainsi, les gauchissements des boîtiers peuvent devenir un problème majeur sur le rendement de la production. Par conséquent, il est nécessaire d'évaluer et de prévoir l'ampleur de la diffusion d'humidité et le gauchissement hygromécanique

afin d'améliorer la fiabilité des produits « PoP ». Donc, nous avons besoin d'analyser l'effet de l'humidité dans les assemblages « PoP ». Dans ces études, deux points : l'absorption de l'eau et le gauchissement hygromécanique sont pris en compte.

Kitano et al. [KITA-88] a montré que les fissures du boîtier ne dépendent pas de la masse d'eau absolue, mais plutôt de la concentration d'humidité locale à l'interface critique. Des simulations hygroscopiques et hygromécaniques en 3D par éléments finis sont réalisées afin d'étudier les zones critiques à l'intérieur de l'assemblage « PoP ».

Dans nos études, les diffusions de l'humidité et les gauchissements hygromécaniques de trois types de composants sont analysés par expériences et simulation.

IV.2 Etude expérimentale

Tout d'abord, l'absorption d'humidité sera évaluée de façon macroscopique par étude des variations de masse de nos composants « Top », « Bottom » et « PoP » sous atmosphère humide. Ensuite, les gauchissements hygromécaniques seront mesurés par profilométrie optique.

IV.2.1 Technique d'analyse

La technique TGA (Thermal Gravity Analyser) est généralement utilisée pour mesurer la masse des échantillons sous humidité comme l'illustre la *Figure IV - 1*, et la technique TMA (Thermo-Mechanical Analyser) pour mesurer la déformation hygromécanique correspondante. Ainsi, la technique combinée TMA/TGA est largement utilisée pour analyser les réactions par rapport à l'humidité des matériaux purs [KIM-07, LIN-03, THE-04, ZHOU-08]. La variation des dimensions de l'échantillon avec le temps pourrait être obtenue en analysant des résultats TMA. La variation de poids de l'échantillon en fonction du temps pourrait être obtenue par des résultats TGA. En combinant les résultats TMA et TGA c'est-à-dire en combinant le changement de dimension par rapport au changement de poids, le CME peut être obtenu par la pente de la courbe [ONG-09].

Ces techniques sont très performantes dans le cas de matériau pur. Mais ce n'est pas une tâche facile d'obtenir exactement les mêmes matériaux que ceux utilisés dans les composants à analyser. Dans un assemblage complexe, deux autres phénomènes sont à considérer pour la diffusion d'humidité :

- D'une part la taille et la forme des surfaces extérieures en contact avec le milieu humide ;
- D'autre part les interfaces intérieures entre matériaux différents.

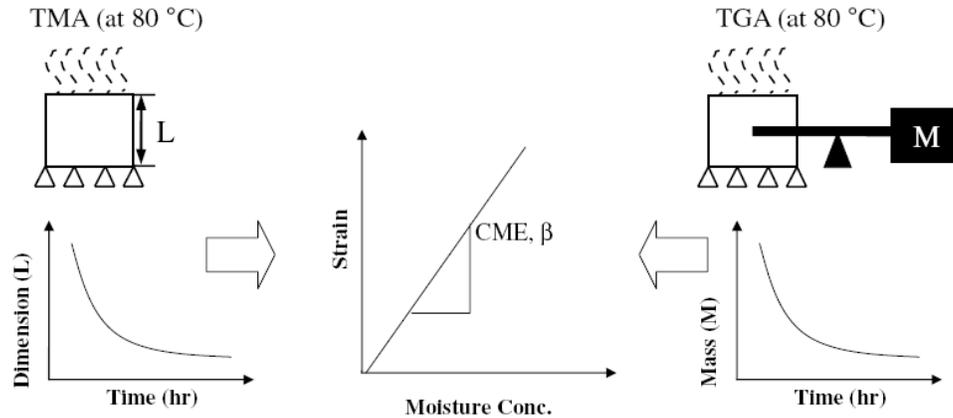


Figure IV - 1 : Techniques TMA et TGA [KIM-07]

La structure du composant n'est pas un facteur négligeable. Ainsi, la technique TMA/TGA n'est pas très appropriée pour déterminer le gauchissement induit par l'humidité dans un circuit complexe. Une nouvelle méthode expérimentale pour évaluer la déformation induite par l'humidité est utilisée dans nos études.

IV.2.2 Evaluation de l'absorption d'humidité par pesée

La reprise d'humidité est faite sur trois types de composants : « Top », « Bottom » et « PoP » dans des situations différentes, comme le montre le *Tableau IV - 1*. Onze composants sont pris pour chaque manipulation. Nous obtenons ainsi des résultats sur des composants individuels à deux températures différentes et deux situations d'humidité différentes, ainsi que les résultats sur trois types de composants à 85°C 85%RH.

Manipulation	Condition	Composants
1	60°C 85%RH	11 top + 11 bottom
2	85°C 60%RH	11 top + 11 bottom
3	60°C 85%RH	11 top + 11 bottom
4	85°C 85%RH	11 PoP
5	85°C 85%RH	11 top + 11 bottom

Tableau IV - 1 : Nombre des composants dans chaque manipulation

Une étuve DV60C de marque SECASI (*Figure IV - 2*) avec une précision d'humidité de $\pm 5\%RH$ et une précision de température $\pm 0,5^\circ C$, est utilisée pour fournir des environnements stables : 60°C 85%RH, 85°C 85%RH, 85°C 60%RH.

Pour chaque évaluation de l'absorption d'humidité, les composants sont mis dans l'étuve, et nous avons sorti et pesé les composants avec une balance de précision 0,01mg (*Figure IV - 2*), à intervalles réguliers.



(a) *Etuve DV60C*



(b) *Balance*

Figure IV - 2 : Appareils utilisée dans les manipulations d'humidité

IV.2.3 Mesure du gauchissement

Les mesures des gauchissements hygromécaniques sont faites sur trois types composants : « Top », « Bottom » et « PoP » à 85°C 85%RH, comme le montre le *Tableau IV - 2*.

Manipulation	Condition	Composants
1	60°C85%RH	11 top + 11 bottom
2	85°C85%RH	11 PoP
3	85°C85%RH	11 top + 11 bottom

Tableau IV - 2 : Nombre de composants dans chaque manipulation

Comme expliqué au paragraphe précédent, la masse des composants est mesurée avant chaque mesure de gauchissement au profilomètre, permettant d'établir la corrélation entre la quantité d'eau absorbée et la déformation.

Le profilomètre présenté dans chapitre II est utilisé pour mesurer les gauchissements hygromécaniques.

Deux diagonales de chaque composant sont mesurées, comme le montre la *Figure III - 13*. Afin d'analyser les gauchissements hygromécaniques, les résultats de profils sont traités de la même façon que les gauchissements thermiques comme expliqué dans le paragraphe III.3.1.1.

Ensuite, le gauchissement est défini positif si le composant prend la forme concave, et négatif, si le composant prend la forme convexe (*Figure III - 3*).

IV.3 Simulation numérique

IV.3.1 Diffusion d'humidité

A la température et la pression de la phase de pré-conditionnement de l'humidité, le processus de diffusion peut être décrit par l'équation de la diffusion d'humidité [TEE-04] dans sa forme tridimensionnelle :

$$\frac{\delta C}{\delta t} = D_x \frac{\delta^2 C}{\delta x^2} + D_y \frac{\delta^2 C}{\delta y^2} + D_z \frac{\delta^2 C}{\delta z^2} \quad (IV-8)$$

Cependant, sauf pour la géométrie la plus simple, il n'est pas possible de résoudre analytiquement cette équation différentielle partielle. La capacité d'analyser la diffusion thermique par des éléments finis dans les logiciels commerciaux peut être utilisée pour résoudre l'équation de Fick. Le logiciel de simulation par éléments finis ANSYS® utilisé ne peut pas être employé directement pour la modélisation de la diffusion d'humidité dans les assemblages des multi-matériaux, alors que ce logiciel a la capacité de modéliser la diffusion de la chaleur dans les assemblages. Mais la diffusion transitoire d'humidité a les mêmes équations différentielles que la diffusion de la chaleur [VANG-07], c'est pourquoi l'analogie thermique peut être adaptée au modèle de la diffusion d'humidité.

Néanmoins, la concentration d'humidité à l'interface des matériaux est discontinue, ce qui devient incohérent pour la méthodologie des éléments finis. Une variable nouvelle w (taux d'humidité) est utilisée pour résoudre ce problème, ceci peut garantir la continuité de la concentration d'humidité traversant les interfaces des différents matériaux [VANG-07].

$$w = C/C_{sat} \text{ avec } 0 \leq w \leq 1 \quad (IV-9)$$

Avec $w=0$ pour les matériaux secs, et $w=1$ lorsque le matériau est saturé d'humidité [WONG-98].

Alors l'équation (IV-8) devient :

$$\frac{\delta w}{\delta t} = D_x \frac{\delta^2 w}{\delta x^2} + D_y \frac{\delta^2 w}{\delta y^2} + D_z \frac{\delta^2 w}{\delta z^2} \quad (IV-10)$$

L'équation de la diffusion de la chaleur calculée dans ANSYS est la suivante :

$$\rho.c \left(\frac{\delta T}{\delta t} + v_x \frac{\delta T}{\delta x} + v_y \frac{\delta T}{\delta y} + v_z \frac{\delta T}{\delta z} \right) = \dot{q} + k_x \frac{\delta^2 T}{\delta x^2} + k_y \frac{\delta^2 T}{\delta y^2} + k_z \frac{\delta^2 T}{\delta z^2} \quad (IV-11)$$

où T est la température, ρ la densité, c la chaleur spécifique, \vec{v} le vecteur vitesse du transport de masse, \dot{q} le taux de génération de chaleur par unité de volume et k_i la conductivité thermique selon la direction i .

L'équation (IV-11) est analogue à l'équation (IV-10), si les valeurs des variables sont prises comme suit :

- $\rho = 1$;
- $c = C_{sat}$ (concentration d'humidité saturée) ;
- $\vec{v} = \vec{0}$;
- $\dot{q} = 0$;
- Température T est considérée comme w avec $w = C/C_{sat}$;
- Conductivité thermique $k = D * C_{sat}$.

En résumé, les caractéristiques de modélisation thermique du logiciel ANSYS® ont été adaptées pour l'analyse de la diffusion d'humidité par l'analogie des paramètres comme illustrés dans le *Tableau IV - 3* [LAM-07].

Paramètre	Variable	Densité	Conductivité	Chaleur spécifique
Diffusion thermique	T	ρ	k	c
Diffusion d'humidité	w	1	$D * C_{sat}$	C_{sat}

Tableau IV - 3 : Analogie entre le modèle thermique et celui de la diffusion d'humidité

Matériau	D (m ² /s)	C _{sat} (kg/m ³)	CME (m ³ / kg)
Résine	1,25x10 ⁻¹²	2,62	6,211x10 ⁻⁴
Substrat	2,13x10 ⁻¹²	7,5	4x10 ⁻⁴
Colle	12,5x10 ⁻¹²	6,2	5,2x10 ⁻⁴

Tableau IV - 4 : Propriétés d'humidité des matériaux utilisés dans la simulation par éléments finis [KIM-06, TEE-04]

Un modèle 3D des éléments finis du composant est généré et maillé avec l'élément SOLID70. Les valeurs des paramètres de l'humidité ont été prises dans la bibliographie (*Tableau IV - 4*).

Dans les simulations, la condition initiale est $w=0$ pour tout le boîtier, et la condition aux limites est $w=1$ au niveau des interfaces extérieures qui sont exposées à l'humidité ambiante. Les puces, le cuivre, et les joints de brasure sont considérés imperméables à l'humidité [TEE-03]. Leur constante de diffusion et leur concentration en humidité sont nulles.

IV.3.2 Modèle hygromécanique

Les résultats des simulations de la diffusion d'humidité sont utilisés comme des charges pour la simulation hygromécanique afin de calculer la déformation des assemblages.

La géométrie est la même que celle du modèle de la diffusion d'humidité.

De même que précédemment, le logiciel ANSYS ne peut pas être employé directement pour le calcul des déformations hygromécaniques. Une méthodologie similaire à celle employée précédemment permet de construire le modèle hygromécanique.

Paramètre	Variable	Module d'élasticité	Coefficient de Poisson	CTE
Thermomechanique	T	E	ν	α
Hygromechanique	w	E	ν	$\beta^* C_{sat}$

Tableau IV - 5 : Correspondance entre le modèle hygromécanique et le modèle thermomécanique [KIM-06]

Matériau	Résine	Substrat	Colle	Puce	Cu
Module d'élasticité (GPa)	15,5	26	4,41	170	128,9
Coefficient de Poisson	0,25	0,42	0,4	0,28	0,34
CME (m ³ / kg)	$6,211 \times 10^{-4}$	4×10^{-4}	$5,2 \times 10^{-4}$	0	0

Tableau IV - 6 : Propriétés des matériaux utilisés dans la simulation par éléments finis [KIM-06]

L'inadéquation de CME en raison des matériaux différents des assemblages « PoP » conduit aux contraintes hygromécaniques. Ce phénomène est analogue à celui de l'inadéquation de CTE (coefficient de dilatation thermique) et les contraintes thermomécaniques qui sont plus connues. Ainsi, une analogie entre l'effet thermomécanique et le phénomène hygromécanique a été développée [WONG-98] : la modélisation hygromécanique peut être effectuée en utilisant la modélisation thermomécanique dans ANSYS® comme illustré dans le *Tableau IV - 5*. Les paramètres utilisés sont donnés dans le *Tableau IV - 6*.

IV.4 Analyses des résultats

IV.4.1 Diffusion d'humidité

Les résultats d'absorption d'humidité de trois composants à 85°C/85%RH sont illustrés dans la *Figure IV - 3*.

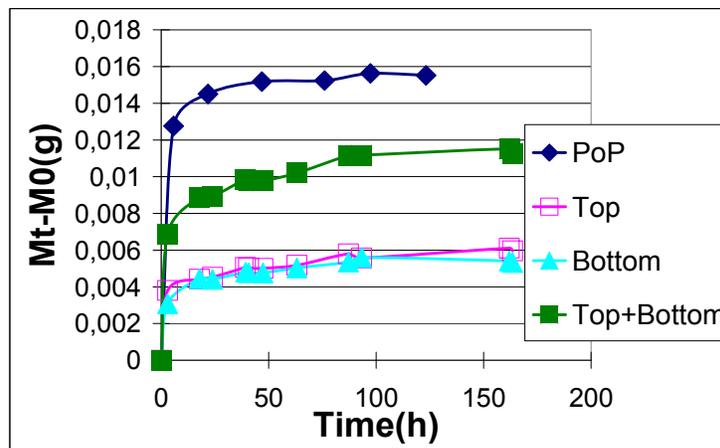


Figure IV - 3 : Prise d'humidité à 85°C/85%RH

On observe que l'assemblage « PoP » absorbe plus d'humidité que les composants individuels. En outre, l'absorption de l'humidité de l'assemblage « PoP » est plus importante que la somme d'absorption d'humidité de deux composants « top » et « bottom » (*Figure IV - 3*).

Comme physiquement, l'assemblage « PoP » a exactement la même structure géométrique et les mêmes matériaux que les deux composants individuels « top » et « bottom », on a supposé que l'assemblage « PoP » pouvait absorber une quantité d'humidité similaire à la somme des « top » et « bottom » dans les mêmes conditions expérimentales. Néanmoins, l'assemblage « PoP » absorbe 30% de plus d'humidité. On suppose donc que l'humidité entre, puis est stockée

dans l'espace entre le « top » et le « bottom » (Figure IV - 4). Elle a ainsi été mesurée également par la balance, même si elle n'a pas été absorbée directement par l'assemblage.

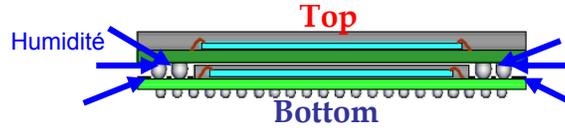


Figure IV - 4 : Humidité stockée dans l'assemblage « PoP »

Les résultats d'absorption d'humidité du « top » à des températures et des situations d'humidité différentes sont illustrés dans la Figure IV - 5. Il apparaît que les composants à la température plus élevée (85°C) et à un taux plus élevé (85%RH) absorbent plus d'humidité. Pour préciser ces résultats afin de comparer les vitesses d'absorption, les coefficients de diffusion sont calculés d'après l'équation (IV-6). Les valeurs maximales d'absorption d'humidité mesurée, utilisées pour ces calculs, sont également listées dans le Tableau IV - 7.

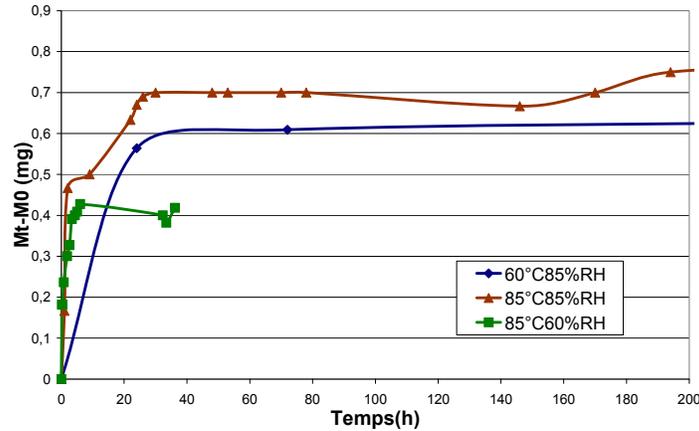


Figure IV - 5 : Absorption d'humidité du « top »

Situation	Absorption d'humidité Max (mg)	Coefficient de diffusion ($\mu\text{m}^2/\text{s}$)
60°C85%RH	0,61	4,5
85°C85%RH	0,70	7,4
85°C60%RH	0,43	7,1

Tableau IV - 7 : Résultats des expériences d'humidité du « top »

Après analyse du *Tableau IV - 7*, les composants « top » à la température de 85°C absorbent 15% d’humidité de plus qu’à 60°C. En comparant les coefficients de diffusion, on observe qu’ils absorbent l’humidité plus rapidement à une température plus élevée (64% plus vite).

Les composants absorbent 63% de plus à 85%RH qu’à 60%RH à la même température. Evidemment, le niveau d’humidité affecte beaucoup l’absorption d’humidité maximum. Cependant la différence de niveau d’humidité n’a pas grande influence sur les coefficients de diffusion (4% de différence).

La vitesse de la diffusion d'humidité entrant et sortant du boîtier est déterminée par la température de l'environnement dans lequel le boîtier est placé. La masse de l’humidité saturée dépend principalement de l'humidité relative de l'environnement, et faiblement de la température [LIN-87].

Les mêmes conclusions peuvent être tirées sur les composants « bottom » d’après les *Figure IV - 6* et le *Tableau IV - 8*.

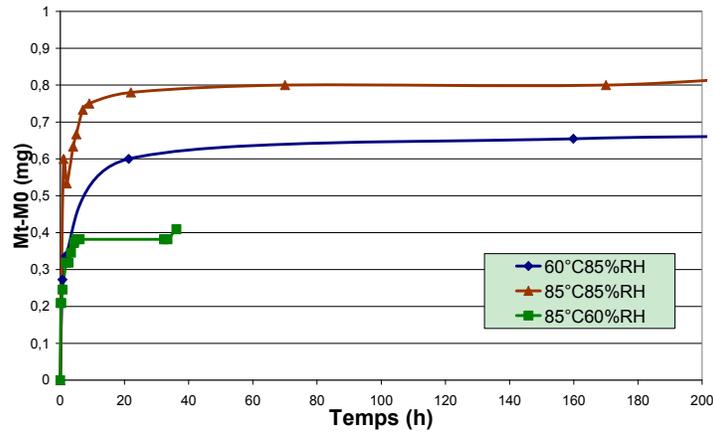


Figure IV - 6 : Absorption d’humidité du «bottom »

Situation	Absorption d’humidité	Coefficient de diffusion ($\mu\text{m}^2/\text{s}$)
	Max (mg)	
60°C85%RH	0,65	3,5
85°C85%RH	0,80	5,5
85°C60%RH	0,41	5,1

Tableau IV - 8 : Résultats des expériences d’humidité du « bottom »

IV.4.2 Gauchissements hygromécaniques

Les composants « top » et « bottom » se déforment de façon concave dans les premières 24 heures avec l'absorption d'humidité dans deux conditions expérimentales différentes (60°C85% et 85°C85%RH).

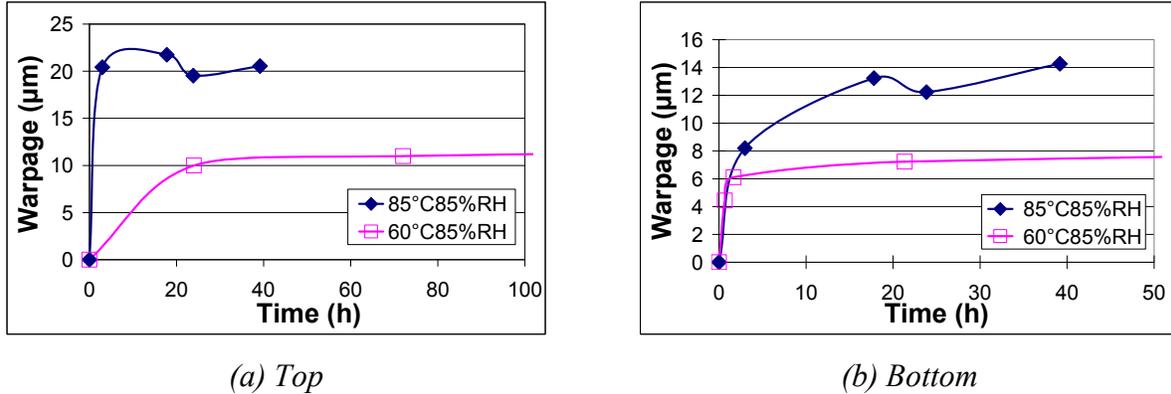


Figure IV - 7 : Gauchissements dans deux températures différentes

Les gauchissements hygroscopiques pour les deux composants « top » et « bottom » à la température de 85°C sont plus grands que ceux à 60°C (Figure IV - 7). L'augmentation relative entre ces deux températures est de 80% pour le « top » et 70% pour le « bottom ». Comme la température plus élevée induit une déformation thermique plus importante qui s'ajoute au gauchissement hygroscopique (même direction de déformation), et active plus de vapeur d'eau et de contraintes dans le composant, la température affecte le gauchissement de manière significative. En outre, le composant absorbe l'humidité plus rapidement à une température plus élevée comme expliqué dans le paragraphe (IV.4.1).

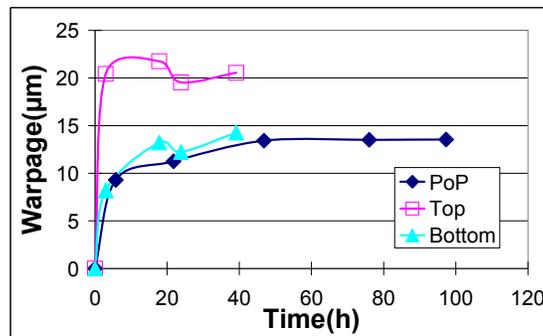


Figure IV - 8 : Gauchissement hygromécanique à 85°C85%

Un phénomène intéressant est trouvé. La déformation de l'assemblage « PoP » (*Figure IV - 8*) est inférieure au composant individuel (« top » ou « bottom »), même si l'assemblage « PoP » absorbe beaucoup plus d'humidité. Lorsque davantage d'humidité est absorbée dans le composant, plus de vapeur et plus de pression sont produites, ce qui pourrait entraîner un gauchissement plus important. Néanmoins, la structure de l'assemblage « PoP » est beaucoup plus complexe que celle des composants individuels. D'autre part, une partie d'humidité qui est piégée entre le « top » et le « bottom » dans l'assemblage « PoP » ne contribue pas à la déformation hygroscopique.

Afin d'analyser et de comparer les résultats plus clairement, les valeurs de la déformation après 24 heures $Déf_{24}$, de la déformation maximale $Déf_{max}$, et le rapport entre $Déf_{24}$ et $Déf_{max}$ (exprimé en pourcentage) sont donnés dans le *Tableau IV - 9*. On a rapporté également dans ce tableau l'augmentation des masses correspondantes, après 24 heures M_{24} , et maximale M_{max} , ainsi que le rapport entre M_{24} et M_{max} (exprimé en pourcentage).

	$Déf_{24}$ (μm)	$Déf_{max}$ (μm)	$Déf_{24} / Déf_{max}$ (%)	M_{24} (mg)	M_{max} (mg)	M_{24} / M_{max} (%)
Top (60°C85%)	9,99	11,7	85,4%	0,52	0,61	85,2%
Bottom (60°C85%)	7,23	8,37	86,4%	0,59	0,65	90,8%
Top (85°C85%)	19,54	20,54	95,1%	0,6	0,7	85,7%
Bottom (85°C85%)	12,23	14,27	85,7%	0,75	0,8	93,8%
PoP (85°C85%)	11,25	13,54	83,1%	1,24	1,35	91,9%

Tableau IV - 9 : Déformation et augmentation de la masse

Il semble que, pour tous les composants de chaque type, près de 85% de la déformation totale se produise pendant les 24 premières heures. Dans ce même temps, l'absorption d'humidité atteint elle aussi 85% de sa valeur maximale. Ensuite, les composants continuent de se déformer très lentement dans la même direction.

Les modèles de simulation dans ANSYS® sont validés par des résultats expérimentaux. La valeur de déformation du composant « top » à 85°C85% est de 25 μm . C'est en bon accord avec les résultats des expériences (déformation concave de 20,54 μm), comme illustré dans la *Figure IV - 9*.

Le modèle du « bottom » est également validé par des résultats expérimentaux (14,3 μm). L'écart entre le résultat de simulation (*Figure IV - 9*) et celui de l'expérience est 6,3% pour le « bottom ».

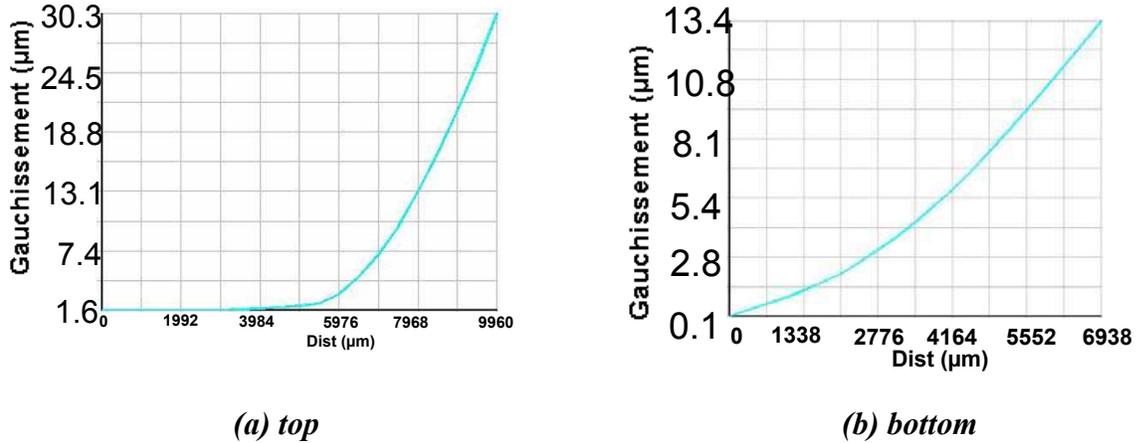


Figure IV - 9 : Gauchissements hygromécaniques des composants individuels

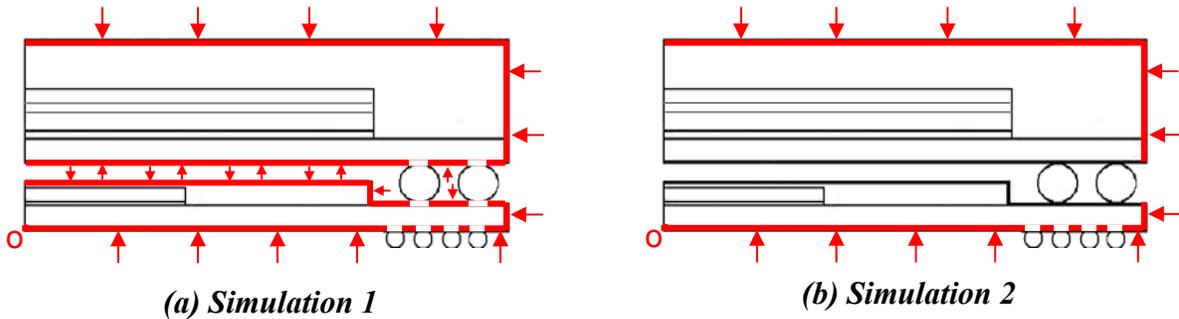


Figure IV - 10 : Simulation de l'assemblage « PoP »

Dès que l'assemblage « PoP » est placé dans l'étuve, l'humidité s'accumule sur l'extérieur de l'assemblage. L'eau diffuse également dans l'espace entre le « top » et le « bottom » du « PoP ». Deux simulations sont réalisées afin d'étudier cette diffusion comme illustré dans la *Figure IV - 10*. Dans la première simulation, les surfaces entre les parties « top » et « bottom » du « PoP » sont considérées entièrement mouillées, c'est-à-dire que la concentration en eau est arrivée à saturation. Ces surfaces sont considérées sèches dans la deuxième simulation.

La *Figure IV - 11* présente, avec une échelle de 0 à 1, la concentration relative d'humidité après un stockage à 85°C/85%RH pendant 100 heures. En analysant les résultats on observe que, dans la première simulation l'eau diffuse de l'extérieur des parties « top » et « bottom » du

« PoP » vers l'intérieur. Dans la deuxième simulation, la concentration en humidité dans la résine de la partie « top » est faible, dès qu'on considère qu'il n'y pas d'eau dans l'espace entre les parties « top » et « bottom » du « PoP ».

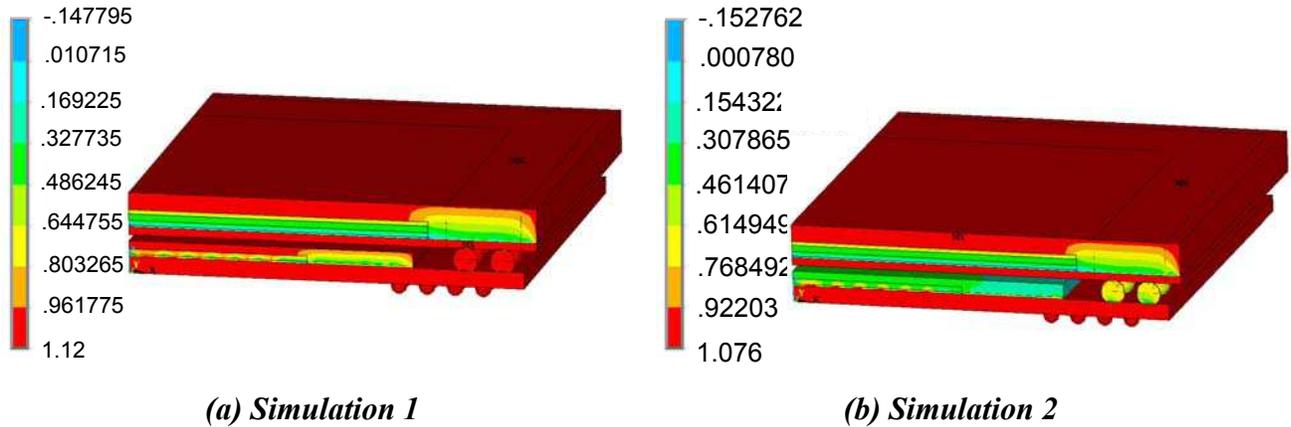


Figure IV - 11 : Simulations de la diffusion d'humidité relative dans l'assemblage « PoP »

En comparant les résultats expérimentaux ($13,5\mu\text{m}$) aux résultats de simulation (Figure IV - 12), on constate que l'écart entre les résultats obtenus avec la première simulation et les résultats d'expérience du « PoP » est de 1,5% alors que l'écart entre les résultats expérimentaux et ceux de la deuxième simulation est de 26,7%.

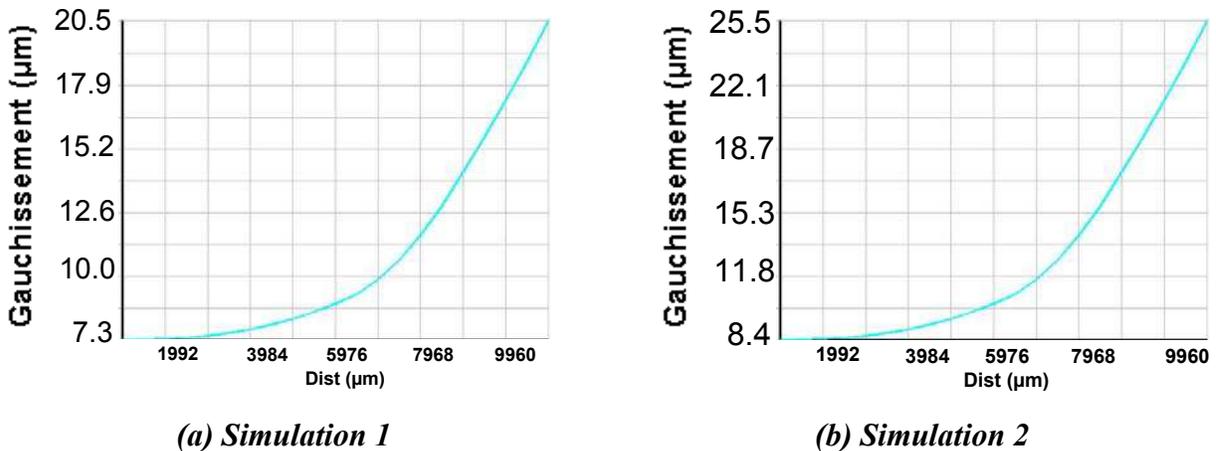


Figure IV - 12 : Résultat de simulation de l'assemblage « PoP »

Comme la première simulation correspond mieux aux résultats expérimentaux, cela signifie que les espaces entre les billes de la partie « top » du « PoP » sont suffisants pour la diffusion de l'eau.

Ensuite, avec ces modèles validés, les contraintes mécaniques à l'intérieur des composants sont analysées. Dans les composants individuels, les fortes contraintes sont dans les puces, et la zone critique est l'interface substrat/billes comme illustré dans la *Figure IV - 13*. Il faut noter que les contraintes du « bottom » sont plus élevées que celles du « top ».

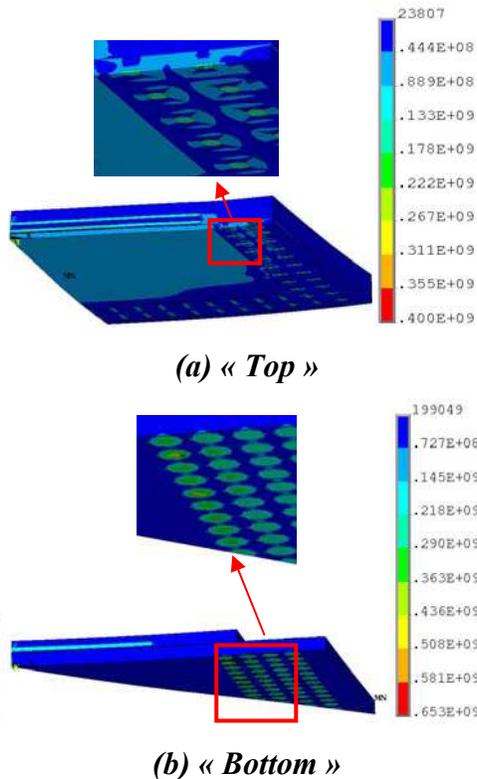


Figure IV - 13 : Contraintes hygromécaniques des composants individuels (unité : Pa)

La même conclusion peut être tirée dans les résultats du « PoP » (*Figure IV - 14*). Les contraintes à l'extérieur du « PoP » sont relativement faibles. Les contraintes importantes se situent autour des puces, qui ont un module d'élasticité élevé, et n'absorbent pas l'humidité.

Le niveau de contrainte à l'intérieur du « PoP » est moins élevé que dans le « top » et dans le « bottom », ce qui peut s'expliquer par le facteur de forme hauteur/diamètre du « PoP », qui permet une répartition de la déformation hygrosopique sur une distance verticale plus importante, minimisant ainsi la contrainte générée (le « PoP » est dans ce cas assimilé à une seule structure). Le même effet s'observe d'ailleurs en comparant entre eux les boîtiers « top » et « bottom » : le plus épais est le moins contraint.

Pour le PoP, la zone critique se situe également à l'interface substrat/billes du « bottom » (*Figure IV - 15*).

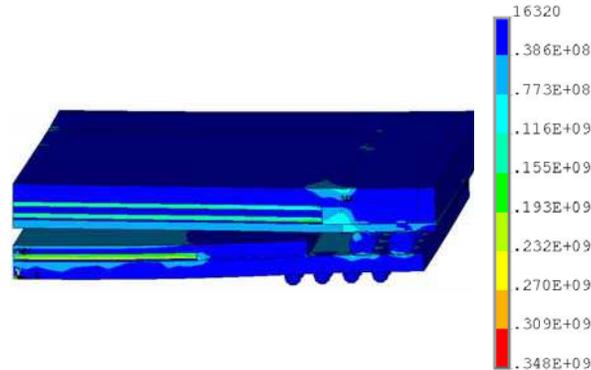


Figure IV - 14 : Contraintes hygromécaniques du « PoP » (unité : Pa)

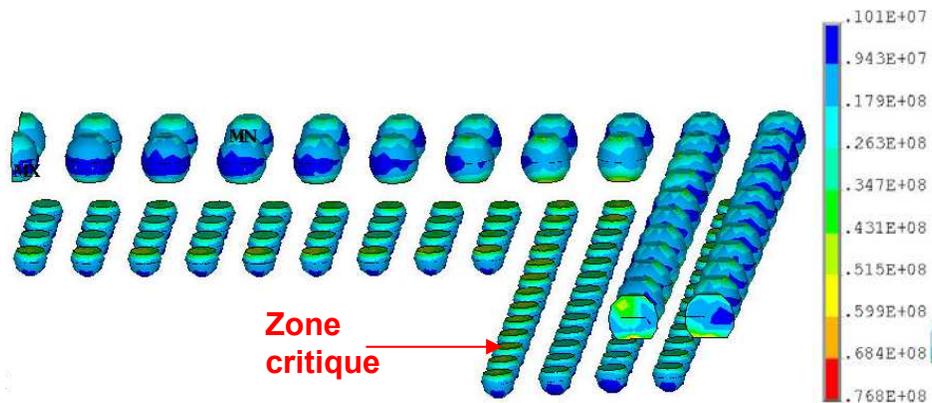


Figure IV - 15 : Contraintes hygromécaniques dans les billes du « PoP » (unité : Pa)

IV.5 Conclusion

Nous présentons l'étude de nos composants sous atmosphère humide, qui inclut deux phénomènes : l'absorption d'humidité et le gauchissement hygromécanique.

Dans un premier temps, après avoir succinctement rappelé les bases théoriques et les résultats bibliographiques importants, les résultats des tests réalisés sur trois types de composant (« top », « bottom » et « PoP ») à des couples (température/humidité) différents, sont présentés afin de récupérer les valeurs de la masse d'humidité absorbée et du gauchissement hygromécanique induit. Ensuite, les simulations hygroscopiques et hygromécaniques par éléments finis sont faites par la méthode d'analogie aux phénomènes thermique et thermomécanique afin de nous permettre d'analyser les zones critiques dans nos composants. Les modèles de simulations sont validés par comparaison des gauchissements hygromécaniques avec les expériences.

En analysant les résultats expérimentaux, on voit que les composants absorbent l'humidité principalement pendant les 24 premières heures. Les composants absorbent plus d'humidité et

plus vite à une température plus élevée ou avec un taux d'humidité plus important. En outre, la vitesse de la diffusion d'humidité est plutôt déterminée par la température que par l'humidité relative de l'environnement, et la masse de l'humidité saturée dépend principalement du taux d'humidité, et légèrement de la température. Les gauchissements hygromécaniques des composants sont également supérieurs à une température plus importante.

L'assemblage « PoP » absorbe plus d'humidité que la somme d'absorption d'humidité de deux composants individuels (« top » et « bottom ») dans de mêmes conditions, mais son gauchissement hygromécanique est inférieur à celui d'un composant individuel. L'excès est stocké dans l'espace entre le « top » et le « bottom », et cette humidité ne participe pas à la déformation hygroscopique, comme le confirme la simulation.

La répartition de contrainte à l'intérieur des composants montre que les zones critiques se situent à l'interface substrat/billes. Dès lors que l'assemblage « PoP » est plus épais que les composants individuels, ses contraintes hygromécanique sont moins élevées.

Un mécanisme lié à l'absorption de l'humidité est la délamination qui peut se propager à l'interface des composants. Notre simulation permet de déterminer les endroits critiques. La vérification expérimentale dépasse le cadre de cette étude qui est centrée sur le problème de l'assemblage tridimensionnel.

Conclusion de la partie B

Dans le boîtier BGA, la déformation est principalement attribuable à l'inadéquation de CME ou CTE des matériaux. D'une part, comme étudié dans le chapitre III, les déformations thermomécaniques des trois types de composants (« top », « bottom » et « PoP ») sont étudiés (*Figure III - 16*). D'autre part, les gauchissements hygromécaniques sont aussi analysés dans le chapitre IV. Les résultats expérimentaux sont illustrés dans le *Tableau B - 1*.

Mécanisme	Condition	Type de composant		
		top	bottom	PoP
Thermomécanique	90°C	15,7	27,1	40,0
Hygromécanique	85°C85%	20,6	14,3	13,5

Tableau B - 1: Déformations thermomécanique et hygromécanique (unité : μm)

Le gauchissement hygromécanique est plus ou moins du même ordre d'amplitude que la déformation thermomécanique. Cela signifie que les effets de l'humidité doivent être envisagés et l'analyse des déformations hygroscopiques ne peut pas être évitée. En outre, tous les composants se déforment de façon concave. Ainsi, les déformations thermiques et hygroscopiques sont dans la même direction, ce qui signifie qu'une déformation va se superposer à l'autre. Autrement dit, l'effet hygroscopique se cumulant avec l'effet thermique, aggrave le risque de défaillance. Comme l'assemblage « PoP » a une construction relativement complexe entraînant une répartition de la force difficile à prévoir, cette accumulation de deux types de gauchissement intensifie encore la contrainte à l'intérieur du « PoP ».

Partie C. Essais de vieillissement accéléré

Après avoir étudié les comportements précédant l'assemblage, cette partie est consacrée aux analyses des comportements mécanique et électronique de l'assemblage « PoP » dans la carte assemblée.

Le comportement de la fiabilité d'un matériau ou d'une structure peut être étudié par rapport à son profil de mission par l'accélération du mécanisme de défaillance. Les essais accélérés sont utilisés en laboratoire pour reproduire un endommagement cumulé similaire à celui observé en opération dans une période de temps plus réduite. Il y a plusieurs façons d'accélérer un mécanisme cyclique de défaillance, soit par l'augmentation du niveau de la contrainte (température, courant, humidité), soit par l'augmentation de la fréquence de l'application de la contrainte ou encore par la combinaison des deux.

Dans nos études, les cycles thermiques sont réalisés pour analyser les contraintes thermomécaniques dans l'assemblage « PoP ». De plus, l'effet thermique et l'effet électrothermique sont aussi étudiés par l'augmentation du niveau de la température et du courant. Ces deux études sont réalisées par expériences et simulation.

Chapitre V Cycles thermiques

V.1 Introduction

Une des principales sources de défaillance des systèmes électroniques se situe au niveau des assemblages des composants sur les PCBs. Cette liaison est réalisée par des joints brasés qui assurent la connexion mécanique du composant sur la carte ainsi que les connexions électriques dans l'assemblage « PoP ». Pendant la durée de vie de l'assemblage, des dégradations localisées dans les joints brasés peuvent apparaître. Elles sont caractérisées par l'amorçage et la propagation de fissures conduisant finalement à la défaillance par rupture de contact [DELE-03]. La rupture d'un seul de ces joints provoque la défaillance au niveau de la fonction assurée par le composant concerné. Ce mode de dégradation, couramment observé (*Figure V - 1*) [WANG-07, TSAI-04, DELE-03], est reproductible à l'aide de tests de vieillissement accéléré par cycles thermiques.

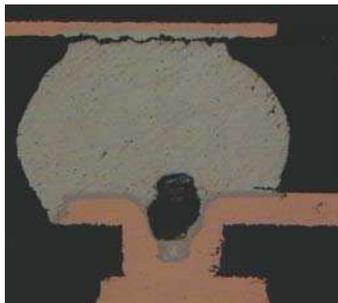


Figure V - 1 : Fissure dans un joint de brasure

Les essais accélérés de contraintes thermomécaniques sont réalisés en appliquant un cycle de variation de température. Cette catégorie d'essais accélérés est très importante, puisque la fatigue due à la variation thermique est la cause majeure de défaillances de joints de brasure de

composants électroniques assemblés. Quand le nombre de cycles thermiques augmente, les déformations, liées aux contraintes de cisaillement dans la bille, se concentrent dans deux régions situées au voisinage immédiat des interfaces bille/substrat (B/S) et bille/PCB (B/PCB) [SREE-04]. La propagation de ces déformations entraîne l'apparition de bandes de déformation plastique, d'épaisseurs limitées, qui croissent parallèlement aux interfaces B/S et B/PCB suivant la direction de cisaillement maximum. Ces bandes sont créées sur une face libre de la bille, en un point où il existe une concentration de contraintes principales. Enfin, quand la contrainte dans les bandes de déformation est supérieure à la contrainte de rupture de la bille, des fissures sont générées dans ces zones entraînant la rupture catastrophique du joint [REZA-00].

Les fissures, qui apparaissent après un certain nombre de cycles thermiques, dépendent de plusieurs facteurs, principalement des différences de CTE entre le substrat, la puce et la résine, et de la taille de boîtier [SREE-04]. Etant donné que l'assemblage « PoP » a une structure complexe et que le composant « top » est assemblé sur le « bottom », il y a deux fois plus de zones à risques. De plus, la répartition des contraintes mécaniques est très compliquée sous les effets de cycles thermiques.

Dans ce chapitre, une étude expérimentale de vieillissement par cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$ est tout d'abord réalisée suivie par une analyse par simulation par éléments finis.

V.2 Etude expérimentale

V.2.1 Véhicules et conditions de tests

Nous avons effectué un vieillissement par cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$ sur les échantillons. L'étuve DV60C (*Figure II - 16*) qui est présentée dans le chapitre II est utilisée pour fournir des cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$. Le temps de palier est de 15 minutes et la pente de température de $7,5^{\circ}\text{C}$ par minute (*Figure V - 2*). En considérant le temps pour la stabilisation de la température, chaque cycle dure donc 84 minutes.

Un détecteur d'événement « STD256 Event Detector » fabriqué par Analysis Tech (*Figure V - 3*) est utilisé pour surveiller les composants. Le détecteur STD256 est conçu spécifiquement pour les essais de fiabilité d'interconnexions électriques, et est particulièrement adapté pour les essais sur des véhicules de test, tels que les joints de soudure et les connecteurs. Ce détecteur peut surveiller simultanément 256 canaux. Chaque canal est composé d'une boucle de courant, via les broches de masse qui sont communes avec la masse de manipulation. Chaque canal est contrôlé de façon indépendante et simultanément. Un seuil de résistance R_t peut être réglé avec une tension V_t à l'arrière de l'appareil d'après l'équation (V-1). Une tension à $3,9617\text{V}$ est fixée pour avoir un seuil de résistance 500Ω . Si la résistance de la boucle d'un canal dépasse

le seuil de résistance pour une durée suffisante (200 nanosecondes), une microcoupure (ou un événement) est détectée sur cette chaîne.

$$V_t = 9.80 * \frac{R_t + 3300}{R_t + 8900} \quad (V-1)$$

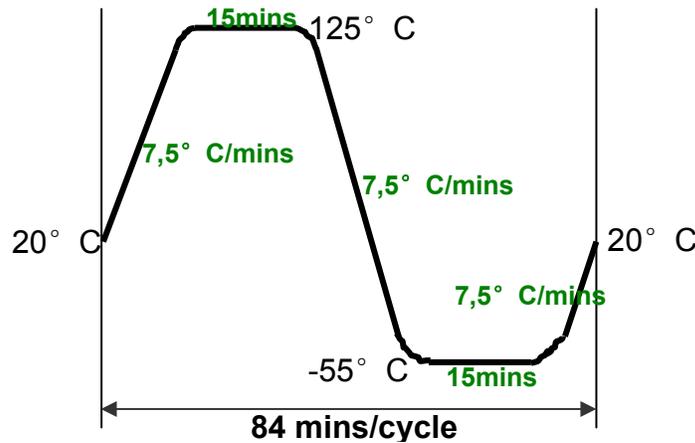
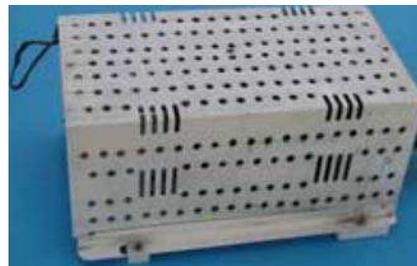


Figure V - 2 : Cycle thermique -55°C/125°C

La collecte des données est réalisée par communication série avec un ordinateur, qui nous permet de surveiller l'état des composants en temps réel. Le composant est considéré défectueux après l'apparition de quinze microcoupures sur la chaîne.



(a)



(b)

Figure V - 3 : (a) Détecteur d'événements STD256 ; (b) Boîte métallique

L'environnement opérationnel du détecteur peut être un facteur important dans la détermination des microcoupures. L'environnement thermique local doit être considéré, ainsi que le bruit électrique, mais aussi les IEM (Interférences Electromagnétiques) et IRF (Interférences Radiofréquences). Ces problèmes du bruit dans l'environnement peuvent générer de faux

événements. Une connexion pour le système de détection d'événements (proposée dans le manuel des opérateurs) a été utilisée pour minimiser ces effets sur ce détecteur [ANAL-99].

De plus, la carte à mesurer (*Figure II - 9*) est mise dans une boîte métallique (*Figure V - 3*) servant de cage de Faraday, qui est reliée à la masse commune pour éviter la détection d'événements dus à des bruits d'environnement.

Les 24 composants sur la carte sont connectés au détecteur. Parmi eux, chaque chaîne totale de « bottom » et « PoP » est détectée d'après la conception du connecteur sur la carte (*Figure II - 13*). Pour le composant « top », deux chaînes (chaîne « A » et chaîne « B ») sont détectées comme illustré dans la *Figure II - 7*. Après la détection de quinze microcoupures dans une chaîne, nous avons attendu que la température d'étuve revienne à la température ambiante. Ensuite, l'étuve est éteinte, et la carte est sortie de l'étuve pour localiser la défaillance par un ohmmètre 4 fils.

Deux cartes ont été soumises à vieillissement sous cycles thermiques. La première manipulation dure jusqu'à ce que la plupart des composants (environ 70%) de la carte soient défaillants (77 jours). La seconde manipulation est arrêtée quand la première défaillance a été détectée (46 jours). Ces deux manipulations nous permettent d'analyser les initiations de défaillance en comparant les mêmes composants sur les deux cartes.

V.2.2 Analyse des résultats expérimentaux

La première carte a subi 1295 cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$. L'assemblage « PoP 12x12 » est le premier défectueux au niveau de la chaîne « d » au bout de 882 cycles.

Les composants dégradés et ses chaînes endommagées sont illustrés dans le *Tableau V - 1*. Il faut noter que les défaillances sont trouvées que dans la chaîne « d » du « bottom » et la chaîne « A » du « top ». Comme la chaîne « A » ne passe que par des billes au coin, qui ne sont pas utilisées électroniquement dans l'industrie, nous nous concentrons plutôt sur les défaillances trouvées dans les composants « bottom » et « PoP » (chaîne « d ») pour analyser le mécanisme de défaillance.

La défaillance apparaît tout d'abord dans les composants d'une taille 12x12 plutôt que 14x14 pour l'assemblage « PoP » et le composant « bottom », si l'on ne considère que la chaîne « d ».

Le *Tableau V - 2* indique le rapport entre nombre de composants défaillants (chaîne d) et le nombre total de composants pour chaque type de circuits défaillants. Ce tableau permet de faire les remarques suivantes :

- Tous les composants « PoP 12x12 » et « bottom12x12 » sont défaillants ;

- L'assemblage « PoP » se dégrade plus souvent (77% sur le total) que chacun des composants individuels. La structure complexe du « PoP » aggrave des risques de défaillance au niveau de la carte, ce qui sera discuté dans le paragraphe V.4 ;
- Les composants de taille 12x12 sont dégradés plus souvent que ceux de taille 14x14 pour « bottom » et « PoP ».

Défaillance	Type de composant	Chaîne défaillante
1	<i>PoP12x12</i>	d
2	<i>PoP12x12</i>	d
3	Top14x14	A
4	<i>PoP12x12</i>	d
5	<i>Bottom12x12</i>	d
6	Top14x14	A
7	PoP14x14	d
8	<i>PoP12x12</i>	d
9	<i>PoP12x12</i>	d
10	<i>PoP12x12</i>	d
11	PoP14x14	d
12	<i>Top12x12</i>	A
13	<i>Bottom14x14</i>	d
14	<i>Bottom12x12</i>	d
15	<i>PoP12x12</i>	d
16	<i>PoP12x12</i>	d
17	PoP14x14	A

Tableau V - 1 : Résultats de première manipulation cycles thermiques

$N_{défaillance}/N_{total}$	8/8	2/8	2/2	1/2
Type de composant	PoP12x12	PoP14x14	Bottom12x12	Bottom14x14

Tableau V - 2 : Composant dégradés ($N_{défaillance}$: Nombre de défaillance ; N_{total} : Nombre de composants sur carte)

V.3 Simulation numérique

Dans un premier temps, une simulation préliminaire de la carte et du connecteur seul est effectuée. Elle a pour objectif de déterminer la répartition des contraintes imposée aux composants avant leur assemblage. Ensuite un de chaque composant individuel, reporté sur la carte, sera simulé. Les résultats seront utilisés pour analyser le comportement trouvé expérimentalement.

V.3.1 Etude préliminaire

Il est difficile de modéliser l'ensemble de la carte assemblée et de tous ses composants, telle qu'elle est utilisée dans les expériences. Ce modèle comporterait un nombre extrêmement élevé d'éléments, et conduirait à des temps de calcul trop importants. Ainsi, les simulations numériques seront effectuées en plusieurs étapes.

Dans cette étude préliminaire, la carte et le connecteur sont modélisés. Une montée de température de 20°C à 125°C est réalisée afin d'analyser les contraintes thermomécaniques (Figure V - 4).

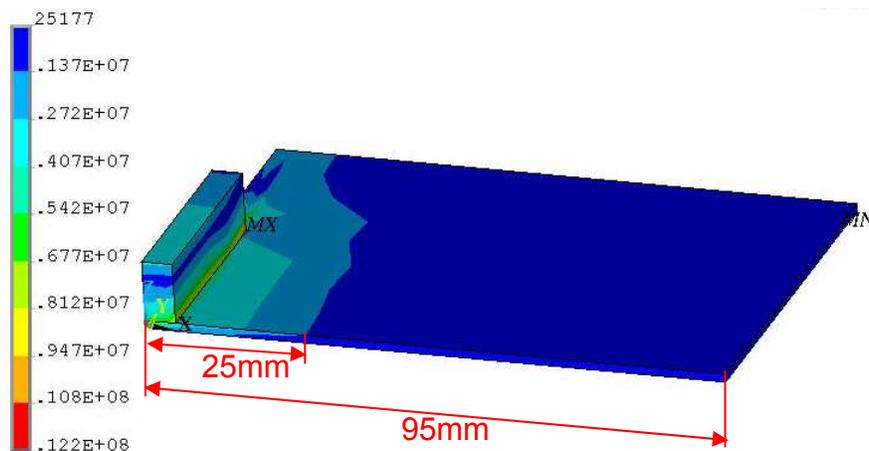


Figure V - 4 : Contraintes thermomécaniques de la carte avec le connecteur (unité : Pa)

Paramètre (mm)	connecteur	top	bottom	PoP
Largeur	68	14	14	14
Longueur	14	14	14	14
Epaisseur	10	1,1	0,78	1,6

Tableau V - 3 : Paramètres géométriques

Les contraintes importantes (de l'ordre de grandeur de celles générées par l'assemblage des composants, qui ont été calculées par la suite) se situent dans une zone de quelques mm de large autour du connecteur, et diminuent très rapidement. Les composants sont assemblés en dehors de cette zone. La présence du connecteur influe donc peu sur les contraintes subies par les composants.

Les composants eux même sont beaucoup plus petits que le connecteur (*Tableau V - 3*), on suppose donc que l'influence d'un composant sur les autres est suffisamment petite pour être négligée. Cette hypothèse sera vérifiée par les résultats de simulations.

Dans ces hypothèses, nous ne simulerons qu'un composant assemblé sur la carte afin de réaliser des simulations des cycles thermiques.

V.3.2 Modélisation numérique

Le but de la simulation est d'analyser les zones critiques des composants « top » et « bottom » soumis à un chargement du cycle thermique. Il s'agit donc des calculs de contraintes afin d'évaluer le comportement thermomécanique de ces composants sur la carte assemblée. Cette étude liée à leurs géométries et au désaccord des coefficients de dilatation thermique, ne permet pas d'obtenir des valeurs absolues, mais est seulement représentative de la fatigue relative des joints de brasure en cycle thermique. Pour ces raisons, la modélisation du procédé d'assemblage et de stockage n'est pas nécessaire, ainsi les contraintes résiduelles dues au report ne sont pas prises en compte.

Comme indiqué précédemment, seul un composant reporté a été simulé à la fois. Du fait des symétries, un quart du « top », puis un huitième du « bottom » ont été modélisés.

Les modèles des composants assemblés sur la carte (*Figure V - 5*) sont construits à partir des modèles présentés dans le paragraphe III.3.2. Ils sont reportés sur une carte d'épaisseur 1,33mm et de largeur 280mm. Le comportement viscoplastique de l'alliage est pris en compte grâce au modèle d'Anand implémenté dans ANSYS [DARV-95]. Le *Tableau V - 4* illustre les paramètres d'Anand utilisés [AMAG-02, NIST-w0]. Les constantes C_i avec i compris entre 1 et 9 correspondent à la notation des paramètres d'Anand dans ANSYS®. Le modèle complet est maillé avec l'élément structurel SOLID45, sauf les joints de brasure qui sont maillés avec l'élément VISCO107.

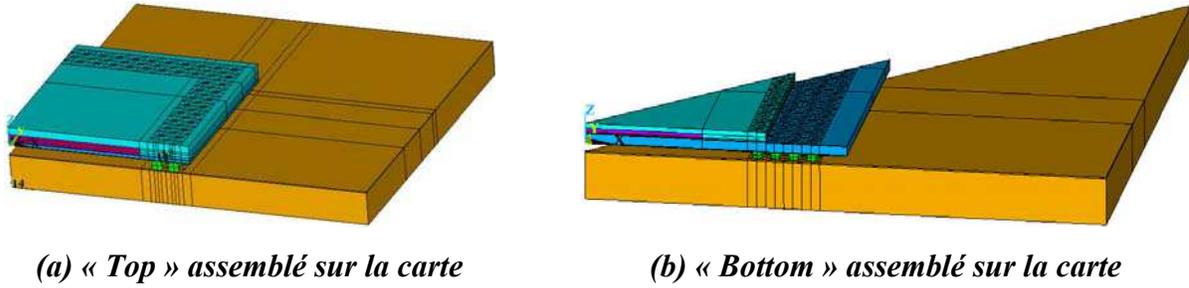


Figure V - 5 : Modèles de simulations

Paramètres d'Anand	
$C1=s_0=1 \times 10^6 \text{ Pa}$	$C6=h^0=3090 \times 10^6 \text{ Pa}$
$C2=Q/P=8400 \text{ K}$	$C7=\hat{s}=1,04 \times 10^6 \text{ Pa}$
$C3=A=4,64 \times 10^6 \text{ s}^{-1}$	$C8=n=4,60 \times 10^{-3}$
$C4=\xi=0,038$	$C9=a=1,56$
$C5=m=0,162$	

Tableau V - 4 : Paramètres d'Anand du joint de brasure [AMAG-02]

V.3.3 Résultats des simulations

V.3.3.1 Composants individuels

L'analyse des résultats des simulations (*Figure V - 7* et *Figure V - 9*) montre que les contraintes mécaniques élevées se situent autour des puces et au niveau des interfaces bille/substrat.

Les puces subissent les contraintes maximales. Mais elles sont plus rigides que des connexions bille/substrat, et donc les zones critiques sont situées aux interfaces bille/substrat comme M. Sreevani l'a observé [SREE-04]. La *Figure V - 6* montre la répartition des contraintes mécaniques des billes du « top » à 125°C. La contrainte maximale se situe dans l'interface supérieure bille/substrat de la bille au coin du « top », ce qui correspond à la chaîne dégradée « A ».

Les contraintes mécaniques dans les billes du « bottom » à 125°C sont également illustrées. La zone critique est située à l'interface supérieure bille/substrat de la bille entourée *Figure V - 8*, ce qui correspond la chaîne dégradée « d ».

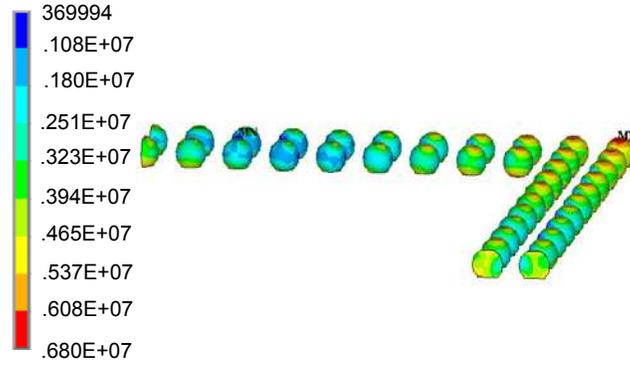


Figure V - 6 : Contraintes mécaniques des billes du « top » à 125°C (unité : Pa)

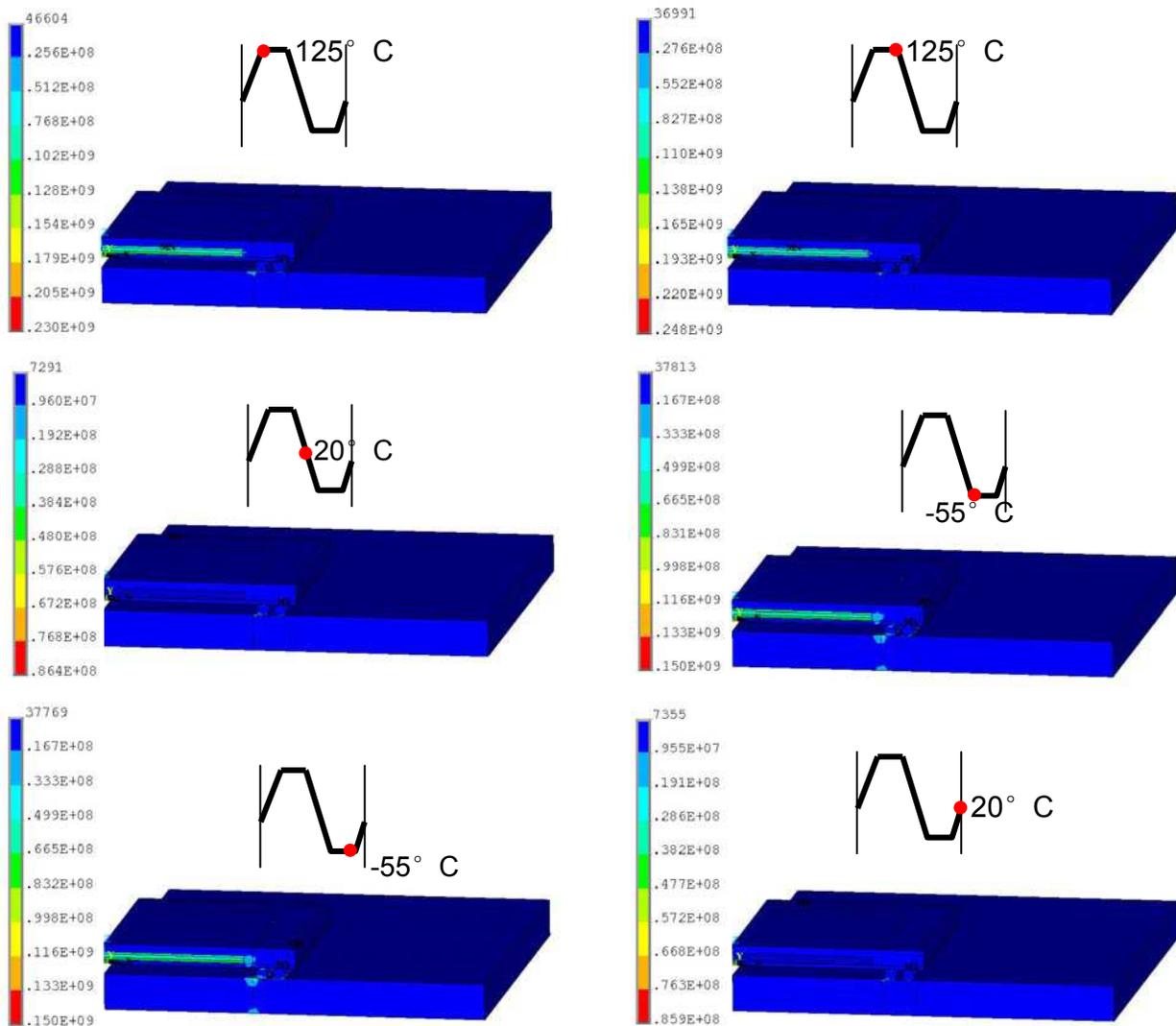


Figure V - 7 : Contraintes mécaniques du « top » dans un cycle thermique (unité : Pa)

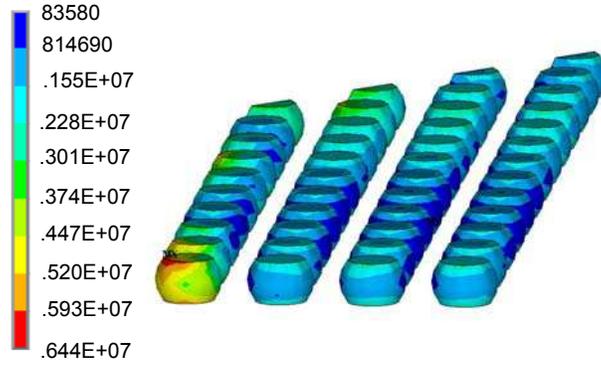


Figure V - 8 : Contraintes mécaniques des billes du « bottom » à 125°C (unité : Pa)

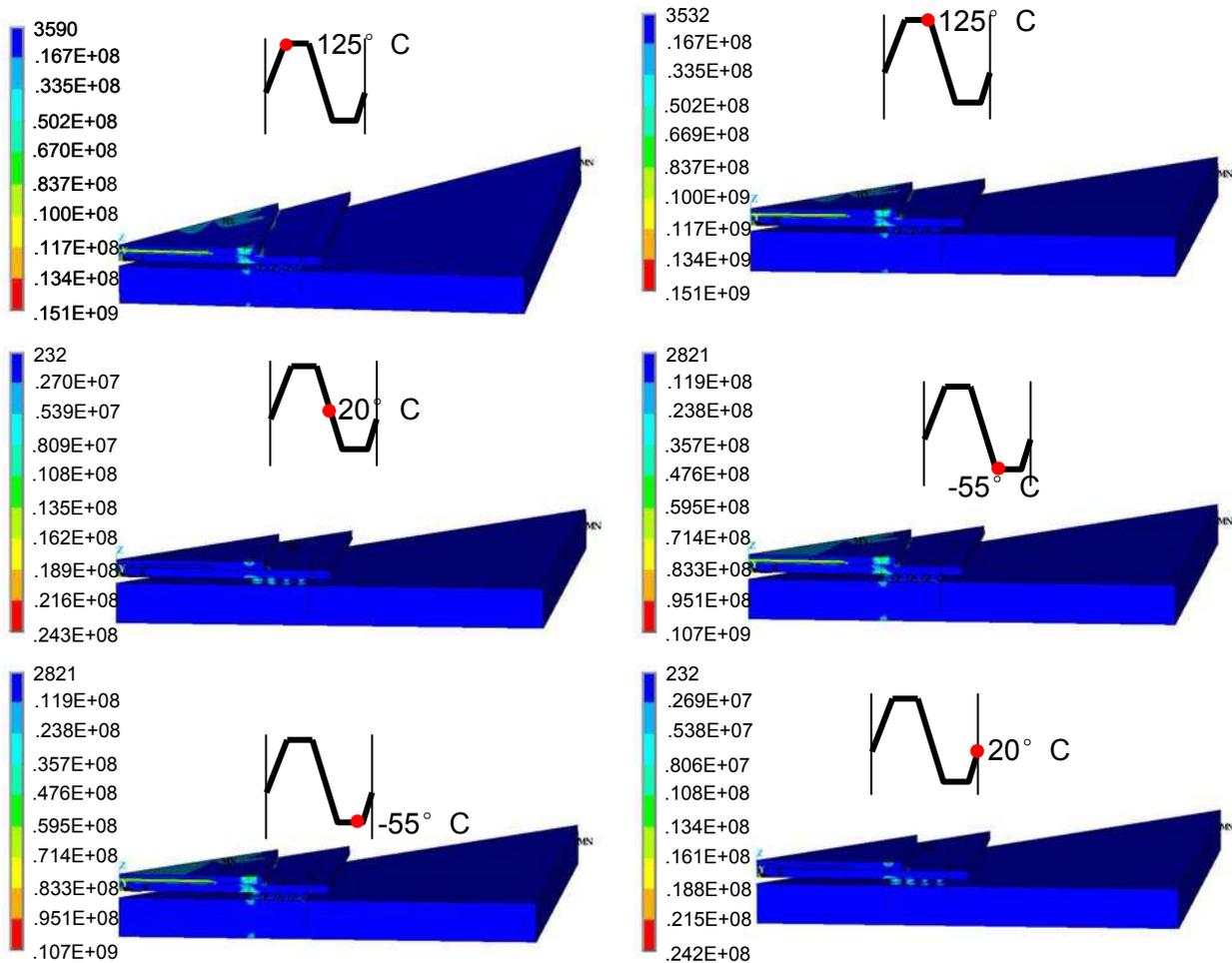


Figure V - 9 : Contraintes mécaniques du « bottom » dans un cycle thermique (unité : Pa)

V.3.3.2 Assemblage « PoP »

L'assemblage du « PoP » complet sur la carte n'a pas été simulé. Cependant, nous allons utiliser les résultats obtenus en montée de température simple (chapitre III) pour tenter d'analyser

les résultats expérimentaux. Cette approche est justifiée par les résultats obtenus sur chacun des composants individuels, non reportés, puis reportés.

V3.3.2.1 Confrontation des résultats sur les composants individuels

D'après les analyses précédentes, les zones critiques au cours d'un cycle thermique sont l'interface supérieure bille/substrat pour le « top » ainsi que pour le « bottom ». De la même façon, l'interface supérieure bille/substrat des composants individuels est aussi la zone la plus contrainte lors d'une montée de température simple (*Figure V - 10*).

L'assemblage des composants sur la carte induit des contraintes thermomécaniques importantes dans les interfaces bille/carte, mais les zones critiques se situent toujours dans les interfaces bille/substrat.

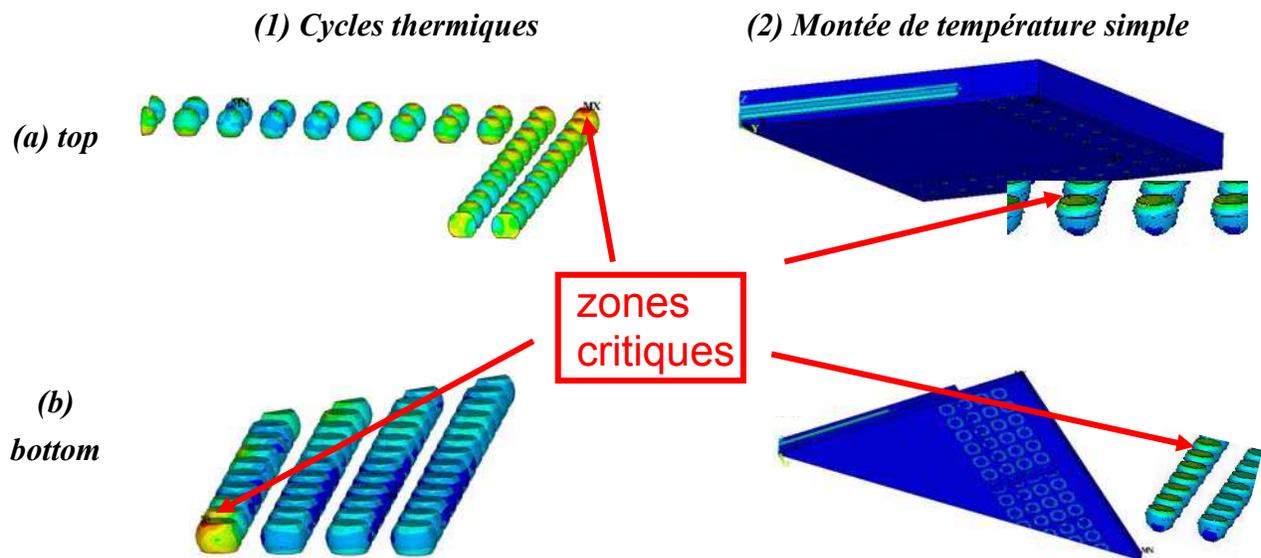


Figure V - 10 : Zones critiques

En conséquence, nous supposons que la répartition des contraintes dans le « PoP » assemblé sur une carte est similaire à celle du « PoP » libre.

V3.3.2.2 Analyse des contraintes du « PoP »

Dans une montée de température simple, la répartition des contraintes du « PoP » est similaire à celle des composants individuels mais avec des valeurs plus élevées (*Figure V - 11*). Ainsi, nous supposons que la répartition des contraintes du « PoP » assemblé sur une carte est similaire à celles des composants individuels mais avec des valeurs plus élevées.

La zone critique du « PoP » assemblé est donc supposée être l'interface supérieure bille/substrat du « bottom ». Cette hypothèse est bien conforme aux résultats obtenus expérimentalement.

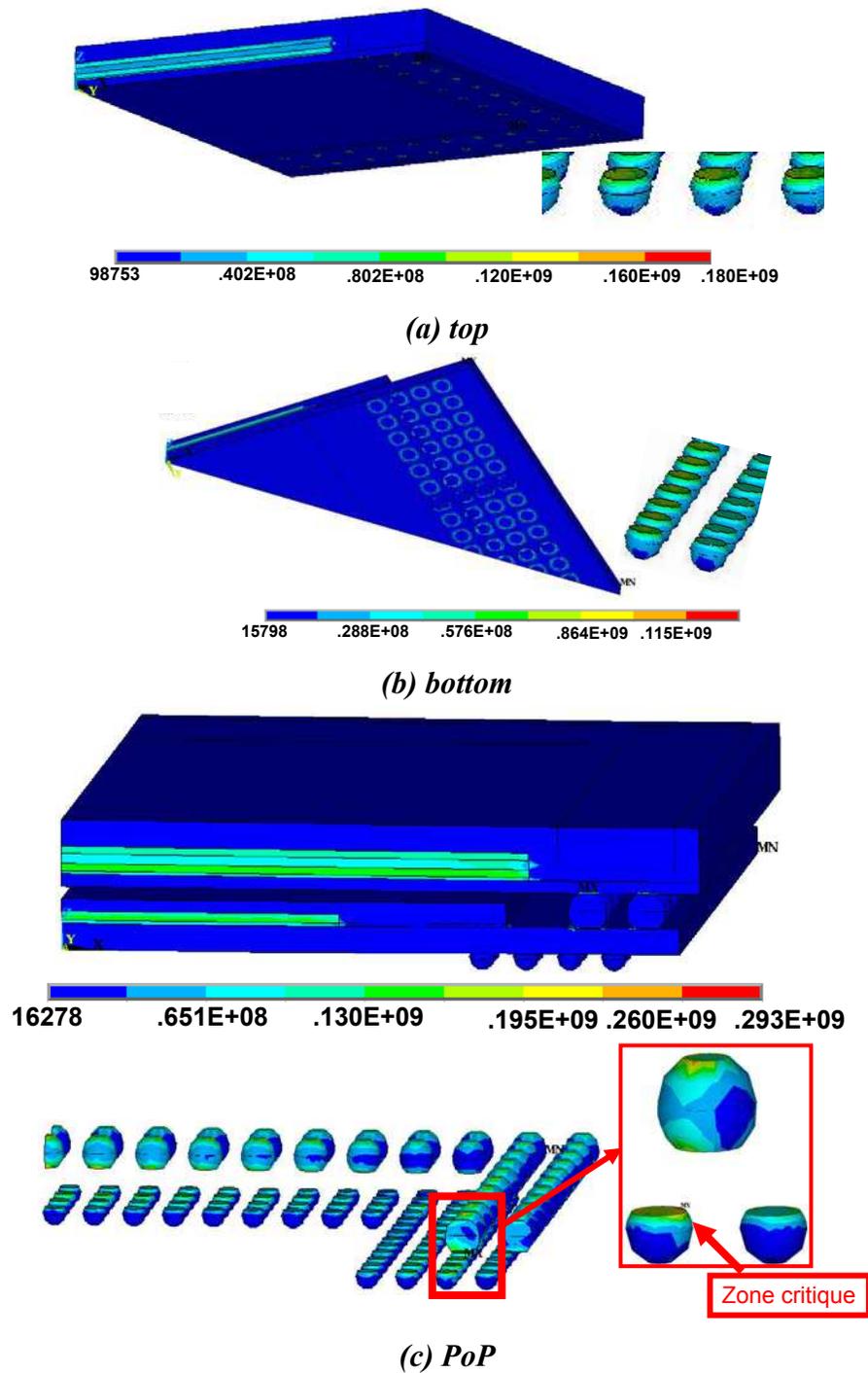


Figure V - 11 : Une montée de température simple

V.3.3.3 Influence de la taille

En considérant que la défaillance trouvée dans l'assemblage « PoP » se situe également dans la partie « bottom », des simulations sur les composants « bottom » avec deux tailles différentes (12x12 et 14x14) sont réalisées afin d'analyser l'effet de taille sur la répartition des contraintes thermomécaniques.

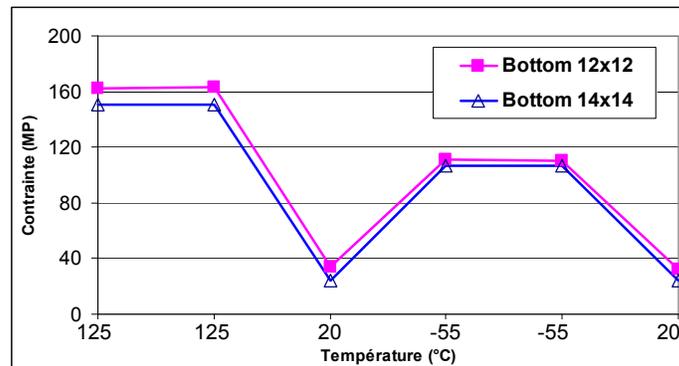


Figure V - 12 : Contraintes mécaniques du « bottom » au long d'un cycle thermique

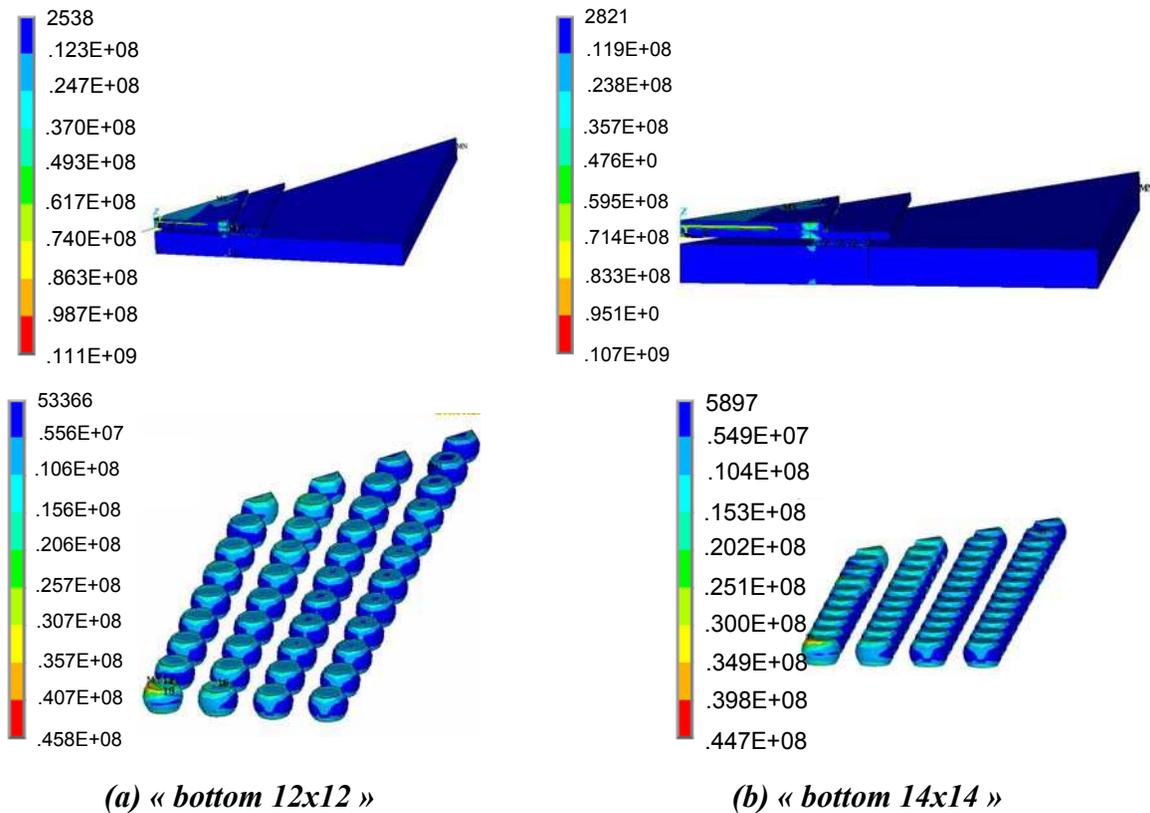


Figure V - 13 : Contraintes thermomécaniques du « bottom » de deux différentes tailles (unité : Pa)

Lors d'un cycle thermique, les contraintes maximales des « bottom 12x12 » sont plus élevées que celles de « 14x14 » (*Figure V - 12*). La différence atteint 8% à 125°C. Cette valeur peut sembler faible, mais il se produira une accumulation de contraintes, donc de fatigue au cours des cycles thermiques ultérieurs. Ceci mènera à la défaillance de ces zones, ce qui est bien constaté expérimentalement.

Dans le « bottom 12x12 », la répartition des contraintes est similaire à celle du « bottom 14x14 » mais avec des valeurs plus élevées.

Les répartitions des contraintes à -55°C (*Figure V - 13*) sont présentées comme un exemple pour étudier ce phénomène.

V.4 Confrontation des résultats

Les zones critiques déterminées par les simulations correspondent tout à fait aux zones de défaillances expérimentales. Ainsi, les modèles sont validés. Dans ce paragraphe, nous allons utiliser les résultats de simulation pour affiner la compréhension des mécanismes de défaillance. Finalement, une analyse physique sera présentée.

V.4.1 Zone critique

Les expériences ainsi que les simulations montrent que la zone critique du « top » est l'interface supérieure bille/substrat de la bille au coin. Celle du « bottom » est l'interface supérieure bille/substrat de la bille au centre (*Figure V - 14*).

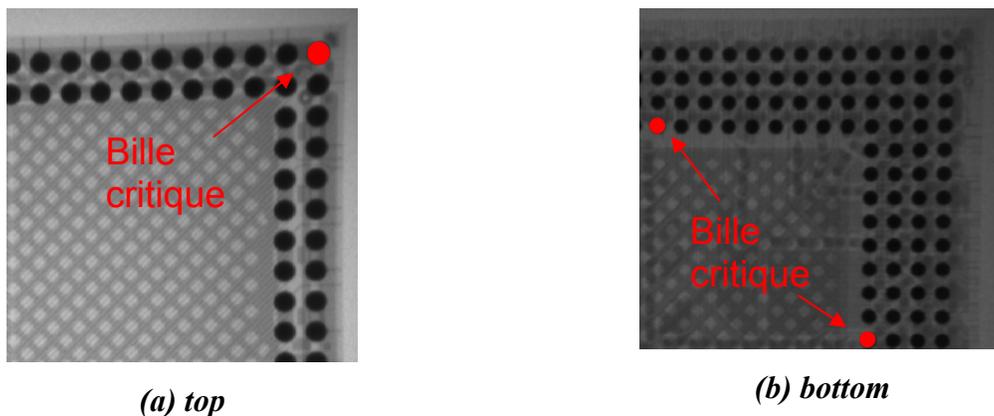


Figure V - 14 : Position de bille critique

Comme la puce a un coefficient de dilatation thermique beaucoup plus petit et un module d'élasticité plus grand que les autres matériaux utilisés dans nos composants, la puce peut engendrer des contraintes thermomécaniques locales très importantes. Il apparaît que l'influence de la puce est plus importante dans le composant « bottom » que dans le « top » parce que les

billes du « bottom » sont plus proches de la puce. En outre, la chaîne « d » se situe dans le décrochement de la résine et le substrat comme illustré dans la *Figure V - 15*. Ce décrochement provoque une concentration des contraintes mécaniques. Ceci explique que cette chaîne soit la première à subir des défaillances.

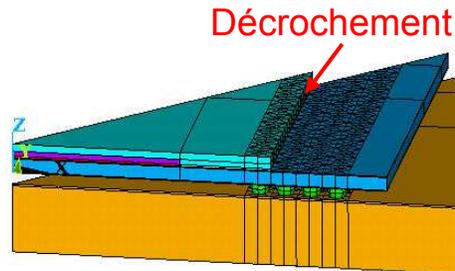


Figure V - 15 : Décrochement du « bottom »

V.4.2 Rôle de la taille des composants

Etant donné que le composant « 14x14 » a une taille plus grande, les contraintes mécaniques à l'intérieur étaient supposées a priori plus élevées que celles du composant « 12x12 ». Or, le composant « 12x12 » est trouvé plus fragile que le « 14x14 » dans les expériences et les simulations.

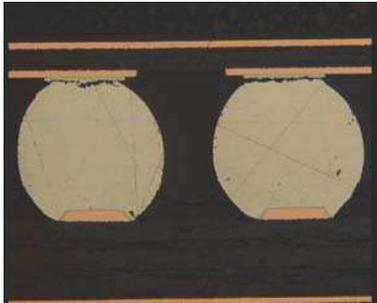
Les épaisseurs sont similaires. Il faut remarquer que les billes du « bottom 12x12 » sont de même dimensions que celles du « bottom 14x14 ». Ainsi la chaîne « d » du « bottom 12x12 » est plus proche de la puce. Donc l'effet de la puce est plus important dans le « bottom 12x12 », ce qui engendre des contraintes plus élevées. Ainsi le nombre de cycles à la défaillance augmente quand la taille du composant augmente. Cette conclusion trouvée par d'autres chercheurs pour des BGA [REZA-00] est ici mise en évidence sur les assemblages 3D « PoP ».

V.4.3 Analyse physique

Les analyses par microsection sont réalisées dans les composants dégradés. Sur la carte « 1 », pour laquelle le test a été arrêté quand 70% des composants étaient défaillants, des fissures totales ont été observées. La fissure totale à l'interface supérieure bille/substrat (*Figure V - 16*) correspond très bien à la zone critique déterminée par les simulations pour les composants « top » et « bottom ».

Dans les assemblages « PoP », les fissures totales sont trouvées à l'interface supérieure bille/substrat du « bottom » (*Figure V - 17*), ce qui justifie les conclusions tirées à partir des simulations du « PoP » libre. Il faut noter que les fissures apparaissent à cause de contraintes importantes dans l'interface bille/carte provoquées par l'assemblage du « PoP » sur une carte.

Les assemblages « PoP » se dégradent plus rapidement et plus souvent que chacun des composants individuels dans les essais du cyclage thermique à cause des contraintes thermomécaniques plus importantes engendrées par leur structure complexe.



(a) « top »



(b) « bottom »

Figure V - 16 : Défaillance dans une bille

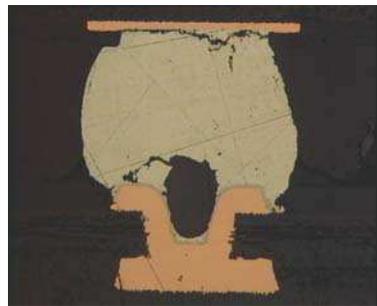


Figure V - 17 : Défaillance dans les billes du « PoP »

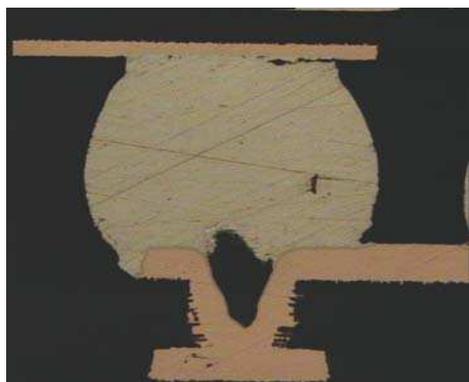


Figure V - 18 : Fissure dans une bille

L'analyse de la deuxième carte, sortie de l'étuve après la première défaillance permet de visualiser la propagation des fissures. Des initiations de fissures sont observées au microscope

optique dans la même zone que la fissure totale des cas précédents dans la *Figure V - 18*. Ceci est vrai pour les trois types de composants.

V.5 Conclusion

Le vieillissement en cycle thermique des composants reportés sur cartes a été étudié expérimentalement, et par simulations.

Premièrement, le mécanisme de défaillance et la zone critique sous les effets de cycles thermiques ont été déterminés afin de guider notre étude.

Deuxièmement, des tests (cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$) ont été effectuées sur tous les composants des deux cartes assemblées. L'expérience sur la première carte a duré jusqu'à ce que 71% des composants de la carte soient endommagés, et la deuxième manipulation a été arrêtée quand la première défaillance a été détectée, afin d'analyser les initiations de fissure.

Troisièmement, les simulations des composants individuels (« top » et « bottom ») sont réalisées afin d'analyser des contraintes et de confirmer la zone critique. L'effet viscoplastique des billes est pris en compte en utilisant les paramètres d'Anand.

Enfin, tous les résultats expérimentaux et de simulation ont été analysés et comparés. Dans les expériences, les assemblages « PoP » se dégradent plus vite et plus souvent que des composants individuels à cause de leur structure complexe qui engendre les contraintes thermomécaniques importantes. Il n'y a que la chaîne « d » et la chaîne « A » qui sont endommagées. Dans les résultats de simulation, les contraintes mécaniques importantes sont trouvées également dans ces deux chaînes. La différente répartition des contraintes mécaniques dans le « top » et le « bottom » est expliquée par l'effet de puce et le décrochement de la résine et le substrat du « bottom ».

Nous nous concentrons plutôt sur la chaîne endommagée « d » en considérant que la chaîne « A » est utilisée seulement pour le support mécanique dans l'industrie. Les défaillances apparaissent plus tôt et sont plus nombreuses dans les composants plus petits 12x12 que 14x14. Deux modèles du « bottom » de tailles différentes ont été réalisés pour analyser ce phénomène. Les contraintes mécaniques dans le « bottom 12x12 » sont plus importantes que celles du « bottom 14x14 » au cours d'un cycle. L'influence de la puce est plus importante dans le « bottom 12x12 », ce qui entraîne des contraintes mécaniques plus élevées. Dès lors que les contraintes mécaniques augmentent dans le « bottom 12x12 », il se dégrade plus vite et plus souvent.

La défaillance trouvée par microsection (interface supérieure bille/substrat) est en bon accord avec la zone critique trouvée par simulations. En analysant le même composant dans la

deuxième carte, l'initiation de fissure est située dans le même endroit que la fissure totale dans le composant dégradé.

En un mot, les phénomènes de nos composants sous les effets de cycles thermiques sont étudiés. Les assemblages « PoP » sont plus risqués que des composants individuels. L'influence de la puce est très importante sur les contraintes mécaniques locales. Nos modèles de simulation permettent de déterminer les endroits critiques et analyser l'effet de taille pour le « bottom ».

Les défaillances trouvées dans les assemblages « PoP » sont dans les mêmes chaînes que celles des composants individuels (« top » et « bottom »). Les simulations de « PoP » ne sont pas réalisées dans cette étude. Il sera intéressant de vérifier la zone critique et analyser les positions de billes critiques de l'assemblage « PoP » dans un travail ultérieur.

Chapitre VI Effet thermique et effet électrothermique

VI.1 Introduction

Nous présenterons, dans ce chapitre, des études de l'assemblage « PoP » sous courant élevé et température importante afin d'analyser sa tenue aux effets thermiques et électrothermiques.

Dans un premier temps, les mécanismes élémentaires induits par un courant et une température élevés sont présentés. Dans un deuxième temps, une étude préliminaire par simulation est présentée. Elle a pour objectif de déterminer les métallisations les plus sensibles aux phénomènes de migration. Une série de vieillissements accélérés est effectuée pour valider, et paramétrer les modèles et les résultats de simulation. Après construction de modèles complémentaires de simulation, les résultats sont comparés et les défaillances sont analysées par microsection. Ce chapitre est le résultat d'un travail en partenariat avec le LFI de l'Université Hanovre, dans le cadre d'un programme d'action concertée « Hubert Curien » (PHC) « Procope ».

VI.1.1 Historique

Les électrons se déplacent dans les milieux métalliques et se heurtent aux atomes. Les collisions produisent une force sur les atomes dans la direction du flux d'électrons. Ce phénomène porte le nom d'électromigration, qui a été découvert en 1861 par le physicien français Gerardin [GERA-1861]. Pendant au moins 100 ans, le phénomène resta un sujet d'étude purement théorique pour les chercheurs.

L'électromigration ne devient un sujet intéressant que pendant les années 60 avec l'évolution des circuits intégrés commerciaux, et le phénomène d'électromigration est devenu préoccupant pour la fiabilité des lignes d'interconnexions. Les pistes des couches minces peuvent subir des densités de courant au moins 100 fois plus grandes que celles des câbles électriques

classiques. En effet dans un câble classique, la densité de courant admissible est limitée à 10^4 A/cm² à cause de l'effet Joule qui provoque la fusion du conducteur [ZHAN-08]. Dans un circuit intégré, le courant est conduit par des lignes constituées de couches fines de métal en contact avec du silicium jouant le rôle de dissipateur thermique. Ceci permet d'atteindre (et même dépasser) les densités de courant nécessaires de l'ordre de 10^6 A/cm² pour que l'électromigration devienne significative.

Comme l'industrie électronique continue de se rapprocher de performances importantes et de la miniaturisation, la demande des densités de courant très élevées va causer des défaillances par électromigration. Les études d'électromigration dans l'assemblage causées par de forts courants et une température élevée ont été un défi important.

Les premières études de l'électromigration sont surtout concentrées sur les interconnexions dans les boîtiers de circuits intégrés tels que les pistes d'alliage à base d'aluminium [BLAC-67, BLEC-76, JAME-69].

Ces dernières années, les chercheurs ont découvert que le phénomène de l'électromigration se produit au cœur du joint de brasure situé à côté de la couche métallique entre la plage de report et la bille (UBM : underbump metallization) [WU-06, ZHAN-08, KUSA-09, LIU-08].

Un phénomène de resserrement des lignes de courant, donc des densités de courant locales particulièrement élevées est trouvé par Blech en 1976 : les électrons passent par le chemin le plus court et se concentrent à certains endroits, tels que les coins. Une répartition non homogène de la densité de courant en résulte, et la densité de courant la plus importante se trouve aux endroits de concentration de courant (current crowding), comme illustré dans la *Figure VI - 1*.

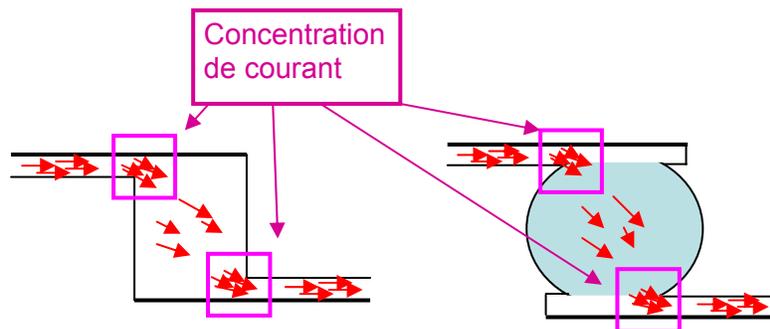


Figure VI - 1 : Répartition du courant dans les vias et les joints de brasure

Le flux atomique de la zone de densité forte de courant vers celui de densité faible va entraîner une concentration des cavités en raison de la migration d'atomes. D'autres chercheurs

[LIU-09] ont suggéré que la diminution de la durée de vie du produit était liée au maximum de densité de courant et à la divergence du flux atomique aux points de concentration de courant.

En raison des différences de taille et de résistivité électrique du joint de brasure et des pistes, la densité de courant au coin de l'interface « piste/joint de brasure » augmente significativement, rendant ces zones potentiellement fragiles.

Etant donné que les joints de brasure ont une diffusion atomique plus rapide que dans l'aluminium ou le cuivre à la température de fonctionnement des dispositifs, les dommages d'électromigration se produisent à une densité de courant beaucoup plus faible. Toutefois, contrairement à la structure des pistes en aluminium ou en cuivre, le joint de brasure est réalisé en un alliage de plusieurs phases, qui implique des matériaux et des caractéristiques géométriques très différentes telles que la structure des grains, les constantes de diffusion à l'état solide, et la température de fusion. En 1998, Brandebourg et al. ont publié initialement la défaillance de joints de brasure eutectique SnPb avec une densité de courant de 8×10^3 A/cm² à 150 ° C pendant 600h [BRAN-98].

Dès 2006, avec les règlements concernant la préservation de l'environnement, les joints de brasure sans plomb ont été adoptés pour remplacer ceux contenant du plomb dans l'industrie microélectronique.

L'effet d'électromigration est une question cruciale pour les composants sans plomb. Le joint de brasure sans plomb présente une plus forte densité de courant en raison de sa plus faible résistivité électrique [CHEN-07]. Le joint de brasure sans plomb a l'effet Joule le plus fort, ce qui peut-être dû à la limitation de la capacité intrinsèque de la dissipation thermique et la plus forte densité de courant. Étant donné que le mécanisme de défaillance du joint de brasure sans plomb est principalement imputable à la dissolution de matériaux d'UBM, l'utilisation du matériau Ni dans l'UBM est capable d'inhiber le taux de dissolution d'UBM, et de prolonger ainsi la durée de vie sous l'effet d'électromigration [CHEN-07]. En outre, en raison de l'effritement des couches d'UBM minces, les couches épaisses d'UBM en cuivre ou nickel ont été adoptées pour les joints de brasure sans plomb.

Aujourd'hui, la dégradation par électromigration dans les joints de brasure est citée comme l'un des plus graves et persistant mécanisme de limitation de la fiabilité dans les dispositifs électroniques avec une taille submicronique [MONT-08].

Les interactions mutuelles de concentration de courant et de l'effet Joule vont accélérer la défaillance du joint de brasure. Etant donné que la fiabilité liée à l'électromigration des interconnexions et des mécanismes correspondants de défaillance est devenue un sujet préoccupant pour l'industrie, il est intéressant de construire un modèle de fiabilité des assemblages.

Ainsi, l'électromigration est un véritable problème pour la fiabilité des assemblages « PoP ». Ce phénomène s'applique généralement à la densité de courant et la température, ce qui est particulièrement important pour l'assemblage « PoP » en raison de l'augmentation en courant électrique transporté par ses joints de brasure alors que la puissance consommée est accrue en raison de sa fonction complexe.

VI.1.2 Mécanismes élémentaires

Plusieurs phénomènes induits par un courant élevé et une haute température coexistent et interagissent : l'électromigration proprement dite, la thermomigration, la migration par contrainte mécanique et la diffusion chimique.

Le premier effet cité concerne l'influence de la densité de courant. Le phénomène de diffusion induite par le courant est bien connu comme « électromigration ».

Dans le même temps, une température élevée sur la ligne métallique est induite par effet Joule et la chaleur engendrée doit être évacuée. Dès que les densités de courant augmentent, la structure interne du composant peut aussi engendrer des gradients de température. Ces inhomogénéités de température peuvent entraîner une inhomogénéité de la diffusion statistique des atomes. Dans ce cas, les atomes métalliques sont capables de migrer dans la direction du gradient de température. Ce phénomène est généralement signalé comme « thermomigration ». Cette seconde forme de migration des atomes métalliques contribue également à la destruction des interconnexions sous des conditions de température forte.

Un des autres effets qui contribuent à la dégradation des interconnexions métalliques dans les circuits intégrés est la migration par contrainte mécanique « stressmigration » qui est induite par l'inhomogénéité de la distribution de température dans la structure. Tous les matériaux de la structure ont une grande influence sur le niveau de la contrainte mécanique induite par l'effet thermique dès que chacun d'eux ont des valeurs différentes du coefficient de dilatation thermique (CTE). Quand la structure métallique fonctionne sous une forte densité de courant, les températures élevées ainsi que les gradients thermiques de fortes valeurs peuvent se produire, forçant certaines parties de la métallisation à s'étendre ou à se comprimer sous la pression hydrostatique. Ce comportement a lieu en raison des différences de CTE de ces matériaux, ce qui implique qu'ils se dilatent différemment, comme présenté dans le chapitre III. Les contraintes de traction induites par les expansions peuvent conduire à la formation d'un manque si le niveau de contrainte critique est atteint, et peuvent être amplifiées jusqu'à conduire à la formation de cavité jusqu'à ce que l'interconnexion électrique tombe en panne. D'autre part, une accumulation de matériau due à des contraintes de compression peut provoquer la présence des « hillocks ».

Enfin, la non-homogénéité de la concentration du matériau se produit lorsque les couches métalliques et les vias sont fabriqués par un refroidissement à la température ambiante [DALL-03]. Cela crée certains gradients de concentration dans les structures. En outre, les contraintes mécaniques contribuent simultanément à l'apparition de gradients de concentration. Ces gradients induisent une diffusion naturelle de la zone de concentration atomique avec une valeur importante à l'endroit avec une valeur plus faible. Ce phénomène est connu comme « migration chimique ».

Lorsque le circuit est alimenté, les contraintes thermiques et de l'électromigration sont ajoutées et les manques sont rapidement formés. Un conducteur typique pourrait continuer à fonctionner même avec certains manques induits par l'électromigration. Mais l'effet électrique augmente la température, ce qui provoque un accroissement des diffusions. Ce transport important de masse accroît la taille des manques, créant des cavités, ce qui diminue la section utile d'interconnexion, et ainsi favorise la concentration de courant. Un cercle vicieux est créé d'autant plus que le « courant crowding » entraîne encore une augmentation de température à cause de l'effet Joule comme illustré dans la *Figure VI - 2*. Les cavités se forment de plus en plus, entraînant l'augmentation de la résistance de la connexion, jusqu'au circuit ouvert.

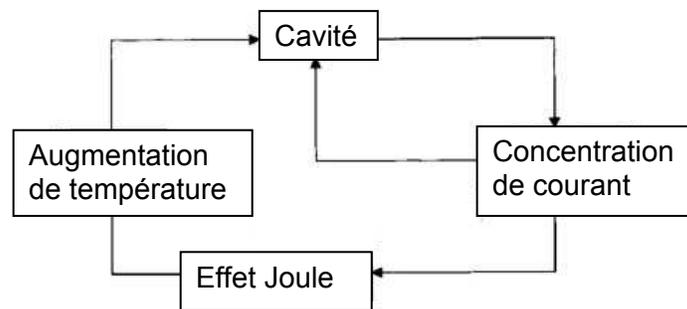


Figure VI - 2 : Cercle vicieux sous un courant et une température élevée

Afin d'analyser les phénomènes sous courant et haute température, qui sont une combinaison d'effets thermiques et électriques sur le déplacement de masse, il est très important d'étudier toutes ces migrations.

VI.1.2.1 Electromigration

Sous l'influence du courant, il y aura deux forces sur les atomes [LIU-09] (*Figure VI - 3*) :

- Une force électrostatique F_{el} : induite par le champ électrique, cette force attirerait les ions métalliques, qui ont une charge positive, vers la cathode ;

- Une force par friction d'électrons (electron wind force) F_{wd} : induite par l'interaction des atomes et des électrons, orientée vers l'anode.

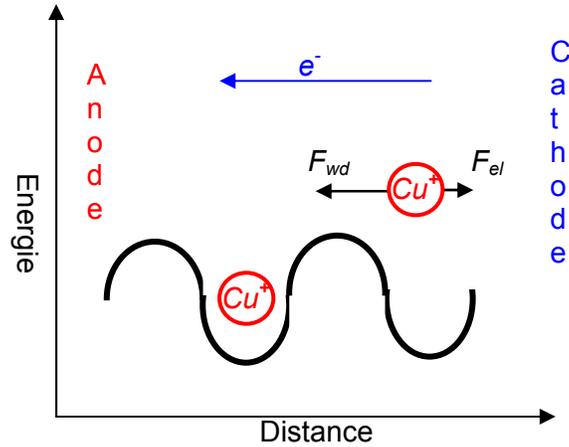


Figure VI - 3 : Forces sur les atomes sous l'effet de l'électromigration

Le flux atomique J_{em} induit par électromigration peut être écrit comme [LIU-09] :

$$J_{em} = \sum CMF \quad (VI-1)$$

où M est la mobilité des atomes, C la concentration des atomes et F la force totale appliquée à l'atome.

En comparant l'amplitude entre la force électrostatique F_{el} et la force par friction d'électrons F_{wd} , on peut conclure que la force par friction d'électrons est plus élevée que la force électrostatique pour tous les matériaux constitutifs des joints de brasure. Donc les atomes seraient plutôt entraînés vers l'anode. D'ailleurs, le terme résultant F_{eq} peut être écrit ainsi [LLOY-99] :

$$F_{eq} = z^* eE = z^* e\rho j \quad (VI-2)$$

où E est le champ électrique, z^* la charge équivalente totale de l'ion en mouvement, e la charge de l'électron, ρ la résistivité, et j la densité de courant. Ainsi, la valeur de z^* varierait pour des atomes métalliques différents.

Par ailleurs, la force effective d'électromigration est proportionnelle à la densité de courant. L'électromigration n'est significative qu'à des fortes densités de courant. En utilisant l'équation d'Einstein, la mobilité de l'atome M peut être écrite ainsi :

$$M = \frac{D}{kT} \quad (VI-3)$$

où k est la constante de Boltzmann, T la température absolue, D la diffusion.

L'effet principal de la température sur l'électromigration est dans le coefficient de diffusion. La diffusion D est caractérisée par la relation d'Arrhenius [LLOY-99].

$$D = D_0 \exp\left(-\frac{E_A}{kT}\right) \quad (\text{VI-4})$$

où D_0 est le coefficient de diffusion qui dépend du mécanisme de diffusion et E_A l'énergie d'activation, dépendant également du mécanisme de diffusion.

L'équation (VI-4) montre que l'électromigration est très sensible à la température. Pour l'aluminium, généralement un changement de température de 20 degrés permet de doubler la vitesse de réaction d'électromigration [GERA-1861].

L'électromigration est significative à des températures élevées, donc des expériences sont réalisées à une température de l'ordre 120°C avec une densité de courant entre 10^3 et 10^4 A/cm² [LIN-06]. Nos essais sont aussi menés à une température de 120°C. A cette température, la carte assemblée est endommagée en une semaine. Des essais à 100°C sont également réalisés afin d'analyser les croissances des composés intermétalliques (IMC) avec une durée plus longue.

Nous pouvons grouper les équations (VI-2), (VI-3) et (VI-4), afin d'obtenir l'équation suivante :

$$J_{em} = \frac{C}{kT} z^* e \rho j D_0 \exp\left(-\frac{E_A}{kT}\right) \quad (\text{VI-5})$$

Une observation importante de l'équation (VI-5) est que le flux de masse induit par l'électromigration est directement proportionnel à la densité de courant j et au coefficient de diffusion D_0 .

VI.1.2.2 Thermomigration

L'effet Joule est un phénomène d'augmentation de température due au transfert d'énergie entre des électrons et des atomes métalliques lors de leurs collisions dès qu'il y a un courant passant dans le conducteur métallique.

Cela signifie que la température réelle est supérieure à la température ambiante. Une diffusion plus importante pourrait se produire.

Une structure métallique sous une forte densité de courant présente une répartition non homogène des températures comme conséquence de l'effet Joule, et des gradients de température apparaissent. Ces gradients de température engendrent une force contribuant au flux de matière dans la structure.

Le flux atomique J_{tm} induit par la thermomigration peut être écrit comme [WEID-08] :

$$J_{tm} = -\frac{CQ}{kT^2} D_0 \exp\left(-\frac{E_A}{kT}\right) \text{grad}T \quad (\text{VI-6})$$

Q représente la chaleur spécifique du matériau métallique. L'équation (VI-6) indique que le flux J_{tm} est proportionnel au gradient de température $gradT$.

Le gradient de température locale a une influence importante sur le flux de matière induit par les effets thermiques.

VI.1.2.3 Migration par contrainte mécanique (stressmigration)

L'électromigration est un flux des atomes métalliques du côté cathode vers l'anode. La concentration des atomes à l'anode et celle des cavités à la cathode pourraient constituer respectivement une contrainte de compression et de traction.

Comme expliqué précédemment, l'effet Joule induit le gradient thermique. En plus, le coefficient de dilatation thermique des métaux constitutifs des connexions est bien supérieur à celui du silicium ou d'un oxyde. Comme expliqué dans le chapitre III, les différences des coefficients de dilatation thermique des matériaux vont induire des contraintes thermomécaniques très importantes.

Le flux atomique J_{σ} induit par la migration de contrainte peut être écrit comme [WEID-08] :

$$J_{\sigma} = -\frac{C\Omega}{kT} D_0 \exp\left(-\frac{E_A}{kT}\right) grad\sigma_H \quad (VI-7)$$

Ω définit le volume atomique et σ_H la valeur de la contrainte hydrostatique locale ($\sigma_H = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) / 3$), où σ_x , σ_y , et σ_z correspondent respectivement au tenseur des contraintes.

VI.1.2.4 Migration chimique

Avec un gradient de concentration, les atomes sont alors capables de diffuser dans la structure métallique sous l'effet de la température, ce qui signifie que le matériau a toujours tendance à diffuser dans la zone d'une concentration plus faible.

Le flux atomique J_{chem} induit par le gradient de potentiel chimique peut être écrit comme [LIU-09] :

$$J_{chem} = -D \frac{\partial C}{\partial x} \quad (VI-8)$$

Le taux de remplissage des interconnexions à multiples niveaux, ainsi que la distribution non homogène de la concentration des matériaux utilisés dans l'industrie microélectronique produit une variation locale de la concentration atomique pendant la fabrication. Le flux atomique sous l'effet d'un gradient de concentration atomique peut être représenté comme [DALL-03] :

$$J_{chem} = -D_0 \exp\left(-\frac{E_A}{kT}\right) gradC \quad (VI-9)$$

D'après les résultats de la révélation de microstructure de M. Berthou, des modifications de microstructure ne sont observées que dans les billes qui ont subi des cycles thermiques. Ceci montre que la diffusion chimique est négligeable par rapport à l'effet thermique pur comme illustré dans la *Figure VI - 4*. Cette remarque justifie le fait que cette migration chimique n'est pas prise en compte dans la simulation.

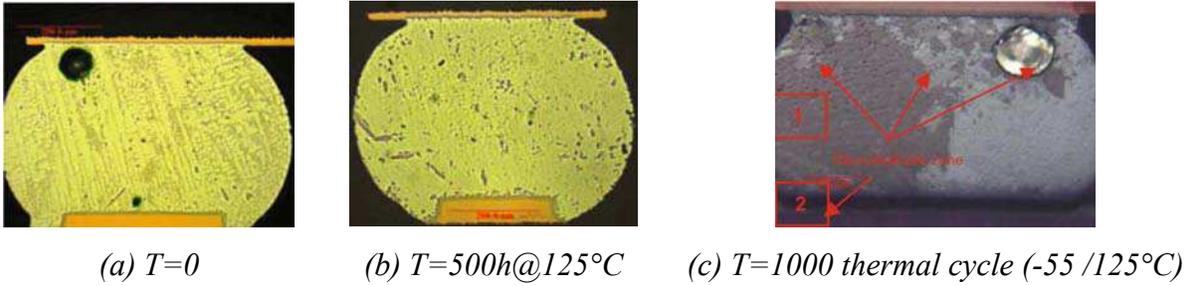


Figure VI - 4 : Révélation de la microstructure des billes SAC [BERT-09]

VI.1.2.5 Migration totale

Il n'est pas suffisant pour causer un problème d'avoir seulement un flux de masse induit par l'électromigration. Pour créer un problème, il faut que, localement, la masse d'arrivée et de départ soient différentes. La divergence du flux de masse est présentée afin de décrire précisément l'état local de la structure. Si la masse de sortie est plus importante que celle d'arrivée, c'est-à-dire que la divergence est positive, les cavités peuvent se former et créer des circuits ouverts. Dans le cas contraire avec une divergence négative, les extrusions peuvent créer des courts-circuits. Ces deux situations peuvent conduire à un mauvais fonctionnement du circuit.

En considérant l'hypothèse que la migration chimique n'est pas prise en compte dans le calcul comme expliqué précédemment, la divergence du flux de masse induit sous l'effet du courant est illustrée dans l'équation suivante :

$$div(J_{em}) = \left(\frac{E_A}{kT^2} - \frac{1}{T} + \alpha \frac{\rho_0}{\rho}\right) \cdot J_{em} \cdot gradT \quad (VI-10)$$

où α est le coefficient thermique de la résistivité du matériau utilisé pour fabriquer la structure métallique.

En considérant que J_{em} est proportionnel à la densité de courant j , la divergence $div(J_{em})$ dépend de j et du gradient de température $gradT$.

Deux termes $divgradT$ et $divgrad\sigma_H$ apparaissent dans l'expression de la divergence du flux de masse de thermomigration (VI-6) et de celle induite par la contrainte mécanique (VI-7).

La meilleure façon de calculer ces deux divergences du flux de masse est l'analogie entre le comportement thermoélectrique et celui de thermomécanique [WEID-09].

Le terme $divgradT$ peut être couplé avec les équations électriques et écrit comme:

$$divgradT = -\frac{1}{\kappa} (\rho j^2 + gradT grad\kappa) \quad (VI-11)$$

avec $\kappa = 3 \left(\frac{k_B}{e} \right) \frac{T}{\rho}$

et le terme $divgrad\sigma_H$ peut être couplé avec les équations thermomécaniques et écrit comme :

$$divgrad\sigma_H = \frac{2E}{3(\nu-1)} \alpha_l divgradT \quad (VI-12)$$

Enfin, la divergence du flux de thermomigration qui montre aussi la dépendance de la divergence du flux de masse à la valeur de la densité de courant locale j peut être calculée (VI-13), ainsi que la divergence du flux de masse induit par la contrainte mécanique (VI-14).

$$div(J_{im}) = \left(\frac{E_A}{kT^2} - \frac{3}{T} + \alpha \frac{\rho_0}{\rho} \right) \cdot J_{im} \cdot gradT + \frac{CQD_0}{3k^3T^3} j^2 \rho^2 e^2 \exp\left(-\frac{E_A}{kT}\right) \quad (VI-13)$$

$$div(J_{\sigma}) = \left(\frac{E_A}{kT^2} - \frac{1}{T} \right) \cdot J_{\sigma} \cdot gradT - \frac{2CQD_0 E_y \alpha_l}{3kT(1-\nu)} \exp\left(-\frac{E_A}{kT}\right) \left\{ \frac{j^2 \rho^2 e^2}{3k^2T} + \left(\frac{1}{T} - \frac{\rho_0 \alpha}{\rho} \right) grad^2T \right\} \quad (VI-14)$$

La divergence du flux de masse induit par la contrainte mécanique montre une dépendance au gradient de température $gradT$ ainsi qu'à la densité de courant locale j . Il dépend également du matériau par l'intermédiaire de certains paramètres mécaniques et thermomécaniques tels que le module d'Young E_y , le coefficient de Poisson ν et le coefficient de dilatation thermique α_l .

Les structures métalliques dans des conditions critiques subissent les défaillances induites par le flux atomique. Les différents effets présentés précédemment contribuent ensemble à un flux atomique dans les interconnexions. La formation des cavités ainsi que des « hillocks » est due à une divergence du flux de masse.

Dans le travail de simulation par éléments finis, il n'y a que l'électromigration, la thermomigration et la migration par contrainte mécanique qui sont considérées. Dans ce cas, la valeur totale de la divergence du flux de masse est défini par :

$$div(J_{tot}) = div(J_{em}) + div(J_{im}) + div(J_{\sigma}) \quad (VI-15)$$

où $div(J)$ présente la divergence du flux de masse sous l'effet du courant, de la température, de la contrainte mécanique et total respectivement. L'expression complète peut être trouvée dans [DALL-03].

Cette dernière équation est utilisée pour calculer les divergences du flux de masse dans les modèles de simulation. La valeur maximale de la divergence du flux de masse indiquera la zone la plus critique et la localisation probable des défaillances dans la structure métallique.

VI.1.3 Synthèse

Nous avons présenté l'historique et les mécanismes de base des défaillances par électromigration. Pour étudier ce phénomène, nous allons présenter tout d'abord une étude préliminaire par simulation en collaboration avec le laboratoire LFI de l'université Hanovre, qui nous permet de déterminer les zones critiques dans nos assemblages « PoP ». Ensuite, les expériences seront réalisées afin de confirmer les résultats de simulation.

VI.2 Etude préliminaire

Une étude préliminaire par simulation par éléments finis est tout d'abord réalisée en collaboration avec le laboratoire LFI de l'Université d'Hanovre Allemagne.

Les paramètres nécessaires aux modèles de simulation des joints de brasure et lignes de métal (*Figure II - 3*) sont issus de notre analyse de construction présentée dans le chapitre II.

En plus, les modèles dans ANSYS® sont créés d'après nos paramètres [WEID-08]. Dans les simulations, les mécanismes de migrations différents comme électromigration, thermomigration et la migration due aux contraintes doivent être considérés.

Les lignes de métal et les joints de brasure dans la partie « bottom » du « PoP » sont plus fins que celles de la partie « top ». Donc, la partie « bottom » du « PoP » est a priori plus critique dans les études de la migration.

Par conséquent, un modèle de la partie « bottom » du « PoP » est construit par le laboratoire LFI, comme illustré dans la *Figure VI - 5*. Le courant appliqué est du côté gauche de la piste. Sa densité varie de 1 à 11×10^4 A/cm².

En analysant les résultats de simulation, la plus forte densité de courant se trouve dans le coin du via comme illustré dans la *Figure VI - 6*. Il faut remarquer que les densités de courant élevées sont aussi trouvées dans le bas du joint de brasure, comme décrit dans les autres simulations [LAI-07, YE-03, YEH-02].

Par ailleurs, la divergence du flux de masse totale (*Figure VI - 7*) est analysée afin de mettre en évidence l'état local de la structure. Celle dans le joint de brasure avec une densité de courant de 6×10^4 A/cm² est de 350 fois plus élevée que celle dans la piste.

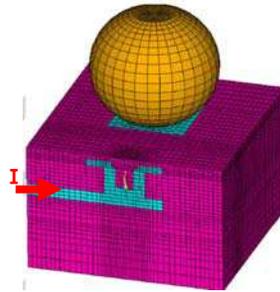


Figure VI - 5 : Modèle du joint de brasure de la partie « bottom » du « PoP » sur PCB avec piste [WEID-08]

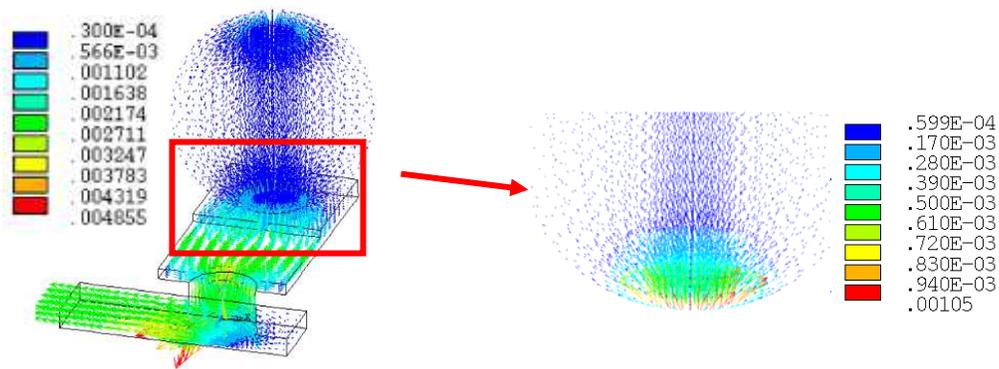


Figure VI - 6 : Plus forte densité de courant (unité : $A/\mu m^2$) [WEID-08]

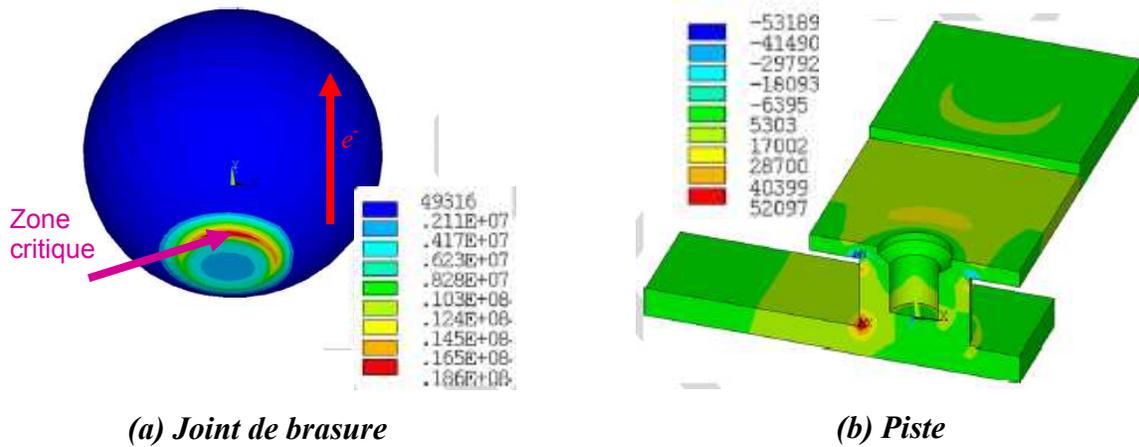


Figure VI - 7 : Distribution de divergence du flux de masse totale ($6 \times 10^4 A/cm^2$) (unité arbitraire) [WEID-08]

Les manques de matière se produisent aux endroits de forte densité de courant, ce qui accélère la défaillance, par un phénomène cumulatif, autour de ces zones de forte divergence du flux de masse.

En conclusion, comme la divergence du flux de masse et la densité de courant sont très élevées dans le bas du joint de brasure, le bas du joint de brasure du côté cathode (*Figure VI - 7*) apparaît être la zone la plus faible de la structure sous les effets électriques, thermiques et de contrainte provoqués par le passage de courant dans l'assemblage « PoP ».

VI.3 Etude expérimentale

Par l'étude préliminaire, on trouve que les joints de brasure sont plus fragiles que les pistes. Pour vérifier cette conclusion, des cartes assemblées sont soumises à de forts courants et à haute température afin d'analyser les effets de la migration dans l'assemblage « PoP ».

VI.3.1 Véhicules et conditions de tests

Il serait difficile de comprendre cette étude expérimentale sans quelques notions préalables au sujet des véhicules et des conditions de tests.

L'étuve DV60C (*Figure II - 16*) qui est présentée dans le paragraphe II.2 est utilisée pour fournir une température stable (120°C ou 100°C) afin d'accélérer les défaillances. Une alimentation stabilisée de marque SODILEC (*Figure VI - 8*) est utilisée afin de fournir un courant stable de 1A.



Figure VI - 8 : Générateur de courant

Lors de l'étude des connexions du connecteur sur la carte assemblée, on s'est rendu compte qu'il serait extrêmement difficile de tester tous les composants. En effet, le plus simple était de les mettre en série pour faire passer le courant dans chaque composant. Cette solution a été rapidement mise de côté car les sorties des composants ne sont pas indépendantes les unes des autres. Comme illustré dans la *Figure VI - 9*, les sorties du composant sont connectées par 2, 3 ou 6. Il a donc fallu se résoudre à ne pas tout tester mais à en tester le maximum. Une carte d'interface a été conçue par Y. REGARD lors de son stage au laboratoire [REGA-08]. Cette carte sert à connecter la carte assemblée avec les instruments de mesures et d'alimentation. Les

matériaux d'interconnexion et les pistes sont dimensionnés de façon à supporter les courants et les températures élevés.

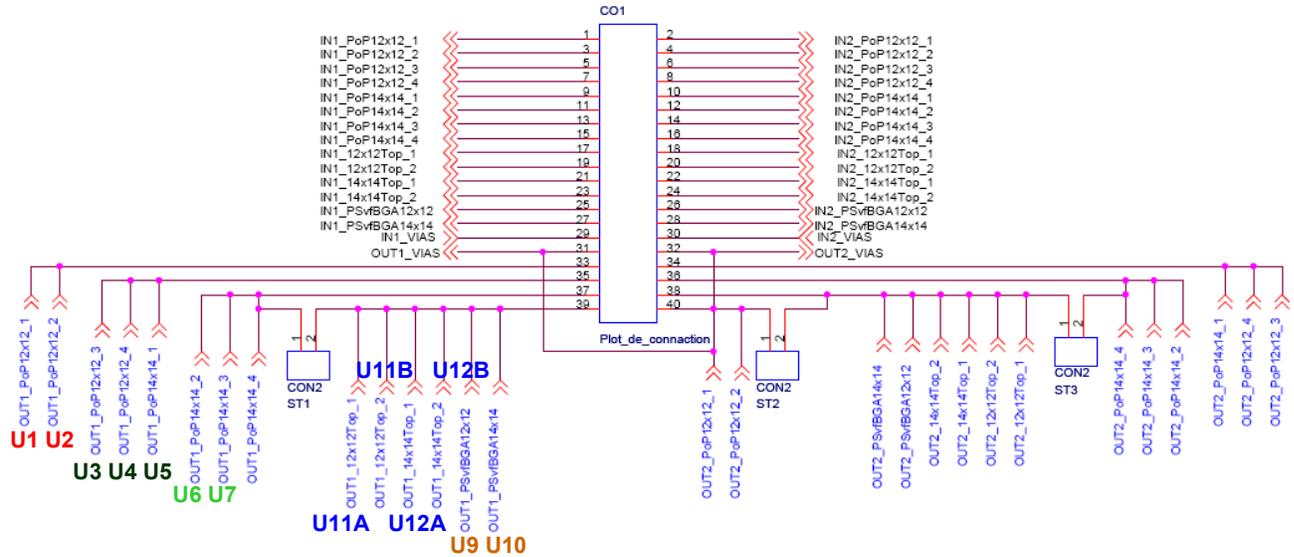


Figure VI - 9 : Conception du connecteur sur la carte : choix des composants

Puisque la carte assemblée est symétrique par rapport au centre, une moitié de la carte est utilisée pour chaque expérience afin d'avoir le maximum de résultats à analyser avec un nombre limité de cartes. On ne pourra pas tester plus de composants qu'il n'y a de sorties, c'est à dire 4 (30% du total) dans une moitié de carte, étant donné que pour mettre les composants en série il faut connecter chaque sortie à chaque entrée (Figure VI - 9).

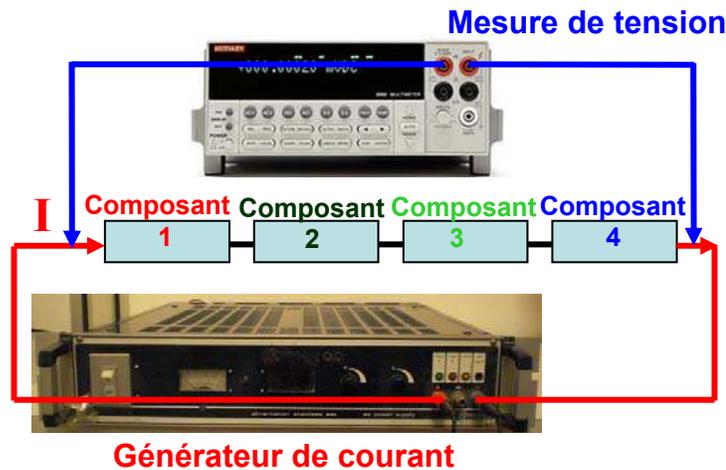


Figure VI - 10 : Expérience d'électromigration

Le composant U1 partage la même sortie que U2, donc on ne peut choisir qu'un composant entre ces deux qui sera traversé par le courant. Quatre composants peuvent être choisis d'après le *Tableau VI - 1*, c'est-à-dire que tous les autres composants sur la carte ne subissent que la température élevée. Cela permet d'étudier également l'effet thermique.

Comme illustré dans la *Figure VI - 10*, la tension des séries de composant est surveillée par un multimètre Keithley2000. Des données émises par ce multimètre sont acquises sur un PC chaque seconde via le port série, et stockées dans un tableau afin de pouvoir les traiter par des programmes dans un logiciel « Labview ».

VI.3.2 Vieillessement électrothermique

Les tests effectués sont des vieillissements accélérés. Lors de ces tests, deux effets principaux entrent en jeu :

Premièrement, les tests se feront en étuve, donc à des températures élevées (120°C ou 100°C), c'est-à-dire que les composants subissent des contraintes thermiques. Deuxièmement, le phénomène d'électromigration étant présent pour des forts courants, les composants subissent un effet électrothermique.

Composant	Composant à choisir	Type	Composant choisi
Composant 1	U1	PoP 12x12	U1
	U2	PoP 12x12	
Composant 2	U3	PoP 12x12	U3
	U4	PoP 12x12	
	U5	PoP 14x14	
Composant 3	U6	PoP 14x14	U8
	U7	PoP 14x14	
	U8	PoP 14x14	
Composant 4	U9	Bottom12x12	U9
	U10	Bottom14x14	
	U11	Top12x12	
	U12	Top14x14	

Tableau VI - 1 : Composants à choisir

La première manipulation d'électromigration sous 1A à 120°C est réalisée sur la première moitié de la carte numéroté « 1 ».

Comme expliqué précédemment, nous devons décider des composants à alimenter (quatre composants maximum). Parmi les composants U3, U4 et U5, l'assemblage « PoP12x12 » est choisi au lieu de l'assemblage « PoP14x14 », car les composants de petite taille sont supposés avoir plus de problèmes d'électromigration, comme illustré dans le *Tableau VI - 1*. Pour la même raison, le composant individuel « Bottom12x12 » U9 ayant les billes plus petites que celui du « top » est sélectionné.

Les composants concernés sont détaillés dans le *Tableau A - 1*. Pour éviter d'abîmer les composants à une température élevée, cette moitié de carte numéroté « 1 » est coupée par une scie diamantée. Ensuite l'expérience continue avec la deuxième moitié. Les composants symétriques à ceux sélectionnés dans la première manipulation sont utilisés dans la deuxième expérience, c'est-à-dire les composants U13, U17, U20 et U26 sur la même carte (voir *Figure VI - 11*). Les détails de la deuxième expérience sont illustrés dans le *Tableau A - 2* (ANNEXE).

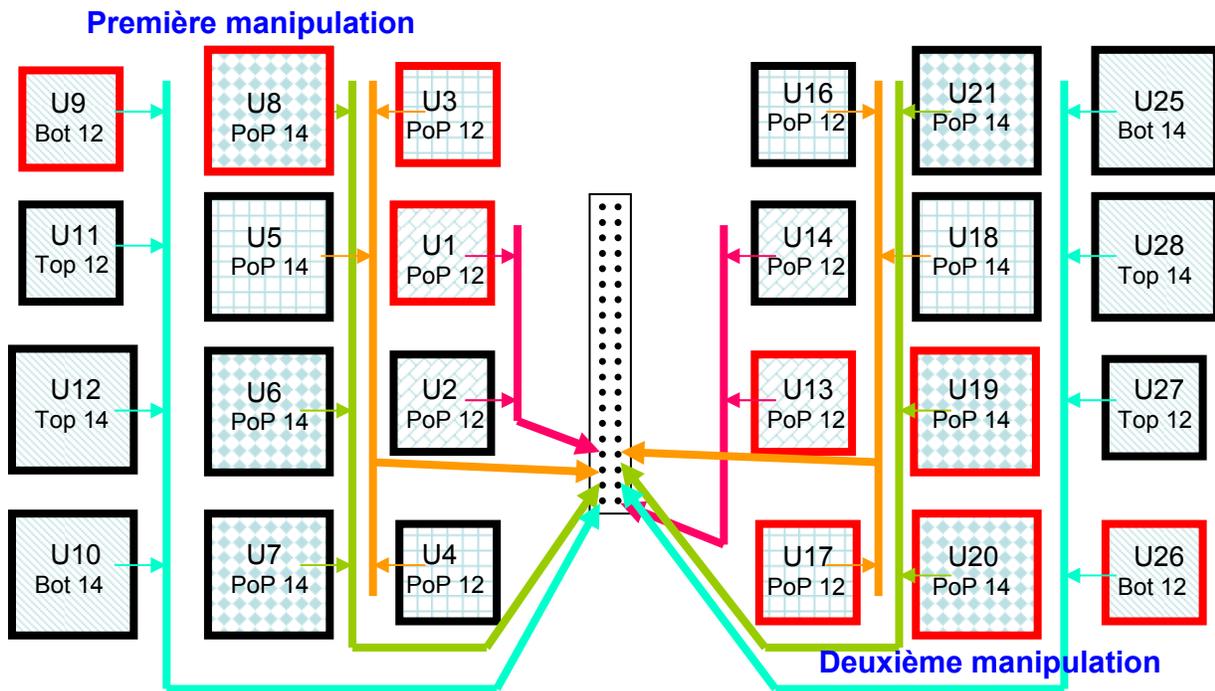


Figure VI - 11 : Positions des composants alimentés sur la carte numéroté « 1 »

Ensuite, pour avoir plus d'informations à analyser, des expériences avec un courant continu de 1A dans 100°C sont effectuées avec la carte numéroté « 2 ». Après analyses des

résultats de la carte numéro « 1 », les composants endommagés sont toujours les assemblages « PoP », et les composants individuels « bottom 12x12 » n'ont pas de défaillance. Donc les mêmes assemblages dans la carte numéro « 2 » sont choisis pour pouvoir être comparés avec les résultats de la carte numéro « 1 », et les composants individuels différents sont choisis pour avoir des résultats des « top » et « bottom » dans deux tailles.

Les résultats de la carte numéro « 2 » sont détaillés dans la *Figure A - 1*, les *Tableau A - 3* et *Tableau A - 4* (ANNEXE).

Expérience		Type de composant	Durée	
120°C	1A	PoP 12x12	7j24h	
			24j17h	
		PoP 14x14	5h	
			10h	
			12h	
			14h	
			19h	
			3j16h	
			5j17h	
			Bottom 12x12	7j24h
	24j17h			
	0A	PoP 14x14	24j17h	
	100°C	1A	PoP 12x12	17j21h
				79j21h
PoP 14x14			4h	
			10h	
			18h	
			21h	
			5j5h	
			29j23h	
0A		PoP 14x14	79j21h	

Tableau VI - 2 : Durée de courant différente

Pour étudier le mécanisme de défaillance d'électromigration, il est vraiment intéressant d'analyser la dynamique de croissance de l'intermétallique (IMC). Pour diminuer la durée d'expérience et avoir des résultats plus rapidement, on décide d'utiliser une température de 120°C sous 1A. Pourtant, nous ne pouvons pas effectuer cette expérience avec le même type de carte que les précédentes étant donné notre stock de cartes. La carte numéro « 3 » qui a la même finition est choisie.

Contrairement à ce qui était pressenti, les assemblages « PoP14x14 » sont endommagés le plus rapidement, donc on sélectionne ce même type d'assemblage pour les expériences suivantes.

L'idée de départ est d'avoir des composants subissant un courant de durée différente. Le courant passe dans quatre groupes d'assemblages. Après 24 heures, le premier groupe de composants est coupé pour avoir des composants subissant la même durée de température élevée. Ensuite, l'expérience continue. Chaque groupe de composants est coupé après une certaine durée d'alimentation. La durée de chaque test est fixée d'après l'analyse d'IMC des composants séparés dans le test précédent.

Les détails de la carte numéro « 3 » sont présentés dans la *Figure A - 2* et le *Tableau A - 5* (ANNEXE).

Grâce à notre choix, nous testons des composants de toute nature (« PoP », « top » et « bottom ») et de chaque géométrie (12x12/14x14). D'autre part certains d'entre eux subissent un courant pendant des durées différentes ; nous pourrions également comparer des comportements avec ou sans application de courant pour des durées et des températures identiques (*Tableau VI - 2*). L'objectif est donc atteint.

VI.4 Simulation numérique

Les modèles complémentaires de simulation sont construits par le laboratoire LFI. Un modèle global de connexion de l'assemblage « PoP » est présenté comme dans la *Figure VI - 12*. Ce modèle nous permet de simuler les connexions du « PoP » dans tous les niveaux.

Il est vraiment difficile de détailler chaque joint de brasure dans le modèle global. En plus, un modèle global avec trop de détails, qui a logiquement trop d'éléments, a besoin de beaucoup plus longtemps pour simuler. Pour simplifier le processus, gagner du temps et avoir des résultats suffisants, une méthode « submodelling » est utilisée. La *Figure VI - 13* montre les matériaux et les paramètres géométriques des « submodelling » du joint de brasure des deux parties (« top » et « bottom ») de l'assemblage « PoP ».

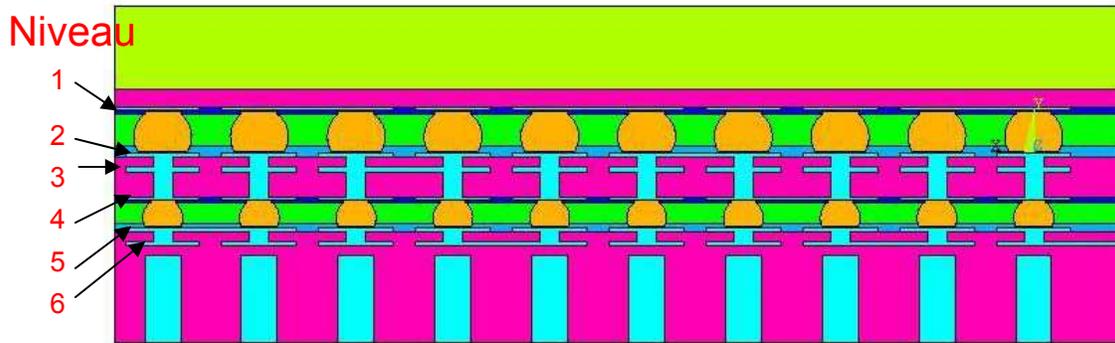


Figure VI - 12 : Modèle global de connexion du « PoP »

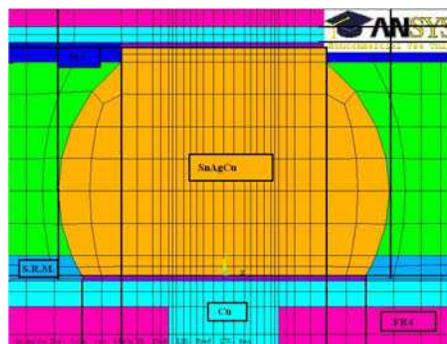


Figure VI - 13 : Modèle du joint de brasure (« submodelling »)

VI.5 Analyses des résultats

VI.5.1 Résultats électriques

Les composants dégradés sont mesurés par ohmmètre 4 fils pour localiser la défaillance. Les résultats de défaillance de trois cartes sont illustrés dans le *Tableau VI - 3*.

Premièrement, les assemblages « PoP » se dégradent plus vite que les composants individuels. A cause de la complexité de la structure de l'assemblage, la température autour de la bille est estimée être beaucoup plus élevée que dans les composants individuels. En effet, la température affecte le flux de masse par l'effet d'électromigration et la diffusion chimique comme présenté par les équations (VI-5) et (VI-9) [LIU-08, WEID-08]. Dès que la température dans l'assemblage est plus élevée que dans les composants individuels « top » et « bottom » dans les mêmes conditions, l'assemblage « PoP » est plus fragile dans les expériences d'électromigration. Il apparait que l'effet électrothermique est plus important dans les assemblages « PoP » que dans le composant individuel « bottom ».

Dans les deux premières expériences, l'assemblage « PoP14x14 » au lieu de « PoP12x12 », qu'on pensait le plus fragile, est toujours le premier endommagé pour quatre essais (*Tableau VI - 3*). Alors que les deux types d'assemblage ont deux tailles différentes mais les même tailles de billes, l'effet d'électromigration est supposé être le même. Pourtant, la dissipation thermique est moins bonne dans les assemblages « PoP14x14 » à cause de sa plus grande taille.

Carte	Manipulation	Défaillance	Type de composant endommagé	Chaîne défaillante
1 (120°C 1A)	1 ^{ère}	1 ^{ère}	PoP14x14	« bottom »
		2 ^{ème}	PoP12x12	B du « top »
	2 ^{ème}	1 ^{ère}	PoP14x14	« bottom »
		2 ^{ème}	PoP14x14	B du « top »
2 (100°C 1A)	1 ^{ère}	1 ^{ère}	PoP14x14	« bottom »
		2 ^{ème}	PoP14x14	A du « top »
		3 ^{ème}	PoP14x14	« bottom »
		4 ^{ème}	PoP12x12	« bottom »
		5 ^{ème}	PoP12x12	« bottom »
	2 ^{ème}	1 ^{ère}	PoP14x14	A du « top »
		2 ^{ème}	PoP14x14	« bottom »
		3 ^{ème}	PoP14x14	B du « top »
			PoP14x14	B du « top »

Tableau VI - 3 : Défaillances sur les deux cartes

La chaîne « A » de l'assemblage passe par toutes les billes du coin du « top ». Ces billes ne sont pas utilisées dans l'industrie à cause de leurs faiblesses par rapport aux contraintes mécaniques. Si nous ne comparons que les billes utiles, c'est-à-dire, la chaîne totale du « bottom » et la chaîne « B » du « top », il apparait que les défaillances se produisent le plus souvent au niveau du « bottom » (77%) dans le *Tableau A - 6* (ANNEXE). Puisque les connexions du « bottom » sont plus petites que celui du « top », ce phénomène peut être expliqué par la fragilité des connexions et la densité de courant plus importante que celui du « bottom ». Dans le résultat de simulation (*Figure VI - 14*), la zone critique de contrainte est trouvée dans les billes du « bottom », ce qui correspond bien aux résultats expérimentaux.

Les résultats expérimentaux révèlent de façon claire que le même assemblage (U8 ou U20) se dégrade toujours le premier sur les deux cartes (*Tableau VI - 4*). Sur la deuxième carte (100°C 1A), le composant se dégrade en environ une période six fois plus longue qu'à la température plus élevée (120°C 1A). La température joue un rôle très important dans le transport de masse sous les effets de chaque type de migration.

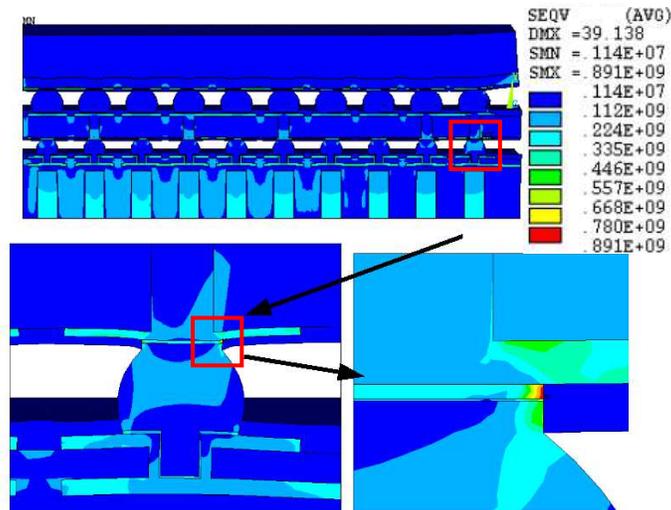


Figure VI - 14 : Résultats des contraintes de simulation (unité : Pa)

Carte	Manipulation	Durée de première défaillance	Composant	Type de composant endommagé
1 (120°C 1A)	1 ^{ère}	5j16h39m	U8	PoP14x14
	2 ^{ème}	20m	U20	PoP14x14
2 (100°C 1A)	1 ^{ère}	29j22h55m	U8	PoP14x14
	2 ^{ème}	9h58m	U20	PoP14x14

Tableau VI - 4 : Durée de première défaillance dans deux cartes

Les assemblages sur la carte « 3 » sont endommagés beaucoup plus vite que sur la carte « 1 » dans les mêmes conditions. La première défaillance de la carte « 1 » est trouvée au bout de cinq jours, et cinq défaillances sont trouvées dans la carte « 3 » dans un jour.

Ces deux cartes ont eu des processus et « containment tray » différents comme illustré dans le *Tableau VI - 5*). Le processus type 4 comporte une étape supplémentaire : tremper le « bottom » sur la pâte à braser. Les processus type 3 & 4 sont liés à la finesse de la poudre SnAgCu utilisée dans la pâte à braser, et le « containment tray » correspond à la profondeur de

l'outil servant à déposer par trempage la pâte sur les billes du composant « top », d'après M. Val de SOLECTRON fournissant nos cartes.

Numéro de carte	Finition	Pâte à braser	Type de Processus	Containment Tray
1	Gold	GRN360 – Type 4	3	5
2	Gold	GRN360 – Type 4	3	5
3	Gold	GRN360 – Type 4	4	3

Tableau VI - 5 : Paramètres de carte assemblée

Le type 3 correspond à un diamètre des particules de la poudre compris entre 25 & 45 μm et le type 4 entre 25 & 36 μm . Le transfert de matière de la carte « 3 » dont la poudre utilisée dans la pâte à braser est plus fine sera meilleur lors de la sérigraphie.

La valeur 3 (3 mils) sur « containment tray » de la carte « 3 » permet de déposer de la matière sur 30% de la bille. La valeur 5 (5 mils) couvre 50%. La valeur 3 apporte moins de pâte à braser. Les connexions apparaissent plus sensibles.

On s'aperçoit que les paramètres technologiques des procédés de fabrication, et en particulier du « containment tray », ont une influence déterminante sur la tenue des joints de brasure vis-à-vis des migrations de matière. Des analyses supplémentaires permettraient de quantifier l'influence de la masse d'apport, ainsi que de sa granulométrie sur les mécanismes globaux de diffusion.

VI.5.2 Analyse physique

VI.5.2.1 Effets sous courant

Les composants ont subi des microsections, puis un polissage, avant d'être observés par EDX (Energy Dispersive X-ray Analysis) pour analyser le mécanisme de défaillance. Tout d'abord, les composants alimentés et non-alimentés sont étudiés. Les assemblages « PoP14x14 » de la carte numéro « 1 » sont pris comme exemple : un assemblage alimenté (U8), et un non-alimenté (U5).

Comme la défaillance se trouve dans la chaîne « c1 » de l'assemblage U8, l'enrobage et le polissage sont faits spécialement pour pouvoir analyser le côté « 1 » comme illustré sur la *Figure VI - 15*. De même pour l'assemblage U5 afin de nous permettre de comparer avec des résultats de U8.

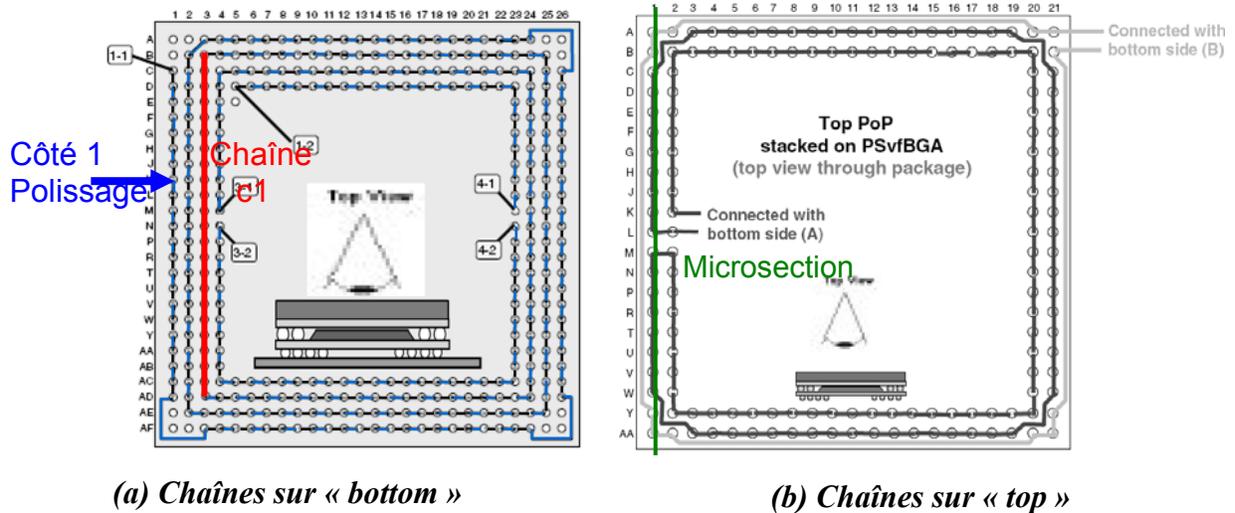


Figure VI - 15 : Côté à analyser pour les U8 et U5

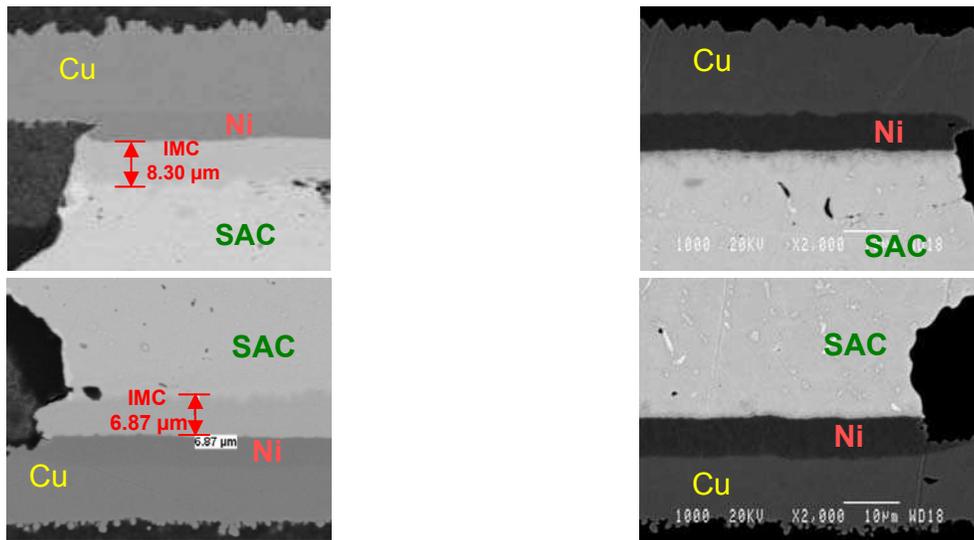


Figure VI - 16 : Résultats de microsection

Les résultats de la première microsection suivant la rangée de billes du « top » (ligne verte dans la Figure VI - 15) sont montrés dans la Figure VI - 16. Dans le composant non-alimenté, il y a très peu voire pas du tout d'IMC, comme illustré dans la Figure VI - 16 (b). Les IMCs sont trouvés dans les interfaces supérieures et inférieures du composant alimenté.

L'analyse EDX est ensuite utilisée pour analyser les IMC se formant dans le composant alimenté.

Deux types d'IMC se forment dans les interfaces entre le nickel et la bille SAC (Sn-Ag-Cu) : Cu_3Sn et Cu_6Sn_5 d'après l'analyse de matériaux par EDX (*Figure VI - 17*). Les cavités se développent et se propagent tout le long d'IMCs à cause de leur fragilité.

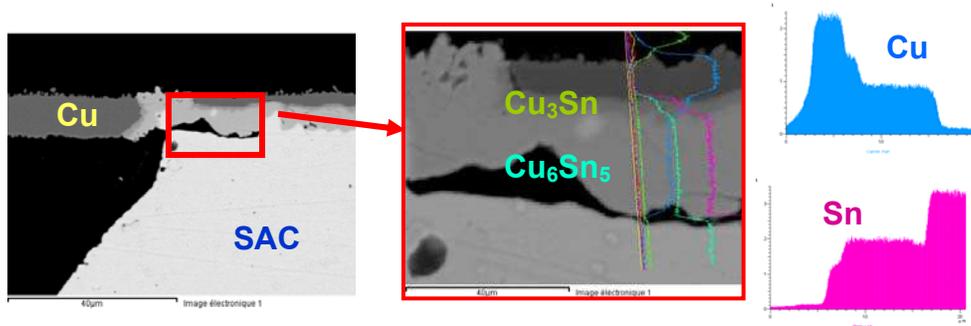


Figure VI - 17 : Deux types d'IMC

Le polissage continue jusqu'à la première rangée de bille du « bottom ». La structure de bille du « bottom » n'est pas exactement la même que la bille du « top ». Dans l'interface supérieure, il n'y a pas de couche nickel entre la couche cuivre et la bille SAC (*Figure VI - 17*). Malgré cela les IMCs sont encore trouvés dans le composant alimenté.

Les polissages successifs permettent d'analyser chaque rangée de bille de l'assemblage. Les phénomènes sont similaires. Comme mentionné précédemment, l'assemblage U8 se dégrade dans la chaîne « c1 ». La *Figure VI - 18* illustre la bille endommagée dans la chaîne « c1 ». Les atomes de cuivre diffusent dans la bille jusqu'à la dissipation complète de la couche. La fissure se propage le long de la couche fragile d'IMC et provoque l'effet de concentration de courant au niveau des interfaces. La bille finit par fondre à cause de l'effet Joule.

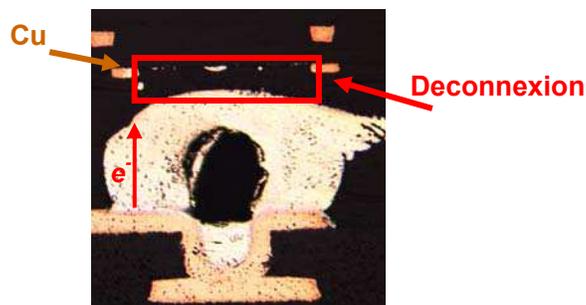
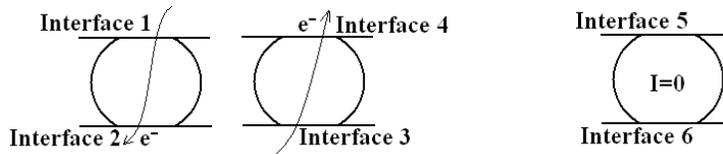
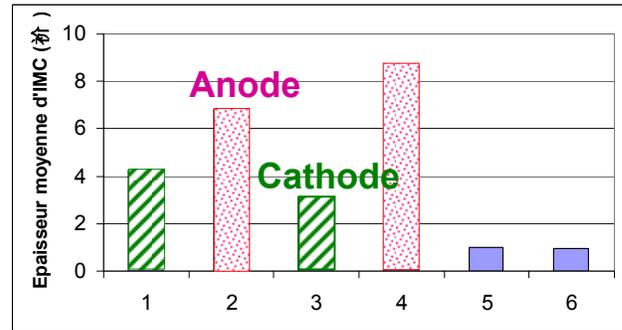


Figure VI - 18 : Vue en coupe au microscope optique de la défaillance due à l'électromigration



(a) Six interfaces différentes dans les expériences

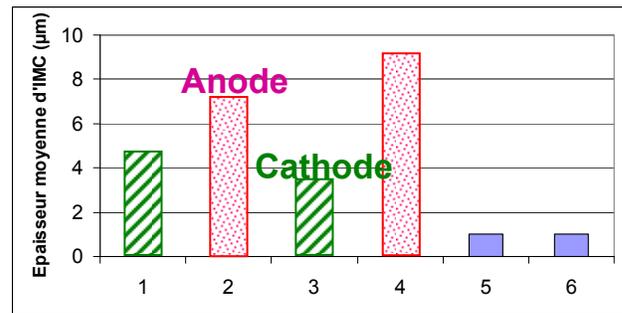
Interface	Moyenne (μm)	Min (μm)	Max (μm)
1 (cathode)	4,3±0,5	4,2±0,5	5,6±0,5
2 (anode)	6,8±0,5	4,8±0,5	10,4±0,5
3 (cathode)	3,1±0,5	2,4±0,5	4,2±0,5
4 (anode)	8,7±0,5	7,1±0,5	10,3±0,5
5	1,0±0,5	1,0±0,5	1,0±0,5
6	1,0±0,5	0,7±0,5	1,0±0,5



Epaisseur moyenne d'IMC

(b) Epaisseur d'IMC de la partie « top » du « PoP »

Interface	Moyenne (μm)	Min (μm)	Max (μm)
1 (cathode)	4,7±0,5	3,6±0,5	6,3±0,5
2 (anode)	7,2±0,5	6,2±0,5	10,7±0,5
3 (cathode)	3,5±0,5	2,0±0,5	4,9±0,5
4 (anode)	9,2±0,5	4,3±0,5	11,7±0,5
5	1,0±0,5	1,0±0,5	1,1±0,5
6	1,0±0,5	0,9±0,5	1,0±0,5



Epaisseur moyenne d'IMC

(c) Epaisseur d'IMC de la partie « bottom » du « PoP »

Figure VI - 19 : L'analyse d'IMCs des six interfaces différentes

Les IMCs sont mesurés sous le microscope optique avec une précision de 0,5μm. Les IMCs des composants alimentés sont beaucoup plus épais que ceux des composants non-alimentés à la fois à l'interface supérieure et inférieure. Les composants alimentés ont un flux de transport de masse J_{em} de plus que ceux non-alimentés d'après l'équation (VI-5), car la densité de courant dans ceux non-alimentés est nulle. En outre, la température augmente à cause de la résistance au courant électrique circulant dans la bille par effet Joule. Les atomes sont donc plus actifs en raison de l'augmentation de la température, ainsi, l'énergie nécessaire pour déplacer les

atomes est plus faible. La diffusion de masse devient alors plus importante. A cause du flux de masse, les matériaux s'interpénètrent, ce qui donne plus d'IMC à l'interface.

L'IMC formé sur l'UBM, ainsi que l'UBM lui-même, se dissout dans le joint de brasure pendant l'électromigration. Par conséquent, la défaillance d'électromigration est une combinaison de la formation des cavités sur les interfaces et la perte de l'UBM [WEID-08].

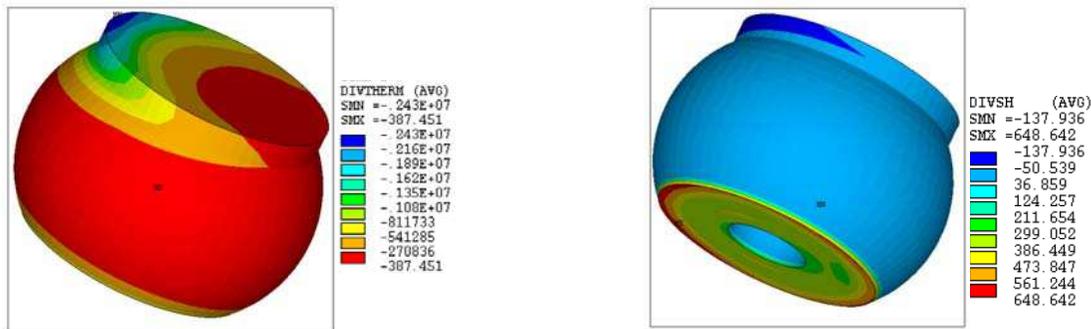
Dans nos expériences, il existe six interfaces différentes dans tous les composants comme illustré dans la *Figure VI - 19*.

Les deux types d'IMC Cu_3Sn et Cu_6Sn_5 sont pris en compte. En un mot, les couches d'IMC du côté anode sont plus épaisses que celles à côté de la cathode, comme indiqué par l'épaisseur moyenne de l'IMC dans la *Figure VI - 19*. Les histogrammes sont tracés afin de mettre en évidence les épaisseurs moyenne d'IMC dans la partie « top » et « bottom » de l'assemblage « PoP » (barres à pointillés pour le côté « anode », rayées pour le côté « cathode » et unies pour les composants non-alimentés). La différence majeure entre l'anode et la cathode est la direction du flux d'électrons, ce qui est de la cathode vers l'anode, comme illustrée par les flèches dans les figures. Cela signifie que le courant électrique augmente la croissance de l'IMC à l'anode et retarde à la cathode en raison de la polarité du courant. Par conséquent, l'IMC croît plus rapidement à l'anode et plus lentement à la cathode.

Pour étudier l'effet d'électromigration sur la formation d'IMC, le flux d'électromigration J_{em} , le flux de thermomigration J_{tm} et le flux par contrainte thermique J_{σ} doivent être considérés :

- Puisque la charge effective z^* est négative pour tous les matériaux concernés, les atomes se déplacent dans la même direction que les électrons, d'où le flux d'électromigration J_{em} (*Figure VI - 21*) d'après l'équation (VI-5) ;
- Par ailleurs, le flux de thermomigration J_{tm} est dirigé depuis le côté le plus chaud vers celui de température moins élevée, dans la direction opposée au gradient de température $gradT$ d'après l'équation (VI-6). En analysant les répartitions des divergences du flux de masse par thermomigration (*Figure VI - 20 (a)*), la température dans la couche cuivre T_1 est plus élevée que dans la bille T_2 , donc le flux de masse est dirigé dans la bille depuis la couche de cuivre, comme présenté par les flèches des flux de thermomigration J_{tm} dans la *Figure VI - 21*. La zone en bleu a la divergence du flux de masse la plus négative, c'est-à-dire qu'une accumulation de matériau se produit dans cette zone ;
- Le flux par contrainte thermique J_{σ} est dans la direction opposée au gradient de contrainte $grad\sigma_H$ d'après l'équation (VI-7). Les répartitions des divergences du flux de masse par contrainte mécanique (*Figure VI - 20 (b)*) montrent que les contraintes

en bas de la bille sont les plus fortes, ce qui signifie que le flux de masse diffuse de l'interface inférieure de la bille vers l'interface supérieure, comme le représentent les flèches des flux par contrainte J_σ dans la *Figure VI - 21*. Il faut noter que la direction de gradient de contrainte est indépendante de la direction de courant. Elle est la même dans les deux billes présentées. Pour ce cas aussi, la zone bleue présente une divergence du flux de masse la plus négative. Donc le flux de masse par contrainte mécanique accumule des matériaux dans la même zone que le flux de thermomigration.



(a) Divergence du flux de thermomigration (b) Divergence du flux par contrainte thermique

Figure VI - 20 : Résultats de simulation (unité arbitraire) [WANG-08]

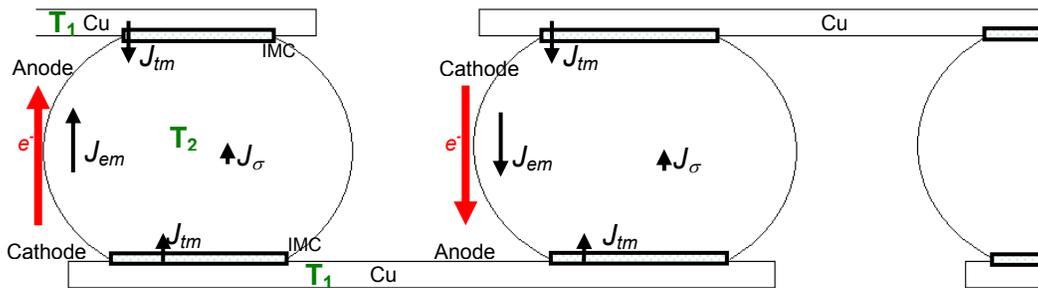


Figure VI - 21 : Flux de masse

Le flux de d'électromigration J_{em} provoque l'extrusion de matériaux du joint de brasure du côté anode [HUYN-01, LIU-99, LIU-00b], et le flux de masse par contrainte mécanique J_σ de l'interface inférieure vers l'interface supérieure. Le flux de masse par thermomigration J_{tm} diffuse depuis les interfaces « bille/couches de cuivre » vers l'intérieur de la bille.

La comparaison entre les *Figure VI - 21* et *Figure VI - 22* indique aussi que la divergence du flux par contrainte thermique est négligeable parmi ces trois flux de masse, et les valeurs de la divergence du flux par thermomigration sont 100 fois plus petites que celles d'électromigration.

Ainsi, la comparaison des valeurs obtenues par simulation pour chacun des trois flux de masse considérés indique une dominance de l'électromigration J_{em} .

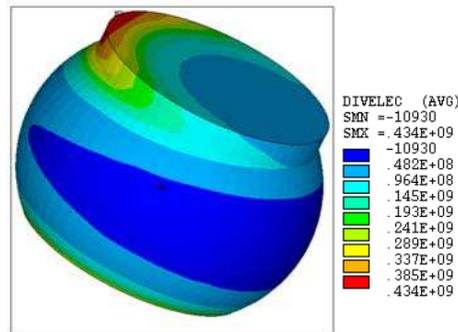


Figure VI - 22 : Divergence du flux d'électromigration (unité arbitraire) [WANG-08]

En conséquence, la couche d'IMC est beaucoup plus épaisse du côté anode par rapport à l'épaisseur du côté cathode dans les expériences, qui est en bon accord avec le fait que la divergence du flux de masse total est plus important du côté anode dans la simulation.

Le résultat de simulation montre que les divergences du flux de masse total des côtés anode et cathode du joint de brasure sont plus élevées qu'à l'intérieur (Figure VI - 23). La divergence du flux de masse du côté anode est un peu plus critique que celle du côté cathode. La divergence du flux de masse présente la formation des cavités dangereuses qui sont directement responsables de la défaillance de l'interconnexion. La zone critique (zone rouge) correspond bien à la fissure comme présentée dans notre bibliographie [FENG-09].

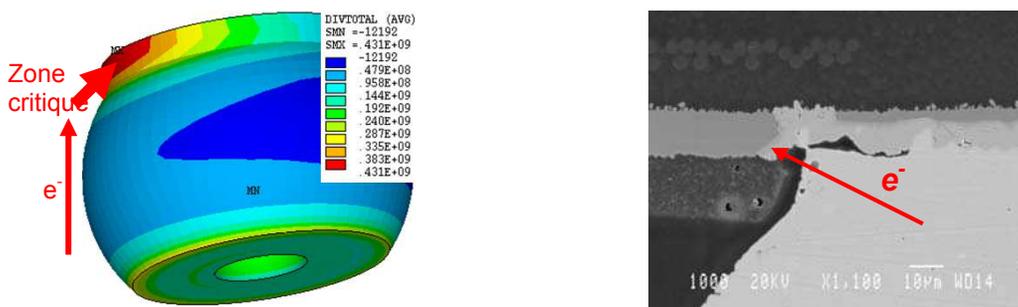


Figure VI - 23 : Distribution de divergence du flux de masse total dans le joint de brasure (unité arbitraire) [WANG-08]

VI.5.2.2 Influence de la température

Comme présenté précédemment, deux cartes assemblées ont subi des températures différentes (120°C et 100°C).

L'assemblage PoP12x12 dans les deux cartes qui ont subi un même courant à deux températures différentes est pris pour analyser l'influence de la température seule. En plus, pour analyser la cinétique de croissance d'IMC sur l'effet d'électromigration, les assemblages qui ont subi une durée de courant différente sont étudiés, comme illustré dans le *Tableau VI - 6*.

Carte	Assemblage « PoP12x12 »	Durée de courant
1 (120°C 1A)	U1	7j23h
	U17	24j16h
2 (100°C 1A)	U17	17j20h
	U1	79j21h

Tableau VI - 6 : Durée de courant des composants U17 et U1 dans deux cartes

Les courbes d'épaisseur moyenne d'IMC sont illustrées dans la *Figure VI - 24* d'après les résultats des composants U1 et U17 de deux cartes (*Tableau VI - 7*). Les résultats de microsection révèlent de façon claire que les IMCs obtenus à la température la plus élevée (120°C) sont plus épais que ceux obtenus à 100°C. La diffusion est thermiquement activée, généralement en fonction de la loi d'Arrhenius pour tous les flux de masse. En raison de l'augmentation du flux de masse, les matériaux diffusent d'un à l'autre, par conséquent composent plus d'IMC à l'interface.

Carte	Assemblage	Joint de brasure	Moyenne (µm)	Min (µm)	Max (µm)
1 (120°C 1A)	U1	Top	4,5	1,7	5,8
		Bottom	6,2	4,9	8,2
	U17	Top	9,4	7,8	9,9
		Bottom	10,6	8,9	10,9
2 (100°C 1A)	U1	Top	5,6	4,3	6,9
		Bottom	7,8	5,5	10,1
	U17	Top	4,1	2,9	5,2
		Bottom	6,2	3,9	8,6

Tableau VI - 7 : Epaisseur d'IMC des assemblages U17 et U1

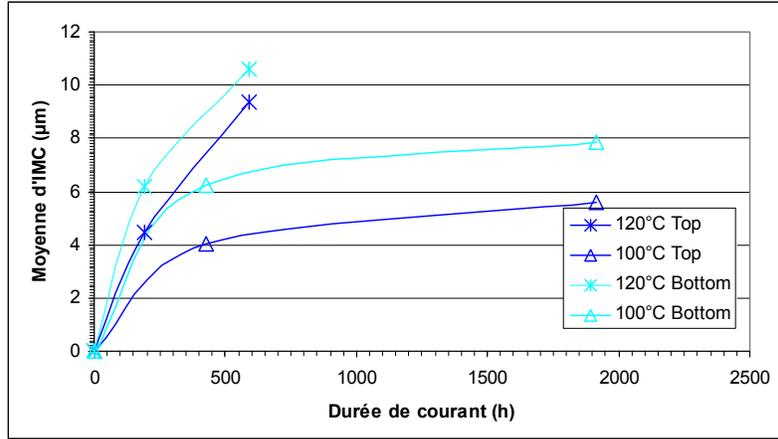


Figure VI - 24 : Moyenne d'IMC des assemblages

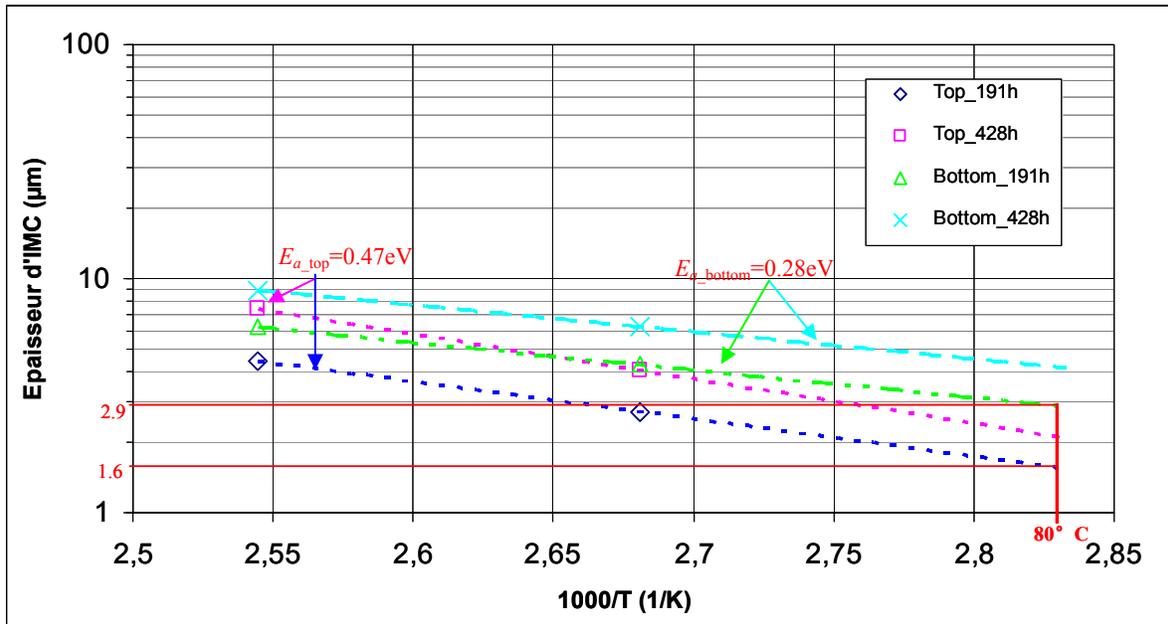


Figure VI - 25 : Energie d'activation

Les IMC des assemblages, qui ont subi le plus de courant, sont plus épais que ceux qui ont subi le courant avec une durée moins importante (Tableau VI - 7). Cette conclusion est vraie dans deux températures de test différentes. D'autre part, l'IMC est plus épais dans les joints de brasure du « bottom » que dans ceux du « top », parce que les joints de brasure du « bottom » sont plus petits que ceux du « top ».

D'après l'équation d'Arrhenius (VI-4), nous calculons l'énergie d'activation de croissance d'IMC sous l'effet des diffusions liées à l'électromigration. Il faut noter que d'après les calculs, les énergies d'activation sont identiques à 191h et 428h, ce qui signifie que c'est le même

mécanisme de formation d'IMC. La *Figure VI - 25* présente la variation d'épaisseur de l'IMC en fonction de $1/T$. On peut en estimer une valeur de l'énergie d'activation E_a : 0,28eV pour le « bottom », et 0,47eV pour le « top ». On peut rapprocher ces valeurs de celles répertoriées dans [CHAO-07], qui donne pour la constante l'interdiffusion du cuivre vers l'étain une énergie d'activation de 0,34eV, et pour la formation des intermétalliques Cu_3Sn et Cu_6Sn_5 , une énergie d'activation proche de 0,7eV.

Sous les mêmes conditions, l'énergie d'activation du « bottom » est plus petite que celle du « top », ce qui indique aussi que la croissance d'IMC est plus importante dans le « bottom ». Avec ces valeurs d'énergie d'activation et nos résultats, l'épaisseur d'IMC à différentes températures peut être prédit, afin d'analyser la fragilisation d'interface. Par exemple, l'épaisseur d'IMC du « PoP » à 80°C et alimenté avec un courant de 1A après 191h serait de 2,9 μ m pour le « bottom » et de 1,6 μ m pour le « top ».

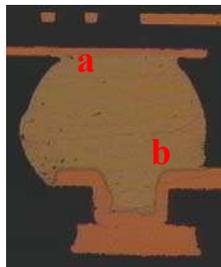
VI.5.3 « via-in-pad »

Comme présenté dans le chapitre II, une structure spéciale « via-in-pad » est utilisée pour la connexion de la bille du « bottom » et la carte PCB (Printed Circuit Board).

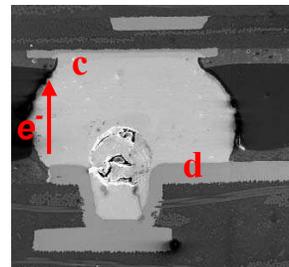
En comparant les billes dans le composant non-alimenté et celui alimenté (*Figure VI - 26*), les cavités sont observées dans les « via-in-pad » du composant alimenté. Le flux de masse par les effets d'électromigration provoque des manques dans les billes.

Comme cette structure « via-in-pad » pourrait être plus fragile, la simulation est réalisée par le laboratoire LFI afin d'analyser la distribution des contraintes Von Mises dans les joints de brasure, comme illustré dans la *Figure VI - 27*.

Il est observé que la zone la plus critique (rouge) est à l'intérieur du « via-in-pad », ce qui correspond à la fissure observée lors des tests expérimentaux (*Figure VI - 26*).



(a) Composant non-alimenté



(b) Composant alimenté

Figure VI - 26 : « via-in-pad » sans trou du « bottom »

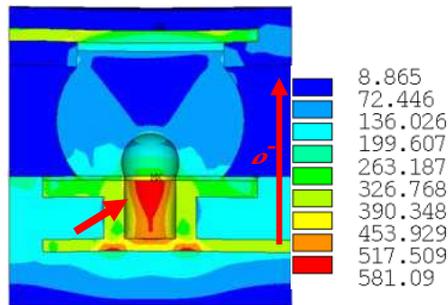


Figure VI - 27 : Distribution de contrainte VMS (Von Mises Stress) du joint de brasure avec « via-in-pad » (unité : MPa)

En plus, dans les assemblages, la pâte à braser peut ne pas entrer dans le « via-in-pad » durant le processus de fabrication. Cela pourrait provoquer une poche de gaz se formant dans les « microvia » qui se développe comme un trou dans la bille au cours du processus de refusion. L'existence de ce trou diminue la section d'interface où le courant passe, ce qui va provoquer une concentration de courant dans cette interface. Dans les expériences, les fissures sont trouvées dans cet endroit du composant alimenté comme illustré dans la *Figure VI - 28*. Le flux de masse par les effets d'électromigration aggrave le problème de cavité causé par défaut de processus en raison du « via-in-pad ». Et l'étude de simulation du « via-in-pad » avec des trous est en cours au laboratoire LFI afin d'analyser les effets d'électromigration, de thermomigration et de contrainte thermique dans cette structure particulière.

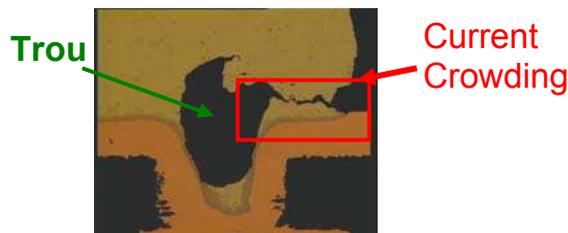


Figure VI - 28 : « via-in-pad » avec trou

Interface	a	b	c	d
Epaisseur d'IMC (µm)	1,0±0,5	1,0±0,5	8,6±0,5	4,6±0,5

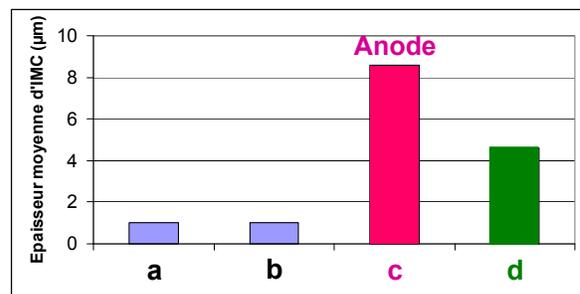


Tableau VI - 8 : Epaisseur d'IMC de « via-in-pad »

Dans l'interface des joints de brasure non-alimentés et alimentés, la moyenne des épaisseurs d'IMCs est également analysée (*Tableau VI - 8*).

Comme précédemment, l'IMC du côté anode est plus épais que celui de la cathode. L'épaisseur de l'IMC augmente sur le côté anode et diminue sur cathode par la dissolution dans le joint de brasure, qui est également observé dans [ALAM-06, WEID-08].

VI.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons réalisé une analyse de « PoP » dans la carte assemblée sous les effets thermiques et électrothermiques par simulation et expérimentalement.

Premièrement, l'historique des études de l'électromigration est présenté, ce qui justifie l'importance de nos études. Les mécanismes fondamentaux sont ensuite recensés afin d'analyser les résultats de simulation et ceux des manipulations.

Deuxièmement, l'étude préliminaire par simulation est réalisée en collaboration avec le laboratoire LFI de l'Université d'Hanovre (Allemagne), où la zone critique sous des effets électriques, thermiques et mécaniques est localisée dans le bas du joint de brasure.

Troisièmement, des tests sont effectués sur des composants de toute nature (« PoP », « top » et « bottom ») et de chaque géométrie (12x12/14x14) avec les cartes assemblées afin de valider les modèles et les résultats de la simulation. Dans le même temps, les modèles complémentaires de simulation sont construits par LFI afin d'étudier les répartitions de divergence du flux de masse dans l'assemblage « PoP ».

Enfin, tous les résultats expérimentaux et de simulation sont analysés et comparés. Sous fortes contraintes électriques, entraînant inévitablement un effet Joule important, l'assemblage « PoP » se dégrade plus vite que les composants individuels à cause de sa capacité de dissipation thermique faible. Et « PoP14x14 » est toujours le premier endommagé à cause de contraintes plus grandes, liées à ses dimensions. Les défaillances et les défauts sont détectées plutôt dans la partie « bottom » du « PoP » étant donné que ses connexions sont plus petites, ce qui est en bon accord avec la simulation. Les analyses par microsection et EDX sont réalisées afin d'étudier les IMC et les défaillances sous les effets thermiques et électrothermiques. Deux types d'IMC sont trouvés dans l'interface du joint de brasure. Les épaisseurs d'IMC sont analysées pour les composants non-alimentés et alimentés. L'évolution des épaisseurs d'IMC en fonction du temps est également étudiée. L'énergie d'activation moyenne qui régit la croissance des IMC est calculée d'après les résultats obtenus à différentes températures. La majorité des défaillances est repérée dans l'anode du joint de brasure correspondant à la zone critique dans la simulation. La structure particulière « via-in-pad » qui peut avoir un défaut de fabrication est également étudiée.

En un mot, nos études mettent en évidence l'importance des effets combinés d'un courant élevé et d'une haute température sur les interconnexions de l'assemblage « PoP ».

Conclusion de la partie C

Deux types d'essais de vieillissement accéléré : cycles thermiques et tests sous courant et température sont réalisés dans cette partie.

L'assemblage « PoP » est toujours plus risqué que les composants individuels dans ces deux essais. La structure complexe du « PoP » a une grande influence sur les contraintes thermomécaniques et la dissipation thermique. La zone critique se situe dans l'interface bille/substrat dans les expériences cycles thermiques ainsi que dans les essais de l'électromigration.

Deux types de fatigue thermomécanique sont réalisés dans nos études : la thermique pure et le cyclage thermique.

Effet		Interface	Moyenne (μm)	Min (μm)	Max (μm)
thermique pure	top	Supérieur	1,0 \pm 0,5	1,0 \pm 0,5	1,1 \pm 0,5
		Inférieur	1,0 \pm 0,5	0,7 \pm 0,5	1,0 \pm 0,5
	bottom	Supérieur	1,0 \pm 0,5	1,0 \pm 0,5	1,1 \pm 0,5
		Inférieur	1,0 \pm 0,5	0,9 \pm 0,5	1,0 \pm 0,5
cyclage thermique	top	Supérieur	3,3 \pm 0,5	2,9 \pm 0,5	3,4 \pm 0,5
		Inférieur	1,7 \pm 0,5	1,3 \pm 0,5	1,9 \pm 0,5
	bottom	Supérieur	7,5 \pm 0,5	7,1 \pm 0,5	7,9 \pm 0,5
		Inférieur	4,9 \pm 0,5	4,5 \pm 0,5	5,2 \pm 0,5

Tableau C - 1 : Epaisseur d'IMC

Les mêmes types de l'IMCs sont trouvés au niveau de l'interface bille/substrat dans les composants sous l'effet thermique pur et le cyclage thermique. Etant donné que le cycle thermique est $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$ et la température des tests de l'électromigration est 120°C , la durée à 125°C dans les expériences des cycles thermique est calculée afin de comparer des composants dans ces deux tests. Les composants du premier essai des cycles thermiques ont subi 324 heures de température 125°C . Un composant non-alimenté « PoP12x12 » a subi 387 heures à 120°C . Nous comparons ce dernier avec un « PoP12x12 » du premier essai des cycles thermiques. Leurs épaisseurs de l'IMCs sont présentées dans le *Tableau C - 1*.

Les couches d'IMCs sous l'effet des cycles thermiques sont plus épaisses que celles de la thermique pure comme illustré dans la *Figure C - 1*. L'effet des cycles thermiques est plus important pour la croissance de l'IMCs que l'effet de thermique pure.

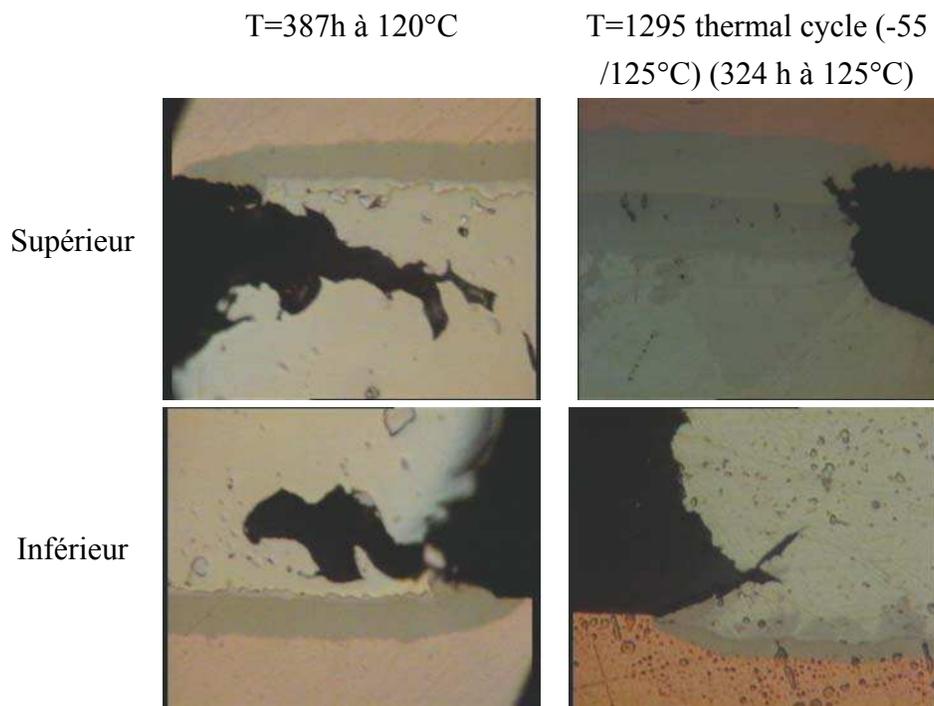


Figure C - 1 : IMCs des billes

Conclusion générale

Aujourd'hui, le besoin des produits électroniques intelligents, légers, petits, minces et rapides, ainsi que conviviaux, fonctionnels, puissants, fiables, solides, innovants et moins coûteux devient de plus en plus important. L'assemblage « PoP » est une des nouvelles technologies à répondre à ce besoin. Cet assemblage est susceptible d'avoir des risques de défaillance à cause de sa structure complexe et de ses joints de brasure sans plomb. Dans ce travail nous avons mis en œuvre une étude de la fiabilité des assemblages microélectroniques tridimensionnels « PoP » à travers l'analyse de leur comportement thermomécanique, hygromécanique, électronique.

Premièrement, les véhicules de tests ont été présentés, et les assemblages « PoP » sont analysés physiquement. Les paramètres géométriques ont été déterminés, et la nature des matériaux identifiée. Les interconnexions sont minces et les joints de brasure sans plomb sont petits. L'encapsulation plastique, fine également, est susceptible d'absorber de l'humidité. Ces trois paramètres peuvent être à l'origine de futures défaillances.

La phase d'assemblage, d'une part, et l'absorption d'humidité, d'autre part, provoquent un gauchissement des composants, qui induit des contraintes dans l'assemblage. Le processus refusion qui mène rapidement les composants de la température ambiante à une température de l'ordre de 220°C provoque des gauchissements thermomécaniques. Le comportement thermomécanique a été étudié conjointement de façon expérimentale et par simulations numériques par éléments finis. Un modèle analytique qui permet de prédire le gauchissement thermomécanique a également été développé. Ce modèle analytique et les modèles de simulation sont validés par les résultats expérimentaux. Ils peuvent donc être étendus à l'analyse du

comportement thermomécanique d'autres assemblages « PoP ». Les gauchissements de l'assemblage « PoP » sont plus importants que ceux du composant individuel (« top » et « bottom »), à cause de sa structure complexe. Les contraintes thermomécaniques du « PoP » sont aussi plus élevées que celles du composant individuel. Les zones critiques sont situées dans l'interface substrat/billes pour les trois types de composants.

L'analyse hygromécanique est importante pour les encapsulages plastiques. Les résines et les substrats absorbent de l'humidité, ce qui provoque des risques des fissures, de délaminations, de déformations. Les phénomènes hygroscopiques et hygromécaniques ont donc été analysés pour les assemblages « PoP ». Une méthode expérimentale originale par profilométrie a été mise au point pour déterminer le gauchissement hygromécanique. Parallèlement, des modèles de simulations par éléments finis ont été construits sur la base de modèles thermiques pour analyser ces effets. Nous avons montré que l'assemblage « PoP » absorbe plus d'humidité que la somme de chacun des deux composants individuels (« top » et « bottom ») dans les mêmes conditions de température et d'humidité ambiantes. Ceci s'explique par le fait que de l'humidité est stockée dans l'espace entre le « top » et « bottom » de l'assemblage « PoP » ; cette hypothèse a été confirmée par les résultats de simulation. Dans le même temps, le gauchissement du « PoP » et les contraintes hygromécaniques sont moins élevées que dans les composants individuels, car l'assemblage « PoP » est plus épais que les composants individuels. Finalement, les modèles de simulation sont validés par les expériences, ce qui permettra de les utiliser pour d'autres assemblages avec des paramètres géométriques et/ou de matériaux différents.

Après avoir étudié les comportements mécaniques au niveau du composant, nous avons réalisé des essais de vieillissement accéléré afin d'étudier la fiabilité au niveau de l'assemblage. Deux types d'essais : cycles thermiques et tests sous fort courant et température élevée, ont été réalisés afin de nous permettre d'analyser trois types d'effets :

- thermique pur,
- thermomécanique,
- électrothermique.

Des essais en cycles thermiques $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$ sont réalisés afin d'analyser la fiabilité des composants assemblés sur un circuit imprimé. Pour les simulations, une étude préliminaire montre que la présence d'autres composants sur la carte utilisée dans les essais, influe peu sur les contraintes thermomécaniques que subit un composant assemblé ; ainsi, le modèle de simulation peut être simplifié. Les résultats expérimentaux et les simulations des composants individuels

assemblés sont en bon accord : la zone critique se situe au niveau de l'interface bille/substrat. Par analogie, les zones critiques du « PoP » sont déterminées. Elles se situent également au niveau de l'interface bille/substrat du « bottom », ce qui est validé par des résultats expérimentaux.

Les composants de petite taille « 12x12 » se dégradent plus vite et plus souvent que les composants de taille supérieure. L'influence de la puce de silicium est très importante pour la répartition des contraintes thermomécaniques.

L'étude électrique en collaboration avec le laboratoire LFI de l'Université Hanovre a également été présentée. Les effets sous courant et température : électromigration, thermomigration, migration par contrainte mécanique et migration chimique ont tout d'abord été présentés de façon théorique. Une étude préliminaire par simulation réalisée par le laboratoire LFI a permis de localiser des zones critiques dans le « PoP ». Ensuite, des expériences ont été faites à 120°C/1A et 100°C/1A. Les principaux résultats de ce chapitre peuvent se résumer de la façon suivante :

La structure de l'assemblage « PoP » est complexe, donc la dissipation thermique est moins bonne que dans un composant individuel. Le phénomène d'électromigration est aggravé dans le « PoP ». La zone critique, d'après les simulations, se situe dans les billes du « bottom » le long de la couche intermétallique. Après vieillissement jusqu'à défaillance, les fissures sont effectivement localisées dans ces zones. Deux types de composés intermétalliques sont trouvés dans les interfaces bille/substrat, et les couches intermétalliques du composant alimenté sont plus épaisses que celle du composant non-alimenté. L'influence de la température est importante pour la croissance de la couche intermétallique et la défaillance du composant. L'énergie d'activation est également calculée, ce qui permet de prédire des épaisseurs de l'IMC aux températures différentes. Enfin, la structure spéciale « via-in-pad » est étudiée. La zone critique se situe dans l'intérieur du « via ».

Des intermétalliques de même nature sont trouvés dans les composants sous l'effet thermique pur, thermomécanique, et électrothermique. L'effet électrique est particulièrement sensible, il en accélère la croissance de façon dissymétrique (anode/cathode). Un résultat plus surprenant est le suivant : pour une durée d'exposition à la température haute similaire, les couches intermétalliques sont moins épaisses lorsque le composant est soumis à un vieillissement thermique pur, que lorsqu'ils sont soumis à des cycles thermiques. Ainsi, au phénomène purement thermique s'ajouterait un phénomène mécanique.

Finalement, les deux types d'essais de vieillissement accéléré montrent que le « PoP » est toujours plus fragile que chacun des composants individuels. Assembler un composant « top » sur un autre composant « bottom » augmente les risques de défaillances.

Dans ce travail, des analyses ont été effectuées par expériences et simulations dans le but d'étudier les mécanismes de défaillance de l'assemblage à très forte densité d'intégration « PoP ». Les études sur trois domaines des mécanismes : thermiques, hygroscopiques et électriques ont été présentées. Ainsi, les assemblages « PoP » se révèlent plus fragiles que les composants individuels du fait de leur structure complexe.

Etant donné que les zones critiques du « PoP » sous les effets thermomécaniques, hygromécaniques sont déterminées, il sera intéressant d'analyser la délamination par des essais « choc thermique » pour continuer cette étude. Des révélations de microstructure du « PoP » sous ces effets seront utiles afin de mieux comprendre des initiations des défaillances. Une prolongation possible de ce travail serait également le développement de modèles prédictifs d'évaluation de la microstructure de la brasure sous ces différentes contraintes.

Liste des abréviations

BGA	Ball Grid Array
B/PCB	Bille/PCB
B/S	Bille/Substrat
CME	Coefficient of Moisture Expansion
CSP	Chip Scale Package
CTE	Coefficient of Thermal Expansion
EDX	Energy Dispersive X-ray
FEM	Finite Element Method
IC	Integrated Circuit
IEM	Interférences Electromagnétiques
IMC	Intermetallic compound
I/O	Inputs/Outputs
IRF	Interférences Radiofréquences
LFI	Laboratorium Für Informationstechnologie
MtM	More than Moore
PCB	Printed Circuit Board
PoP	Package-on-Package
PSvfBGA	Package Stackable Very Thin Fine Pitch BGA
RH	Relative Humidity
SAC	SnAgCu
S-CSP	Stacked-Chip Scale Packages
SiP	System-in-Package
TGA	Thermal Gravity Analyser
TMA	Thermo-Mechanical Analyser
TTF	Time to First Failure
UBM	Under Bump Metallization
VMS	Von Mises Stress

Annexe

Composants	PoP 12x12		PoP 14x14	Bottom 12x12
Durée du courant	U1	U3	U8	U9
5j16h39m	I*	I*	I* D*	I*
+2j7h12m	I*	I* D*		I*
Total	7j23h51min	7j23h51min	5j16h39min	7j23h51min

Tableau A - 1 : Composants alimentés dans la première expérience

I* signifie que le composant est alimenté pendant le test, et D* signifie que le composant est dégradé à l'issue du test.

Tout d'abord, le courant 1A est injecté dans les quatre composants U1, U3, U8 et U9. Après 5 jours 16 heures 39 minutes, un circuit ouvert est détecté. En conséquence, on éteint le générateur de courant et l'étuve. La carte à étudier est sortie de l'étuve pour localiser la défaillance par ohmmètre 4 fils. Le composant U8 (PoP 14x14) dégradé est ensuite court-circuité pour continuer l'expérience sur les trois autres composants.

De la même façon, la deuxième défaillance est localisée dans le composant U3 après 2 jours 7 heures 12 minutes de plus.

Composants	PoP 12x12		PoP 14x14		Bottom 12x12
Durée du courant	U13	U17	U19	U20	U26
20m	I*	I*		I* D*	I*
+ Pas de défaillance en 3 semaines (21j)	I*	I*			I*
+3j16h23m	I*	I*	I* D*		I*
Total	24j16h43m	24j16h43m	3j16h23m	20m	24j16h43m

Tableau A - 2 : Deuxième expérience sur la carte numéro « 1 »

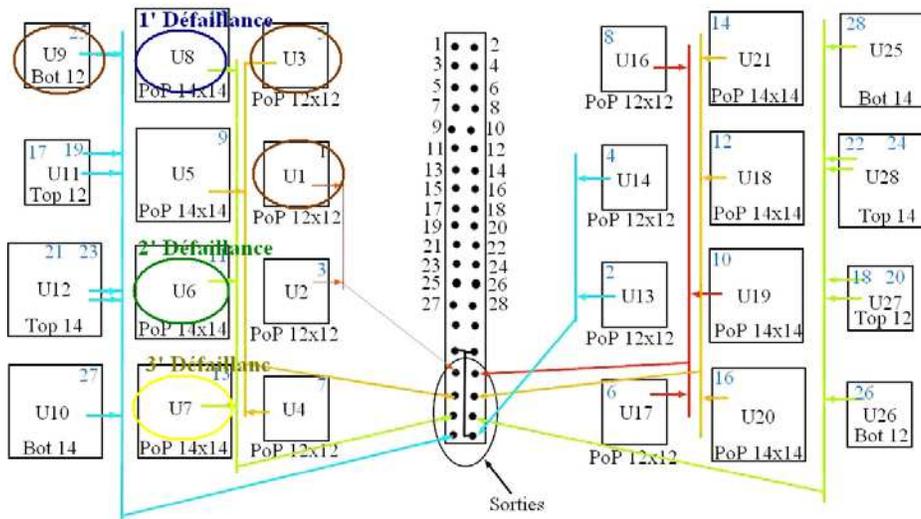


Figure A - 1 : Position des composants alimentés sur la carte numéro « 2 »

Composants	PoP 12x12		PoP 14x14			Bottom 12x12
	U1	U3	U6	U7	U8	U9
29j22h55m	I*	I*			I* D*	I*
+21h28m	I*	I*	I* D*			I*
+18h14m	I*	I*		I* D*		I*
+30j19h27m	I*	I* D*				I*
Total	98j17h 04m	98j17h 04m	21h28m	18h14m	29j22h 55m	98j17h 04m

Tableau A - 3 : Première expérience sur la carte numéro « 2 »

Composants	PoP 12x12		PoP 14x14			Bottom 14x14	Top 14x14
	U13	U17	U19	U20	U21	U25	U28B
9h58m	I*	I*		I* D*			I*
+5j4h45m	I*	I*			I* D*	I*	
+4h24m	I*	I*	I* D*			I*	
+12j01h48m	I*	I*				I*	
Total	17j20h 54m	17j20h 54m	4h24m	9h58m	5j4h45m	17j10h57m	9h58m

Tableau A - 4 : Deuxième expérience sur la carte numéro « 2 »

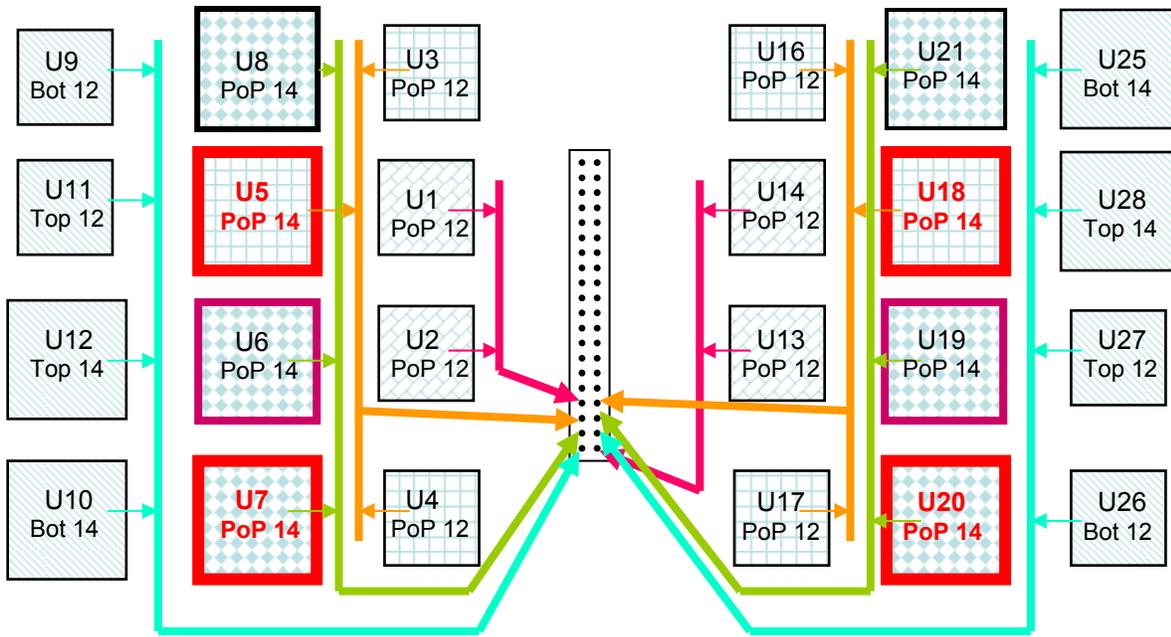


Figure A - 2 : Des composants alimentés sur la carte numéro « 3 »

Composant	U5	U7	U18	U20	U6	U19
5h04m	T & I	T & I	T & I	T & I	T	T
				Dégradé		
+4h52m	T & I	T & I	T & I	T	T	T
		Dégradé				
+9h18m	T & I	T	Coupé +U21	T	T & I	T & I
	Dégradé					
+2h32m	Coupé +U8	T	Coupé	Coupé	T & I	T & I
+2h28m		T			T & I	Coupé
					Dégradé	
		Coupé			Coupé	
Total (I)	19h14	9h56	9h56	5h04	14h18	11h50

Tableau A - 5 : Processus d'expérience sur la carte numéro « 3 »

Carte	Manipulation	Défaillance	Durée	Composant	Type	Chaîne défailante
1 (120°C 1A)	1 ^{ère}	1 ^{ère}	5j16h39m	U8	PoP14x14	« bottom »
		2 ^{ème}	+2j7h12m	U3	PoP12x12	B du « top »
	2 ^{ème}	1 ^{ère}	20m	U20	PoP14x14	« bottom »
		2 ^{ème}	+3j16h23m	U19	PoP14x14	B du « top »
2 (100°C 1A)	1 ^{ère}	1 ^{ère}	29j22h55m	U8	PoP14x14	« bottom »
		2 ^{ème}	21h28m	U6	PoP14x14	A du « top »
		3 ^{ème}	18h14m	U7	PoP14x14	« bottom »
		4 ^{ème}	19j32h15m	U2	PoP12x12	« bottom »
		5 ^{ème}	18j19h53m	U3	PoP12x12	« bottom »
	2 ^{ème}	1 ^{ère}	9h58m	U20	PoP14x14	A du « top »
		2 ^{ème}	5j4h45m	U21	PoP14x14	« bottom »
		3 ^{ème}	4h24m	U19	PoP14x14	B du « top »
3 (120°C 1A)	1 ^{ère}	1 ^{ère}	5h04m	U20	PoP14x14	« bottom »
		2 ^{ème}	4h52m	U7	PoP14x14	« bottom »
		3 ^{ème}	9h18m	U5	PoP14x14	A du « top »
		4 ^{ème}	2h32m	U19	PoP14x14	« bottom »
		5 ^{ème}	2h28m	U6	PoP14x14	A du « top »

Tableau A - 6 : Défaillances sur les trois cartes

Références

- [ALAM-06] Alam M.O., Wu B.Y., Chan Y.C. et Tu K.N., “*High electric current density-induced interfacial reactions in micro ball grid array (μ BGA) solder joints*”, *Acta Materialia*, Vol. 54, pp.613-621, **2006**
- [ALPE-08] Alpern P., Lee K.C., “*Moisture induced delamination in plastic encapsulated microelectronic devices : a physics of failure approach*”, *Thansactions on device and materials reliability*, pp. 478-483, **2008**
- [AMAG-02] Amagai M., Watanabe M., Omiya M., Kishimoto K., Shibuya T., “*Mechanical characterization of Sn-Ag-based lead-free solders*”, *Microelectronics Reliability*, Vol. 42, pp.951-966, **2002**
- [ANAL-99] Analysis Tech, “*OPERATORS MANUAL STD SERIES EVENT DETECTORS*”, **1999**
- [ANJO-98] Anjoh I., Nishimura A., Eguchi S., “*Advanced IC packaging for the future applications*”, *IEEE Transactions on Electron Devices*, Vol. 45, No.3, pp.743-842, **1998**
- [ARDE-02] Ardebili H., Hillman C., Natishan M.A.E., McCluskey P., G. Pecht M., Peterson D., “*A Comparison of the Theory of Moisture Diffusion in Plastic Encapsulated Microelectronics with Moisture Sensor Chip and Weight-Gain Measurements*”, **2002**
- [BERT-09] Berthou M., Petailleau P., Frémont H., Guédon-Gracia A., Jéphos-Davennel C., “*Méthodes d’analyse et mécanisme de propagation des fissures des joints de brasure SAC (Sn-Ag-Cu) en fatigue thermomécanique*”, *Journées Nationales du Réseau Doctoral de Microélectronique (JNRDM)*, **2009**
- [BLAC-67] Black J.R., *Proceeding of Sixth annual Reliability Physics Symposium*, pp.148-159, **1967**
- [BLEC-76] Blech I.A., “*Electromigration in Thin Aluminum Films on Titanium Nitride*”, *Journal of Applied Physics*, pp.1203-1208, **1976**
- [BRAN-98] Brandenbury S., Yeh S., “*Electromigration Studies of Flip Chip Bump Solder Joints*”, *Surface Mount International Conference and Exhibition*, pp.337-344, **1998**
- [CHAO-07] Chao B., Chae S.-H., Zhang X., Lu K.-H., Im J, Ho P.S., “*Inverstigation of diffusion and electromigration parameters for Cu-Sn intermetallic compounds in Pb-free solders using simulated annealing*”, *Acta Materialia*, pp. 2805-2814, **2007**
- [CHEN-94] Chen A., Schaefer W., Lo R., Weiler P., “*A Study of the Interactions of Molding Compound and Die Attach Adhesive, with Regards to Package Cracking*”, *Elec. Comp. Tech. Conf.*, pp. 115-120, **1994**
- [CHEN-07] Chen C., Liang S.W., “*Electromigration Issues in Lead-free Solder Joints*”, *Mater Electron*, pp.259-268, **2007**
- [CHIE-03] Chien C-H., Chen Y-C., Chiou Y-T.,Chen T., Hsieh C-C., Yan J-J., Wu Y-D., “*Influences of the moisture absorption on PBGA package’s warpage during IR reflow process*”, *Microelectronics Reliability*, pp.131-139, **2003**

- [CHIE-06] Chien C-H., Chen T., Chen Y-C., Chiou Y-T., Hsieh C-C., Wu Y-D., “*Stability of the Warpage in a PBGA Package Subjected to Hygro-thermal Loading*”, Microelectronics Reliability, pp.1139-1147, **2006**
- [CHOI-00] Choi S., subramanian K.N., Lucas J.P., Bieler T.R., “*Thermomechanical fatigue Behavior of Sn-Ag Solder Joints*”, Journal of Electronic Materials, Vol. 29, no.10, pp.1249-1257, **2000**
- [CRAN-75] Crank J., “*The Mathematics of Diffusion*”, Oxford University Press, Cambridge, **1975**
- [DALL-03] Dalleau D., “*3-D Time-depending Simulation of Void formation in Metalliwation Structures*”, **2003**
- [DARV-95] Darveaux R., “*Reliability of Plastic Ball Grid Array Assembly*”, Ball Grid Array Technology, New York, pp. 379-442, **1995**
- [DELE-03] Delétage J.Y., “*ÉTUDE DE LA DURÉE DE VIE D’ASSEMBLAGES MICROÉLECTRONIQUES PAR L’UTILISATION DE SIMULATIONS, DE MODÈLES DE DÉGRADATION ET DE CIRCUITS INTÉGRÉS SPÉCIFIQUES DE TEST*”, Thèse de Doctorat, Université de Bordeaux I, **2003**
- [EXTR-w0] <http://extranet.senat.fr/rap/100-261/100-261106.html>
- [FENG-08] Feng W., Frémont H., Guédon-Gracia A., Verdier F., Plano B., “*Analytical Model for Thermally-induced Warpage of POP*”, EuroSime, **2008**
- [FENG-09] Feng W., Weide-Zaage K., Verdier F., Plano B., Guédon-Gracia A., Frémont H., “*Electrically driven matter transport effects in PoP interconnections*”, EuroSime, **2009**
- [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, Vol. 29, no.10, pp. 1258-1263, **2000**
- [FOUA-01] Fouassier O., Thèse de Doctorat, Université de Bordeaux I, Sep. **2001**
- [FUKU-85] Fukuzawa I., Ishiguro S., Nambu S., “*Moisture Resistance Degradation of Plastic LSIs by Reflow Soldering*”, Int. Rel. Phys. Sym., pp. 192-197, **1985**
- [GARR-00] Garrou T., “*Wafer level chip scale packaging (WL-CSP) : an overview*”, IEEE Trans. Adv. Packag., Vol. 23, No. 2, pp. 198-205, **2000**
- [GAN-05] Gan H., Tu K.N., “*Polarity effect of electromigration on kinetics of intermetallic compound formation in Pb-free solder V-groove samples*”, Journal of applied physics, Vol. 97, **2005**
- [GERA-1861] Gerardin M., “*Compte Rendue de l’Académie des Sciences*”, **1861**
- [GILL-02] Gilileo K., “*Area Array Packaging handbook*”, McGraw-Hill, New York, **2002**
- [GLAZ-95] Glaze J., “*Metallurgy of low temperature Pb-free solders for electronic assembly*”, International Materials Reviews, Vol. 40, no. 2, pp. 5-93, **1995**
- [GUED-05] Guédon-Gracia A., “*CONTRIBUTION A LA CONCEPTION THERMO-MECANIQUE OPTIMISEE D’ASSEMBLAGES SANS PLOMB*”, mémoire de thèse, Université Bordeaux I, **2005**
- [GUO-93] Guo Y., Lin C.K., Chen W.T., Woychik C.G., “*Solder ball connect (SBC) assemblies under thermal loading : I. Deformation measurement via Moiré interferometry, and it's intrpretation*”, IBM J Res Dev, pp. 37-41, **1993**

- [HAN-95] Han B., Guo Y., “*Thermal deformation analysis of various electronic packaging products by Moiré and microscopic Moiré interferometry*”, ASME J Electron Package, pp. 185-191, **1995**
- [HUA-97] Hua F., Glazer J., “*Lead-free solders for electronic assembly*”, Design and Reliability of Solders and Solder Interconnections, The Minerals, Metals & Materials society, pp.65-73, **1997**
- [HUAN-06] Huang A.T., Gusak A.M., Tu K.N., Lai Y.S., “*Thermomigration in SnPb Composite Flip Chip Solder Joints*”, Applied Physics Letters, **2006**
- [HUYN-01] Huynh Q.T., Liu C.Y., Chen C., Tu K.N., “*Electromigration in eutectic SnPb solder lines*”, Journal of applied physics, pp.4332-4335, **2001**
- [HWAN-96] Hwang J.S., “*Modern Solder Technology for Competitive Electronics Manufacturing*”, McGraw-Hill, New York, **1996**
- [HU-03] Hu Y.C., Lin Y.H., Kao C.R., Tu K.N., “*Electromigration Failure in Flip Chip Solder Joints due to Rapid Dissolution of Copper*”, J. Mater. Res., **2003**
- [IGOS-00] Igoshev V.I., Kleiman J.I., Shangguan D., Wong S., Michon U., “*Fracture of Sn-3.5%Ag solder alloy under creep*”, Journal of Electronic Materials, Vol. 29, no.12, pp.1356-1361, **2000**
- [IPCS-92] IPC-SM-785, “*guidelines for accelerated reliability testing of surface mount solder attachments*”, Association Connecting Electronics Industries, **1992**
- [JAME-69] James R.B., “*Electromigration Failure Modes in Aluminium Metallization for semiconductor Devices*”, Proc IEEE, pp.1587-1594, **1969**
- [JSTD-96] J-STD-012, “*Implementation of Flip Chip and Chip Scale Technology*”, January, **1996**
- [KARI-98] Kariya Y., Otsuka M., “*Mechanical Fatigue characteristics of Sn-3.5Ag-X (X=Bi, Cu, Zn and In) solder Alloys*”, Journal of Electronic Materials, Vol. 27, no. 11, pp. 1229-1235, **1998**
- [KARI-99] Kariya Y., Hirata Y., Otsuka M., “*Effect of Thermal cycles on the Mechanical Strength of Quad Flat Pack Leads/Sn-3.5Ag-X (X=Bi and Cu) solder Joints*”, Journal of Electronic Materials, Vol. 28, no. 11, pp. 1263-1269, **1999**
- [KIM-06] Kim D.W., Kong B-S., “*The effect of hygro-mechanical and thermo-mechanical stress on delamination of gold bump*”, Electronics manufacturing technology symposium, pp. 1087-1094, **2006**
- [KIM-07] Kim H.S., Song H.G., “*Investigation of moisture-induced failures of stacked-die package*”, Microelectronics Reliability, Vol. 47, pp. 1673-1679, **2007**
- [KITA-88] Kitano M., Nishimura A., kawai S., “*Analysis of Package Cracking During Reflow Soldering Process*”, Int. Rel. Phys. Sym., pp. 90-95, **1988**
- [KOLL-97] Kolli V.G., Gadala-maria F., Anderson R., “*Rheological characterization of solder pastes for surface mount applications*”, IEEE transactions on components, packaging, and manufacturing technology – Part B, Vol. 20, no. 4, pp. 416-423, **1997**
- [KUSA-09] Kusaka K., Hanabusa T., Shingubara S., Matsue T., Sakata O., “*Measurement of electromigration-induced stress in aluminum alloy interconnection*”, Vacuum, Vol. 83, pp. 637-640, **2009**

- [LAI-07] Lai Y.S., Chen K.M., “*Electromigration of Sn–37Pb and Sn–3Ag–1.5Cu/Sn–3Ag–0.5Cu composite flip-chip solder bumps with Ti/3Ni(V)/Cu under bump metallurgy*”, *Microelectronics Reliability*, Vol. 47, no. 8, pp. 1273-1279, **2007**
- [LALL-97] Lall P., Pecht M., Hakim E., “*Tinfluence of temprature on microelectronics and system reliability : a physics of failure approach*”, CRC Press, **1997**
- [LAM-07] Lam D.C.C., Wang J., “*Hygrothermal delaminations in lead-free solder reflow of electronic packages*”, *Journal of electronic materails*, Vol. 36, no. 3, pp.226-231, **2007**
- [LAU-93] Lau J.H., “*Thermal stress and strain in microelectronics packaging*”, Van Nostrand Reinhold, **1993**
- [LAU-94] Lau J.H., “*COB technologies for Multi-chips modules*”, Ed Van Nostrand Reinhold, New York, **1994**
- [LAU-95] Lau J.H., “*Ball Grid Array Technology*”, McGraw-Hill, New York, **1995**
- [LAU-96] Lau J.H., “*Filp Chip Technologies*”, McGraw-Hill, New York, **1996**
- [LAU-00] Lau J.H., “*Low Cost Flip Chip Technologies for DCA, WLCSP, and PBGA Assemblies*”, McGraw-Hill, New York, **2000**
- [LAU-03] Lau J.H., Wong C.P., Lee N.C., Lee S.W.R., “*Electronics Manufacturing with Lead-free, Halogen-free and Conductive-adhesive Materials*”, McGraw-Hill, New York, **2003**
- [LECU-06] Lécuyer A., “*Lead-Free Reliability Models for Thermal Cycling Test*”, rapport de Master, Université Bordeaux 1, **2006**
- [LEE-99] Lee N.C., “*Optimizing the reflow profile via defect mechanism analysis*”, *Soldering & Surface Mount Technology*, Vol. 11, no. 1, pp.13-20, **1999**
- [LIN-87] Lin R., Blackshear E., May G., Hamilton G., Kirby D., “*Control of Package Cracking in Plastic Surface Mount Devices During Solder Reflow Process*”, *Int. Elec. Packaging Conf.*, pp. 995-1010, **1987**
- [LIN-03] Lin T.Y., Njoman B., Crouthamel D., Chua K.H., “*The impact of moisture in mold compound performs on the warpage of PBGA packages*”, *Electronics manufacturing technology symposium*, pp. 273-278, **2003**
- [LIN-06] Lin W., Yoshida A., Dreiza M., “*Control of the warpage for Package-on-Package (PoP) design*”, *Surface Mount Technology Association (SMTA)*, **2006**
- [LIU-99] Liu C.Y., Chen C., Liao C.N., Tu K.N., “*Microstructure-electromigration correlation in a thin stripe of eutectic SnPb solder stressed between Cu electrodes*”, *Journal of applied physics*, pp.58-60, **1999**
- [LIU-00a] Liu P.L., Shang J.K., “*Influence of microstructure on fatigue crack growth behaviour of Sn-Ag solder interfaces*”, *Journal of Electronic Materials*, Vol. 29, no. 5, pp.622-627, **2000**
- [LIU-00b] Liu C.Y., Chen C., Tu K.N., “*Electromigration in Sn–Pb solder strips as a function of alloy composition*”, *Journal of applied*, pp. 5703-5709, **2000**
- [LIU-08] Liu Y., Liang L., Irving S., Luk T., “*3D Modeling of electromigration combined with thermal-mechanical effect for IC device and package*”, *Microelectronics Reliability*, Vol. 48, pp. 811-824, **2008**

- [LIU-09] Liu L.C., “*Electromigration Test on Void Formation and Failure Mechanism of FCBGA Lead-Free Solder Joints*”, mémoire de thèse, National Sun Yat-sen University, **2009**
- [LLOY-99] Lloyd J.R., “*Electromigration in integrated circuit conductors*”, J. Phys. D : Appl. Phys., Vol. 32, **1999**
- [MART-98] Martens L., “*High-Frequency Characterization of Electronic Packaging*”, Academic Publisher, Boston, **1998**
- [MASS-96] Massénat M., “*Brasage et alliages de brasage*”, Technologie & électronique, hors série no. 13, pp.1-11, Oct. **1996**
- [MELL-37] Mellor J.W., “*The reversibility of moisture expansion*”, Journal of the American Ceramic Society, Vol. 36, pp.443, **1937**
- [MONT-08] Montemayor-Aldrete J.A., Vazquez-Villanueva C., Ugalde-Vélez P., del Castillo-Mussot M., Vazquez-fonseca G.J., Mendoza-Allende A., Coyotécatl H.A., “*Non-equilibrium Statistical Theory for Electromigration Damage*”, Physica A, **2008**
- [MOOD-07] Moody D., Akito Y., Kazuo I., Tadashi M., “*High density PoP (Package-on-Package) and package stacking development*”, ECTC, **2007**
- [MOOR-92] Moore T., Kelshall S., “*The Impact of Delamination on Stress-Induced and Contamination-Related Failures in Surface Mount ICs*”, Int. Rel. Phys. Sym., pp. 169-176, **1992**
- [NAH-06] Nah J.W., Ren F., Paik K.W., Tu K.N., “*Effect of Electromigration on Mechanical Shear Behavior of Flip Chip Solder Joints*”, J. Mater. Res, **2006**
- [NAKA-07] Nakanishi T., Ohira H., Ohkuma H., “*Research of Material Properties Reliance for POP with Numerical Analysis*”, Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems (EUROSIME), pp. 331-335, **2007**
- [NIST-w0] NIST, base de données, <http://www.metallurgy.nist.gov/solder>
- [OHS-91] Ohsaki T., “*Electronic packaging in the 1990's – A perspective from Asia*”, IEEE Tans. Comp. Hybrids and Manufact. Technol., Vol. 14, No. 2, pp. 254-261, **1991**
- [OKAM-00] Okamoto H., “*Phase diagrams for binary alloys*”, ASM International – The Materials Information society, **2000**
- [ONG-09] Ong X.F., Ho S.W., Ong Y.Y., Wai L.C., Vaidyanathan K., Lim Y.K., Yeo D., Chan K.C., Tan J.B., Sohn D.K., Hsia L.C., Chen Z., “*Underfill selection methodology for fine pitch Cu/low-k FCBGA packages*”, Microelectronics Reliability, Vol. 49, pp. 150-160, **2009**
- [PAN-90] Pan T.Y., Pao Y.H., “*Deformation in Multi-layer Stacked Assemblies*”, Trans-ASME J Electron Package, Vol. 112, pp. 33-34, **1990**
- [PALM-31] Palmer L.A., “*Volume changes in brick masonry materials*”, Journal of the American Ceramic Society, Vol. 14, pp. 541, **1931**
- [PRIS-03] Prismark Partners LLC, “*System in Package (SiP) : Revolution of Revival*”, Prismark – The Discovery Series Report, June, **2003**
- [PECH-91] Pech M., “*Handbook of electronic package design*”, Inc., **1991**

- [POPE-88] Pope D.E., Clifton L., “*Package Cracking in Plastic Surface Mount Components as a Function of Package Moisture Content and Geometry*”, IEEE/IEMT/CHMT, pp. 89-92, **1988**
- [REGA-08] Regard Y., “*Rapporte du stage*”, **2008**
- [REN-05] Ren F., Nah J.W., Gan H., Suh J.O., Tu K.N., Xiong B.S., Xu L.H., Pang J., “*Effect of Electromigration on Mechanical Behavior of Solder Joints*”, Mater. Res. Soc. Symp., **2005**
- [REZA-00] Reza G., Namsoo P.K., “*Reliability and Failure Analyses of Thermally Cycled Ball Grid Array Assemblies*”, IEEE TRANSACTIONS OF COMPONENTS AND PACKAGING TECHNOLOGIES, Vol. 23, No.3, **2000**
- [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
- [SHOO-93] Shook R., Conrad T., “*Accelerated Life Performance of Moisture Damaged Plastic Surface Mount Devices*”, Int. Rel. Phys. Sym., pp. 227-235, **1993**
- [SMIT-55] Smith A.N., “*Investigations on the moisture expansion of porous ceramic bodies*”, British Ceramic Transactions, Vol. 54, pp.300-318, **1955**
- [SREE-04] Sreevani A., “*Numerical simulation on the fatigue life model of ball grid array solder joints*”, Thesis of Master, **2004**
- [STEI-87] Steiner T., Suhl D., “*Investigation of Larte PLCC Package Cracking During Surface Mount Exposure*”, Trans. Comps., Hybrids, and Manuf. Tech., Vol. 10, no. 2, pp. 209-216, **1987**
- [STON-83] Stone K.R., Duckett R., Muckett S., Warwick M., “*Mechanical properties of solders and soldered joints*”, Brazing & soldering, Vol. 4, pp.20-27, **1983**
- [SUHI-86] Suhir E., “*Stresses in Bi-metal Thermostats*”, Trans-ASME-J-Appl-Mech, Vol. 53, No. 3, pp. 657-660, **1986**
- [TAKE-02] Takeda S., Masuko T., “*Novel Die Attach Films Having Reliability Performance for Lead-free Solder and CSP*”, Proceedings of the Electronic Components and Technology, pp. 1616-20, **2002**
- [TEE-01] Tee T.Y., Kho C.L., Yap D., Toh C., Baraton X., Sivakumar K., “*Comprehensive Moisture Diffusion, Hygroswelling, and Thermo-Mechanical Modeling of FCBGA Package with No-flow Underfill*”, APACK, pp. 210-216, **2001**
- [TEE-02] Tee T.Y., Ng H.S., “*Whole Field Vapor Pressure Modeling of QFN during Reflow with Coupled Hygro-mechanical and Thermo-mechanical Stresses*”, Electronic Components and Technology, pp. 1552-1559, **2002**
- [TEE-03] Tee T.Y., Kho C.L., Yap D., Toh C., Baraton X., Zhong Z.W., “*Reliability assesment and hygroswelling modeling of FCBGA with no-flow underfill*”, Microelectronics Reliability, pp. 741-749, **2003**
- [TEE-04] Tee T.Y., Zhong Z.W., “*Integrated vapor pressure, hygroswelling, and thermo-mechanical stress modeling of QFN package during reflow with interfacial fracture mechanics analysis*”, Microelectronics Reliability, pp. 105-114, **2004**

- [TETE-03] Tetelin A., “*Caractérisation et modélisation de la réponse transitoire d’un capteur d’humidité à couche sensible polymère*”, mémoire de thèse, Université Bordeaux I, **2003**
- [THE-04] The L.K., Anto E., Wong C.C., Mhaisalkar S.G., Wong E.H., Teo P.S., Chen Z., “*Development and reliability of non-conductive adhesive flip-chip packages*”, Thin solid films, pp. 446-453, **2004**
- [THOM-w0] <http://thomas.cremel.free.fr/wiki/wikiread.php?PbElectronique>
- [TIMO-25] Timoshenko S., “*Analysis of Bi-metal Thermostats*”, Journal of the Optical Society of America, Vol. 11, pp. 233-255, **1925**
- [TOML-92] Tomlinson W.J., Fullylove A., “*Strength of tin-based soldered joints*”, Journal of Materials Science, Vol. 27, pp. 5777-5782, **1992**
- [TREG-02] Trégon B., Thèse de Doctorat, Université de Bordeaux I, Oct. **2002**
- [TSAI-04] Tsai M.Y., Hsu G.H., Wang C.T., “*Investigation of Thermomechanical Behaviors of Flip Chip BGA Packages During Manufacturing Process and Thermal Cycling*”, IEEE TRANSACTIONS ON COMPONENTS AND PACKAGING TECHNOLOGIES, **2004**
- [TSAI-06] Tsai M.Y., Chiang W.C., Liu T.M., Hsu G.H., “*Thermal deformation measurements and predictions of MAP-BGA electronic packages*”, Microelectronics Reliability, Vol. 46, pp.476-486, **2006**
- [TU-92] Tu K.N., Mayer J.W., Feldman L.C., “*Electronic Thin Film Science : for Electrical Engineers and Materials Scientists*”, Macmillan Publishing Company, New York, **1992**
- [TUMM-91] Tummala R.R., “*Electronic packaging in the 1990’s – A perspective from America*”, IEEE Tans. Comp. Hybrids and Manufact. Technol., Vol. 14, No. 2, pp. 262-271, **1991**
- [TUMM-97] Tummala R.R., Rymaszewski E.J., Klopfenstein A.G. “*Microelectronics Packaging Handbook*”, Chapman & Hall, New York, **1997**
- [TUMM-99] Tummala R.R., Madiseti V.K., “*System on chip or system on package?*”, IEEE Design & Test of Computers, Vol. 16, No. 2, pp. 48-56, **1999**
- [TUMM-01] Tummala R.R., “*Fundamentals of Microsystems Packaging*”, McGraw-Hill, New York, **2001**
- [WEID-08] Weide-Zaage K., “*Simulation of Migration Effects in Solder Bumps*”, Transactions on device and materials reliability, Vol. 8, No. 3, pp.476-486, **2008**
- [WANG-97] Wang J., Qian Z., Zou D., Liu S., “*Creep behavior of a flip-chip package by both FEM modeling and real time Moiré interferometry*”, Electronic Components and Technology Conference, pp. 1176-1181, **1997**
- [WANG-07] Wang T.H., Lai Y.S., Lin Y.C., “*Reliability evaluations for board-level chip-scale packages under couples power and thermal cycling test conditions*”, Microelectronics Reliability, **2007**
- [WANG-08] Wang L.Y., “*Migrationsuntersuchung von Löthöckern*”, rapport de Master, Leibniz Universität Hannover, **2008**

- [WESS-91] Wessely H., Fritz O., Horn M., Klimke P., Koschnick W., Schmidt K.H., “*Electronic packaging in the 1990’s – A perspective from Europe*”, IEEE Trans. Comp. Hybrids and Manufact. Technol., Vol. 14, No. 2, pp. 272-284, **1991**
- [WONG-98] Wong E.H., Teo Y.C., Lim T.B., “*Moisture Diffusion and Vapour Pressure Modeling of IC Packaging*”, Electronic Components and Technology Conference, pp.1372-1378, **1998**
- [WONG-03] Wong E.H., Rajoo R., “*Moisture absorption and diffusion characterisation of packaging materials-advanced treatment*”, Microelectronics Reliability, Vol. 43, pp.2087-2096, **2003**
- [WU-06] Wu J.D., Zheng P.J., Lee C.W., Hung S.C., Lee J.J., “*A study in flip-chip UBM/bump reliability with effects of SnPb solder*”, Microelectronics Reliability, Vol. 46, pp.41-52, **2006**
- [XU-05] Xu L.H., Pang H.L.J., Che F.X., “*Intermetallic Growth and Failure Study for Sn-Ag-Cu/ENIG PBGA Solder Joints Subject to Thermal Cycling*”, Electronic Components and Technology Conference, pp.6821-686, **2005**
- [YANG-94] Yang W., Messler R.W., Felton L.E., “*Microstructure Evolution of Eutectic Sn-Ag solder Joints*”, Journal of Electronic Materials, Vol. 23, no. 8, pp.765-772, **1994**
- [YE-03] Ye H., Basaran C., Hopkins D., “*Mechanical degradation of microelectronics solder joints under current stressing*”, International Journal of Solids and Structures, Vol. 40, no. 26, pp.7269-7284, **2003**
- [YEH-02] Yeh E. C. C., Choi W. J., “*Current-crowding-induced electromigration failure in flip chip solder joints*”, Applied Physics Letters, Vol. 80, no. 4, pp.580-582, **2002**
- [YOON-00] Yoon S.W., Park C.J., Hong S.H., Moon J.T., Park I.S., Chun H.S., “*Interfacial Reaction and Solder joint Reliability of Pb-Free solders in Lead Frame Chip Scale Packages (LF-CSP)*”, Journal of Electronic Materials, Vol. 29, no. 10, pp. 1233-1240, **2000**
- [YU-05] Yu D.Q., Wu C.M.L., Law C.M.T., Wang L., Lai J.K.L., “*Intermetallic compounds growth between Sn-3.5Ag lead-free solder and Cu substrate by dipping method*”, Journal of Alloys and Compounds, Vol.392, pp. 192-199, **2005**
- [ZENG-02] Zeng K., Tu K.N., “*Six Cases of Reliability Study of Pb-free Solder Joint in Electronic Packaging Technology*”, Materials Science and Engineering, **2002**
- [ZHAN-08] Zhang J.S., Chan Y.C., Wu Y.P., Xi H.J., Wu F.S., “*Electromigration of Pb-free solder under a low level of current density*”, Journal of Alloys and Compounds, Vol. 458, pp. 492-499, **2008**
- [ZHAO-98] Zhao J.H., Dai X., Ho P.S., “*Analysis and modeling verification for thermal-mechanical deformation in flip-chip packages*”, Electronic Components and Technology Conference, pp. 336-344, **1998**
- [ZHOU-08] Zhou J., “*Transient analysis on hygroscopic swelling characterization using sequentially coupled moisture diffusion and hygroscopic stress modeling method*”, Microelectronics Reliability, pp. 805-810, **2008**
- [UMEH-95] Umehara N., Inomata S., Umeda Y., Naeshiro M., Sakamoto K., “*S-Pad Implementation; Total Plastic Package Crack Solution for Non-Moisture Sensitive Package*”, Elec. Comp. Tech. Conf., pp. 470-477, **1995**

- [VANG-07] van Gils M.A.J., van Driel W.D., Zhang G.Q., Bressers H.J.L., van Silfhout R.B.R., Fan X.J., Janssen J.H.J., “*Virtual Qualification of Moisture Induced Failures of Advanced Packages*”, *Microelectronics Reliability*, pp. 273-279, **2007**
- [VAUG-62] Vaughan F., Dinsdale A., “*Moisture expansion*”, *British Ceramic Transactions*, Vol. 61, pp. 1-19, **1962**
- [VEYR-07] Veyrié D., “*APPROCHE ALTERNATIVE DE L’EVALUATION DE L’HERMETICITE DES MICRO CAVITES-APPLICATION AU PACKAGING DES MEMS*”, Thèse de Doctorat, Université de Bordeaux I, **2007**
- [VOGE-05] Vogels R.C.J., Huang M., Yang D.G., van Driel W.D., Zhang G.Q., “*Fast Characterization for Moisture Properties of Moulding Compounds : Influence of Temperature and Humidity*”, *International conference on Electronic Packaging Technology*, **2005**
- [VOLO-93] Voloshin A., “*Analysis of the thermal loading on electronics packages by enhanced Moiré interferometry*”, *Thermal Stress and Strain in Microelectronics Packaging*, **1993**

Résumé :

Les assemblages PoP pour « Package on Package » permettent d'augmenter fortement la densité d'intégration des circuits et systèmes microélectroniques, par superposition de plusieurs éléments semi-conducteurs actifs. Les interconnexions internes de ces systèmes sont alors soumises à des contraintes jamais atteintes. Nous avons pu identifier, caractériser, modéliser et simuler les mécanismes de défaillance potentiels propres à ces assemblages, et leur évolution :

- Les gauchissements dans la phase d'assemblage du « PoP » et ses contraintes thermomécaniques sont plus importants que ceux de chacun des composants individuels. Un modèle analytique original a été construit et mis en ligne afin d'évaluer a priori ce gauchissement.
- Les comportements hygroscopiques et hygromécaniques sont simulés et mesurés par une approche originale. L'assemblage « PoP » absorbe plus d'humidité que la somme des deux composants individuels, mais son gauchissement hygromécanique et ses contraintes hygromécaniques sont moins élevées.
- Deux types d'essais de vieillissement accéléré sont réalisés pour étudier la fiabilité du « PoP » assemblé sur circuit imprimé : des cycles thermiques et des tests sous fort courant et température élevée. Dans ces deux types d'essais, l'assemblage d'un composant « top » sur un autre composant « bottom » pour former un PoP augmente les risques de défaillances.
- L'évolution de la microstructure selon le type de vieillissement est comparée par des analyses physiques et physico-chimiques. Les fissures sont toujours situées dans l'interface substrat/billes, qui correspond aux zones critiques prédites par les simulations.

Mots-clés : PoP (Package-on-Package), gauchissement thermomécanique, gauchissement hygromécanique, cycles thermiques, électromigration

Abstract :

The assemblies PoP (Package on Package) can greatly increase the integration density of microelectronic circuits and systems, by vertically combining discrete semiconductor elements. The interconnections of these systems suffer the stresses never reached before. We were able to identify, characterize, model and simulate the potential failure mechanisms of these assemblies and their evolution:

- The warpage in the assembly phase and thermomechanical stress of "PoP" are more serious than the individual components. An original analytical model has been built and put online for pre-estimating this warpage.
- The hygroscopic and hygromechanical behaviors are simulated and measured by an original method. The assembly "PoP" absorbs more moisture than the sum of the individual components, but its hygromechanical warpage and stress are smaller.
- Two types of accelerated aging tests are performed to study the reliability of "PoP" at the board level: the thermal cycling and the testing under current and temperature. In both types of tests, assembly a component "top" on another component "bottom" to form a "PoP" increases the risk of failure.
- The microstructure evolution depending on the type of aging is compared by the physical and physico-chemical analysis. The cracks are always located in the interface substrate/balls, which corresponds to the critical areas predicted by the simulations.

Keywords : PoP (Package-on-Package), thermomechanical warpage, hygromechanical warpage, thermal cycling, electromigration