

# THÈSE

présentée à

**L'UNIVERSITÉ BORDEAUX 1**

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR

par **Jean-Yves DELÉTAGE**

POUR OBTENIR LE GRADE DE

**DOCTEUR**

SPÉCIALITÉ : **Électronique**

\*\*\*\*\*

**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**

\*\*\*\*\*

Soutenue le : 4 décembre 2003

Après avis de :

<b>MM.</b> Jean-Paul GERMAIN Mauro CIAPPA	Professeur à l'Université Clermont-Ferrand II Directeur de Laboratoire à l'IIS (ETH Zurich)	<b>Rapporteurs</b>
--	--	--------------------

Devant la commission d'examen formée de :

<b>MM.</b> André TOUBOUL Mauro CIAPPA Yves DANTO Hélène FREMONT Jean-Paul GERMAIN Olivier PUIG	Professeur à l'Université Bordeaux 1 Directeur de Laboratoire à l'IIS (ETH Zurich) Professeur à l'Université Bordeaux 1 Maître de conférences à l'Université Bordeaux 1 Professeur à l'Université Clermont-Ferrand II Ingénieur au CNES (Toulouse)	<b>Président et rapporteur Examineurs</b>
---	---	---



Les travaux présentés dans ce mémoire ont été réalisés au Laboratoire de microélectronique IXL de l'Université Bordeaux 1 dirigé par Monsieur le Professeur André TOUBOUL. Je le remercie de me faire l'honneur de présider ce jury. Je remercie également Monsieur le Professeur Jean-Paul DOM à titre posthume de m'avoir accueilli au sein du Laboratoire et de m'avoir soutenu au moment de la reprise de mes études.

Je remercie particulièrement Monsieur le Professeur Yves DANTO, Directeur de cette thèse pour la grande confiance qu'il m'a témoignée depuis de nombreuses années, bien avant le début de ces travaux. Ses précieux conseils, son soutien ont été une aide précieuse tout au long de mon parcours, et pour mener à bien ces travaux.

Je remercie Monsieur Jean-Paul GERMAIN, Professeur à l'Université Clermont-Ferrand II ainsi que Monsieur Mauro CIAPPA, Directeur de laboratoire à l'IIS (ETH Zurich), d'avoir accepté d'être rapporteurs et pour l'attention qu'ils ont accordée à la lecture de ce mémoire.

Je remercie Madame Hélène FRÉMONT, codirectrice de ces travaux pour son soutien, sa gentillesse et sa disponibilité.

Je remercie Monsieur Olivier PUIG, Ingénieur au CNES (Toulouse) pour son implication dans une grande partie de ces travaux et pour sa participation au jury.

Je remercie Monsieur Pierre LAFON, Directeur de l'IUT Bordeaux 1, Monsieur Michel SALAGOÏTY, de l'Agence Aquitaine de Développement Industriel et Madame Kirsten WEIDE, chercheur à l'Université de Hanovre, pour l'honneur qu'ils me font en acceptant de participer à ce jury en tant que membres invités.

Une partie importante de ce travail a été effectuée en partenariat avec des entreprises dans le cadre de contrats de recherche ou de collaborations spontanées. Je tiens à remercier le personnel de Matra MBDA acteur du contrat FIA, tout particulièrement Monsieur Michel BARRÉ à titre posthume pour la confiance qu'il m'a accordée et Monsieur Pascal RETAILLEAU pour sa collaboration efficace, toujours dans la bonne humeur. J'adresse mes sincères remerciements à Messieurs Philippe ALLARD et Jean VAUDOLON de la société Alcatel Business Systems pour les véhicules de test qu'ils nous ont fournis et pour leur support technique. Je remercie également le personnel du département R&D de Solectron France pour les nombreux échanges fructueux que nous avons eus au cours de ces travaux.

Je remercie tous les membres du Laboratoire qui de près ou de loin ont contribué à l'aboutissement de ces travaux, soit au cours de moments de détente par leur humour et leur gentillesse, soit au cours de réalisations pratiques, et particulièrement un grand merci à Monsieur Bernard PLANO, ingénieur, pour son aide constante au laboratoire d'analyse.

Je remercie les personnels des départements Génie Electrique et Informatique Industrielle (GEII), Informatique de l'IUT Bordeaux 1 pour leurs accueils, leurs conseils et leurs soutiens au cours de mes activités pédagogiques.

Enfin j'adresse des remerciements tout particuliers à Arnaud, Luc et Viviane pour leurs encouragements, leurs soutiens et leurs patiences au cours de ces années.

---



---

## SOMMAIRE

---

<b>SOMMAIRE .....</b>	<b>1</b>
<b>LISTE DES SYMBOLES .....</b>	<b>5</b>
<b>LISTE DES ABREVIATIONS .....</b>	<b>7</b>
<b>INTRODUCTION.....</b>	<b>9</b>
<b>I LES ASSEMBLAGES MICROÉLECTRONIQUES, TECHNOLOGIES ET MODES DE DÉFAILLANCE.....</b>	<b>11</b>
<b>I.1 Introduction .....</b>	<b>11</b>
<b>I.2 Principales technologies employées dans les assemblages .....</b>	<b>11</b>
I.2.1 Les différentes familles technologiques des boîtiers plastiques CMS .....	11
I.2.1.1 Les techniques de câblage des puces.....	11
I.2.1.2 Les boîtiers à broches .....	12
I.2.1.3 Les boîtiers à billes.....	14
I.2.1.4 Les assemblages directs sur circuit imprimé.....	17
I.2.2 L'assemblage des composants sur carte.....	18
I.2.2.1 Technologie des substrats ou circuits imprimés.....	18
I.2.2.2 Mode de report des composants sur carte imprimée .....	20
<b>I.3 Caractéristiques et comportements des matériaux .....</b>	<b>21</b>
I.3.1 Définitions.....	21
I.3.1.1 Définition de la contrainte.....	21
I.3.1.2 Définition de la déformation .....	21
I.3.1.3 Réponse linéaire. Loi de Hooke .....	23
I.3.1.4 Réponse plastique.....	23
I.3.1.5 Coefficient de dilatation thermique.....	24
I.3.1.6 Température de transition vitreuse.....	24
I.3.2 Les effets thermomécaniques de la dilatation .....	25
I.3.3 Les matériaux des assemblages.....	27
<b>I.4 Les défaillances des assemblages .....</b>	<b>35</b>
I.4.1 Défaillances du composant.....	35
I.4.1.1 La délamination des interfaces .....	35
I.4.1.2 La pénétration de l'humidité .....	37
I.4.1.3 L'effet « pop corn ».....	39
I.4.1.4 La rupture des connexions.....	41
I.4.1.5 La fissuration du silicium.....	41
I.4.1.6 La corrosion.....	42
I.4.2 Défaillances des joints brasés.....	42
I.4.3 Les méthodes d'analyse .....	43
I.4.3.1 Les méthodes d'analyses non destructives.....	44
I.4.3.2 Les méthodes d'analyses destructives.....	48

<b>I.5</b>	<b>La fiabilité des assemblages.....</b>	<b>49</b>
I.5.1	Définitions des fonctions de bases .....	49
I.5.2	Classification des défaillances .....	50
I.5.3	Fonctions de distribution .....	52
I.5.4	Evolution de l'approche de la fiabilité .....	53
<b>I.6</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>56</b>
<b>II</b>	<b>COMPORTEMENT THERMOMÉCANIQUE DES ASSEMBLAGES VIS-À-VIS DES JOINTS BRASÉS .....</b>	<b>57</b>
<b>II.1</b>	<b>Introduction .....</b>	<b>57</b>
<b>II.2</b>	<b>Mode de sollicitation et de défaillance du joint brasé.....</b>	<b>57</b>
II.2.1	Structure de l'alliage .....	57
II.2.2	Comportement sous charge .....	59
II.2.3	Endommagement.....	61
II.2.4	Les sollicitations du joint brasé.....	62
II.2.5	Les contraintes résiduelles .....	63
II.2.6	Conclusions .....	64
<b>II.3</b>	<b>Evaluation analytique de la criticité thermomécanique .....</b>	<b>65</b>
II.3.1	Approche qualitative .....	65
II.3.2	Les technologies à broches.....	67
II.3.2.1	Justification .....	67
II.3.2.2	Hypothèses et conditions de calcul .....	67
II.3.2.3	Calcul du déplacement .....	68
II.3.2.4	Calcul de la rigidité .....	69
II.3.2.5	Calcul du coefficient de dilatation du boîtier .....	72
II.3.2.6	Application .....	74
II.3.3	Les technologies à billes .....	76
II.3.3.1	Hypothèses .....	77
II.3.3.2	Calcul du déplacement .....	77
II.3.3.3	Application .....	79
II.3.3.4	Limites du modèle.....	80
II.3.4	Conclusion.....	81
<b>II.4</b>	<b>Etude du comportement thermomécanique par simulation numérique.....</b>	<b>81</b>
II.4.1	Représentation géométrique.....	82
II.4.2	Choix des matériaux, caractéristiques physiques.....	84
II.4.3	Hypothèses et conditions de chargement .....	86
II.4.4	Résultats .....	86
<b>II.5</b>	<b>Etude expérimentale .....</b>	<b>90</b>
II.5.1	Véhicules et conditions de test.....	90
II.5.2	Méthodes d'analyses, loi d'évolution.....	90
II.5.3	Résultats .....	92
II.5.3.1	Analyse quantitative .....	92
II.5.3.2	Analyse qualitative .....	95
II.5.3.3	Indicateur de défaillance .....	95

<b>II.6 Conclusion.....</b>	<b>97</b>
<b>III EVALUATION ET DISTRIBUTION DE LA DURÉE DE VIE DES ASSEMBLAGES .....</b>	<b>99</b>
<b>III.1 Introduction .....</b>	<b>99</b>
<b>III.2 Fiabilité d'assemblages à billes en condition de vieillissement accéléré.....</b>	<b>99</b>
III.2.1 Description des configurations technologiques et analyse de construction ...	100
III.2.2 Etude du comportement thermomécanique par simulations .....	102
III.2.2.1 Représentation géométrique : modélisation en trois dimensions .....	103
III.2.2.2 Choix des matériaux, caractéristiques physiques .....	104
III.2.2.3 Conditions de chargement .....	105
III.2.2.4 Résultats des simulations .....	105
III.2.3 Etude expérimentale .....	108
III.2.3.1 Conditions de vieillissement accéléré .....	108
III.2.3.2 Analyse de défaillance et suivi des dégradations .....	108
III.2.3.3 Résultats .....	109
<b>III.3 Test générique et qualification virtuelle.....</b>	<b>112</b>
III.3.1 Exemple d'application à une autre configuration : qualification virtuelle.....	114
III.3.2 Exemple de projection en conditions opérationnelles.....	115
<b>III.4 Distribution de défaillances .....</b>	<b>116</b>
III.4.1 Distribution de défaillances d'un test incomplet.....	116
III.4.2 Influence de la variation d'un paramètre.....	120
<b>III.5 Conclusions .....</b>	<b>127</b>
<b>IV EVALUATION DES TECHNOLOGIES D'ENCAPSULATION PLASTIQUE À L'AIDE D'UN CIRCUIT INTÉGRÉ SPÉCIFIQUE.....</b>	<b>129</b>
<b>IV.1 Introduction .....</b>	<b>129</b>
<b>IV.2 Historique et contexte de l'étude.....</b>	<b>130</b>
<b>IV.3 Les jauges de contraintes semi-conductrices .....</b>	<b>132</b>
IV.3.1 Généralités sur la piézorésistivité du silicium d'orientation (100) .....	132
IV.3.2 Application aux contraintes générées par l'enrobage .....	134
<b>IV.4 Circuit intégré ATC 3 .....</b>	<b>135</b>
IV.4.1 Constitution des rosettes.....	136
IV.4.2 Structures de test de la corrosion des pistes d'aluminium .....	138
IV.4.3 Structures de test de la passivation et de l'oxyde d'isolation.....	139
IV.4.4 Eléments chauffants .....	140
IV.4.5 Topographie du circuit ATC3 .....	140
IV.4.6 Comportement en température des jauges de contraintes .....	141
IV.4.7 Mesure de la sensibilité des jauges de contraintes .....	145
IV.4.8 Evaluation des contraintes subies par le circuit intégré à l'aide des jauges ...	150
<b>IV.5 Estimation des contraintes dues à l'encapsulation par simulation numérique</b>	<b>153</b>

<b>IV.6</b>	<b>Circuit intégré ATC3_2 .....</b>	<b>157</b>
IV.6.1	Cahier des charges.....	157
IV.6.2	Conception .....	158
IV.6.2.1	Choix de la technologie.....	158
IV.6.2.2	Redondance des plots d'entrées-sorties.....	158
IV.6.2.3	Rosettes .....	158
IV.6.2.4	Dissipation thermique .....	159
IV.6.2.5	Capteur d'humidité.....	159
IV.6.2.6	Test du micro-câblage .....	160
IV.6.2.7	Topographie du circuit ATC3_2 .....	161
<b>IV.7</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>161</b>
<b>CONCLUSION.....</b>		<b>163</b>
<b>ANNEXE .....</b>		<b>167</b>
<b>BIBLIOGRAPHIE .....</b>		<b>169</b>



---

## **LISTE DES SYMBOLES**

---

E	Module d'élasticité ou module d'Young
G	Module d'élasticité en cisaillement
$\alpha$	Coefficient de dilatation thermique
$\nu$	Coefficient de Poisson
$\sigma$	Contrainte, écart type
$\varepsilon$	Déformation
T	Température
t	Temps
$T_g$	Température de transition vitreuse
ppm	Partie par million
$\lambda$	Conductivité thermique
$\lambda$	Taux de défaillance
$T_f$	Température de fusion
$\pi_{ab}$	Eléments de la matrice des coefficients piezorésistifs du silicium



---

## **LISTE DES ABREVIATIONS**

---

BGA	Ball Grid Array
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CEP	Composant à Enrobage Plastique
CI	Circuit intégré
CMS	Composant Monté en Surface
COB	Chip On Board
COTS	Commercial Off-The-Shelf
CSP	Chip Scale Package
CTE	Coefficient of Thermal Expansion
DCA	Direct Chip Attach
DIL	Dual In Line
DSP	Digital Signal Processor
FIT	Failure In Time
FPGA	Field Programmable Gate Array
LOC	Lead Over Chip
MEB	Microscope Electronique à Balayage
MTBF	Mean Time Before Failure
MCM	Multi Chip Module
NSMD	Non Solder Mask Defined
PBGA	Plastic Ball Grid Array
PLCC	Plastic Leaded Chip Carrier
POF	Physics Of Failure
PQFP	Plastic Leaded Chip Carrier
PEM, PED	Plastic Encapsulated Microcircuit, Plastic Encapsulated Device

*Liste des abréviations*

---

PPM	Part Per Million, partie par million
SMD	Solder Mask Defined
SMI	Substrat Métallique Isolé
TAB	Tape Automated Bonding
VRT	Variation Rapide de Température
WLR	Wafer Level Reliability

---

## **INTRODUCTION**

---

Les assemblages microélectroniques sont aujourd'hui utilisés dans des équipements et systèmes extrêmement variés. La fiabilité de ces matériels est dépendante, en partie, de celle de l'électronique qui les constitue.

Le niveau de fiabilité requis pour un matériel dépend de son utilisation finale. Ainsi, cela va d'un niveau très faible pour les produits de grande distribution dits « consommables » à faible coût et à durée de vie très courte (gadget), à un niveau très élevé pour les matériels embarqués (dits critiques) dans les domaines aéronautique, spatial et militaire.

Dans le premier cas, la fiabilité est rarement une préoccupation du fabricant et le pourcentage du coût final du produit dédié à sa fiabilité est très faible voire nul. Dans le second cas, la part du coût final imputé à la fiabilité est si importante qu'elle représente un poste majeur dans les dépenses.

Depuis la circulaire Perry (1995) les composants commerciaux à enrobage plastique (COTS) doivent être introduits dans les matériels militaires. La conséquence est la disparition progressive des composants de classe militaire fiabilisés. Les industriels des secteurs concernés par l'utilisation de ces composants doivent désormais envisager l'utilisation des COTS dans leurs équipements. Ces composants sont amenés à entrer dans la composition de systèmes électroniques soumis à des profils de mission pour lesquels ils n'ont a priori pas été conçus.

Les COTS sont en évolution permanente et suivent les fluctuations du marché de tous les secteurs industriels, qui sont dictées par l'augmentation de la densité d'intégration et la recherche des meilleurs rendements. On assiste donc à une évolution permanente des technologies mises en œuvre dans la réalisation de ces composants, aboutissant à l'obsolescence rapide d'un type de composant donné. Pour les applications à grande durée de vie (30 ans dans l'armement), ces composants devront nécessairement être stockés sur de longues périodes afin d'assurer la maintenance des équipements.

La nécessité de maîtriser les coûts et l'introduction des COTS ont conduit les industriels des secteurs aéronautique, militaire et spatial à reconsidérer leur approche de la fiabilité et leurs tests de qualification. La méthode qui consiste à calculer des taux de défaillances à l'aide de modèles empiriques déduits de données du type « retour terrain » (MIL-HDBK-217) sans connaissance des mécanismes de défaillance est aujourd'hui abandonnée au profit d'une approche de la fiabilité par la physique des défaillances (POF).

Parallèlement à cette évolution observée dans les secteurs traditionnellement exigeants en matière de fiabilité, il faut noter l'introduction massive des fonctions électroniques dans tous les domaines de la vie courante : transport, télécommunications, électroménager, médical... Certains de ces secteurs imposent des environnements sévères pour les composants électroniques, c'est le cas par exemple pour les secteurs de l'automobile ou de l'électronique portable. L'omniprésence de l'électronique dans la vie courante est telle que la sécurité de l'homme en est très souvent dépendante, de telle sorte que pratiquement aucune panne n'est plus tolérée pour une durée de vie spécifiée.

Dans ce contexte, et 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. Cela demande là aussi de changer les approches classiques et les procédures couramment utilisées, et donc de comprendre les mécanismes physiques responsables des défaillances afin de pouvoir intégrer la fiabilité dès la conception.

Dans cette étude, nous avons cherché à appliquer ces nouvelles méthodes à l'évaluation de la fiabilité des assemblages des composants électroniques sur le circuit imprimé (joints brasés), et des contraintes particulières liées à l'encapsulation plastique.

Après avoir passé en revue les principales technologies des CEP (composants à enrobage plastique) ainsi que leurs principaux modes de défaillance, nous proposerons à travers une étude du comportement thermomécanique de quelques assemblages, des méthodes simples et comparatives permettant d'évaluer dès la phase de conception leur criticité vis-à-vis des contraintes thermomécaniques. Dans un troisième chapitre, nous présenterons une méthode d'évaluation de l'impact de la dispersion d'un paramètre technologique sur la distribution de la durée de vie d'un assemblage, basée sur l'utilisation d'un modèle mixte de dégradation. Enfin, le dernier chapitre décrit des circuits intégrés que nous avons spécifiquement conçus pour mesurer les contraintes dues à l'enrobage plastique, et leur mise en œuvre afin de contribuer à fiabiliser les CEP et de guider les concepteurs et les fabricants dans le choix de différentes technologies.

## **I LES ASSEMBLAGES MICROÉLECTRONIQUES, TECHNOLOGIES ET MODES DE DÉFAILLANCE**

### **I.1 Introduction**

L'augmentation de la densité d'intégration des puces en silicium a pour conséquence la croissance régulière du nombre d'entrées-sorties par centimètre carré des circuits produits. Dans le même temps, les progrès des rendements de fabrication des wafers permettent de produire des puces de plus en plus grandes. Ces deux éléments ont un impact direct sur les technologies de « packaging » et d'assemblage des composants qui doivent répondre aux mêmes besoins de densité d'intégration avec des cadences de production très élevées et des coûts les plus bas possible. Cette évolution a accompagné la disparition des composants dits « hermétiques » en boîtier céramique, les rendant progressivement obsolètes en raison de leur coût prohibitif. Les composants en boîtier plastique, réputés moins fiables car moins hermétiques, représentent aujourd'hui la presque totalité de la production des composants électroniques, à tel point qu'ils deviennent incontournables même pour les secteurs demandant un haut niveau de fiabilité. Ce chapitre présente les principales technologies utilisées dans les assemblages microélectroniques et les défaillances les plus courantes ainsi que les problèmes de fiabilité qui en découlent.

### **I.2 Principales technologies employées dans les assemblages**

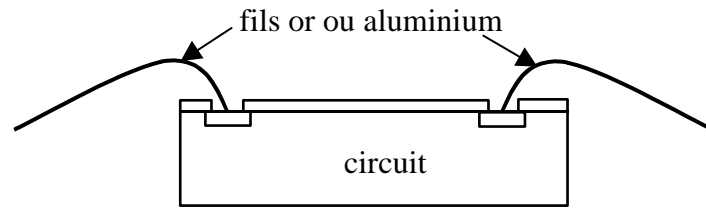
[HAG,00], [TUM,89]

#### **I.2.1 Les différentes familles technologiques des boîtiers plastiques CMS**

##### **I.2.1.1 Les techniques de câblage des puces**

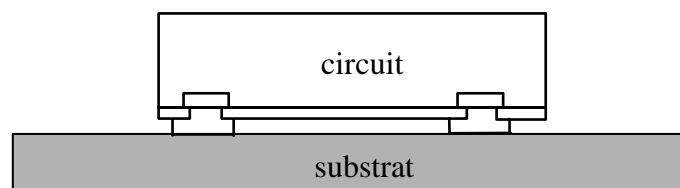
Il existe trois méthodes de câblage des puces :

- Le micro-câblage à l'aide de fils d'or ou d'aluminium soudés par ultrasons ou par thermocompression sur les plots en aluminium de la puce (Figure I-1).



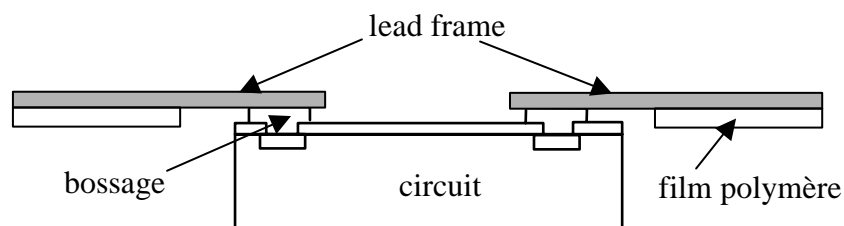
**Figure I-1 : connexion par micro-câblage**

- La technique « Flip-Chip » réalisant les connexions entre les plots de la puce et du substrat directement à l'aide d'une brasure ou d'une colle conductrice (Figure I-2).



**Figure I-2 : connexion directe**

- Le TAB (Tape Automated Bonding) qui utilise un « lead frame » constitué de métallisations (pourvues de bossages) déposées sur un film souple (généralement cuivre sur polymère). La connexion des bossages sur les plots de la puce se fait par thermocompression (Figure I-3).



**Figure I-3 : connexion par TAB**

### I.2.1.2 Les boîtiers à broches

La majorité des composants à broches utilisés aujourd'hui sont du type CMS (Composant Monté en Surface). Ils possèdent un boîtier entièrement moulé dont les broches sont disposées en périphérie, ce sont les CEP (Composant à Enrobage Plastique) ou les PEM (Plastic Encapsulated Microcircuit). Il en existe deux grandes familles caractérisées par une forme de broche différente (Figure I-4) :



- La broche en « L » ou « gull wing » (aile de mouette)
- La broche en « J »

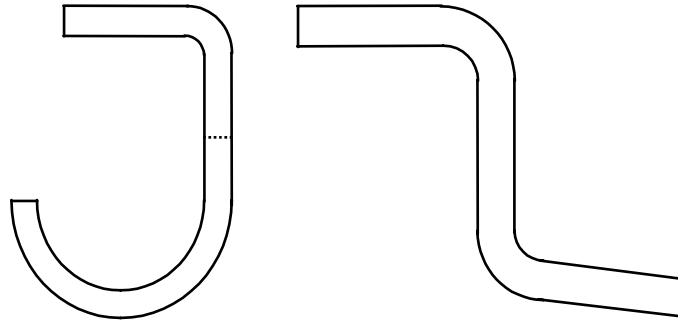


Figure I-4 : Les deux types de broches qui équipent les composants CMS

A l'intérieur de chacune de ces deux familles (Tableau I-1) on distingue les boîtiers brochés sur les quatre côtés (PQFP et PLCC) et ceux brochés sur deux côtés opposés (SOP et SOJ).

	Broche en « J »	Broche en « L »
Broches sur 4 côtés	PLCC (Plastic Leaded Chip Carrier)	PQFP (Plastic Quad FlatPack) RQFP (Rectangular Quad FlatPack) VSQFP (Very Small Quad FlatPack)
Broches sur 2 côtés	SOJ (Small-Outline J-Lead)	SOP (Small-Outline Package) TSOP (Thin Small-Outline Package) VSOP (Very Small-Outline Package)

Tableau I-1 : Principaux représentants des boîtiers plastiques CMS à broches

On trouve ensuite (sous des appellations souvent propres à chaque fabricant) plusieurs déclinaisons de ces boîtiers en fonction principalement de la densité d'interconnexion et de l'épaisseur du boîtier.

Dans tous les cas, la constitution (Figure I-5 et Figure I-6) et le mode de fabrication sont les mêmes : La puce est reportée par collage sur une plage de report puis les connexions électriques sont réalisées par micro-câblage entre les plots de la puce et le « lead frame ». L'ensemble est ensuite placé dans un moule préchauffé dans lequel la résine est injectée sous pression à une température de 80°C environ pour diminuer sa viscosité. Vient ensuite la phase de réticulation en respectant un temps et une température donnés par le fabricant et propres à

chaque type de résine (deux heures à 170°C est une moyenne couramment utilisée). L'étape finale est la mise en forme des broches par découpe et cambrage.

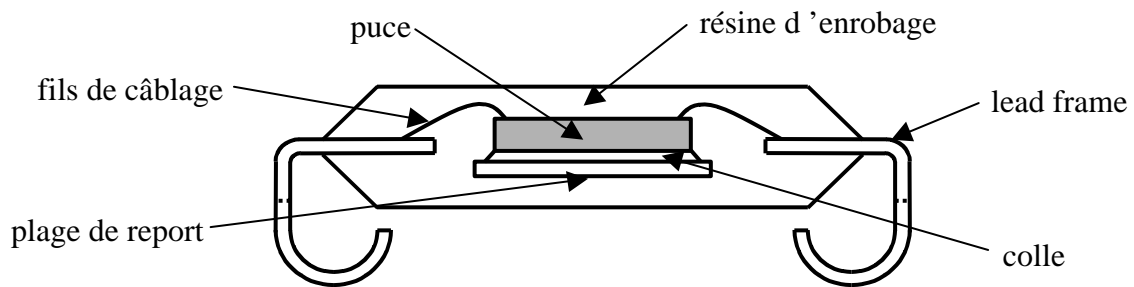


Figure I-5 : Constitution des boîtiers plastiques à broches en « J »

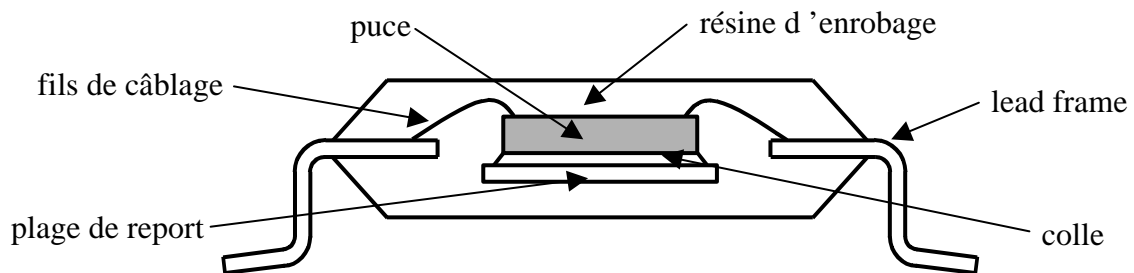


Figure I-6 : Constitution des boîtiers plastiques à broches en « L »

### I.2.1.3 Les boîtiers à billes

Les boîtiers à billes assurent les connexions avec le circuit imprimé grâce à un réseau de billes (le plus souvent en alliage d'étain-plomb) situé sous la surface du boîtier. Ce type de composant offre ainsi un plus grand nombre d'entrées-sorties qu'un composant à broches pour une même surface occupée.

#### I.2.1.3.1 Les PBGA (Plastic Ball Grid Array)

La constitution des PBGA comprend une puce reliée à un substrat par l'une des trois techniques d'interconnexion présentées en début de chapitre. La protection est assurée soit par un surmoulage de l'ensemble en utilisant une technique identique à celle décrite dans le paragraphe précédent (Figure I-7 et Figure I-8), soit par le dépôt d'une goutte de résine (technique du « Glob-Top » Figure I-9). Le substrat qui est en fait un circuit imprimé remplit alors trois fonctions : C'est le support de la puce mais aussi celui du réseau de billes et il assure la redistribution des liaisons électriques entre la puce et les billes. Il existe plusieurs

configurations au niveau du billage, cela va de la matrice complète (Figure I-8) utilisant toute la surface du substrat, à la simple rangée périphérique (Figure I-9), en passant par une implantation partielle lorsqu'il manque les billes et les rangées du centre du boîtier (en général toutes celles qui se trouvent au dessous de la puce, Figure I-7). Lorsque la puissance dissipée est importante, le corps du boîtier est un dissipateur en cuivre sur lequel la puce est directement reportée. Ce type de boîtier utilise en général la technique d'interconnexion par TAB et une protection par Glob-Top (Figure I-9).

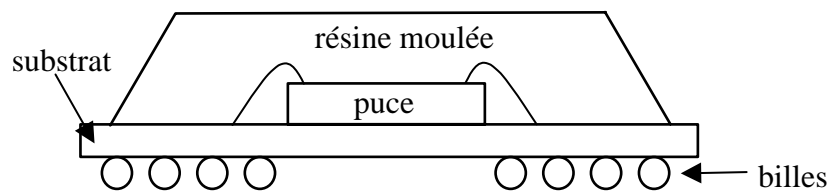


Figure I-7 : PBGA à réseau de billes partiel avec puce connectée par micro-câblage et boîtier surmoulé

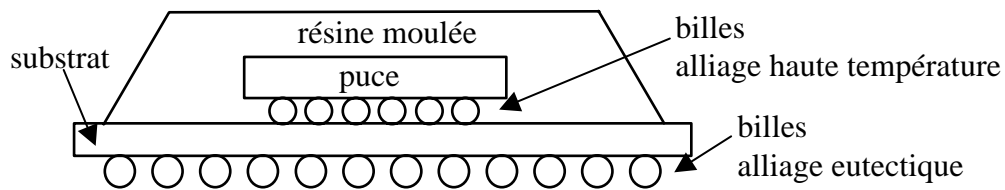


Figure I-8 : PBGA à réseau de billes complet avec puce montée « Flip-Chip » et boîtier surmoulé

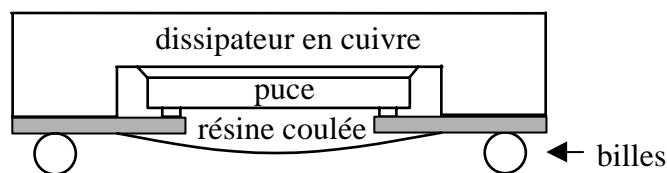


Figure I-9 : BGA avec dissipateur thermique et rangée de billes périphérique utilisant la technologie TAB et protégé par « Glob-Top »

### I.2.1.3.2 Les CSP (Chip Scale Package)

Le CSP est un type de boîtier qui se définit comme occupant une surface au plus supérieure de 50% à celle de la puce qu'il contient. On peut donc trouver sous cette

appellation des composants brochés utilisant une technologie d'interconnexion particulière (LOC lead-over-chip) permettant une telle réduction des dimensions (Figure I-10).

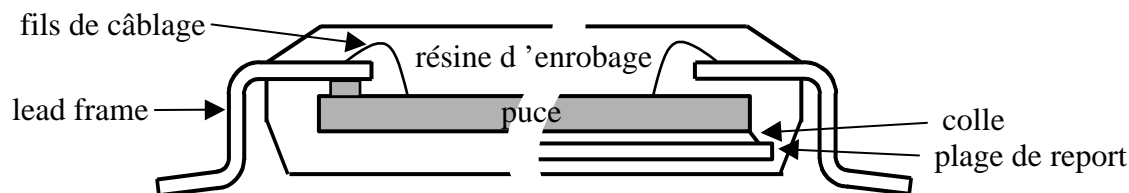


Figure I-10 : CSP à broches utilisant la technologie LOC combinant TAB et micro-câblage à gauche et micro-câblage uniquement à droite

Dans la pratique, la grande majorité des CSP sont des boîtiers à billes. Ils représentent l'évolution des technologies PBGA vers la recherche du meilleur compromis entre le nombre d'entrées-sorties et la surface occupée. Les CSP reprennent donc les mêmes principes de construction que les PBGA, mais possèdent des billes d'un diamètre inférieur et implantées selon un pas plus faible. Dans certains cas, pour les puces montées selon la technique « Flip-Chip », l'enrobage plastique est incomplet et laisse le dos de la puce sans protection (Figure I-11). On utilise alors une résine suffisamment fluide avant réticulation pour combler l'espace libre entre la puce et le substrat.

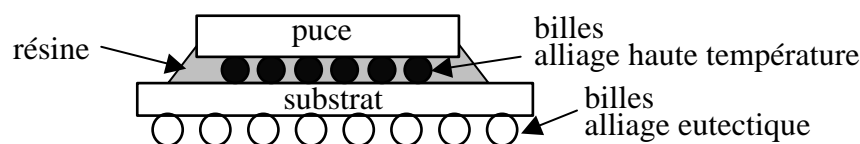


Figure I-11 : CSP à billes utilisant la technique « Flip-Chip » et une protection partielle de la puce

Le Tableau I-2 résume les différents pas d'interconnexion standard que l'on rencontre dans les deux familles technologiques PBGA et CSP.

	PBGA				CSP			
Pas d'interconnexion	1,5mm	1,27mm	1mm	0,8mm	0,8mm	0,65mm	0,5mm	0,4mm

Tableau I-2 : Principaux standards de pas d'interconnexion utilisés dans les technologies PBGA et CSP

#### I.2.1.4 Les assemblages directs sur circuit imprimé

Les technologies d'assemblages directs de la puce (« DCA » Direct Chip Attach) suppriment un niveau d'interconnexion de l'assemblage. Il n'y a plus de boîtier, le composant réalisant une fonction électronique est approvisionné sous forme de puce nue qui est directement reportée et câblée sur le circuit imprimé. C'est actuellement l'ultime évolution en terme de densité d'intégration sur circuit imprimé sur un seul niveau.

La puce est reportée par collage sur une plage d'accueil du circuit imprimé. Les interconnexions entre les plots de la puce et ceux du circuit imprimé sont réalisées par micro-câblage. L'ensemble est ensuite protégé à l'aide d'une résine par « Glob-Top » (Figure I-12).

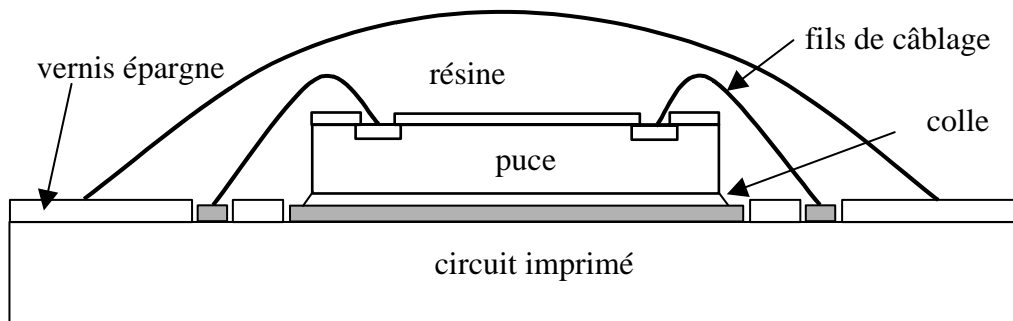


Figure I-12 : Technologie « Chip-On-Board », assemblage direct de la puce sur circuit imprimé et protection par « Glob-Top »

Une autre solution consiste à utiliser un montage « Flip-Chip » de la puce. La puce est retournée de telle sorte que sa face active et ses plots (munis de bossages métalliques) soient dirigés vers le circuit imprimé. Les connexions entre les bossages et les plots du circuit imprimé sont réalisées soit par brasage soit par un adhésif conducteur. L'espace libre entre la puce et la carte est comblé par une résine époxy ou un gel silicone afin de protéger la puce et de renforcer mécaniquement l'assemblage (Figure I-13).

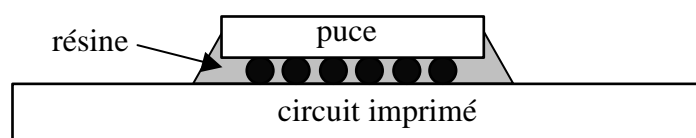


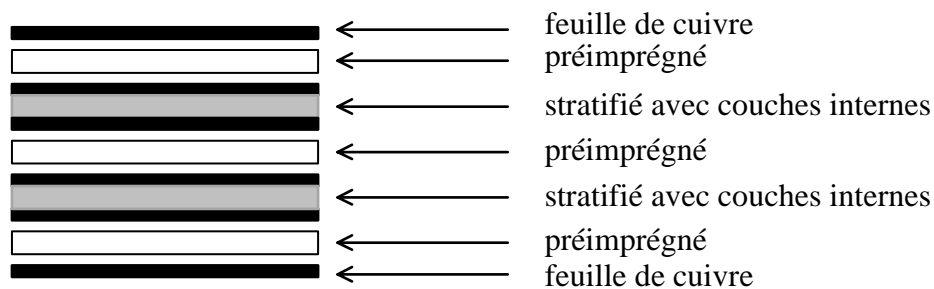
Figure I-13 : Technologie « Flip-Chip »

## I.2.2 L'assemblage des composants sur carte

### I.2.2.1 Technologie des substrats ou circuits imprimés

#### Les substrats organiques rigides :

Un circuit imprimé multicouches est un empilement de préimprégnés et de stratifiés (recouvert d'une feuille de cuivre sur une ou deux faces), comme le montre l'exemple d'une construction à 6 couches ci-dessous (Figure I-14):



*Figure I-14 : Exemple de constitution d'un circuit imprimé 6 couches*

Les couches conductrices sont des feuilles de cuivre gravées par dépôt de résine photosensible puis attaquées chimiquement.

Les stratifiés et les préimprégnés sont composés d'une résine (époxy, polyimide, etc...), associée à une charge généralement sous forme de tissu (verre, quartz, kevlar, etc...). A la différence des stratifiés, les préimprégnés ont leur résine incomplètement polymérisée, pour permettre le collage des autres couches élémentaires du multicouche, et pour remplir les zones gravées des couches internes, en fluant pendant le cycle de pressage de l'empilement.

Pour relier électriquement les différentes couches entre elles, on fait appel à des trous métallisés. Ils peuvent être débouchants pour relier les deux faces externes, borgnes pour relier une face externe à une couche interne, ou enterrés pour relier deux couches internes (Figure I-15). Ils sont constitués par l'association d'un trou et de pastilles (sur les couches concernées par la liaison électrique) dont les diamètres sont fixés par la classe d'isolement du circuit imprimé, et par l'épaisseur de la métallisation recouvrant les parois du trou afin d'assurer la continuité électrique.

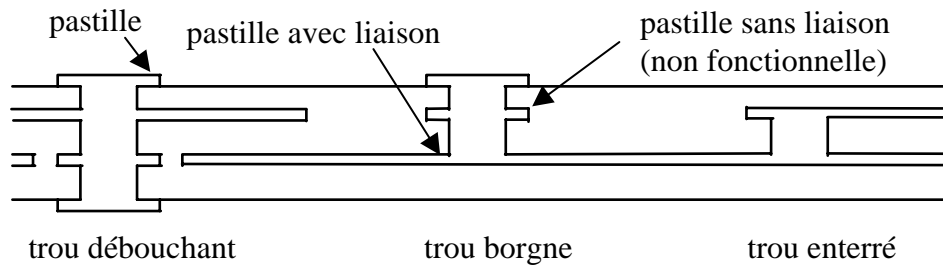


Figure I-15 : Exemple d'interconnexions entre les différents niveaux d'un circuit imprimé 4 couches

#### Les substrats organiques souples :

Les circuits « flex » utilisent sensiblement la même technologie que les circuits imprimés organiques rigides. Ils sont constitués d'un empilement de couches isolantes (polyimides ou polyesters) et de couches conductrices en cuivre. Le collage des différentes couches est obtenu à l'aide d'adhésif époxy ou acrylique. Leur intérêt est la souplesse du substrat qui peut prendre des formes autorisant de faibles rayons de courbures réduisant ainsi le nombre de fils et de connecteurs dans certains montages : Un seul circuit « flex » permet de réaliser l'interconnexion de tous les composants d'un système en se pliant au contraintes de formes du boîtier externe (appareils photo, caméscopes). Le maintien mécanique de l'assemblage est naturellement plus exigeant que pour les circuits rigides. Aujourd'hui, ce type de substrat permet la même densité d'intégration que son homologue rigide.

#### Les substrats céramiques :

Ils sont constitués de couches d'alumine sur lesquelles sont sérigraphiées les pistes métalliques (tungstène, molybdène, argent-palladium). A la base de la microélectronique hybride, ces substrats sont bien adaptés à la technologie Chip-On-Board et permettent une grande densité d'intégration avec de bonnes qualités de dissipation thermique mais ils restent relativement fragiles. C'est un procédé largement éprouvé et fiable, mais très coûteux surtout en multicouches.

#### Les substrats métalliques isolés :

Les SMI (Substrat Métallique Isolé) sont constitués d'un support métallique (acier, aluminium ou colaminé de cuivre-invar-cuivre) isolé par émaillage ou par dépôt d'une couche de résine époxyde ou polyimide. Les pistes en cuivre sont ensuite obtenues sur cette couche isolante avec les mêmes procédés que pour les autres technologies. Cette technologie autorise un câblage sur les deux faces mais sans liaison électrique (ou très difficilement). Le principal avantage de ces substrats réside dans leurs propriétés thermiques et mécaniques. En effet, l'âme métallique servant de support permet une excellente dissipation thermique et possède

de très bonnes caractéristiques mécaniques assurant une bonne protection à l'assemblage. Dans certains cas les SMI constituent l'une des faces du boîtier du système.

### **I.2.2.2 Mode de report des composants sur carte imprimée**

De la crème à braser constituée de flux et de petites billes d'alliage étain-plomb est déposée par sérigraphie sur les plots de report du circuit imprimé. Les composants sont placés sur la carte et maintenus grâce à la viscosité de la crème à braser. L'ensemble est ensuite porté progressivement à une température supérieure à celle de la fusion de l'alliage (183°C pour l'alliage eutectique SnPb). Sous l'action des tensions superficielles alors que l'alliage est en fusion, les composants se centrent par rapport aux plots du circuit imprimé. Après un refroidissement contrôlé, les cartes sont nettoyées ou non en fonction du type de flux utilisé. Pour mener à bien l'opération de brasage dite de refusion, trois procédés sont couramment utilisés :

#### Passage à la vague :

Les cartes sont convoyées à une vitesse régulée sur un système de préchauffage par convection (température inférieure ou égale à 120°C) puis sur une vague d'alliage en fusion (250°C). Compte tenu de la vitesse de la carte, le pic de température ne dépasse pas cinq secondes. Cette technique est utilisée pour braser des composants à broches traversantes. Dans ce cas il n'y a pas d'apport de brasure préalable mais seulement de flux, et c'est la vague qui fournit l'alliage pour le brasage.

#### Phase vapeur :

Les cartes sont descendues et remontées à travers un nuage de vapeur saturée généré par un fluide en ébullition contenu dans une cuve. Le profil thermique est déterminé par la vitesse de l'ascenseur, les températures étant imposées par le type de fluide utilisé. Le pic à 230°C dure vingt secondes au maximum. C'est une technique coûteuse et peu flexible pour le choix des températures, en revanche elle est extrêmement précise et offre une parfaite reproductibilité.

#### Four à infrarouge :

Un convoyeur amène les cartes dans un tunnel équipé d'éléments à rayonnement infrarouge. Après une première zone de préchauffage entre 140°C et 170°C obtenue en deux à trois minutes, la zone de refusion produit un pic de 220°C pendant environ dix secondes. C'est la technique utilisée pour la production de grandes séries.



Pour certaines cartes de technologie mixte (composants CMS et à broches traversantes) ou équipées de composants sur les deux faces, deux cycles de brasages seront nécessaires combinant souvent deux de ces techniques.

### I.3 Caractéristiques et comportements des matériaux

[OUD,93], [ASH,91]

#### I.3.1 Définitions

Afin d'appréhender le comportement et les caractéristiques des matériaux utilisés dans les assemblages, il est nécessaire de connaître quelques définitions de mécanique des matériaux solides. Ces définitions sont présentées dans leurs expressions les plus simples, c'est-à-dire pour des sollicitations unidimensionnelles.

##### I.3.1.1 Définition de la contrainte

Si une force  $F_n$ , s'exerçant sur un matériau, est normale à la surface  $S$  (Figure I-16), on définit la contrainte  $\sigma$  de traction ou de compression, suivant le sens de cette force, telle que :

$$\sigma = \frac{F_n}{S} \quad (1)$$

$\sigma$  s'exprime en  $N/m^2$  (Pa).

Si la force  $F_t$  s'exerce parallèlement à la surface  $S$  (Figure I-16), on définit la contrainte  $\tau$  de cisaillement telle que :

$$\tau = \frac{F_t}{S} \quad (2)$$

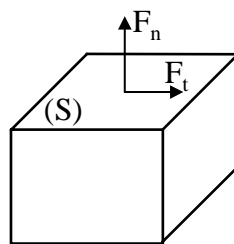


Figure I-16 : Définition des contraintes

##### I.3.1.2 Définition de la déformation

Sous l'action d'une contrainte de traction, un cube d'arête  $L$  s'allonge pendant que sa section diminue (Figure I-17).

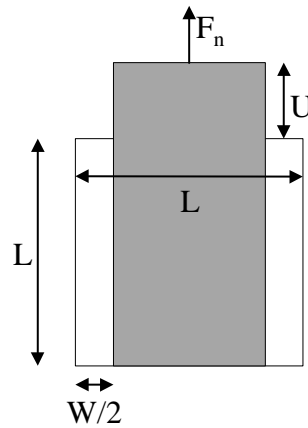


Figure I-17 : Déformation d'un matériau sous contrainte uni-axiale

On définit dans ces conditions la déformation longitudinale en traction  $\varepsilon_n$  telle que :

$$\varepsilon_n = \frac{U}{L} \quad (3)$$

Et la déformation latérale  $\varepsilon_l$  telle que :

$$\varepsilon_l = \frac{-W}{L} \quad (4)$$

Le coefficient de Poisson  $\nu$  est alors défini par :

$$\nu = \frac{-\varepsilon_l}{\varepsilon_n} \quad (5)$$

Ce coefficient est sans dimension (de même que les déformations). Il est compris, dans la pratique, entre 0 et 0,5 (0,25 pour les céramiques, 0,3 pour les aciers, entre 0,4 et 0,5 pour les polymères).

Dans le cas d'une contrainte de cisaillement appliquée sur le cube précédent, on définit la déformation en cisaillement  $\gamma$  comme étant le rapport du déplacement latéral  $W$  et de la longueur de l'arête  $L$  (Figure I-18 et Equation 6).

$$\gamma = \frac{W}{L} = \tan \theta \approx \theta \quad (6)$$

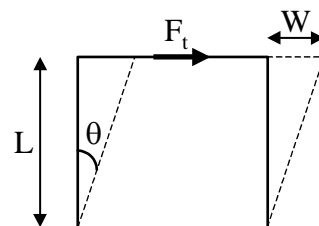


Figure I-18 : Déformation en cisaillement

### I.3.1.3 Réponse linéaire. Loi de Hooke

La loi de Hooke traduit le fait que dans le domaine des petites déformations, celles-ci sont proportionnelles à la contrainte uni-axiale :

$$\sigma = E\varepsilon_n \quad (7)$$

Où E est le module de Young et s'exprime en Pa.

De la même façon, on définit le module de cisaillement G en Pa :

$$\tau = G\gamma \quad \text{avec} \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (8)$$

La déformation est réversible et cette loi linéaire (Figure I-19) est la même pour la charge (application de la contrainte) et pour la décharge (suppression de la contrainte). Le matériau reprend son état initial, il a subi une déformation élastique.

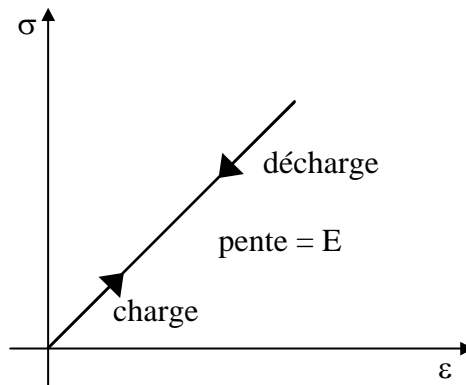


Figure I-19 : Réponse linéaire d'un matériau à une contrainte uni-axiale

### I.3.1.4 Réponse plastique

Cette loi d'élasticité linéaire n'est valable que pour de faibles déformations de l'ordre de 0,1%. Pour des déformations plus importantes, c'est-à-dire lorsque la limite d'élasticité est dépassée, le matériau peut soit casser, soit subir une déformation dite plastique. Pour une variation de contrainte donnée, la déformation qui en résulte est plus importante dans le domaine plastique que dans le domaine élastique, et de plus elle est irréversible. Ainsi, après suppression de la contrainte, le matériau conserve une déformation équivalente à l'excursion en zone plastique. On peut représenter le graphe contrainte-déformation par une fonction bilinéaire caractérisée par une pente beaucoup plus faible dans le domaine plastique (à partir de la limite d'élasticité) que dans le domaine élastique (Figure I-20).

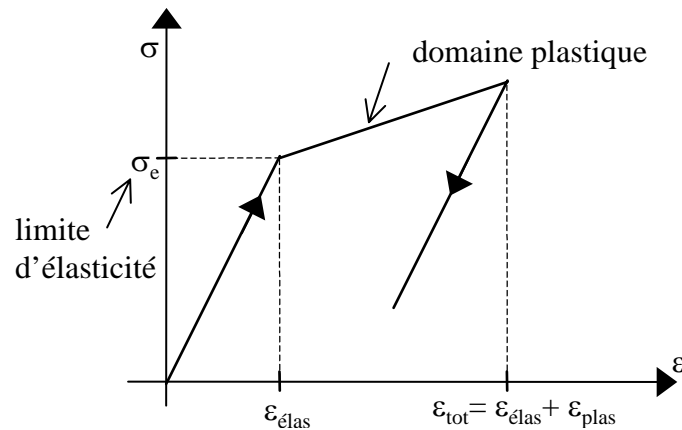


Figure I-20 : Modélisation bilinéaire du comportement plastique d'un matériau

Ce modèle est approximatif car dans la réalité la frontière entre les deux domaines n'est pas aussi franche que le changement brutal de la pente d'une droite. Il est cependant très utilisé en simulation numérique où il est complété par une loi d'écrouissage (voir § II.2.2) pour tenir compte du durcissement du matériau lors d'un chargement cyclique.

### I.3.1.5 Coefficient de dilatation thermique

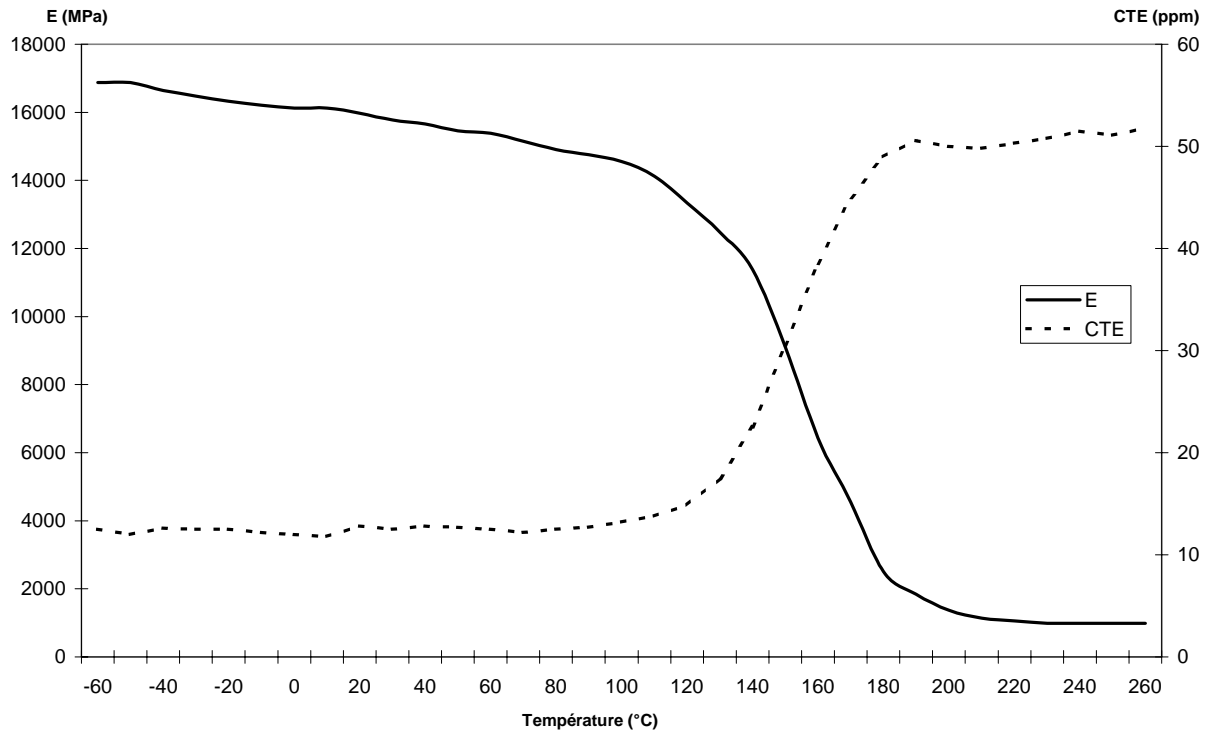
Le coefficient de dilatation thermique  $\alpha$  (CTE) définit la relation de proportionnalité qui existe entre l'allongement relatif  $\Delta l/l$  d'un matériau et la variation de température  $\Delta T$  qu'il subit :

$$\frac{\Delta l}{l} = \alpha \cdot \Delta T \quad (9)$$

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

### I.3.1.6 Température de transition vitreuse

La température de transition vitreuse, notée  $T_g$ , représente une frontière pour la plupart des polymères entre deux états fondamentaux : L'état caoutchouteux correspondant aux hautes températures ( $T > T_g$ ), et l'état vitreux correspondant aux basses températures ( $T < T_g$ ). Ce changement d'état s'accompagne de brusques variations des propriétés physiques du matériau, dont le module d'Young et le coefficient de dilatation thermique. Ainsi, le passage de l'état vitreux (dur) à l'état caoutchouteux (mou) s'accompagne d'une diminution du module d'Young et d'une augmentation du coefficient de dilatation (Figure I-21).



**Figure I-21 : Evolution du module d'Young ( $E$ ) et du coefficient de dilatation ( $CTE$ ) en fonction de la température, pour une résine d'enrobage dont le  $T_g = 156^\circ C$  (données fournies par le fabricant : Nitto, résine MP8000CH4)**

La température de transition vitreuse est directement liée à la qualité de réticulation du polymère. En conséquence, un polymère qui, pour des raisons de process, serait incomplètement polymérisé pourrait présenter un  $T_g$  bien inférieur à celui normalement obtenu.

### I.3.2 Les effets thermomécaniques de la dilatation

Comme il a été défini précédemment, les matériaux voient leurs dimensions évoluer sous l'action de la température. Si deux matériaux possédant des coefficients de dilatation différents ( $\alpha_1$  et  $\alpha_2$ ) sont liés par une interface, une variation de température induit des contraintes à l'interface et dans les matériaux. Ces contraintes peuvent générer des moments qui entraînent la déformation de la structure. Ce phénomène est habituellement représenté et étudié à l'aide de la structure bilame (Figure I-22).

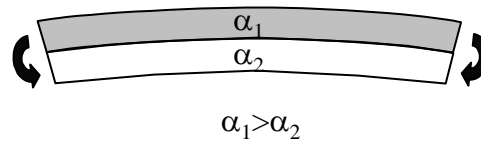


Figure I-22 : Structure bilame se déformant sous l'augmentation de la température

Dans le cas de liaisons ponctuelles entre les deux matériaux (cas des composants reportés sur un circuit imprimé) on observe une déformation de la structure et la présence de contraintes pour les mêmes raisons que précédemment. En fonction de la rigidité (module d'Young) et du coefficient de dilatation thermique de chaque matériau, tous les cas de figures de déformation de l'assemblage sont possibles. Quelques exemples sont illustrés par la Figure I-23 pour un assemblage à broches, et par la Figure I-24 pour un assemblage à billes.

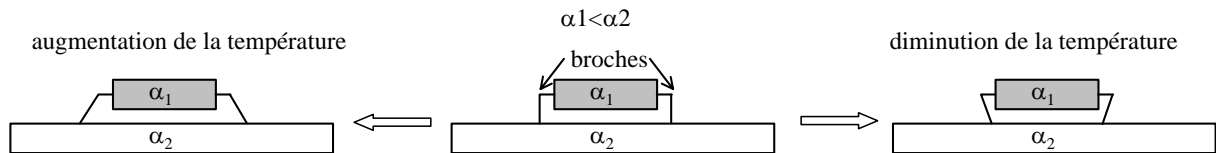


Figure I-23 : Déformations d'un assemblage à broches dues au différentiel de dilatation

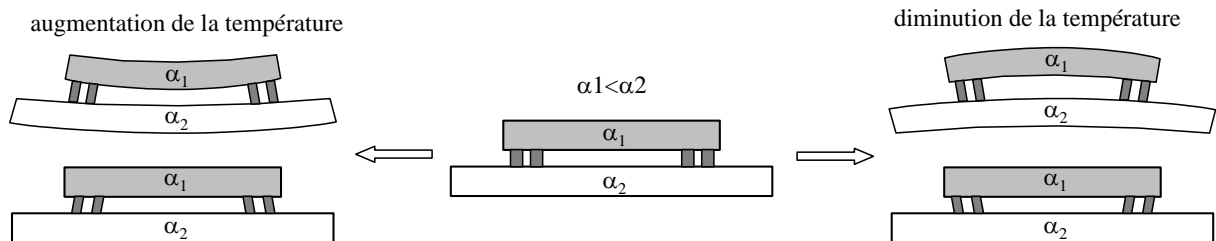


Figure I-24 : Déformations d'un assemblage à billes dues au différentiel de dilatation

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 (c'est le profil de mission) mais aussi dans la dissipation des composants, par 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 brasés et circuits imprimés) dès la fabrication, et pendant toute la durée de vie.

### I.3.3 Les matériaux des assemblages

#### Les « lead frame » :

Le « lead frame » représente le squelette du composant servant de support à la puce et au micro-câblage. Il doit assurer la liaison électrique entre la puce et l'extérieur du boîtier, mais aussi l'évacuation de la chaleur générée par effet Joule.

Deux types d'alliages (Tableau I-3) sont utilisés pour réaliser les « lead frame » : les alliages fer-nickel (alliage 42 : 42% de nickel) et les alliages à très haute teneur en cuivre (plus de 97%).

Lead frame	E (MPa)	$\alpha$ (ppm/°C)	$\lambda$ (Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
Alliage cuivre (CDA-151)	120000	17	360
Alliage fer-nickel (A-42)	145000	4,5	16

**Tableau I-3: Exemples de caractéristiques des matériaux utilisés pour le “lead frame”**

Le cuivre est de plus en plus utilisé car il présente les avantages suivants sur l'alliage fer-nickel :

- Une meilleure conductivité thermique  $\lambda$  (environ 20 fois supérieure)
- Une meilleure conductivité électrique (environ 30 fois supérieure)
- Un coefficient de dilatation thermique  $\alpha$  (17 ppm/°C) beaucoup plus adapté à celui des matériaux d'enrobage.

Il présente cependant un inconvénient relatif au différentiel de dilatation qui existe avec le silicium. En effet le report de la puce sur ce type de matériau doit tenir compte des contraintes d'origine thermomécanique générées par une différence de dilatation des deux matériaux de l'ordre de 14 ppm/°C (le CTE du silicium est de 2,8 ppm/°C). C'est un inconvénient que n'a pas l'alliage 42 dont le CTE est d'environ 4,5 ppm/°C. Pour cette raison, le report des puces sur les « lead frame » en alliage cuivre est effectué par collage à l'aide de résines époxydes ou polyimides éventuellement chargées par des particules d'argent si la conduction électrique est nécessaire. En effet, la liaison obtenue par ces résines est bien plus souple que celle des brasures, ce qui permet d'absorber les déformations générées par les contraintes thermomécaniques.

#### Les colles :

Le collage représente le mode de report de puce le plus utilisé en raison de son coût inférieur aux techniques de brasage. Comme nous l'avons vu précédemment, il doit assurer

une bonne adhérence sur le silicium de la puce et sur le matériau du « lead frame » en gardant une certaine souplesse afin d'absorber les déformations engendrées par le différentiel de dilatation de ces deux matériaux. Les conductivités électrique et thermique doivent également être assurées.

Pour répondre à ce cahier des charges, des polymères avec une forte charge (70% en volume) de particules d'argent sont utilisés. Il s'agit de résines époxydes ou polyimides. Il en existe un grand nombre dont les caractéristiques physiques (Tableau I-4) sont très différentes car dépendantes de leurs performances en termes de conductivités électrique et thermique, de tenue en température ou de temps de polymérisation.

Type de colle	T <sub>g</sub> (°C)	E (MPa)	α (ppm/°C)	λ (Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
8322A	30	1630 @ 25°C 11,3 @ 150°C	65 (T<T <sub>g</sub> ) 135 (T>T <sub>g</sub> )	0,7
8361J	40	2870 @ 25°C 115 @ 150°C	85 (T<T <sub>g</sub> ) 200 (T>T <sub>g</sub> )	2,5

**Tableau I-4: Exemples de caractéristiques de colles pour le report des puces**

Il existe quelques cas d'utilisation des adhésifs conducteurs en remplacement de la brasure pour le report du composant sur la carte [PER,00]. Cette technique est surtout utilisée pour la technologie « Flip-Chip » mais elle reste très marginale. Elle présente cependant l'avantage de ne pas utiliser de plomb et la température du process est beaucoup plus basse (170°C) que pour les brasures.

#### Les métallisations :

Les métallisations, déposées par électrolyse, sont utilisées pour leurs propriétés de protection et de conduction électrique et thermique. Elles sont présentes dans les assemblages sous forme de couches dont l'épaisseur peut aller de quelques micromètres à quelques dizaines de micromètres. Les plus utilisées sont :

- Le cuivre, qui sert de complément au cuivre laminé présent dans les circuits imprimés. C'est lui qui assure la métallisation des trous et des vias entre les différents niveaux des cartes multicouches ou des substrats utilisés dans les boîtiers à billes.
- Le nickel, connu pour sa faible réactivité chimique, qui est employé comme barrière de diffusion. On le trouve en couche de protection sur les « lead frame » en



alliage de cuivre et sur toutes les métallisations en cuivre, présentes sur les circuits imprimés ou sur les substrats des BGA et des CSP, destinées à partager une interface avec un autre métal. Il sert notamment à éviter ou à ralentir la formation des intermétalliques cuivre-étain.

- L'or, qui est utilisé en couche finale sur les métallisations exposées à l'air ambiant afin d'assurer une bonne protection contre l'oxydation. Il sert également de couche intermédiaire pour recevoir le micro-câblage.

Les brasures :

La brasure est principalement utilisée pour la réalisation des joints qui assurent la liaison entre les terminaisons des composants et les plages d'accueil du circuit imprimé. Son rôle est double :

- Réaliser la conduction électrique et thermique entre les connexions du boîtier et celles de la carte.
- Assurer la liaison et le maintien mécanique du composant sur la carte.

C'est un alliage proche de l'eutectique étain-plomb (63% d'étain, 37% de plomb en masse) qui est utilisé pour remplir cette fonction. Il est composé de 62% d'étain, de 36% de plomb et de 2% d'argent et sa température de fusion est de 183°C. Il s'agit d'un alliage ductile qui possède une limite d'élasticité relativement basse et un domaine plastique important. On peut modéliser son comportement par un modèle bilinéaire comme nous l'avons défini précédemment (Tableau I-5).

Propriétés à 25°C	T <sub>f</sub> (°C)	E (MPa)	α (ppm/°C)	λ (Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	ν	Limite élastique (MPa)	Pente en zone plastique (MPa)
Sn <sub>62</sub> Pb <sub>36</sub> Ag <sub>2</sub>	183	24000	25	50	0,36	27	1379

**Tableau I-5 : Propriétés de l'alliage de brasure à 25°C [HIJ,93]**

La limite élastique et la pente en zone plastique sont fortement dépendantes de la température. Un modèle plus complet prenant en compte cette dépendance sera donné dans le chapitre II pour les simulations numériques.

Certaines applications particulières nécessitent une brasure possédant un point de fusion plus élevé. Il s'agit des alliages Pb<sub>90</sub>Sn<sub>10</sub> et Pb<sub>95</sub>Sn<sub>5</sub> dont la température de fusion est supérieure à 300°C. Ils sont utilisés pour l'assemblage de composants sur des cartes qui sont destinées à fonctionner dans un environnement à très haute température [TRE,02], mais aussi

dans les boîtiers qui utilisent la technique « Flip-chip » pour le report de la puce, évitant ainsi la refusion de ce premier niveau d'interconnexion lors du report du composant sur le circuit imprimé.

Le respect des accords internationaux visant à réduire l'utilisation du plomb va contraindre l'industrie électronique à utiliser des alliages sans plomb ou des techniques de remplacement (liaisons par colle conductrice, par exemple) pour le report des composants sur les cartes. Plusieurs types d'alliages sont déjà disponibles comme le  $\text{SnBi}_5\text{Ag}_1$  dont la température de fusion se situe entre  $207^\circ\text{C}$  et  $215^\circ\text{C}$  ou le  $\text{SnAg}_3\text{Cu}_{0,7}$  qui fond à  $217^\circ\text{C}$ . Dans la pratique, les dates d'applications de ces traités internationaux sont sans cesse repoussées et par conséquent, le développement de ces nouveaux procédés de report n'est pas très rapide.

Les substrats :

Les matériaux utilisés dans les substrats non organiques (céramique et SMI) le sont depuis longtemps, et ont subi peu d'évolution. Les principales caractéristiques de quelques exemples sont données dans le tableau suivant (Tableau I-6):

Type de substrat	$T_f$ ( $^\circ\text{C}$ )	E (MPa)	$\alpha$ (ppm/ $^\circ\text{C}$ )	$\lambda$ ( $\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ )
SMI aluminium	600	70000	22	200
SMI Cu-Invar-Cu	1085	140000	4,4	100
Céramique $\text{Al}_2\text{O}_3$	2000	320000	6	21

**Tableau I-6 : Exemples de caractéristiques de quelques substrats non organiques**

En revanche, les substrats organiques font l'objet d'évolutions permanentes tant au niveau de leur procédé de fabrication qu'au niveau des matériaux employés. L'augmentation de la densité d'interconnexion continuellement recherchée sur ce type de substrat impose une évolution des matériaux dans plusieurs domaines :

- Le coefficient de dilatation thermique doit être adapté aux composants qui seront reportés sur le substrat mais aussi avec les métallisations de cuivre qui réalisent les liaisons électriques. Pour les stratifiés, il peut être contrôlé dans le plan (x,y) de la carte grâce à la nature et au pourcentage de la charge. Dans l'axe z (perpendiculaire à la carte), il dépend directement de la résine employée et doit être suffisamment faible pour ne pas détruire les métallisations des vias et des trous métallisés.

- La température de transition vitreuse doit être plus élevée afin d'éviter la zone où le coefficient de dilatation augmente brusquement. Le passage au-dessus de  $T_g$  est particulièrement sensible dans l'axe z où rien ne peut limiter la dilatation.
- La constante diélectrique doit être plus basse car les pistes de cuivre sont de plus en plus proches les unes des autres.
- La conductivité thermique doit être plus élevée pour évacuer la chaleur dissipée par les composants, de plus en plus importante par unité de surface.

Ainsi, à partir du matériau standard FR4 utilisé depuis longtemps, plusieurs évolutions sont aujourd'hui disponibles (Tableau I-7) proposant une élévation de la température de transition vitreuse et une résistance chimique supérieure (sites de réticulation plus nombreux et plus grande densité de la résine : époxy multifonctionnelle).

Substrat chargé fibre de verre (60% de résine)	$T_g$ (°C)	$\alpha$ en x,y (ppm/°C)	$\alpha$ en z (ppm/°C)	Constante diélectrique	$\lambda$ ( $Wm^{-1}K^{-1}$ )
FR4 (époxy difonctionnelle)	125-130	16	60	4,5	0,35
époxy multifonctionnelle	150	16	60	4,5	0,35
époxy haut $T_g$	170	16	60	4,7	0,35
époxy BT (Bismaléimide Triazine)	180-190	14	50	4	0,35
polyimide	250-260	13	40	4,2	0,35

**Tableau I-7: Caractéristiques de quelques substrats organiques rigides**

Ce sont ces matériaux qui sont également utilisés pour la réalisation des substrats servant de support (fond de boîtier) aux composants à billes. C'est l'époxy BT et le polyimide dans sa version « flex » ou rigide, qui sont utilisés en grande majorité.

Les matériaux d'enrobage :

Ces matériaux ont pour fonction d'assurer la protection mécanique et chimique du circuit intégré et des connexions de premier niveau (micro-câblage, joints brasés ou collés pour les « flip-Chip »). Leur cahier des charges est donc le suivant :

- Résistances mécanique, chimique et thermique suffisantes pour résister aux cycles de refusions et aux profils de mission.
- Isolation électrique

- Adhésion au « lead frame », à la passivation de la puce, aux fils de câblage et au substrat des BGA, CSP et « Chip-on-board » pour garantir une intégrité du boîtier et une bonne étanchéité.
- Induire des contraintes faibles aux matériaux enrobés pour ne pas altérer la passivation de la puce et les fils de câblage.
- Faible contamination ionique et faible perméabilité à l'humidité pour éviter les phénomènes de corrosion.
- Inflammabilité contrôlée pour respecter les normes de sécurité qui imposent que la résine présente un certain retard au feu ou qu'elle soit autoextinguible.

Ceci avec les contraintes de production suivantes :

- Compatibilité avec les procédés de moulage et d'enrobage de la fabrication en grande série.
- Faible viscosité pour être compatible avec le moulage des boîtiers « ultra fins » ou lorsque l'enrobage ne se fait pas sous pression : « Glop-Top » ou « Flip-Chip »
- Temps de polymérisation faible pour ne pas augmenter les coûts de production.

Pour satisfaire ce cahier des charges les constituants sont nombreux. Ils sont résumés dans le tableau suivant (Tableau I-8) :

constituants	Composition (%)	$\alpha$ (ppm/°C)	$\lambda$ (Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
Charge : particules de SiO <sub>2</sub>	60-85	0,5 à 5,5	2 à 3
Résine époxyde : époxy crésol novolac, biphényl, multifonctionnelle	10-20	45 à 60	0,2 à 0,3
Durcisseur : phénol novolac, xylok, dicyclopentadien (DCPD)	5-10		
Retardateur de flamme : brome, antimoine	1-3		
Agent de ténacité, de démoulage et colorant	Complément		
Produit final après polymérisation		7 à 30	0,6 à 2,5

**Tableau I-8: Caractéristiques et composition typique d'une résine d'enrobage**

Le contrôle du CTE est particulièrement important. En effet, la température de moulage et de polymérisation (170°C) se situe bien au-dessus de la température ambiante et le

différentiel de dilatation des matériaux en présence va générer des contraintes thermomécaniques lors du refroidissement de l'ensemble. Si cette différence de coefficients de dilatation est trop importante entre la puce et le matériau d'enrobage, celle-ci est soumise à des contraintes de compression et de cisaillement pouvant entraîner des phénomènes de fissuration et de perte d'adhérence entre les deux matériaux. Il en va de même avec les autres matériaux constituant le boîtier. Dans le cas des CEP, le « lead frame » moins fragile que le silicium, est tout aussi vulnérable à la perte d'adhérence, augmentant ainsi la perméabilité du boîtier au milieu extérieur. Dans le cas des BGA et CSP, c'est l'interface avec le substrat qui est à prendre en compte. Les résines époxydes sont des matériaux qui possèdent un CTE élevé (de l'ordre de 40 ppm/°C), bien supérieur à celui du silicium, des matériaux des « lead frame » ou des substrat employés dans les technologies à billes. Cependant, il y a deux possibilités d'action sur le matériau d'enrobage pour minimiser ce phénomène :

- Réduire son module d'Young à un niveau tel que les contraintes liées à la dilatation différentielle restent faibles. C'est la méthode employée avec les gels silicone ( $E = 1000 \text{ Mpa}$ ) utilisés pour la protection de la puce montée « Flip-Chip » dans les technologies COB.
- Lui ajouter une charge possédant un faible CTE pour réduire le coefficient d'expansion thermique global en lui donnant, par exemple pour les CEP, une valeur idéalement située entre celle du silicium et du cuivre.

C'est la deuxième solution qui est la plus utilisée. Le type de charge le plus répandu est le dioxyde de silicium qui possède un CTE de 0,3 ppm/°C sous sa forme cristalline et de 3 à 6 ppm/°C sous sa forme amorphe (Figure I-25). Il présente également l'avantage d'augmenter la conductivité thermique du matériau (Tableau I-8). Le choix des types de résine et de charge, ainsi que leur dosage permet en théorie d'ajuster le CTE dans un intervalle allant de 7 à 30 ppm/°C. Dans la pratique, il faut trouver des compromis, car la présence de cette charge rend la résine mécaniquement plus agressive et augmente sa viscosité de manière significative, obligeant dans certains cas à réduire son pourcentage (moulage de boîtier ultra fin, puce montée « Flip-Chip »).

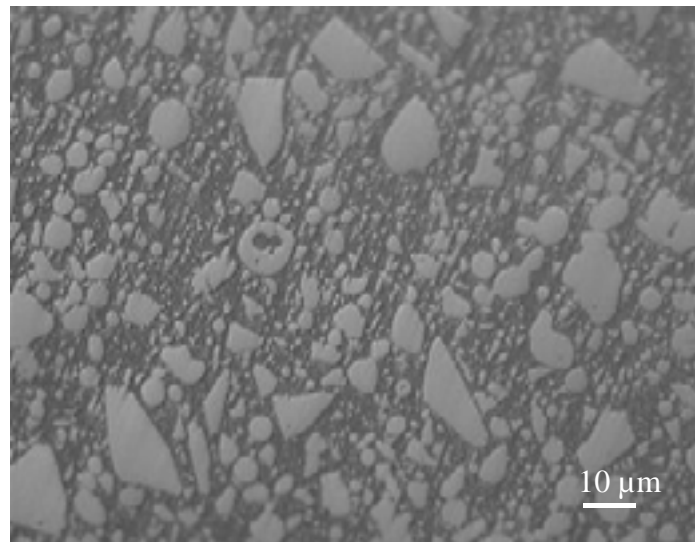


Figure I-25 : Particules de silice d'une résine d'enrobage (microsection d'un boîtier PQFP)

La grande variété des technologies des composants plastiques associée à des gros volumes de production a généré un grand nombre de produits d'encapsulation pour les composants électroniques. Quatre fabricants (Nitto, Sumitomo, Dexter, Plaskon) se partagent la majorité des 400 références aujourd'hui disponibles et couvrant des domaines de  $T_g$  allant de 120°C à 190°C et des CTE allant de 7 à 30 ppm/°C. Quelques exemples de caractéristiques sont données dans le tableau suivant :

Type de résine époxyde	$T_g$ (°C)	E (MPa) @ 25°C @ 240°C	$\alpha$ (ppm/°C)	Charge (% en masse)	Teneur en impuretés ioniques	Absorption d'humidité
Cresol novolac	moyen 150-190	11800-17700 600-1200	15-17 $T < T_g$ 65-75 $T > T_g$	75	faible	moyenne
Biphenyl	faible 110-155	16700-23500 600-1200	9-13 $T < T_g$ 38-52 $T > T_g$	80-88	faible	faible
multifonctionnelle	élevé > 170	11800-15700 700-1300	12-16 $T < T_g$ 40-50 $T > T_g$	79	moyenne	élevée

Tableau I-9: Caractéristiques de différentes familles de matériaux d'enrobage [HAG,00]

## **I.4 Les défaillances des assemblages**

Comme nous venons de le voir, les assemblages microélectroniques possèdent de nombreuses interfaces entre des matériaux aux caractéristiques différentes impliquant la présence de contraintes thermomécaniques. Ces contraintes, inévitables, ne sont pas la cause de défaillances tant qu'elles restent inférieures à la résistance des matériaux ou de l'interface. Dès que cette limite est atteinte, il y a rupture dans le pire cas ou accumulation de fatigue pouvant conduire à une rupture différée ou à une initiation de fissure. Le niveau de ces contraintes est directement dépendant de la température qui est un facteur prépondérant dans ce domaine.

Les matériaux organiques utilisés dans les assemblages ont la particularité d'absorber l'humidité présente dans l'air ambiant. Même s'il s'agit d'une quantité relativement faible (0,3% en masse) elle représente un danger soit par sa seule présence soit par les phénomènes de corrosion qu'elle peut engendrer. La contamination ionique est à l'origine de phénomènes de corrosion, elle peut être véhiculée par l'absorption de l'humidité ou être présente à l'intérieur de l'assemblage dès son origine, amenée par les procédés de fabrication ou par les matériaux eux-mêmes. En particulier, les matériaux organiques sont réputés pour libérer certains ions (ion chlore et ion brome par exemple) par réaction chimique ou par manque de pureté.

### **I.4.1 Défaillances du composant**

#### **I.4.1.1 La délamination des interfaces**

Les interfaces à l'intérieur du boîtier sont les suivantes :

- Puce-résine d'enrobage
- Puce-colle de report
- Résine d'enrobage-lead frame pour les CEP
- Résine d'enrobage-substrat pour les technologies à billes

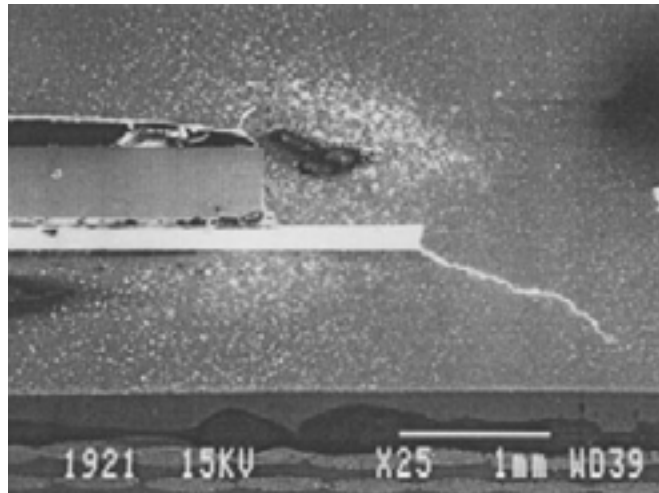
La délamination d'une interface se produit par la perte de l'adhérence entre les deux matériaux. Toutes ces interfaces concernent au moins un polymère, et sont sous contraintes à la température ambiante ce qui est une conséquence de la différence des coefficients de dilatation des matériaux et de la température à laquelle elles ont été établies (de 120°C à 180°C suivant les types de résine ou de colle). A partir de la température ambiante, le niveau des contraintes évolue dès qu'il y a variation de la température. Il augmente avec le refroidissement et il diminue avec l'échauffement jusqu'à ce que la température  $T_g$ , ou la

température à laquelle l'interface a été créée soient atteintes. Dans le premier cas, la brusque augmentation du coefficient de dilatation du polymère peut être compensée du fait de la baisse de son module d'Young mais dans le même temps sa résistance mécanique diminue (baisse de la limite d'élasticité et de la contrainte à la rupture). Dans le second cas, les contraintes s'annulent puis s'inversent et continuent d'évoluer avec la température. Dans la pratique, la température de polymérisation et la température de transition vitreuse ( $T_g$ ) des résines d'enrobage sont souvent très voisines. Ce scénario est typiquement celui du procédé d'assemblage du composant sur le circuit imprimé pendant lequel la température dépasse 200°C. L'excursion en température peut ainsi provoquer la délamination de l'interface par dépassement du seuil de contraintes admissible par la qualité de l'adhérence. Même si ce seuil n'est pas atteint, les cycles thermiques peuvent aboutir à la ruine de la liaison par accumulation de fatigue si les limites d'élasticité sont dépassées. Les délaminations prennent naissance aux coins de la puce et de la plage de report qui sont des points de concentration de contrainte [GES,94].

La délamination de ces interfaces peut, en fonction de sa localisation, provoquer les phénomènes suivants :

- Augmentation de la résistance thermique du boîtier (interfaces puce-enrobage et puce-colle) qui peut entraîner l'élévation des températures de jonctions au delà de leurs spécifications.
- Pénétration de l'humidité et de la contamination provenant de l'extérieur (interfaces enrobage-lead frame et enrobage-substrat) favorisant l'effet « pop corn » (voir § I.4.1.3) et la corrosion.
- Création de sites d'accumulation d'eau (toutes les interfaces) entraînant les mêmes conséquences.
- Modification des champs de contraintes et de déformations autour de la puce et dans l'enrobage (interface puce-enrobage) ce qui crée des points de concentration de contraintes ou augmente ceux qui existent déjà (coins de la puce et de la plage de report). Si l'intensité des contraintes dépasse la limite de résistance des matériaux, il peut y avoir fissuration de la puce ou du boîtier (Figure I-26).

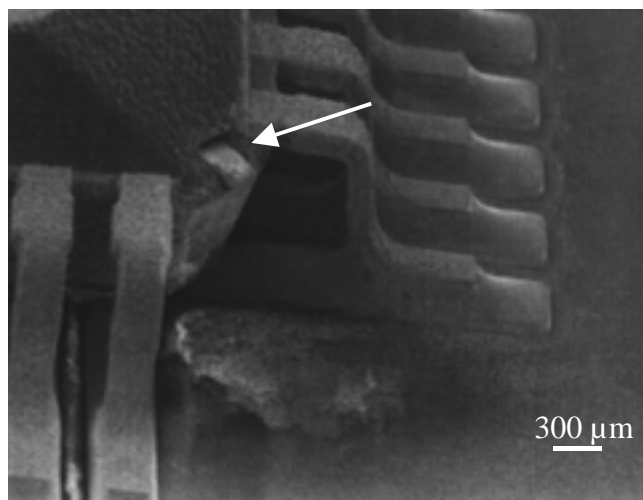




*Figure I-26 : Fissure dans le matériau d'enrobage*

#### **I.4.1.2 La pénétration de l'humidité**

Le mode de pénétration d'humidité le plus rapide se produit lorsque celle-ci peut emprunter une voie d'accès direct matérialisée par une fissure de l'enrobage débouchant sur l'extérieur, ou par une délamination de l'interface enrobage-lead frame (Figure I-27) ou enrobage-substrat suivant le type de boîtier.



*Figure I-27 : Délamination entre l'enrobage et le « lead frame ». Vue au MEB d'un boîtier PQFP80 après 1000 cycles thermiques de -55°C à 100°C*

Un autre mode de pénétration de l'humidité, plus lent, est celui de la diffusion. En effet, les résines utilisées dans les matériaux d'enrobage absorbent l'humidité de l'air ambiant [FRE,01], [USC,01]. La quantité d'humidité absorbée par un composant se mesure généralement par le gain de masse relatif, et varie en fonction du temps et des conditions

environnementales (Figure I-28). On atteint des niveaux de saturation variant 0,1% à 0,5% en fonction des composants et des conditions auxquelles ils sont soumis.

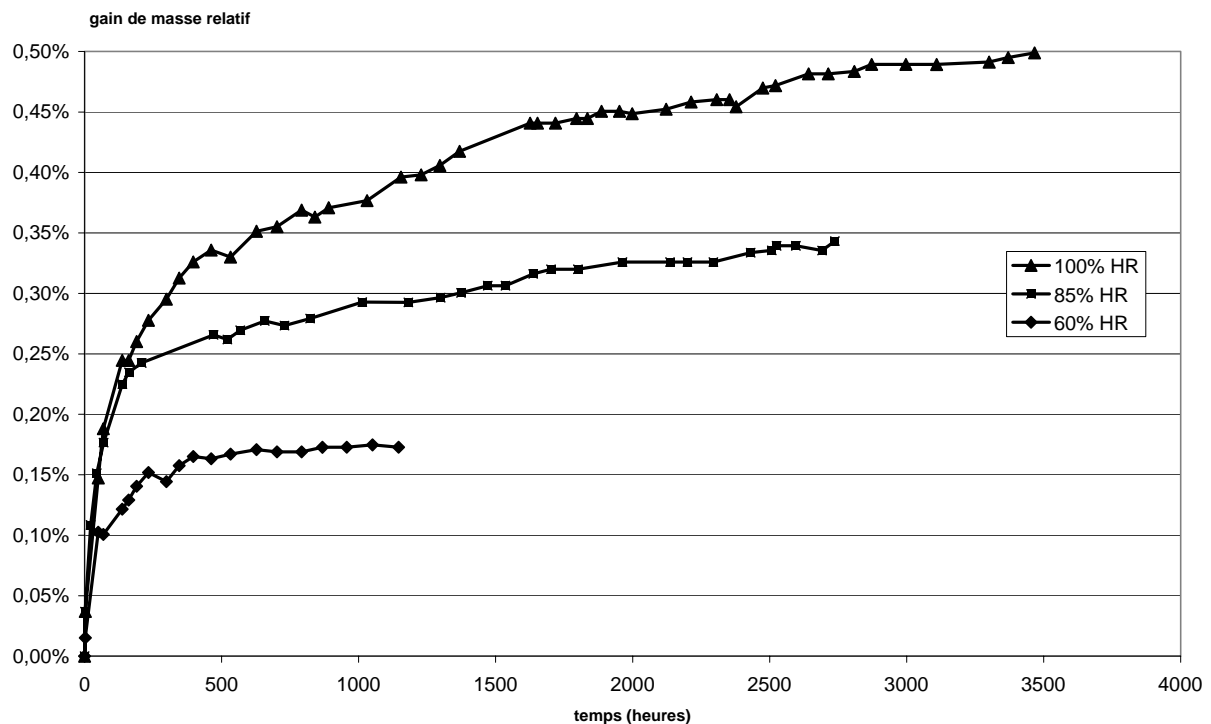
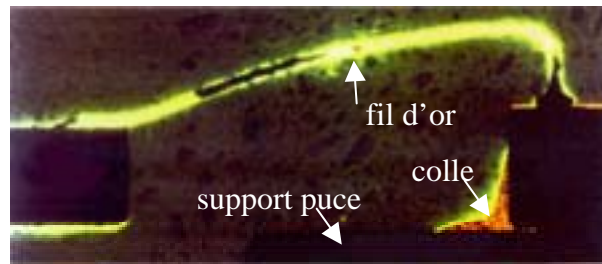


Figure I-28 : Absorption d'humidité d'une résine d'enrobage en fonction du taux d'humidité relative (HR) à 80°C [FRE,01]

En fait ce mode de pénétration de l'humidité n'est pas uniquement un phénomène de diffusion car ni le boîtier, ni le matériau d'enrobage ne sont des matériaux homogènes. Il y a de nombreuses interfaces et des aspérités dans la résine représentant des sites de percolation et d'accumulation d'eau qui modifient le mécanisme d'absorption à partir des lois classiques de diffusion [WON,99]. En particulier, on peut observer dans certains cas, la pénétration de l'humidité le long de l'interface enrobage-lead frame (sans que celle-ci soit délaminée) puis le long de fils de câblage pour arriver sur la puce et descendre ensuite à l'interface puce-colle (Figure I-29). Il s'agit d'un mode de « diffusion préférentielle » à l'interface, activé par la présence de contaminant (agent de démoulage) ou par une adhérence insuffisante.



*Figure I-29 : Mise en évidence, par fluorescence, de la pénétration d'un colorant dans un boîtier plastique. Analyse réalisée par le Reliability Analysis Center (Rome, New York)*

L'humidité présente dans la résine peut modifier les propriétés du matériau par réaction chimique, on observe une baisse sensible du module d'Young et de la limite d'élasticité ainsi que du  $T_g$  [USC,01]. Elle peut également s'accumuler dans les espaces libres provoqués par les délaminations.

Les mêmes phénomènes de pénétration d'humidité existent pour les substrats organiques.

#### **I.4.1.3 L'effet « pop corn »**

L'effet « pop corn », nommé ainsi en raison de sa similitude avec le procédé employé dans l'élaboration de la céréale soufflée, se produit lors du report des composants sur carte, au moment de la refusion. Il nécessite la présence simultanée de l'humidité et d'une température élevée et se décompose en trois phases :

- La résine absorbe l'humidité de l'air ambiant avec éventuellement une accumulation aux interfaces délaminées.
- Le profil de refusion impose une élévation rapide de la température. La résistance à la rupture du matériau d'enrobage décroît avec l'augmentation de la température qui dépasse son  $T_g$ .
- Si l'humidité contenue dans le boîtier ne peut pas s'extraire par diffusion, elle passe à l'état de vapeur et la pression augmente, dépassant la limite de résistance de l'enrobage. En fonction du niveau de pression atteint, les dommages vont de la délamination des interfaces à la fissuration du boîtier (Figure I-30) entraînant des dégradations au niveau de la puce et des fils de câblage.

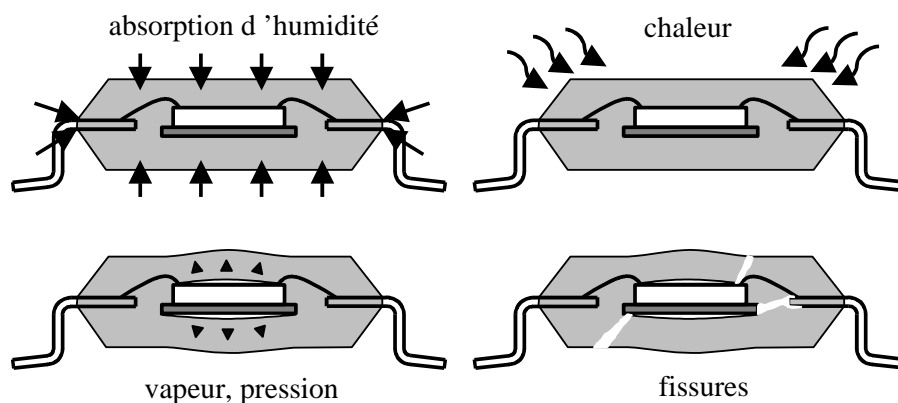


Figure I-30 : Les différentes étapes de l'effet « pop corn »

Ce phénomène, extrêmement destructeur, peut se produire pendant la phase initiale de report des composants, mais également pendant les phases de réparation lors du remplacement de composants défectueux.

Tous les composants plastiques sont susceptibles d'absorber de l'humidité, mais ils n'ont pas tous la même sensibilité à l'effet « pop corn » en fonction de leur technologie, de leur taille et de la nature des matériaux qui les constituent.

Des normes donnent des procédures de manipulation et de stockage des composants pour prévenir l'effet « pop corn » [IPC,02] ainsi qu'un niveau de sensibilité [JED,02] vis-à-vis de ce mode de dégradation. Le tableau suivant (Tableau I-10) présente ces niveaux de sensibilité, avec pour chacun d'entre eux, le temps maximal qui peut s'écouler entre la sortie du composant de son emballage anhydre et son report sans risque d'effet « pop corn ». Les deux dernières colonnes fixent les conditions du test d'appartenance à un niveau de sensibilité.

Niveau de sensibilité JEDEC	Conditions d'exposition maximales		Conditions de test	
	Durée	Conditions	Durée (heures)	Conditions
1	illimitée	≤ 30°C/85%HR	168	85°C/85%HR
2	1 an	≤ 30°C/60%HR	168	85°C/60%HR
2a	4 semaines	≤ 30°C/60%HR	696	30°C/60%HR
3	168 heures	≤ 30°C/60%HR	192	30°C/60%HR
4	72 heures	≤ 30°C/60%HR	96	30°C/60%HR
5	48 heures	≤ 30°C/60%HR	72	30°C/60%HR
5a	24 heures	≤ 30°C/60%HR	48	30°C/60%HR
6	6 heures	≤ 30°C/60%HR	6	30°C/60%HR

Tableau I-10: Niveau de sensibilité à l'humidité relatif à l'effet popcorn [JED,02]

#### I.4.1.4 La rupture des connexions

La rupture des connexions concerne les fils de câblage et les joints brasés ou collés des puces montées « Flip-Chip ».

Elles peuvent se produire par dépassement de la limite à la rupture du matériau engendré par la présence de contraintes thermomécaniques [LAU,93]. En effet, les connexions, qu'elles soient filaires ou par billes, sont noyées dans la résine et une différence importante dans les CTE accompagnée d'une forte excursion thermique peut provoquer cette rupture. La présence de contraintes de cisaillement à la surface de la puce, pour les mêmes raisons thermomécaniques, peut provoquer la rupture de l'interface connexion-plot de report. Ce phénomène est accentué par la présence de délamination à l'interface puce-résine qui crée des points de concentration de contraintes et qui autorise des déformation plus importantes.

La présence d'humidité et de contaminants accentuent le phénomène de croissance des intermétalliques à l'interface connexion-plot de report conduisant à une défaillance de cette interface par la présence de lacunes (lacune de Kirkendall) ou des intermétalliques Or-Aluminium (comme la peste pourpre :  $AuAl_2$ ) [HAG,00].

#### I.4.1.5 La fissuration du silicium

La fissuration complète de la puce peut être la conséquence de contraintes internes trop importantes dues aux effets thermomécaniques ou « pop corn ». Elle peut également être le résultat d'une déformation du boîtier venant de l'extérieur comme le vrillage du circuit imprimé ou les chocs et les vibrations.

La fissuration de la couche de passivation se produit quand le niveau des contraintes de cisaillement dépasse son seuil de résistance et que celui-ci est inférieur à celui de l'interface passivation-résine d'enrobage. Les contraintes de cisaillement sont nulles au centre de la puce et sont maximales aux endroits les plus éloignés du centre, ce qui explique la présence plus courante de fissures en périphérie et plus particulièrement dans les coins. Ce phénomène est aggravé par la présence de pistes d'aluminium de forte largeur sous la passivation [ALP,94], car l'aluminium possède un CTE beaucoup plus élevé (24 ppm/°C) que celui du  $SiO_2$  ou du  $Si_3N_4$  (de 5 à 8 ppm/°C) créant ainsi des contraintes de cisaillement de l'autre côté de la couche.

Pour limiter le niveau des contraintes à la surface des puces de grandes tailles, certains fabricants recouvrent la passivation avec un polymère à faible module d'Young (silicone ou polyimide). C'est une étape supplémentaire du procédé d'encapsulation, réalisée entre le micro-câblage et l'enrobage.

#### **I.4.1.6 La corrosion**

La corrosion concerne surtout les pistes d'aluminium effectuant le routage du circuit. Celles-ci se situent sur plusieurs niveaux et sont de plus en plus fines et proches les unes des autres. Elles sont normalement protégées par la passivation du circuit mais, comme nous venons de le voir, l'intégrité de celle-ci peut être affectée par des fissures ou des trous. La présence des plots de câblage qui sont dépassivés constitue également une voie d'accès pour l'humidité et le début des phénomènes de corrosion.

Le mécanisme de corrosion de l'aluminium débute dès que les trois conditions suivantes sont réunies :

- Présence d'un électrolyte : humidité absorbée par le boîtier.
- Présence d'ions : en tant qu'impuretés dans les matériaux (chlorure et bromure), ou véhiculés par l'humidité depuis l'extérieur.
- Présence d'une différence de potentiel : alimentation du circuit ou potentiel galvanique fourni par la présence de métaux différents (Aluminium et or par exemple) pendant les périodes de non fonctionnement.

Il s'agit d'un processus continu, qui progresse tant que l'électrolyte est présent jusqu'à corrosion complète de l'aluminium. Le phénomène n'a besoin que d'une très faible quantité d'ions (quelques ppm) pour s'initier.

#### **I.4.2 Défaillances des joints brasés**

Une des principales sources de défaillance des systèmes électroniques se situe au niveau des assemblages des composants sur les substrats. Cette liaison est réalisée par des joints brasés qui assurent le maintien mécanique du composant sur la carte ainsi que les connexions électriques. 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. La rupture d'un seul de ces joints (s'il est fonctionnel au niveau électrique) provoque la défaillance au niveau de la fonction assurée par le composant concerné. Ce mode de dégradation, couramment observé, est facilement reproductible à l'aide de tests de vieillissement accéléré par cycles thermiques et sera étudié en détail dans le chapitre suivant. Avec un niveau de fiabilité différent, tous les types de joints brasés rencontrés dans les différentes technologies d'assemblages sont concernés par ce mode de défaillance. On trouve des fissures dans les brasures des composants à broches (Figure I-31) mais aussi dans celles des technologies à billes (Figure I-32).

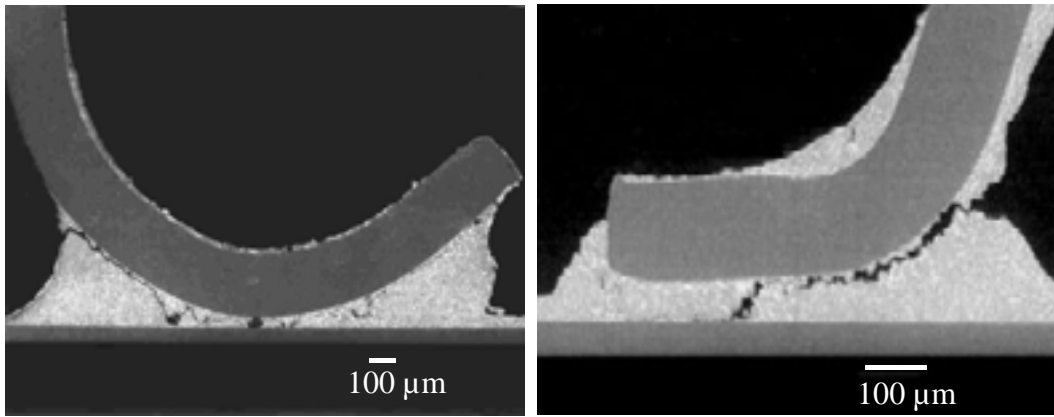


Figure I-31 : Fissure dans le joint brasé d'une broche en J à gauche et d'une broche en L à droite

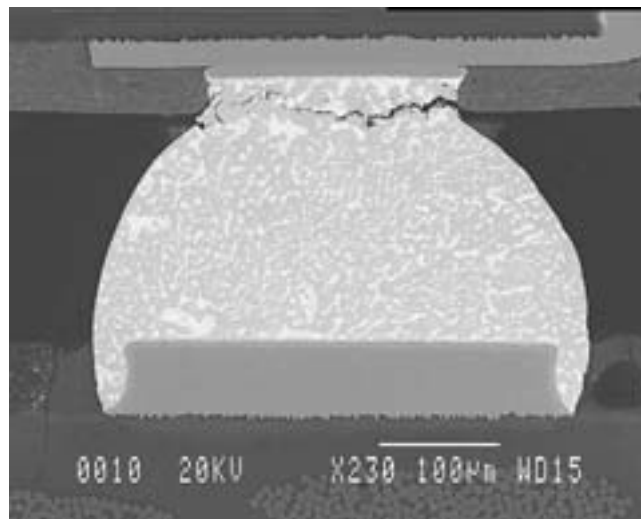


Figure I-32 : Fissure dans un joint brasé d'un CSP à billes

### I.4.3 Les méthodes d'analyse

L'évolution des technologies d'assemblages nécessite des techniques et des outils d'investigation qui permettent la mise au point des procédés de fabrication, la surveillance des lignes de production, la détection des défauts et l'analyse des défaillances. L'augmentation des performances des équipements d'analyses doit suivre cette évolution, et de nouvelles méthodes sont parfois nécessaires. L'inspection visuelle des joints brasés n'est pas possible pour les technologies à billes car la majorité des joints est masquée par le composant. Les modes de défaillances des boîtiers plastiques (fissures, délaminations) et la taille des objets à analyser imposent des résolutions importantes aux appareils de mesures ou d'imagerie. Plusieurs techniques sont aujourd'hui disponibles, on peut les classer en deux catégories.

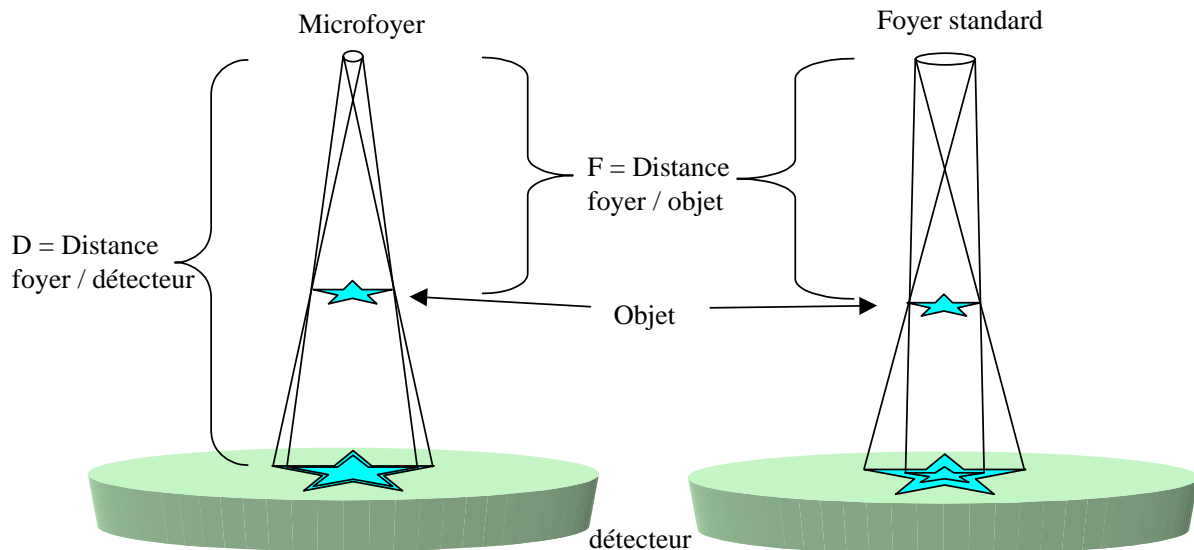
### I.4.3.1 Les méthodes d'analyses non destructives

#### Imagerie et microscopie par rayon X :

La technique consiste à mesurer à l'aide d'un détecteur (ou intensificateur d'image) l'atténuation produite par la traversée de l'objet à observer, sur des rayons X émis à partir d'une source dont le diamètre de sortie (foyer) est un paramètre déterminant pour la performance du système. L'atténuation est fonction de la densité et de l'épaisseur du matériau traversé. A chaque niveau d'intensité est attribué une couleur (nuance de gris) afin de reconstituer une image sur 256 niveaux de gris. Le résultat est en fait la superposition de plusieurs images induites par les différentes incidences des rayons provenant du foyer, ce qui a pour conséquence de générer une image aux contours flous (Figure I-33). Plus le diamètre du foyer est faible plus l'image résultante est nette. Le grossissement  $A$  de l'image par rapport à la taille réelle de l'objet analysé est donné par :

$$A = \frac{D}{F} \quad (10)$$

Où  $D$  est la distance entre le foyer et le détecteur, et  $F$  la distance entre le foyer et l'objet.



**Figure I-33 : Principe de la radiographie X. Diminution du flou grâce à une source microfoyer (document Fein Focus)**

La première méthode de radiographie par rayon X est l'application directe de ce principe de base, c'est la radiographie par transmission. Elle permet de détecter des ponts de brasure, des billes manquantes, des fils de câblage cassés ou absents, ou de vérifier l'alignement des CSP et des « Flip-Chip » pendant la phase de mise au point des procédés de



fabrication [ANS,01]. Cette méthode donne peu de renseignements en profondeur car il s'agit d'une projection du volume à observer sur un plan. La première interface rencontrée provoquant une forte atténuation au rayonnement X, masque tout le reste de l'objet. C'est le cas des métaux, du plomb en particulier.

Une autre méthode consiste à incliner l'ensemble source détecteur par rapport à l'objet ou l'objet par rapport au faisceau. On obtient ainsi une image stéréographique permettant une investigation en profondeur dans le volume en faisant varier l'angle d'inclinaison (Figure I-35). Les équipements aujourd'hui disponibles sont dotés de source « nanofoyer » dont le diamètre est de l'ordre de 500 nanomètres et proposent des grossissements de l'ordre de 2500. Ils permettent de distinguer des détails de 1 à 2 microns. Cette méthode permet de détecter les joints brasés non formés, après report, sur les BGA (Figure I-36).

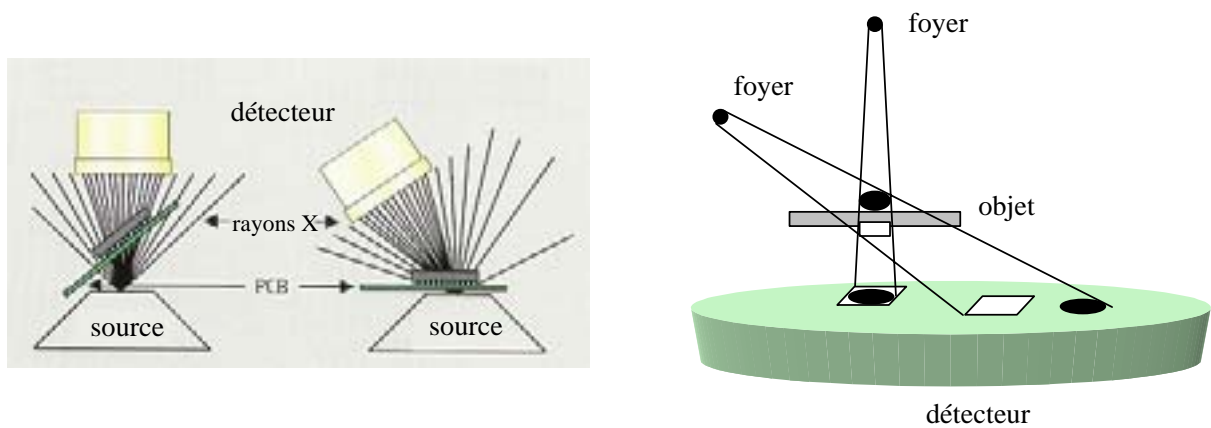


Figure I-34

Figure I-35 : Principe d'obtention d'une image stéréographique

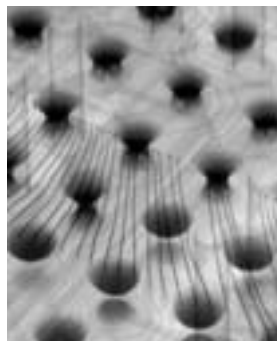
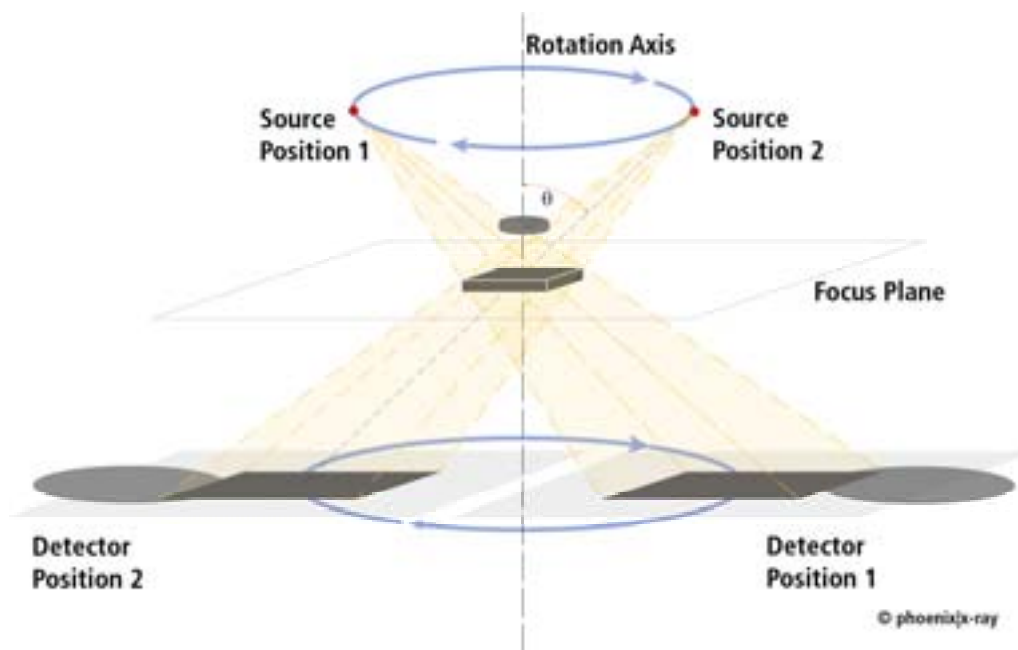


Figure I-36: Joints ouverts d'un BGA après report. Document INSIDIX

Une troisième méthode, la laminographie, permet de focaliser sur un plan précis de l'objet grâce à un déplacement en rotation synchronisé de la source et du détecteur (Figure I-37). Il y a acquisition de plusieurs images pendant la rotation puis superposition de ces images pour reconstituer le plan à analyser. Cela permet d'étudier la totalité de l'objet en profondeur par plans successifs, de dresser des profils et de faire des mesures des joints brasés par exemple. L'inconvénient majeur est le temps que peut prendre l'analyse (jusqu'à une heure) et le coût de l'équipement (de 500k€ à 1M€).



*Figure I-37 : Principe de la laminographie par rayon X. Document phoenix/x-ray*

L'acquisition d'une image en deux dimensions dans plusieurs plans focaux et la connaissance précise de leurs positions relatives par l'une des deux méthodes précédentes, permet la construction d'une image en trois dimensions. Cette option, disponible sur la plupart des équipements récents, est la tomosynthèse numérique. Elle nécessite un ordinateur performant associé à un logiciel de traitement d'image et permet une analyse encore plus précise de certaines zones de l'échantillon (Figure I-38).

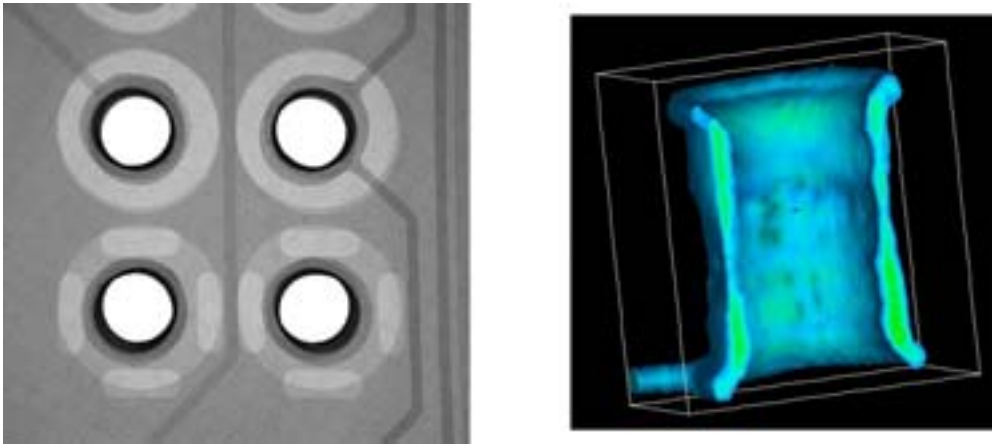


Figure I-38 : Reconstruction en 3D par tomosynthèse numérique d'un trou traversant d'un circuit imprimé. Document INSIDIX

En contrepartie d'un temps de traitement s'ajoutant à celui nécessaire pour l'acquisition des images dans les différents plans, on peut étudier les divers matériaux et interfaces présents dans un assemblage microélectronique et ceci quelles que soit leurs orientations par rapport au plan principal de l'échantillon. Les fissures dans les joints brasés et les délaminations dans les boîtiers plastiques sont souvent inférieures à  $1\ \mu\text{m}$ , ce qui est juste en dessous de la limite de détectabilité des équipements possédant des sources nanofoyer.

La microscopie acoustique à balayage:

Le principe de la microscopie acoustique repose sur la modification d'une onde acoustique par les propriétés mécaniques des différents matériaux qu'elle traverse. Un transducteur, utilisé en émission et en réception, est porté par un système de balayage mécanique sur trois axes (x,y,z). L'onde acoustique est véhiculée par un milieu de couplage (eau déminéralisée), et le faisceau réfléchi est traité et converti pour construire une image numérisée de l'échantillon à analyser (Figure I-39) [BEC,98].

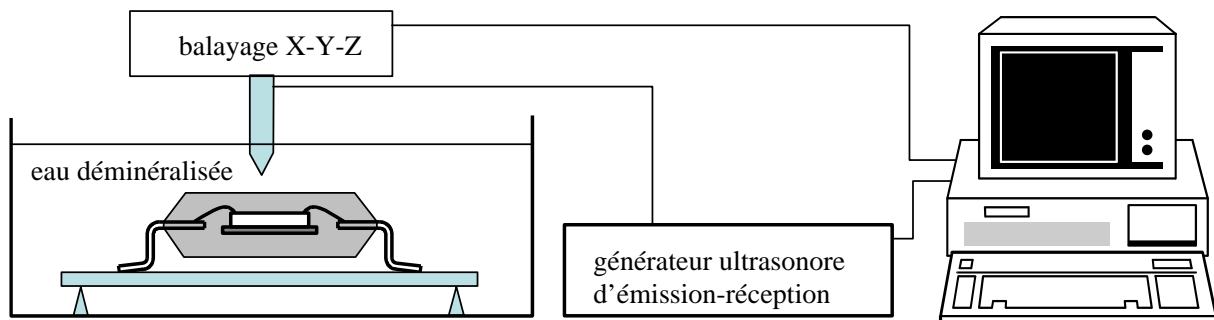


Figure I-39 : Synoptique d'un microscope acoustique à balayage

A chaque changement de milieu, donc à chaque interface, il y a une réflexion partielle de l'onde incidente avec une amplitude et une phase dépendantes de l'impédance acoustique des matériaux du milieu sortant et du milieu entrant. La signature ultrasonore obtenue est extrêmement riche et peut être exploitée de différentes façons en fonction du mode de balayage associé. Les deux modes les plus employés sont le mode B-SCAN effectuant une analyse dans un plan parallèle au faisceau, et le mode C-SCAN dans un plan perpendiculaire au faisceau (Figure I-40). De la même manière que pour les systèmes à rayon X, et au prix d'un temps de traitement supplémentaire, un système de tomosynthèse numérique peut être ajouté au microscope acoustique pour obtenir des images en trois dimensions. La grande sensibilité des ondes ultrasonores à la présence d'air fait de la microscopie acoustique l'instrument idéal pour détecter les délaminations dans les assemblages microélectroniques. La présence d'une lame d'air même inférieure à 1  $\mu\text{m}$  est détectable.

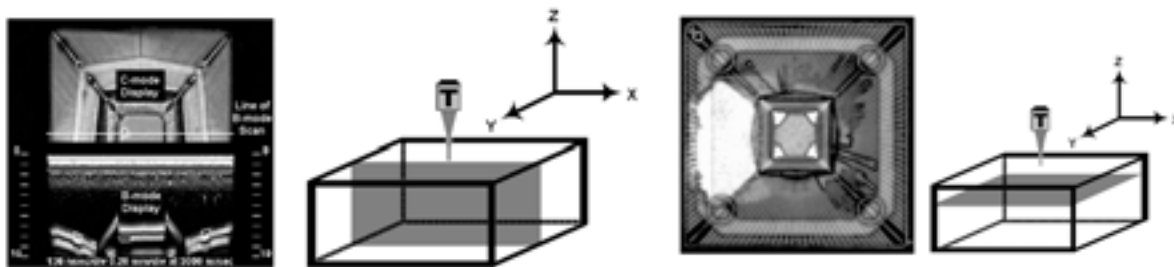


Figure I-40 : A gauche, image obtenue en mode B-SCAN : coupe de l'assemblage. A droite, image obtenue en mode C-SCAN montrant une délamination. [JED,99]

#### I.4.3.2 Les méthodes d'analyses destructives

Les méthodes d'analyses destructives consistent à retirer une partie de l'assemblage pour avoir accès directement aux zones concernées par une défaillance. La refusion est utilisée pour séparer un composant brasé du substrat, le sciage et l'abrasion pour effectuer des microsections ou coupes métallographiques, et la gravure chimique pour l'ouverture des boîtiers plastiques. Ces différentes méthodes de préparation permettent ensuite d'utiliser des outils d'analyse et d'observation directe comme le microscope optique ou le microscope électronique à balayage avec des grossissements et des résolutions très élevés. L'immersion et la mise sous vide de l'assemblage, avant sa destruction, dans un bain colorant permet de mettre en évidence la présence de fissures et le fait qu'elles soient débouchantes ou non [ANS,01].

## I.5 La fiabilité des assemblages

La fiabilité fait appel à des outils ou fonctions mathématiques du domaine des statistiques et des probabilités. En conséquence, cela suppose de raisonner et d'utiliser ces outils sur une population composée d'un grand nombre d'individus. Si cette règle peut être respectée sur des données provenant de retour terrain, moyennant un temps de collection important, c'est malheureusement rarement le cas lorsqu'il s'agit de tests de qualifications ou de vieillissements accélérés, pour des raisons évidentes de temps et de coût. Pour définir ces différents outils nous supposons un échantillon composé d'un grand nombre (N) de composants ou d'assemblages.

### I.5.1 Définitions des fonctions de bases

La fiabilité d'un composant ou d'un assemblage, est la probabilité pour qu'il soit survivant après un fonctionnement, dans un environnement donné, entre 0 et une durée t. Cette fonction est notée R(t) :

$$R(t) = \frac{N_s(t)}{N} \quad (11)$$

Où  $N_s(t)$  est le nombre de survivants à l'instant t et N le nombre de composants de l'échantillon étudié.

La probabilité de défaillance (complémentaire de R(t)) est notée F(t). C'est la probabilité pour qu'un composant subisse une défaillance entre 0 et l'instant t :

$$F(t) = \frac{N_d(t)}{N} = 1 - R(t) \quad (12)$$

Où  $N_d(t)$  est le nombre de composants défectueux à l'instant t. Dans la pratique, ce sont les défaillances qui sont comptabilisées c'est donc la distribution F(t) qui est surtout utilisée.

La fonction densité de probabilité de défaillance est mathématiquement définie comme la dérivée première de F(t) par rapport au temps, c'est la distribution des durées de vie :

$$f(t) = \frac{dF(t)}{dt} \quad (13)$$

Elle caractérise la vitesse de croissance de F(t), et  $f(t)dt$  désigne la probabilité pour qu'un composant soit défaillant dans l'intervalle dt à l'instant t.

La fonction la plus utilisée est h(t) définie comme le taux de défaillance instantané des composants ayant survécu jusqu'à l'instant t.

$$h(t) = \frac{1}{N_s} \frac{dN_d(t)}{dt} = \frac{f(t)}{R(t)} \quad (14)$$

L'unité utilisée pour le taux de défaillance est le nombre de défaillances par unité de temps\*composant. Une des plus courantes est le FIT (Failure In Time) qui désigne le nombre de défaillances par 10<sup>9</sup> heures.

Un paramètre important de la distribution des durées de vie est sa valeur moyenne M :

$$M = \int_0^{\infty} t \cdot f(t) dt \quad (15)$$

C'est la moyenne des temps de bon fonctionnement ou encore MTBF (Mean Time Before Failure)

### **I.5.2 Classification des défaillances**

On peut classer les défaillances des composants ou des assemblages en deux catégories :

Les défaillances intrinsèques apparaissent dans les conditions normales d'utilisation et sont imputables à l'assemblage lui-même ou à un de ses constituants :

- Erreur de conception, mauvais dimensionnement
- Matériaux
- Procédés de fabrication
- Boîtier, encapsulation
- Assemblage

Les défaillances extrinsèques sont provoquées par l'environnement de l'assemblage et les conditions de fonctionnement qui lui sont imposées :

- Surtension, surintensité
- Décharge électrostatique
- Manipulation
- Surcharge mécanique, thermique, chimique ou radiative
- Mauvaise utilisation (en dehors du domaine d'application)

La courbe du taux de défaillance en fonction du temps (Figure I-41) présente une forme dite en baignoire mettant en évidence trois zones distinctes:

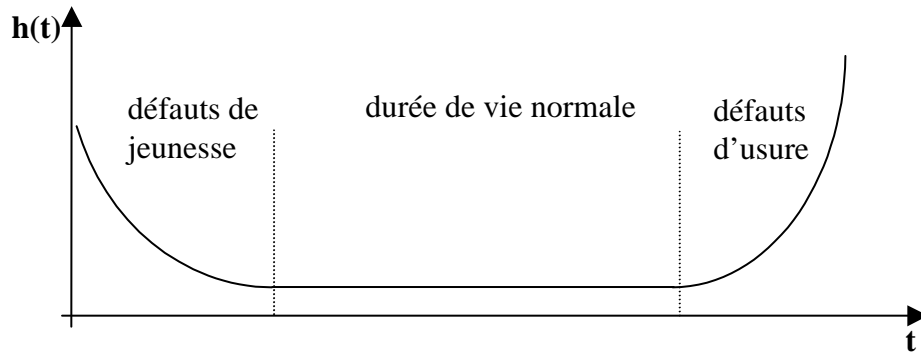


Figure I-41 : Courbe du taux de défaillance (courbe en baignoire)

La première partie de la courbe est la période de mortalité infantile qui correspond à des défauts de jeunesse et présente un taux de défaillance élevé mais décroissant. Ces défaillances sont de nature intrinsèque et proviennent en général d'un mauvais contrôle de la fabrication ayant engendré par exemple :

- Des mauvais reports ou des faiblesses dans le câblage
- Des poussières en positions critiques
- Des impuretés chimiques, des fissures ou des cassures dans les matériaux

La seconde partie est la durée de vie normale caractérisée par un taux de défaillance constant correspondant à des défauts aléatoires de nature extrinsèque provenant par exemple des contraintes d'environnement suivantes :

- La température
- L'humidité
- Les vibrations et les chocs
- Les rayonnements

La troisième partie de la courbe, caractérisée par un taux de défaillance élevé, est la période d'usure attendue de l'assemblage ou du composant. Les défaillances sont majoritairement de nature intrinsèque et correspondent aux phénomènes suivants :

- Corrosion, oxydation
- Détérioration des isolants
- Migrations ioniques (électromigration)
- Fatigue des fils de câblage et des joints brasés

Pour la période centrale de la courbe correspondant à la durée de vie normale, le taux de défaillance est constant (ou supposé tel), on le note  $\lambda$ . On montre que dans ce cas particulier, la fonction de fiabilité  $R(t)$  et la fonction densité de probabilité de défaillance  $f(t)$  sont des lois exponentielles du temps, paramétrées par  $\lambda$  :

$$R(t) = \exp(-\lambda t) \quad (16)$$

$$f(t) = \lambda R(t) = \lambda \exp(-\lambda t) \quad (17)$$

Dans ces conditions, le MTBF ou la moyenne des durées de vie devient :

$$M = \text{MTBF} = \int_0^{\infty} t \cdot \lambda \exp(-\lambda t) dt = \frac{1}{\lambda} \quad (18)$$

### I.5.3 Fonctions de distribution

[JEN,95-1]

En plus de la fonction de distribution exponentielle (définie dans le paragraphe précédent) qui correspond à un taux de défaillance constant, on utilise deux autres lois de distribution : la fonction de distribution normale (distribution de Laplace-Gauss) et la fonction de distribution de Weibull.

Fonction de distribution normale :

La fonction densité de probabilité de la variable aléatoire  $x$  est définie par :

$$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right] \quad (19)$$

où  $\mu$  est la moyenne arithmétique et  $\sigma$  l'écart-type défini par :

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (x_i - \mu)^2}{N}} \quad (20)$$

où  $N$  représente la taille de l'échantillon.

La fonction de probabilité ou fonction de répartition est alors défini par :

$$F(t) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^t \exp\left[-\frac{(t-m)^2}{2\sigma^2}\right] dt \quad (21)$$

Dans la pratique, ce type de distribution est surtout utilisé pour représenter la distribution d'un paramètre afin de contrôler la qualité d'un procédé de fabrication. On trouve couramment des seuils d'alerte fixés à  $\pm 3\sigma$  assurant que 99,73% des valeurs sont dans les tolérances et quelquefois à  $\pm 6\sigma$  (99,9999998%).

Fonction de distribution de Weibull à deux paramètres:

La distribution de Weibull est très utilisée pour représenter les répartitions des défaillances des composants. La fonction densité de probabilité de défaillance est définie par :

$$f(t) = \frac{\beta}{\alpha} \left(\frac{t}{\alpha}\right)^{\beta-1} \exp\left[-\left(\frac{t}{\alpha}\right)^{\beta}\right] \quad (22)$$

et la probabilité de défaillance ou fonction de répartition par



$$F(t) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{t}{\alpha}\right)^\beta\right] \quad (23)$$

$\beta$  est le paramètre de forme et  $\alpha$  le paramètre d'échelle. Pour la valeur particulière  $t = \alpha$ ,  $F(\alpha) = 0,632$  ce qui se traduit par un taux de défaillance de 63,2% à cet instant.

Cette loi traduit un taux de défaillance de la forme :

$$\lambda(t) = h(t) = \frac{f(t)}{1-F(t)} = \frac{\beta}{\alpha} \left(\frac{t}{\alpha}\right)^{\beta-1} \quad (24)$$

Elle se prête bien à la définition du taux de défaillance représenté classiquement par la courbe en « baignoire ». En effet les différentes valeurs du facteur de forme  $\beta$  permettent d'obtenir les trois formes de courbes suivantes :

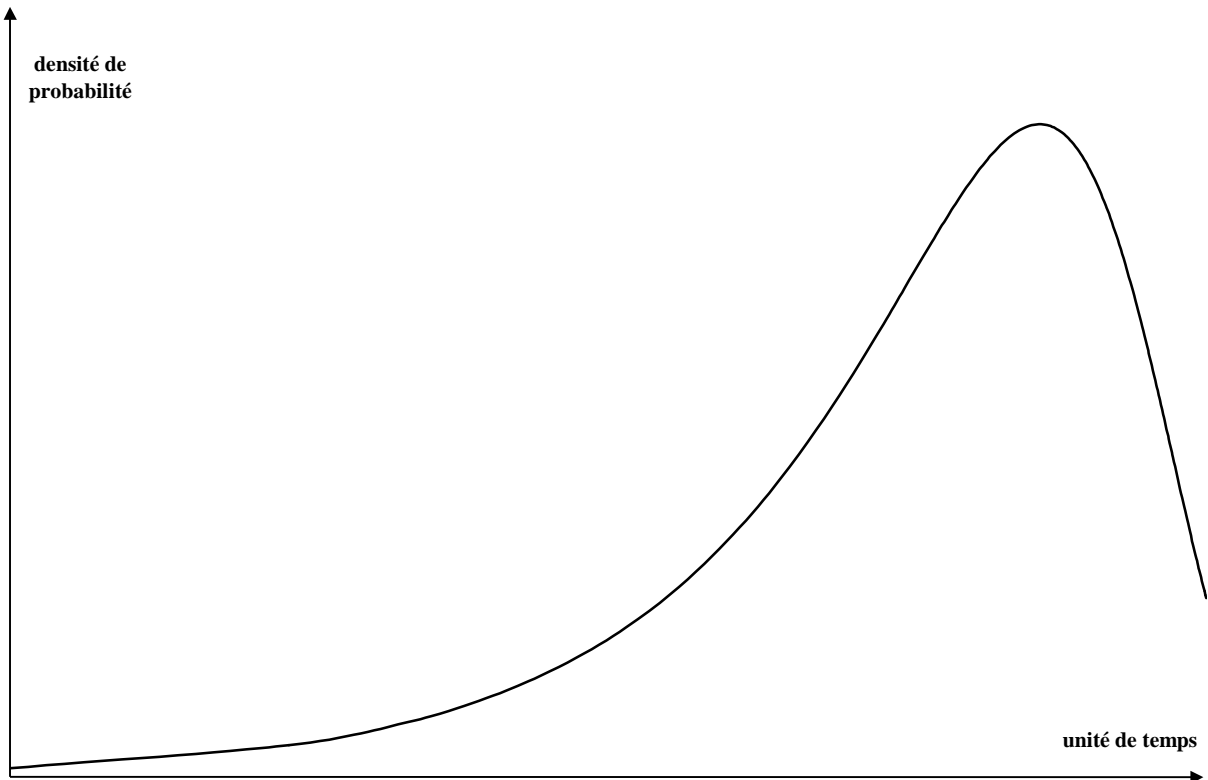
- Pour  $\beta < 1$  le taux de défaillance est décroissant : c'est la période de jeunesse
- Pour  $\beta = 1$  le taux de défaillance est constant : c'est la période de vie utile
- Pour  $\beta > 1$  le taux de défaillance est croissant : c'est la période de vieillesse

#### I.5.4 Evolution de l'approche de la fiabilité

La représentation de la durée de vie des composants et des assemblages microélectroniques décrite précédemment n'est pas suffisante pour satisfaire les exigences de fiabilité actuelles :

- L'augmentation de la qualité et la maîtrise des procédés de fabrication conduisent à une réduction des défauts précoces.
- L'hypothèse d'un taux de défaillance  $\lambda$  constant dans la partie centrale de la courbe en baignoire est, en réalité, inexacte : le nombre de défaillance croît tout au long de la vie du composant mais le taux de croissance s'accélère à partir d'un instant donné, qui correspond à la partie « fin de vie » de la courbe en baignoire traditionnelle. Ainsi le taux de défaillance se présente plutôt sous la forme d'une distribution unique pour toute la durée de vie (Figure I-42).

L'amélioration du taux de défaillance doit être recherché par la maîtrise de cette distribution plutôt que par l'augmentation du MTBF [DAN,01]. Pour atteindre ce but, la majorité des défaillances doit être concentrée autour d'un instant donné. Sur un diagramme de Weibull, par exemple, ceci correspondrait à un exposant ( $\beta$ ) très élevé. Une telle répartition des défaillances garantit de ce fait un très faible taux de défaillance du système.



*Figure I-42 : Représentation de la durée de vie à l'aide d'une distribution unique*

La recherche d'un tel comportement et sa démonstration à l'aide de procédures de qualifications exige les conditions suivantes :

- Une description précise du profil de mission, dans le but d'en déduire les différents facteurs qui agissent sur le vieillissement du produit ; ce point est essentiel pour définir les tests accélérés.
- Une détermination précise des mécanismes de défaillance et une modélisation de la dégradation des points les plus critiques de la technologie du composant et de l'assemblage ; la modélisation des mécanismes de défaillance permet d'obtenir le facteur d'accélération pour l'estimation de la fiabilité.
- La prise en compte des variations des procédés et des caractéristiques des matériaux, dans le but d'évaluer leurs impacts sur la distribution de la durée de vie du produit.

La distribution de charge issue de la dispersion des contraintes appliquées au composant durant sa mission a un rôle majeur sur la répartition du taux de défaillance.

Le concept résistance/contrainte [JEN,95-2] propose, en reprenant une notion déjà utilisée dans le domaine de la résistance des matériaux, de déterminer la fiabilité d'un composant à partir de la confrontation de deux distributions : la distribution de sa résistance réelle et celle du chargement qu'il reçoit. En effet, la résistance réelle d'un composant vis-à-vis d'une contrainte particulière (contenue dans son profil de mission) varie autour d'une valeur moyenne. Cette distribution est due aux imperfections des matériaux et des procédés de fabrication. Chaque attribut technologique d'un composant ou d'un assemblage est caractérisé par une telle distribution de sa résistance vis-à-vis de la contrainte qui la sollicite. Il en va de même pour le chargement qui est également une distribution de contraintes auxquelles le composant peut être soumis durant sa vie. La fiabilité peut alors être estimée à partir de l'aire constituée par l'intersection des deux courbes (Figure I-43). Le composant est fiable à 100% si les deux courbes sont disjointes.

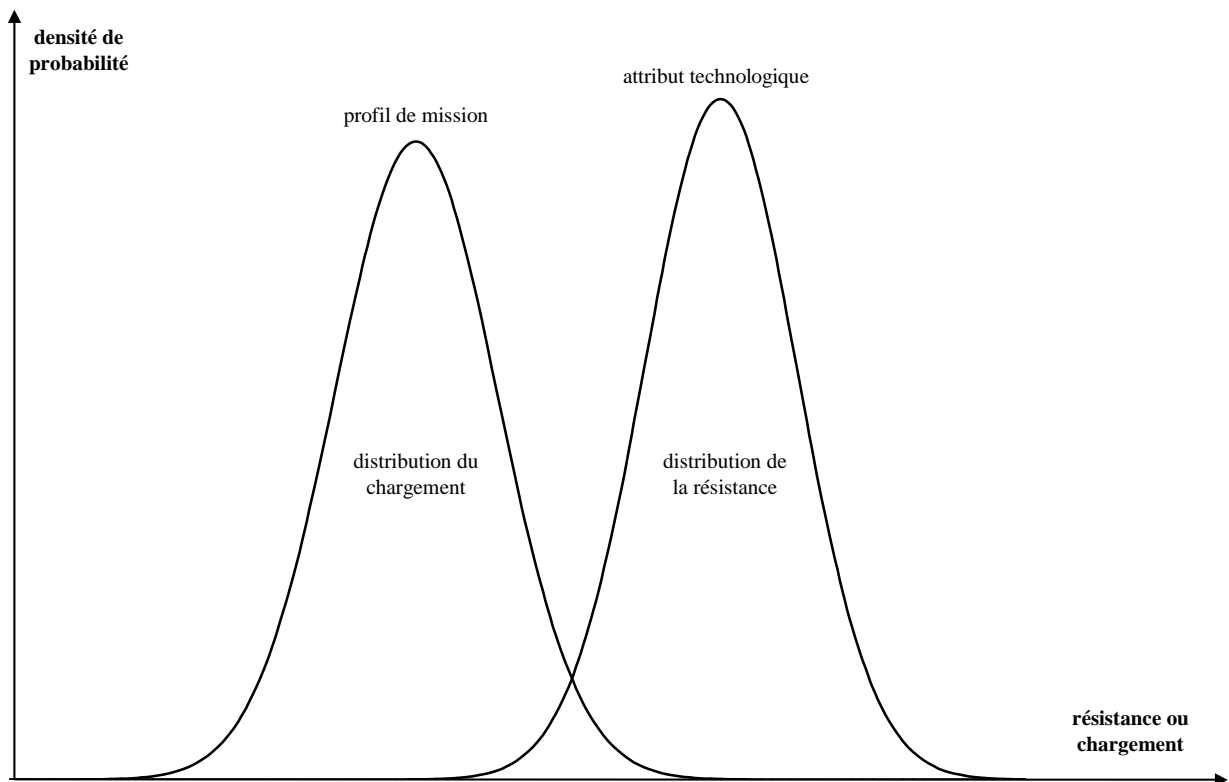


Figure I-43 : Mise en évidence de la probabilité de défaillance par le recouvrement des deux distributions de chargement et de résistance

## I.6 Conclusion

L'augmentation de la complexité des fonctions intégrées sur silicium est dictée par le progrès des technologies de fabrications (diminution des dimensions des motifs de bases), par l'augmentation de la part de l'électronique dans de nombreux secteurs (automobile et médical par exemple) et par la forte demande du marché qui en découle. L'encapsulation des puces et l'assemblage doivent suivre cette évolution en proposant un nombre d'entrées / sorties et des performances électriques en augmentation constante, tout en réduisant la taille des composants et les coûts de fabrication. Les conséquences de cette évolution rapide sont d'une part la présence sur les cartes électroniques de plusieurs technologies correspondant à des générations différentes de boîtiers, et d'autre part la complexité de ces boîtiers et des modes d'encapsulation.

Ce chapitre a présenté ces diverses technologies et leurs modes de défaillances associés, ce qui a mis en évidence les phénomènes prépondérants suivant :

- L'augmentation du nombre et la réduction de la taille des interconnexions entre les composants et le circuit imprimé rendent leur susceptibilité aux phénomènes thermomécaniques de plus en plus critique. Le chapitre 2 propose une étude du comportement thermomécanique des assemblages vis-à-vis des joints brasés.
- Le besoin d'un haut niveau de fiabilité est confronté à la grande complexité des assemblages et à la diversité des profils de mission due à l'introduction des systèmes électroniques dans des secteurs de plus en plus nombreux. Cela demande une évolution de l'approche de la fiabilité. La détermination de la fiabilité des assemblages doit passer par une modélisation physique des lois de dégradation et par la prise en compte des distributions réelles des profils de mission et des caractéristiques des attributs technologiques critiques des assemblages. Le chapitre III propose une telle approche autour d'une étude basée sur l'estimation de la durée de vie d'assemblages CSP et BGA.
- L'utilisation des matériaux plastiques pour l'enrobage ou la protection des circuits intégrés induit des modes de défaillances et des phénomènes de dégradations essentiellement provoqués par leur manque d'herméticité et par les contraintes thermomécaniques qu'ils génèrent. Le chapitre 4 présente le développement et l'utilisation de circuits de test spécifiques pour effectuer des mesures *in situ* de ce type de contraintes.

## **II COMPORTEMENT THERMOMÉCANIQUE DES ASSEMBLAGES VIS-À-VIS DES JOINTS BRASÉS**

### **II.1 Introduction**

La principale cause de défaillance de l'assemblage boîtier-substrat se situe au niveau des joints brasés. En effet, la rupture des broches, quand elles existent, est extrêmement rare et toujours accidentelle. Comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent, la présence de matériaux différents associée aux variations de température imposent aux joints brasés des contraintes de nature thermomécanique. C'est donc dès la conception, au moment des choix technologiques, que la plupart des paramètres agissant sur l'intensité de ces contraintes sont verrouillés. L'étude du comportement thermomécanique des assemblages permet d'évaluer le niveau de ces contraintes qui conditionne directement leur fiabilité vis-à-vis des joints brasés. Nous présentons dans ce chapitre trois méthodes d'évaluation, analytique, numérique et expérimentale, de la criticité thermomécanique des assemblages ainsi que la confrontation de leurs différents résultats.

### **II.2 Mode de sollicitation et de défaillance du joint brasé**

Les caractéristiques des matériaux constituant les assemblages sont toutes différentes, notamment, les modules d'Young et les coefficients de dilatations thermiques. Des contraintes mécaniques sont donc présentes à toutes les interfaces des différents matériaux dès l'instant qu'il existe une variation de température. Ces fluctuations thermiques sont inévitables au cours de la durée de vie des assemblages. Elles trouvent leurs origines dès la phase de report des composants sur le substrat, mais aussi dans le fonctionnement des composants (effet Joule de la puce) ou encore dans les conditions d'environnement de l'assemblage (température externe, profil de mission). Dans le cas des composants reportés sur circuit imprimé, l'alliage étain plomb utilisé pour les joints brasés, est le matériau le plus ductile de l'assemblage. C'est donc dans la brasure que les déformations issues des dilatations différentielles sont susceptibles de dépasser les limites mécaniques du matériau (limite d'élasticité ou rupture).

#### **II.2.1 Structure de l'alliage**

L'alliage binaire étain-plomb est régi par un diagramme de phase (Figure II-1) qui précise son état en fonction de sa température et de sa stœchiométrie. On peut voir, sur ce diagramme, que l'alliage eutectique (63% d'étain et 37% de plomb) possède deux caractéristiques intéressantes : Il a la température de fusion la plus basse (183°C), et il ne

possède pas de phase pâteuse, ce qui lui permet de passer directement de l'état solide à l'état liquide lui conférant ainsi une bonne homogénéité microstructurale.

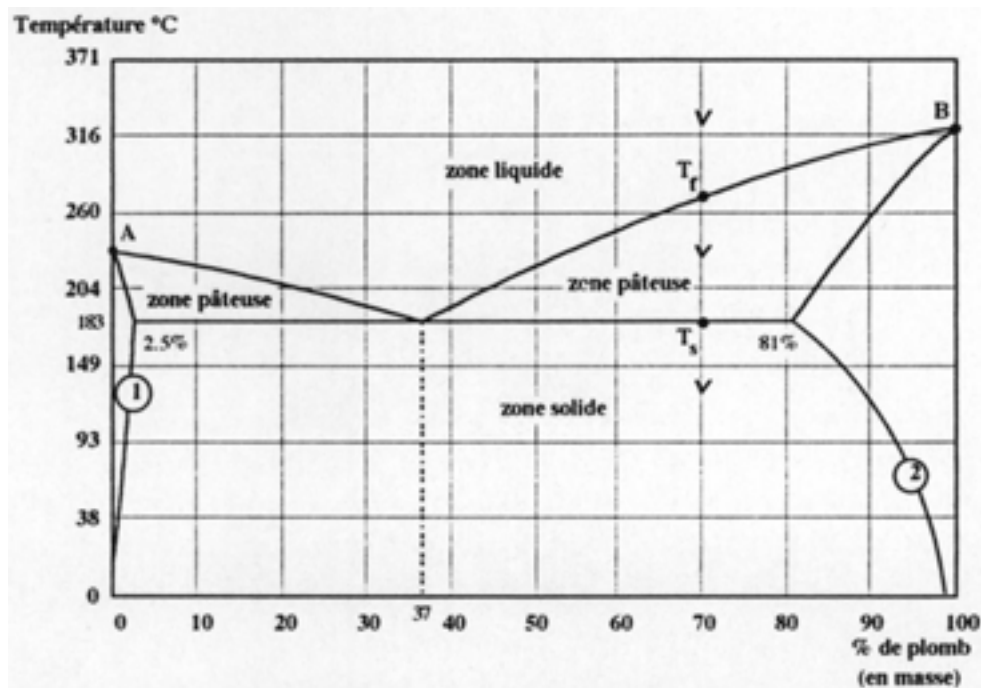


Figure II-1 : Diagramme de phase de l'alliage étain-plomb

Cet alliage est organisé en deux phases riches en étain ou en plomb. Elles se présentent sous la forme de précipités de domaines riches en plomb dans une matrice riche en étain. Il s'agit en fait de deux solutions solides, l'une de plomb contenant 2% d'étain, et l'autre d'étain contenant 0,3% de plomb (à la température ambiante). Chacune de ces phases est constituée de plusieurs domaines monocristallins appelés « grains ». Ces grains sont séparés par des « joints de grain » à l'intérieur d'une même phase et par des « joints de phase » pour passer d'une phase à l'autre (Figure II-2). Les caractéristiques mécaniques de la macrostructure sont fortement dépendantes de la qualité de ces joints qui sont en fait des liaisons aux changements structuraux de la matière [ASH,91]. La taille et la géométrie des grains ont une incidence directe sur les caractéristiques et le comportement de l'alliage, et elles évoluent avec son vieillissement. Ce phénomène d'accroissement de la taille des grains est dû à une diffusion de la matière à l'état solide, il est connu en métallurgie sous le nom de coalescence. Il a été étudié par de nombreux auteurs [CUT,90], [HAG,82], [SEY,93], qui ont montré qu'il est activé par la température et les déformations plastiques et ainsi lié à la fatigue de l'alliage.

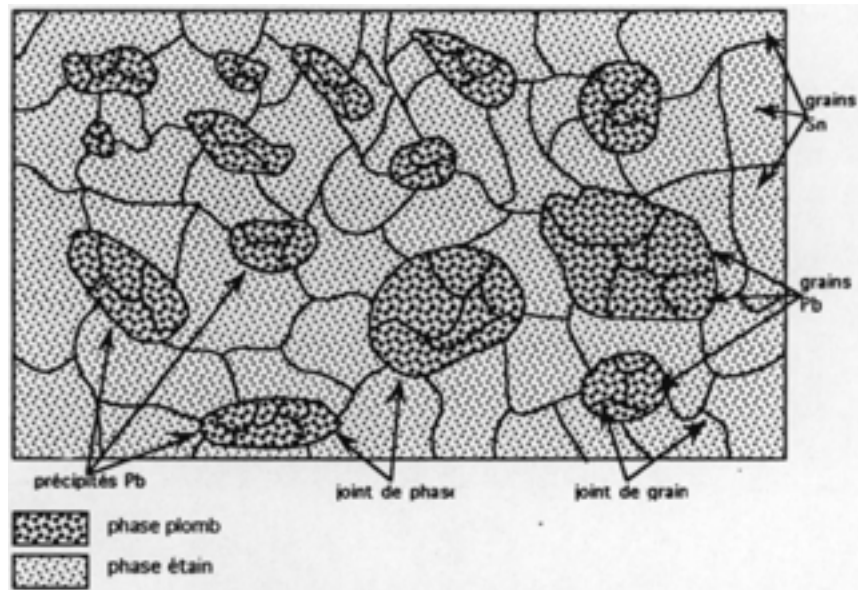


Figure II-2 : Structure de l'alliage étain plomb

L'alliage utilisé sur les lignes de fabrication industrielles contient 2% d'argent ( $\text{Sn}_{62}\text{Pb}_{36}\text{Ag}_2$ ) de façon à éviter la migration incontrôlée de l'argent contenu dans la finition des terminaisons de certains composants et de favoriser la mouillabilité de l'alliage en fusion. L'influence de ce faible taux sur les propriétés thermique et mécanique par rapport à celles de l'alliage eutectique  $\text{Sn}_{63}\text{Pb}_{37}$  est négligeable.

### II.2.2 Comportement sous charge

Le comportement sous charge de l'alliage étain plomb utilisé dans les joints brasés peut se classer en deux catégories :

- comportement indépendant du temps : élastoplasticité,
- comportement dépendant du temps : viscoplasticité.

L'Elastoplasticité de la brasure a été en partie définie dans le chapitre I par la présence d'une limite d'élasticité à partir de laquelle le matériau entre en zone plastique. Dans le cas de la brasure, le module d'Young caractérisant le comportement élastique mais surtout la limite d'élasticité et la pente en zone plastique sont fortement dépendants de la température : ils diminuent quand celle-ci augmente. Le graphe contrainte-déformation est alors un réseau de courbes paramétré en température (Figure II-3).

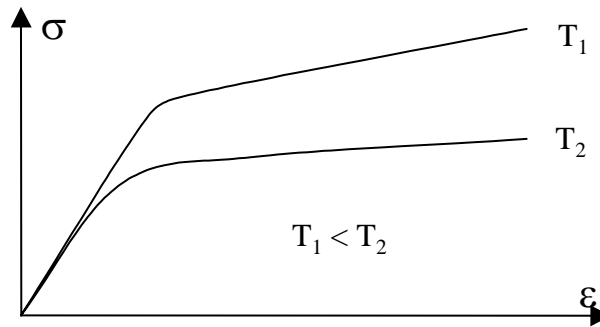


Figure II-3 : Allure du graphe contrainte-déformation de la brasure en fonction de la température

Dans le cas de sollicitations cycliques, la présence de déformations irréversibles dues à la plasticité entraîne également un durcissement du matériau désigné par le terme d'écrouissage. Lorsque cet écrouissage est anisotrope, la contrainte nécessaire à une nouvelle déformation est soit augmentée soit diminuée suivant les directions considérées (traction ou compression). Ce comportement particulier porte le nom d'effet Bauschinger, c'est l'abaissement de la valeur absolue de la limite d'élasticité en compression suite à une traction préalable. Le matériau s'est adouci en compression et durci en traction. Ce type de chargement alterné est caractérisé par un hystérésis sur le graphe contrainte-déformation (Figure II-4).

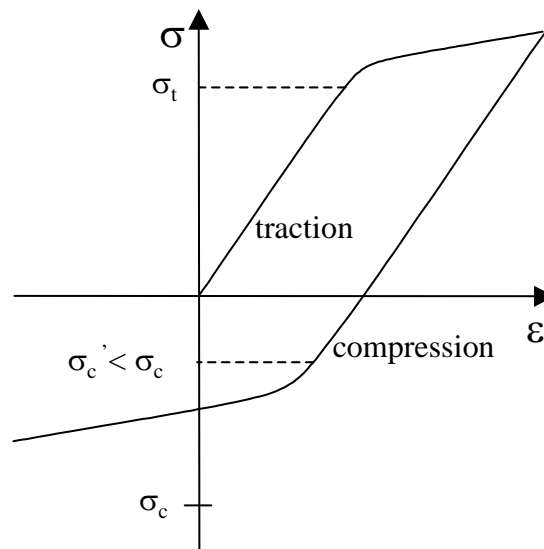


Figure II-4 : Hystérésis du graphe contrainte-déformation avec prise en compte de l'élastoplasticité et de l'effet Bauschinger

La viscoplasticité de la brasure (SnPb) devient significative, en théorie, pour des températures supérieures à 65% de sa température de fusion en Kelvin, c'est-à-dire à partir de



la température ambiante [DAS,92]. Elle se caractérise par une évolution dans le temps de la déformation due à la contrainte appliquée ou de la contrainte vis-à-vis de la déformation imposée. Dans le premier cas la déformation augmente si la contrainte est maintenue et l'on parle de fluage, dans le second la contrainte tend à s'annuler si la déformation est maintenue et l'on parle de relaxation de contrainte. Ces phénomènes interviennent à partir d'un niveau de contrainte supérieur à la limite d'élasticité du matériau et les déformations qui en résultent s'ajoutent aux déformations plastiques, elles sont également irréversibles. Les lois permettant de modéliser le fluage sont des lois empiriques où la déformation évolue sous la forme d'une puissance ou d'un sinus hyperbolique. Le fluage est lié au « temps sous charge » et à la température, il augmente avec la contrainte et la température. Une étude bibliographique sur ce sujet [AUD,96] montre que les nombreux paramètres intervenant dans ces relations sont très différents d'un auteur à l'autre et que la synthèse est rendue très délicate par le fait que chaque assemblage étudié est différent et que les conditions expérimentales ne sont pas toutes identiques.

### **II.2.3 Endommagement**

L'endommagement du joint brasé possède deux composantes liées à ses deux types de comportement sous charges :

- l'endommagement liés à la fatigue (indépendant du temps),
- l'endommagement lié au fluage (dépendant du temps).

La fatigue accumulée lors des chargements cycliques provoque l'initiation de fissures dans les régions les plus sollicitées ou au voisinage d'une singularité provoquant une concentration de contraintes (changement de forme due à la géométrie ou défaut d'origine : entaille ou rayure). Ces fissures se propagent au cours des chargements suivants pour finalement provoquer la rupture totale.

Le fluage qui est un « écoulement » de la matière, se traduit par un glissement inter granulaire qui au cours des blocages qu'il rencontre (irrégularité géométrique des joints de grains, présence d'impuretés) fait naître des cavités aboutissant à une fissure dont la croissance finit par causer la défaillance. Ce mode de rupture par fluage nécessite le maintien d'une contrainte constante à température élevée. Dans les assemblages microélectroniques, il est significatif pour les composants de puissance, par exemple dans le cas d'une puce reportée par brasage et présentant une forte dissipation moyenne [REY,98].

## II.2.4 Les sollicitations du joint brasé

Le rôle du joint brasé est d'assurer la liaison entre les terminaisons du composant et le circuit imprimé, il possède de ce fait deux interfaces : l'une avec la broche ou le boîtier suivant la technologie considérée, et l'autre avec la plage de report du circuit imprimé. Comme nous l'avons vu dans le chapitre I, la différence des coefficients de dilatation des matériaux qui constituent ces interfaces est un premier mode de sollicitation du joint brasé qui peut en première approximation se modéliser sous la forme d'un trilame (Figure II-5).

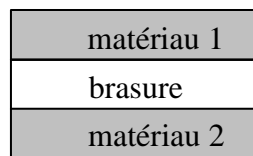


Figure II-5 : Structure trilame représentant les interfaces d'un joint brasé

Le matériau 1 est soit une broche (en alliage cuivre ou fer-nickel), soit une métallisation du boîtier (cuivre) dans le cas d'une technologie à billes. Le matériau 2 est une plage de report du circuit imprimé. Les différents coefficients de dilatation en jeu dans une telle structure sont rappelés dans le tableau suivant (Tableau II-1):

Elément de la structure	Matériau	$\alpha$ (ppm/°C)
Composant	Cuivre (broche ou plage de report)	17
	Fer-nickel (broche)	5
Joint brasé	Etain-plomb (brasure)	24
Circuit imprimé	Cuivre (plage de report)	17

Tableau II-1 : Coefficients de dilatation thermique des différents matériaux constituant les interfaces du joint brasé

L'utilisation de broches en fer-nickel représente le pire cas avec un différentiel de dilatation de 19 ppm/°C, qui sollicite l'interface en cisaillement de manière significative. La plupart des technologies actuelles utilise le cuivre comme matériau de broche, et les métallisations des plages d'accueil des boîtiers à billes ainsi que celles des circuits imprimés sont également en cuivre. Ce choix est bénéfique du point de vue de la fiabilité des deux interfaces du joint brasé, car il limite le désaccord des coefficients de dilatation thermique. Ce type de sollicitation du joint brasé est donc équivalent quelle que soit la technologie considérée.

Le différentiel de dilatation boîtier/substrat représente un autre mode de sollicitation en imposant des déplacements aux broches qui en fonction de leur rigidité transmettent des déformations aux joints brasés. Pour les technologies à billes, celles-ci sont soumises à des déformations de type cisaillement directement imposées par la dilatation différentielle entre le boîtier et le substrat. Si l'on considère, en première approximation, que les coefficients de dilatation des matériaux du boîtier et du circuit imprimé sont constants, ce phénomène est alors gouverné par la loi linéaire de la dilatation (§ I.3.1.5 du chapitre I). Les déplacements résultants imposés aux broches ou aux billes de brasure sont donc directement proportionnels à la taille du boîtier et à l'amplitude de la variation de température.

### II.2.5 Les contraintes résiduelles

Le procédé de report décrit dans le chapitre I réalise l'assemblage des composants sur le circuit imprimé en suivant un profil thermique (Figure II-6) qui comporte une phase de chauffage à partir de la température ambiante jusqu'à 220°C (pour un four à passage) et une phase de refroidissement jusqu'au retour à la température ambiante. Le pic de refusion à 220°C est normal et imposé par la température de fusion de l'alliage (183°C) pour assurer une bonne refusion de tous les joints des composants.

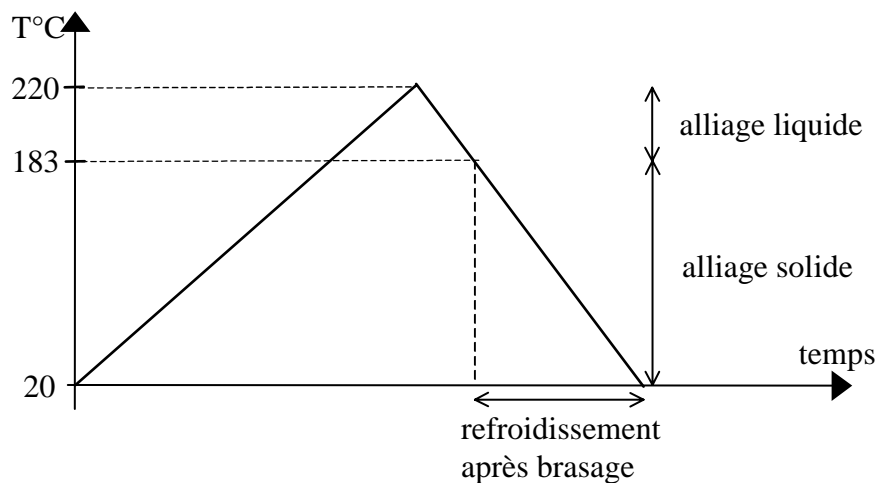


Figure II-6 : Profil de refusion simplifié

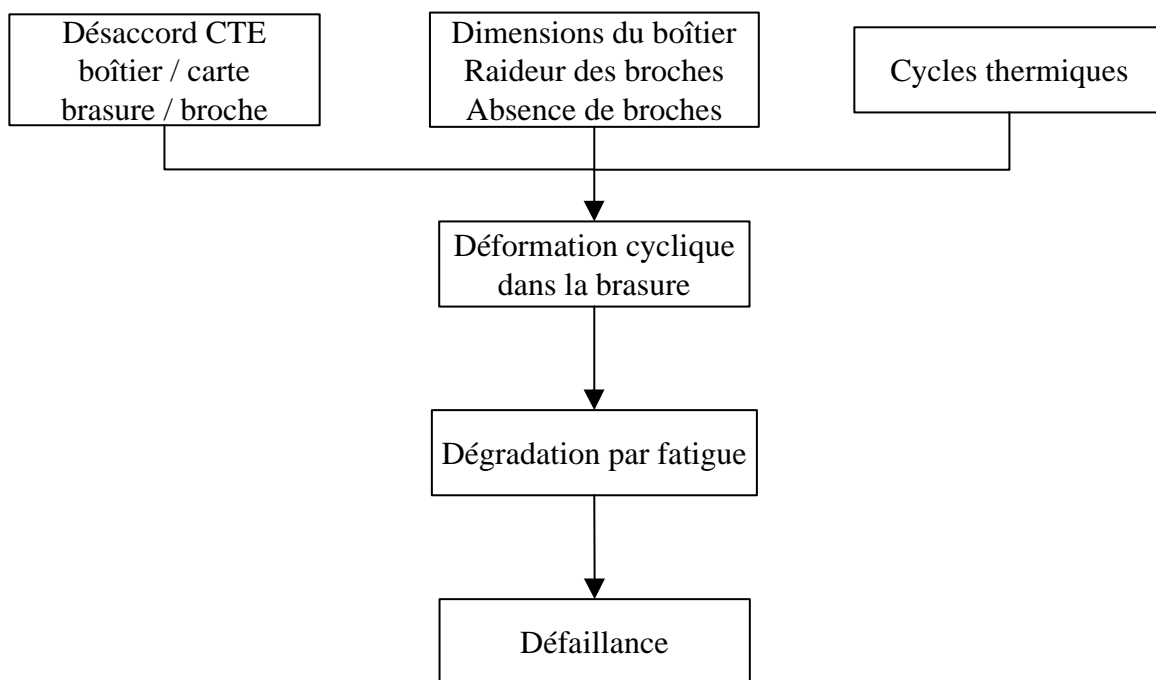
Pendant la phase d'élévation de la température et pendant la première partie du refroidissement, c'est-à-dire jusqu'à atteindre la température de fusion de l'alliage, les composants et le circuit imprimé sont libres et peuvent se dilater et se rétracter sans s'imposer de contraintes mutuelles. A partir de cette température de fusion, l'alliage se solidifie presque instantanément car il s'agit d'un eutectique. L'assemblage est alors formé, et tous ses

éléments sont liés mécaniquement par leurs joints brasés. Les différentiels de dilatations entre les composants et le circuit imprimé ainsi que la forte variation de température due au refroidissement (environ 160°C) entraînent un effet bilame qui impose au joints brasés des contraintes dites résiduelles et éventuellement des déformations dans l'assemblage (§ I.3.2 du chapitre I).

Il est donc important de noter que les joints brasés d'un assemblage à la température ambiante sont sous contraintes, ce qui est une conséquence inévitable du procédé de report. Ainsi, une élévation de la température aura tendance à diminuer ces contraintes tout en augmentant la ductilité de l'alliage, alors qu'une excursion dans le froid aura tendance à augmenter les contraintes tout en diminuant la ductilité de l'alliage.

### **II.2.6 Conclusions**

Le mode de défaillance majeur du joint brasé est donc lié à la fatigue de la brasure qui trouve son origine dans les déformations induites par les effets thermomécaniques. Ce processus d'accumulation de la fatigue peut se résumer à l'aide du diagramme suivant (Figure II-7):



*Figure II-7 : Mode de défaillance du joint brasé*

### **II.3 Evaluation analytique de la criticité thermomécanique**

Disposer d'un outil analytique est un atout lors de la conception des cartes électroniques. Il permet aux concepteurs d'intégrer le paramètre fiabilité parmi ceux qui doivent guider les choix technologiques au niveau des boîtiers des composants et des matériaux de circuits imprimés. La complexité et le temps de mise en œuvre des simulations numériques sont malheureusement souvent dissuasifs à ce niveau, alors que la disponibilité d'une méthode simple et rapide doit permettre une étude plus systématique du comportement thermomécanique dès la phase de conception. Cela permet de limiter les éventuelles modifications en cas d'échec en phase de qualification, ou encore d'évaluer la fiabilité par rapport à des configurations déjà connues.

#### **II.3.1 Approche qualitative**

Compte tenu du mode de défaillance mis en évidence dans l'analyse précédente, on peut lister les principaux paramètres qui agissent sur les effets thermomécaniques induits dans les joints brasés d'un assemblage :

- le différentiel de dilatation entre les matériaux du boîtier et de la carte,
- le différentiel de dilatation entre les matériaux des broches et des plages de report, d'une part, et de la brasure d'autre part,
- les dimensions du boîtier,
- la rigidité des broches,
- la géométrie du joint de brasure,
- les caractéristiques physiques de l'alliage de brasure, évoluant avec le vieillissement,
- les caractéristiques des cycles thermiques : amplitude, temps de palier, nombre total et fréquence.

Selon leur nature, ces différents paramètres peuvent se classer suivant quatre catégories que l'on peut représenter sur un diagramme circulaire (Figure II-8) :

- le boîtier (nature, dimensions),
- l'assemblage (désaccord des CTE),
- l'environnement (profil de mission, cycles thermiques),
- la brasure (caractéristiques de l'alliage).

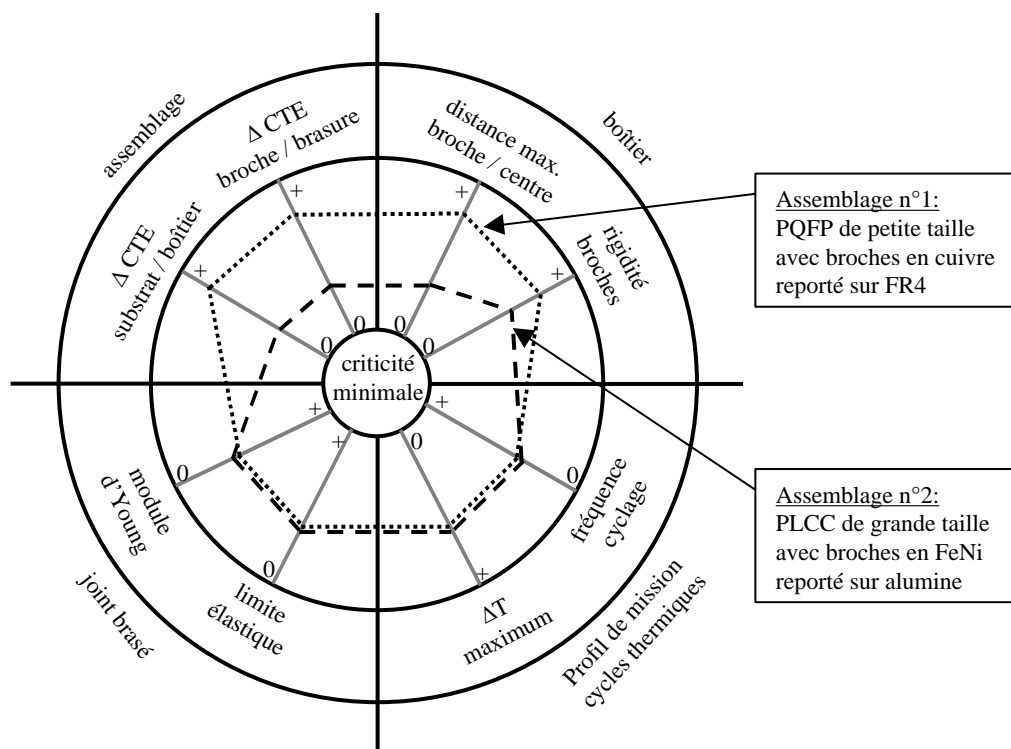


Figure II-8 : Diagramme d'évaluation du comportement thermomécanique d'un assemblage de technologies à broches

Chaque paramètre est représenté, dans sa propre catégorie, par sa contribution vis à vis de la criticité thermomécanique de l'assemblage. La criticité minimale est située au centre du cercle. Un tel diagramme permet d'évaluer de manière qualitative le comportement thermomécanique d'un assemblage par rapport à un autre, comme le montre l'exemple suivants :

Assemblage n° 1 : PQFP de petite taille, broches cuivre en L, reporté sur circuit FR4.

Assemblage n° 2 : PLCC de grande taille, broches FeNi en J, reporté sur alumine.

En considérant que les deux boîtiers ont le même coefficient de dilatation, que les deux assemblages sont dans les mêmes conditions d'utilisation après avoir subi le même procédé de report et que la broche en J du PLCC est plus rigide que la broche en L du PQFP, on peut tracer une courbe reliant les points représentant la contribution de chaque paramètre. On obtient alors une criticité plus faible pour l'assemblage n° 2 (Figure II-8, la courbe de l'assemblage n° 2 est la plus proche du centre du cercle pour les deux catégories supérieures, alors que les deux courbes sont confondues pour les deux catégories inférieures). Le paramètre le plus délicat à évaluer, même pour une classification qualitative comme celle-ci, est celui des rigidités relatives des broches. Il serait plus efficace d'évaluer globalement la force transmise dans la brasure ou la déformation qu'elle subit. C'est ce paramètre que la

méthode analytique développée dans les paragraphes suivants permet d'évaluer au sein d'une méthode complète fournissant une classification de la criticité relative des assemblages. Les travaux de R.W. Kotlowitz vont dans ce sens [KOT,89] [KOT,91], en s'intéressant au calcul analytique de la rigidité des différentes broches, mais sans proposer d'outil complet. L'objectif était l'optimisation de la forme des broches. En ce qui nous concerne, cette étude a débuté au laboratoire IXL avec la thèse d'Alain Fenech [FEN,94] [FEN,96]. Notre objectif est de compléter ce travail en utilisant un modèle plus complet et en ajoutant, dans la mesure du possible, un calcul du coefficient de dilatation effectif du boîtier.

## **II.3.2 Les technologies à broches**

### **II.3.2.1 Justification**

Malgré la forte présence des technologies à billes, on peut noter que dans le domaine des mémoires, les technologies des boîtiers à broches sont majoritaires. C'est particulièrement vrai dans le domaine des fortes capacités (mémoires dynamiques). En effet, ce type de composant possède une puce de grande taille avec un nombre d'entrées sorties parfaitement compatible avec des boîtiers à broches de type SOP et SOJ. Du point de vue économique, ce type de boîtier possède un coût inférieur aux boîtiers à billes, et en terme de volume de production de puces silicium, les mémoires restent en tête. D'autre part, il existe beaucoup de fonctions relativement simples telles que les microcontrôleurs 8 bits, DSP et FPGA par exemple, qui ne nécessitent pas une grande densité d'interconnexions et qui sont disponibles dans des boîtiers de type PQFP et PLCC.

### **II.3.2.2 Hypothèses et conditions de calcul**

La méthode consiste à effectuer une évaluation quantitative globale des effets thermomécaniques et de leurs impacts sur la brasure. C'est une approche analytique qui n'est envisageable qu'à partir d'hypothèses simplificatrices et d'une sélection des paramètres de la liste établie dans la partie précédente (§ II.3.1). Il est par exemple difficile, dans un modèle analytique, de tenir compte des caractéristiques physiques de l'alliage de brasure en raison de ses propriétés non linéaires. Pour cette raison, nous considérerons que les broches sont directement encastrées dans le circuit imprimé sans joint brasé, ce qui entraîne également la non prise en compte de deux autres paramètres : le différentiel de dilatation entre la broche et la brasure, et la géométrie du joint brasé. Pour cette étude, nous avons donc considéré uniquement les paramètres suivants :

- différentiel de dilatation entre boîtier et circuit imprimé,
- dimensions des boîtiers,
- rigidité des broches,
- amplitude de la variation de température.

Dans ces conditions, l'objectif est d'évaluer le déplacement appliqué aux broches sous l'effet des dilatations différentielles ainsi que leurs rigidités qui entraînent un amortissement de la force transmise à la brasure. Comme nous l'avons remarqué précédemment, le déplacement effectif imposé aux broches est directement proportionnel à la taille du boîtier, donc sur un même boîtier, ce déplacement est d'autant plus important que la broche est éloignée du centre de symétrie du boîtier. Le déplacement calculé sera donc uniquement celui d'une des broches d'angle qui sont les plus critiques. Ceci est confirmé par des résultats expérimentaux effectués au laboratoire IXL [FEN,96].

La rigidité  $\mathbf{k}$  de la broche dont le pied est supposé encastré, et le déplacement  $\mathbf{d}$  qui lui est imposé, sont liés par la relation :

$$F = kd \quad (25)$$

où  $\mathbf{F}$  est la force générée par réaction à l'interface broche-boîtier et par principe d'équilibre au point d'encastrement. Nous ferons l'hypothèse que cette force est équivalente à celle transmise dans la brasure par la broche. En toute rigueur, l'alliage étain plomb étant un matériau ductile, il se déforme et l'encastrement de la broche n'est pas parfait.

### **II.3.2.3 Calcul du déplacement**

Pour calculer le déplacement  $\mathbf{d}$  imposé à une broche, il faut considérer la distance qui va du centre de symétrie  $\mathbf{O}$  à l'extrémité supérieure de la broche (à l'interface broche-boîtier). Le déplacement  $\mathbf{d}$  se décompose en  $\mathbf{d}_x$  suivant la direction longitudinale par rapport à la broche et en  $\mathbf{d}_y$  suivant la direction transversale (Figure II-9). Les distances à considérer sont alors  $l/2$  pour calculer  $\mathbf{d}_x$  et  $l'$  pour  $\mathbf{d}_y$ .



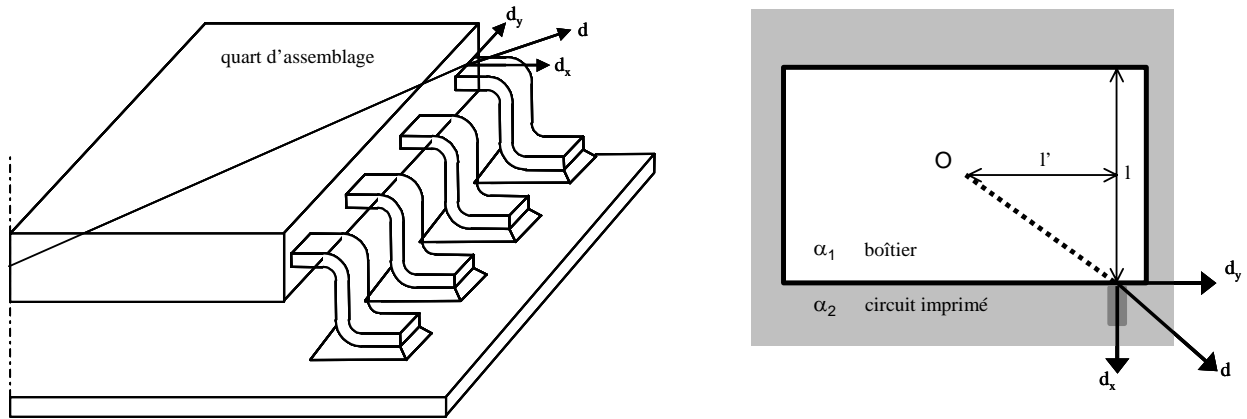


Figure II-9 : Décomposition pour le calcul du déplacement imposé à une broche d'angle

Si  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$  sont respectivement les coefficients de dilatation du boîtier et du substrat, et  $\Delta T$  l'amplitude de la variation de température, on obtient alors en se référant à la figure précédente (Figure II-9):

$$d_x = \frac{l}{2}(\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T \quad (26)$$

$$d_y = l'(\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T \quad (27)$$

### II.3.2.4 Calcul de la rigidité

Pour établir une expression analytique de la rigidité, nous avons utilisé l'approximation des poutres simples en décomposant la broche en trois éléments le long de sa fibre neutre (Figure II-10).

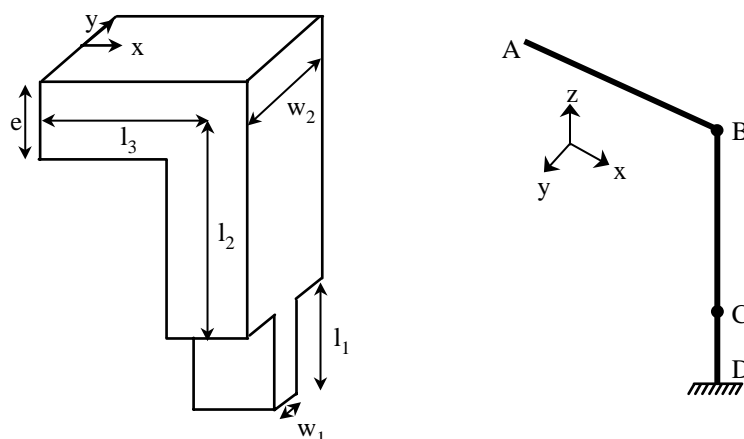


Figure II-10 : Modélisation de la broche par un empilement de poutres simples

Ce type de modélisation néglige la courbure des broches, mais le rétrécissement de la broche en J est représenté par l'élément vertical inférieur qu'il suffit d'annuler pour obtenir la broche en L. Les différentes hypothèses simplificatrices énoncées jusqu'à présent conduisent aux conditions aux limites suivantes :

- la brasure correspond à un encastrement complet au point D,
- les points B et C sont des liaisons rigides,
- l'interface broche-boîtier correspond à un encastrement à déplacement imposé, ce qui implique que les déplacements en rotation en A sont nuls et que le chargement se décompose en un mode de sollicitation longitudinal ( $d_y=0$ ) et transversal ( $d_x=0$ ). Le déplacement selon l'axe z est considéré comme nul, car la broche est toujours très proche du plan neutre du boîtier.

Le chargement et les réactions générées par les conditions d'appuis et de sollicitations, conduisent aux diagrammes suivants (Figure II-11):

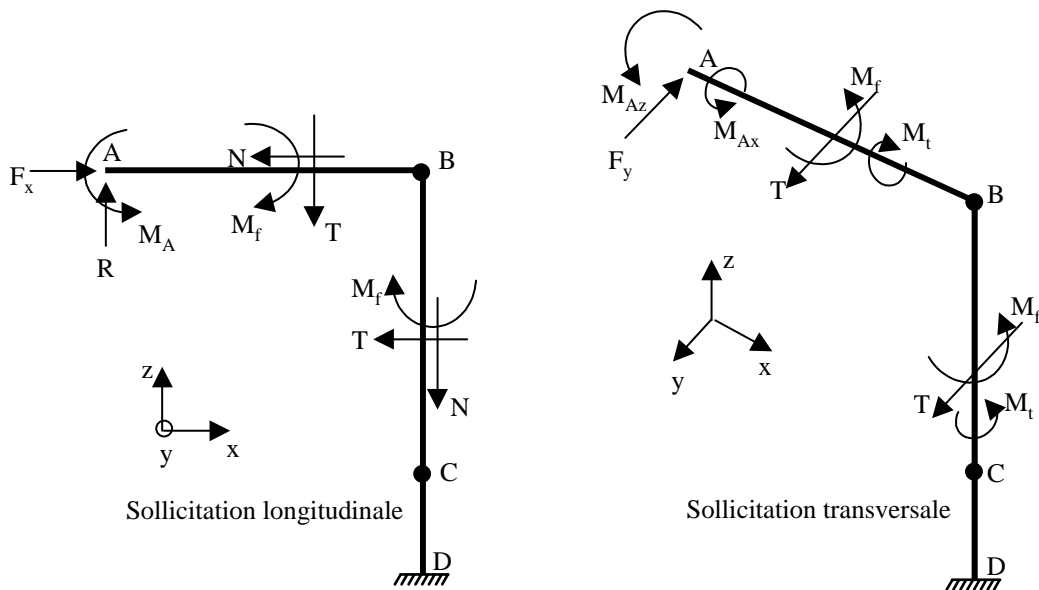


Figure II-11 : Diagramme des efforts sur les poutres horizontales et verticales

Connaissant les déplacements  $d_x$  et  $d_y$ , les forces  $F_x$  et  $F_y$  s'obtiennent à partir du calcul de l'énergie de déformation élastique dans la broche dont l'expression est la suivante [BAZ,93] :

$$U = \frac{1}{2} \int \left( \frac{N^2}{ES} + \frac{M_f^2}{EI} + \frac{M_t^2}{GJ} + \frac{K_c T^2}{GS} \right) dx \quad (28)$$

où : N est l'effort axial (traction compression),

$M_f$  le moment de flexion,

$M_t$  le moment de torsion,

$T$  l'effort tranchant (cisaillement),

$E$  le module d'Young du matériau de la broche,

$G$  le module de cisaillement du matériau de la broche,

$S$  l'aire de la section de la poutre,

$I$  le moment d'inertie de la poutre,

$J$  le moment de torsion de la poutre,

$K_c$  le coefficient de correction pour le cisaillement en fonction du type de la section considérée (il vaut 1,2 pour des sections rectangulaires),

$L$  la longueur de la poutre considérée.

Pour chacun des deux modes (transversal et longitudinal), le calcul de l'énergie s'effectue séparément pour les trois poutres (elles n'ont pas obligatoirement les mêmes caractéristiques géométriques) puis l'expression complète s'obtient en faisant la somme.

En se référant au diagramme des efforts (Figure II-11), les inconnues sont :

Pour le mode longitudinal :  $R$ ,  $M_A$  et  $F_x$

Pour le mode transversal :  $M_{Az}$ ,  $M_{Ax}$ ,  $F_y$

L'utilisation du théorème de Castigliano [BAZ,93] qui énonce que *le taux de variation de l'énergie de déformation élastique d'un corps par rapport à une force indépendante  $F$  est égal à la flèche  $d$  au point d'application de cette force, dans la direction de la force*, permet d'obtenir, d'après les conditions d'encastrement, les équations aux dérivées partielles suivantes :

Pour le mode longitudinal :

$$\frac{\partial U}{\partial R} = 0 \quad \text{car le déplacement en } z \text{ est nul en } A \quad (29)$$

$$\frac{\partial U}{\partial M_A} = 0 \quad \text{car les rotations sont nulles en } A \quad (30)$$

$$\frac{\partial U}{\partial F_x} = d_x \quad d_x \text{ est le déplacement connu (obtenu au } \S \text{ précédent)} \quad (31)$$

Pour le mode transversal :

$$\frac{\partial U}{\partial M_{Ax}} = 0 \quad \text{car les rotations sont nulles en } A \quad (32)$$

$$\frac{\partial U}{\partial M_{Az}} = 0 \quad \text{car les rotations sont nulles en } A \quad (33)$$

$$\frac{\partial U}{\partial F_y} = d_y \quad d_y \text{ est le déplacement connu (obtenu au } \S \text{ précédent)} \quad (34)$$

On obtient pour chaque mode un système de trois équations du premier degré à trois inconnues, dont la résolution est simple dans le principe mais très lourde en pratique en raison du nombre de termes. Le logiciel de calcul mathématique MAPLE a été utilisé pour résoudre les deux systèmes et établir les expressions littérales de  $F_x$  et  $F_y$ . Le calcul de la rigidité est en fait implicite puisque nous obtenons pour  $F_x$  et  $F_y$  une expression en fonction respectivement de  $d_x$  et  $d_y$ .

### II.3.2.5 Calcul du coefficient de dilatation du boîtier

Les coefficients de dilatation du boîtier et du circuit imprimé sont des paramètres prépondérants dans l'évaluation de la criticité d'un assemblage. Si celui du circuit imprimé est relativement bien connu (à travers les données des constructeurs), il n'en va pas de même pour le boîtier [GUO,95]. En effet, celui-ci n'est pas un matériau homogène. La présence d'une partie du « lead frame », et d'une puce plus ou moins grande a une influence sur son coefficient de dilatation effectif par rapport à celui de la résine d'encapsulation seule. Il est donc nécessaire d'évaluer analytiquement ce paramètre.

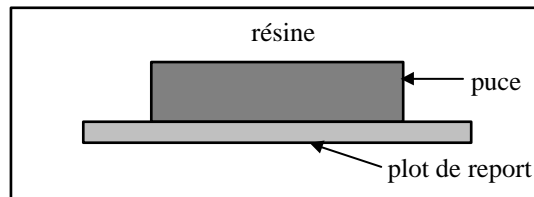


Figure II-12 : Structure interne simplifiée d'un boîtier

A partir du schéma simplifié d'un boîtier (Figure II-12) on représente, à partir de son axe de symétrie, chaque constituant par des poutres dont les extrémités sont en appui sur un plan indéformable (Figure II-13).

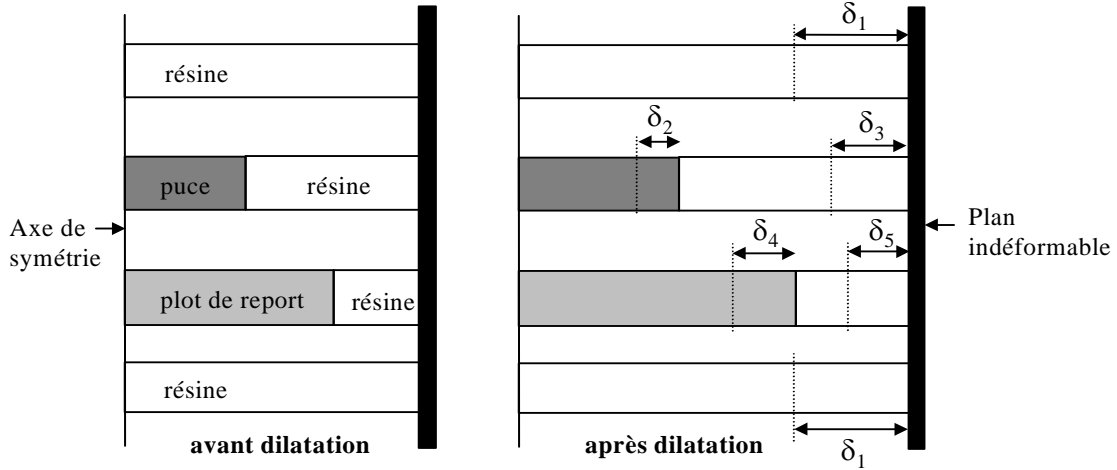


Figure II-13 : Modèle de dilatation simplifié d'un boîtier

Cette condition aux limites permet de modéliser le fait que tous les matériaux sont liés entre eux. Ainsi la dilatation d'une des poutres n'est pas libre, mais dépend de l'assemblage complet.

L'allongement relatif  $\delta$  d'une poutre soumise à une force uni-axiale  $F$  est donnée par la relation :

$$\delta = \frac{FL}{SE} \quad (35)$$

Celui d'une poutre en dilatation soumise également à une force uni-axiale sera donc :

$$\delta = \frac{FL}{SE} + \alpha L \Delta T \quad (36)$$

où :  $L$  est la longueur de la poutre,

$E$  est le module d'Young du matériau,

$S$  est l'aire de la section de la poutre,

$\alpha$  est le coefficient de dilatation du matériau,

$\Delta T$  est la variation de température.

L'application de la relation (36) aux deux poutres représentant la puce et le plot de report, conformément au schéma précédent (Figure II-13), donne :

$$\delta_2 = \frac{F_2 L_2}{S_2 E_2} + \alpha_2 L_2 \Delta T \quad (37)$$

$$\delta_4 = \frac{F_4 L_4}{S_4 E_4} + \alpha_4 L_4 \Delta T \quad (38)$$

Puis aux trois poutres différentes représentant la résine :

$$\delta_1 = \frac{F_1 L_1}{S_1 E_1} + \alpha_1 L_1 \Delta T \quad (39)$$

$$\delta_3 = \frac{F_2(L_1 - L_2)}{S_2 E_1} + \alpha_1(L_1 - L_2)\Delta T \quad (40)$$

$$\delta_5 = \frac{F_4(L_1 - L_5)}{S_4 E_1} + \alpha_1(L_1 - L_4)\Delta T \quad (41)$$

La présence du plan indéformable aux extrémités des poutres permet d'écrire :

$$\delta_1 = \delta_2 + \delta_3 \quad (42)$$

$$\delta_1 = \delta_4 + \delta_5 \quad (43)$$

Le principe d'équilibre du système impose :

$$F_1 + F_2 + F_4 = 0 \quad (44)$$

Les équations (37) à (44) constituent un système d'équations du premier degré permettant d'obtenir l'expression de  $\delta_1$  qui est directement représentative du coefficient de dilatation effectif du boîtier,  $\alpha$ , à travers la relation suivante :

$$\alpha = \frac{\delta_1}{L_1 \Delta T} \quad (45)$$

On remarquera que  $L_1$  est aussi la demi longueur du boîtier suivant l'axe considéré.

### **II.3.2.6 Application**

En effectuant les calculs du déplacement imposé à la broche, de la rigidité et du coefficient de dilatation effectif du boîtier, dans les deux axes du plan du boîtier (longitudinal et transversal, respectivement x et y) on obtient les valeurs de  $F_x$  et  $F_y$  pour un assemblage considéré. C'est la valeur de la force résultante  $F$  transmise à la brasure qui est représentative de la déformation globale imposée au joint, et que nous avons choisi comme critère de classification des assemblages étudiés.

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (46)$$

Nous avons appliqué cette démarche aux trois types de boîtiers suivants :

- PQFP80 boîtier carré, 80 broches en L au pas de 0,65 mm,
- TSOP44 boîtier rectangulaire « bas profil », 44 broches en L au pas de 0,8 mm,
- SOJ40 boîtier rectangulaire, 40 broches en J au pas de 1,27 mm.

Une analyse de construction (annexe I) nous a permis d'obtenir les données géométriques nécessaires au modèle, ainsi que la nature des principaux matériaux dont les caractéristiques ont été choisies parmi les valeurs usuelles de la littérature et sont résumées dans le tableau suivant (Tableau II-2):

constituant	matériau	E (MPa)	G (MPa)	$\alpha$ (ppm/°C)
boîtier	époxy chargé	15000	-	17
puce	silicium	170000	-	2,3
« lead frame » broche	alliage FeNi	145000	56000	5

**Tableau II-2 : Caractéristiques des matériaux utilisées dans le modèle analytique**

Les calculs sont effectués pour une variation de température de 1°C et en envisageant la possibilité de reporter les trois boîtiers de la sélection précédente sur deux types de circuits imprimés :

- matériau standard (type FR4) dont le coefficient de dilatation est de 16 ppm/°C,
- avec insert en cuivre-invar-cuivre permettant de réduire son coefficient de dilatation à 9 ppm/°C.

Les résultats numériques obtenus sont résumés dans les deux tableaux suivants. Le premier (Tableau II-3) regroupe les paramètres propres au boîtier, le second (Tableau II-4) ceux concernant l'assemblage.

Type de boîtier	Coefficient de dilatation du boîtier		Rigidité de la broche	
	$\alpha_x$ (ppm/°C)	$\alpha_y$ (ppm/°C)	$k_x$ ( $10^3$ N/m)	$k_y$ ( $10^3$ N/m)
TSOP44	9,6	7	2422	3762
PQFP80	14,2	13,5	284	283
SOJ40	14,8	15,8	337	859

**Tableau II-3 : Résultats du calcul analytique pour les paramètres des 3 boîtiers**

Type de boîtier	Assemblage	Déplacement longitudinal $10^{-9}$ m /°C	Déplacement transversal $10^{-9}$ m /°C	Force résultante $10^{-3}$ N /°C
TSOP44	Sur substrat standard (16 ppm/°C)	35,5	86,4	334,5
PQFP80		12,6	15,4	5,7
SOJ40		6,1	2,4	2,9
TSOP44	Sur substrat avec insert en Cu-In-Cu (9 ppm/°C)	-3	19,2	72,6
SOJ40		-29,4	-82	71,2
PQFP80		-36,4	-27,8	13

**Tableau II-4 : Résultats du calcul analytique pour les différents assemblages. Le déplacement est calculé pour un  $\Delta T$  de 1°C**

Il faut ici rappeler que compte tenu des approximations importantes engendrées par les hypothèses simplificatrices que nous avons faites, les valeurs numériques des forces résultantes n'ont pas de signification réelle. Les résultats peuvent néanmoins être exploités sous la forme d'une classification relative à la configuration la plus critique (celle qui présente la force résultante la plus élevée). De cette manière, il est facile de mettre en évidence les configurations les plus critiques, et d'observer l'impact de la variation d'un paramètre sur la classification (Figure II-14).

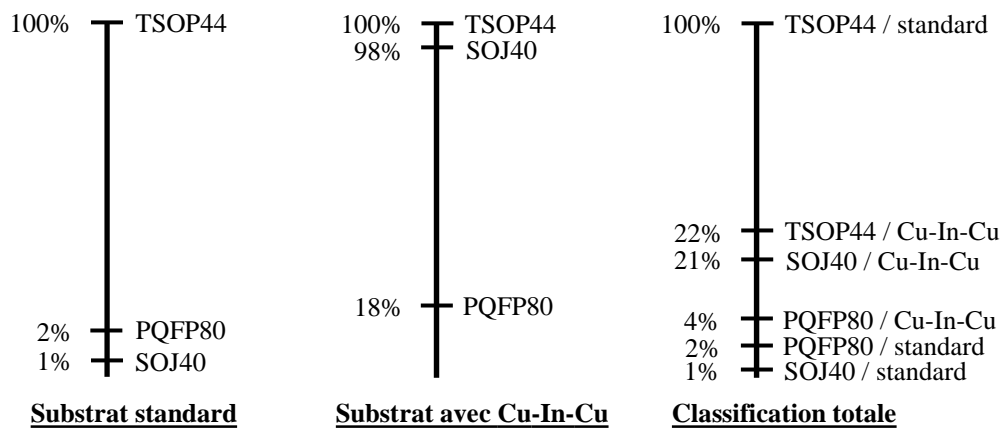


Figure II-14 : Echelles de criticité relative des différents assemblages

Le TSOP44 apparaît clairement comme la configuration la plus critique sur substrat standard. Ce qui n'est plus le cas si on envisage le deuxième type de circuit imprimé (avec insert en Cu-In-Cu). En effet, dans cette configuration, le TSOP44 et le SOJ40 sont trop proches pour pouvoir être départagés. La troisième échelle de criticité (classification totale) permet de constater que la configuration la plus critique l'est pratiquement cinq fois moins sur substrat avec insert que sur substrat standard. Au stade de la conception, cette étude permet de focaliser les choix technologiques autour du TSOP44, et si cette technologie n'a pas d'alternative, elle montre que en agissant sur le paramètre circuit imprimé, la fiabilité globale de la carte peut être améliorée du point de vue de sa criticité thermomécanique.

### II.3.3 Les technologies à billes

La même démarche est applicable aux technologies à billes avec cependant de nouvelles hypothèses [DEL,00]. En effet, après report, ce sont les billes qui constituent les joints brasés en réalisant directement les liaisons entre le boîtier et le substrat. Elles subissent



alors les déformations imposées par le différentiel de dilatation de l'assemblage sous la forme d'un cisaillement.

### II.3.3.1 Hypothèses

L'objectif est d'évaluer le déplacement imposé à la bille la plus critique du boîtier sous l'effet des dilatations différentielles. En prenant pour hypothèse que le boîtier est un matériau homogène, on peut considérer que la bille la plus critique est la plus éloignée du centre de symétrie du boîtier. La modélisation des billes, donc de la brasure, est ici nécessaire car elles constituent les seuls éléments mécaniques reliant le boîtier au substrat. Nous avons assimilé les billes à des éléments cylindriques (colonnes) constitués de brasure dont le comportement mécanique reste linéaire (domaine élastique). Comme nous l'avons exposé au début de ce chapitre, cela est physiquement incorrect mais reste cependant acceptable si on se limite à évaluer le comportement d'un assemblage par rapport à un autre.

### II.3.3.2 Calcul du déplacement

Pour des raisons de symétrie, l'étude porte sur un quart de l'assemblage. La partie du boîtier prise en compte pour le calcul est une tranche située au dessus des billes périphériques en distinguant les deux composantes  $d_x$  et  $d_y$  du déplacement  $d$  imposé à la bille d'angle (Figure II-15).

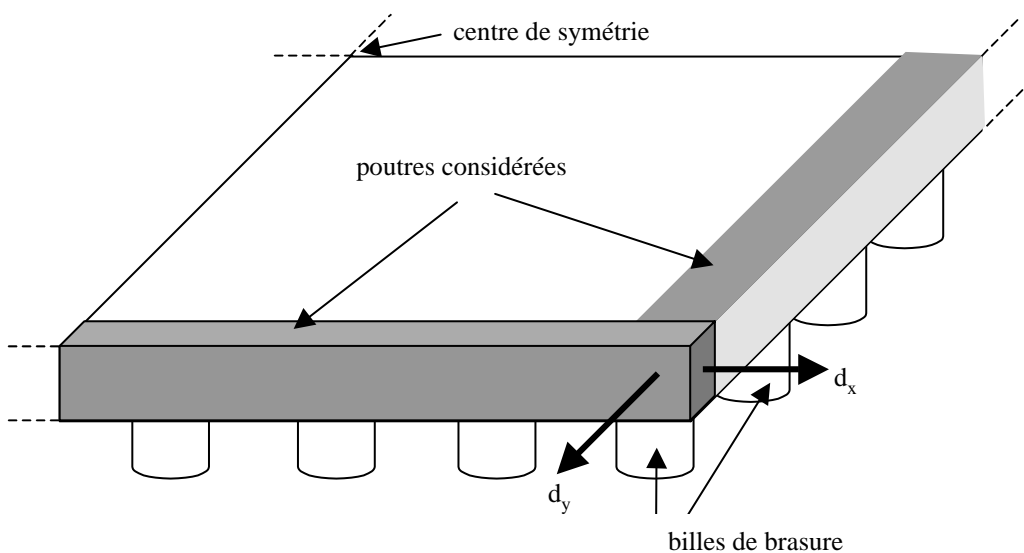


Figure II-15 : Modélisation pour le calcul du déplacement imposé à une bille d'angle

La tranche de boîtier considérée est modélisée par des poutres horizontales encastrées entre chaque colonne verticale représentant une bille de brasure (Figure II-16).

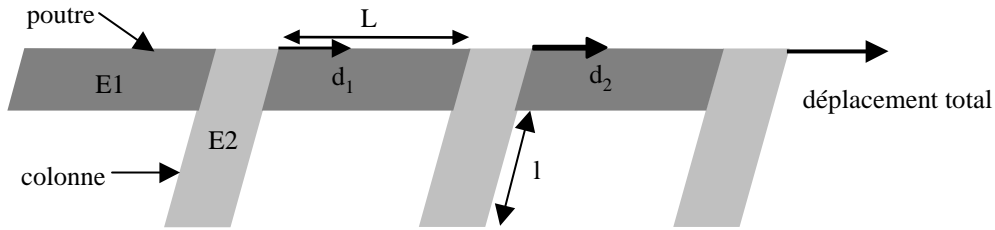


Figure II-16 : Assemblage de poutres horizontales (boîtier) et de colonnes verticales (joints brasés) pour modéliser une composante du déplacement de la bille d'angle

En considérant l'assemblage élémentaire composé d'une poutre verticale et d'une colonne horizontale soumis à une élévation de température, l'expression du déplacement  $d$  au sommet de la colonne soumise à une force  $F$  imposée par la dilatation de la poutre horizontale est donnée par :

$$d = \frac{Fl^3}{3E_2I} \quad (47)$$

où :  $l$  est la hauteur de la colonne (hauteur de la bille),

$E_2$  est le module d'Young du matériau de la colonne (brasure),

$I$  est le moment d'inertie de la colonne (flexion).

Ce même déplacement peut également s'exprimer, en considérant les paramètres de la poutre horizontale, par la relation suivante :

$$d = \frac{FL}{AE_1} + \alpha L\Delta T \quad (48)$$

où :  $L$  est la longueur de la poutre (« pas » entre deux billes),

$A$  est la section de la poutre ( épaisseur du boîtier multipliée par le « pas »),

$E_1$  est le module d'Young du matériau du boîtier,

$\alpha$  est le différentiel de dilatation de l'assemblage ( $\alpha = \alpha_{\text{substrat}} - \alpha_{\text{boîtier}}$ ),

$\Delta T$  est la variation de température.

Un calcul itératif, à l'aide de la relation obtenue à partir des deux équations précédentes, permet de calculer la valeur du déplacement  $d_i$  au sommet de la  $i^{\text{ème}}$  colonne :

$$d_i = \frac{F_i l^3}{3E_2I} = d_{i-1} - \frac{\sum_{j=1}^i F_j L}{AE_1} + \alpha L\Delta T \quad (49)$$

où  $F_i$  est la force exercée au sommet de la colonne «  $i$  ».

En menant le même calcul pour les deux directions x et y on obtient finalement le déplacement résultant  $d_r$  :

$$d_r = \sqrt{d_x^2 + d_y^2} \quad (50)$$

La valeur du déplacement ( $d_r$ ) imposé à la bille d'angle, représentative de la déformation globale vue par le joint brasé, constitue le critère de classification des assemblages étudiés.

### II.3.3.3 Application

Nous avons appliqué cette méthode aux trois types de boîtier suivants :

- CBGA360 boîtier céramique de 360 billes (type microprocesseur Power PC),
- CBGA624 boîtier céramique de 624 billes,
- SBGA352 « super » BGA, boîtier cuivre de 352 billes.

Les caractéristiques nécessaires au modèle sont résumées dans le tableau suivant (Tableau II-5) :

type de boîtier	matériau CTE dimensions (mm)	billes diamètre et pas en mm			billes sur un côté de la couronne externe	matériau de bille module d'Young
		nombre	diamètre	pas		
CBGA624	céramique 6 ppm/°C 32 x 32 x 1	624	0,8	1,27	25	Sn <sub>10</sub> Pb <sub>90</sub> 13,8 GPa
CBGA360	céramique 6 ppm/°C 25 x 25 x 1	360	0,8	1,27	19	Sn <sub>10</sub> Pb <sub>90</sub> 13,8 GPa
SBGA352	alliage de cuivre 15 ppm/°C 35 x 35 x 1	352	0,8	1,27	26	Sn <sub>63</sub> Pb <sub>37</sub> 24 GPa

**Tableau II-5 : Caractéristiques des différents boîtiers étudiés**

En considérant la possibilité de reporter ces boîtiers sur les mêmes types de substrat que dans l'étude précédente concernant les technologies à broches, on obtient les échelles de criticité suivantes (Figure II-17) :

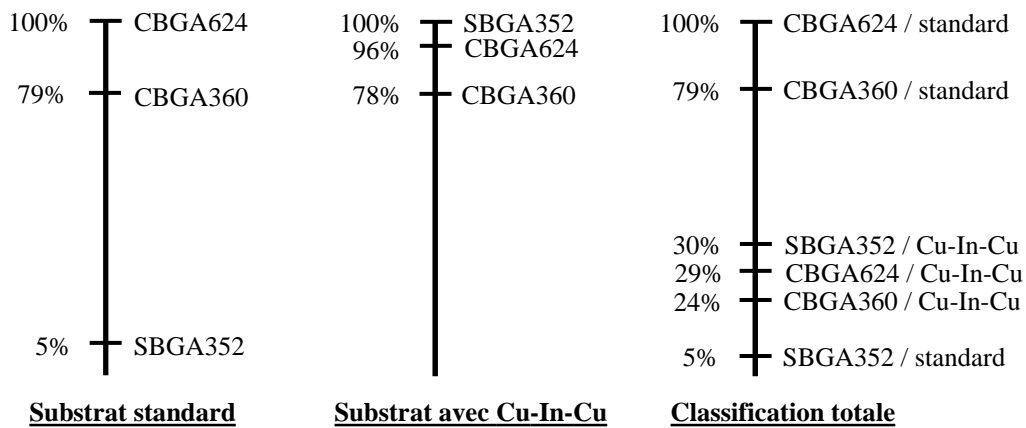


Figure II-17 : Echelles de criticité relative des différents assemblages

On met ainsi en évidence la forte criticité des deux technologies en boîtier céramique par rapport au SBGA352 sur substrat standard. Sur circuit imprimé avec insert les trois configurations sont équivalentes, mais la classification totale permet de constater que la criticité est alors divisée par trois et que la fiabilité globale de la carte est améliorée de manière significative. Le SBGA352 représente alors une alternative intéressante aux boîtiers céramiques lorsqu'il s'agit d'utiliser des circuits imprimés standard du type FR4. En effet, le corps de son boîtier, en cuivre, est bien adapté au coefficient de dilatation du FR4 tout en gardant de bonnes performances en dissipation thermique.

#### II.3.3.4 Limites du modèle

Compte tenu des hypothèses, cette démarche peut s'appliquer à des boîtiers dont la constitution est homogène afin de déterminer les paramètres des poutres horizontales utilisées dans le modèle : module d'Young et coefficient de dilatation qui doivent être considérés comme constants. La complexité de certains boîtiers plastiques rend cette approche impossible par la présence de nombreux matériaux différents et notamment par celle de la puce qui vient modifier localement le coefficient de dilatation du boîtier. Dans ces conditions, la bille la plus critique n'est pas forcément la plus éloignée du centre de symétrie car le différentiel de dilatation est alors « distribué » sur la surface du boîtier. Chaque configuration est alors un cas particulier du point de vue des hypothèses et de la modélisation, rendant très difficile la généralisation de la méthode. Nous étudierons un exemple de ce type dans le chapitre III.

### **II.3.4 Conclusion**

Nous avons introduit les résultats de cette approche analytique dans des feuilles de calcul du tableur Excel sous la forme de « macros ». Afin de faciliter la saisie des données géométriques et des caractéristiques des matériaux, nous avons également développé une interface utilisateur. Cette interface permet de saisir une grande variété de configurations en séparant toutefois les technologies à broches des technologies à billes. En effet, dans le premier cas la brasure est négligée par hypothèse et c'est une force qui est calculée, alors que dans le second cas elle est prise en compte et c'est un déplacement qui est calculé. Le mélange des deux familles technologiques dans une même classification n'est donc pas possible.

Ce logiciel que nous avons nommé « criteria » constitue un outil convivial, simple et rapide. Il ne s'agit pas d'une analyse précise, mais d'une méthode permettant de mettre en évidence facilement les assemblages critiques à travers une classification de leur criticité relative qui doit permettre selon les besoins de :

- valider des choix technologiques dès la conception,
- localiser le composant le plus critique sur une carte (par famille technologique),
- évaluer la fiabilité par rapport à des configurations dont le comportement est connue.

### **II.4 Etude du comportement thermomécanique par simulation numérique**

L'utilisation de l'outil numérique est très répandue pour étudier le comportement d'une structure dans un environnement donné. Qu'il s'agisse de grands édifices (ponts, monuments) ou de petits assemblages (composants électroniques, microsystèmes), les codes de calcul utilisant la méthode des éléments finis couvrent aujourd'hui presque tous les domaines de la physique. Cette méthode consiste à discrétiser le milieu à étudier en éléments finis et à construire la solution complète à partir de la solution obtenue pour chaque élément de la structure. C'est de loin la plus complète et la plus précise des techniques d'analyse par calcul, car elle permet de prendre en compte un grand nombre de paramètres et de simuler un comportement proche de la réalité. Sa mise en œuvre passe par l'utilisation d'un logiciel spécifique et de moyens de calculs et de stockages importants. Le dimensionnement de ces moyens conditionne directement la taille des modèles réalisables en terme de nombre d'éléments et de complexité (comme, par exemple, la prise en compte des non linéarités dans le comportement des matériaux) et donc indirectement la précision de la simulation par rapport au comportement réel. Nous avons utilisé le logiciel ANSYS pour modéliser le

comportement thermomécanique de certains des assemblages présentés dans l'étude analytique précédente, avec comme objectif de mesurer les contraintes et les déformations dans le joint brasé afin de les comparer.

#### **II.4.1 Représentation géométrique**

La première étape d'une simulation à l'aide de ce logiciel est l'élaboration d'un modèle géométrique jugé suffisamment représentatif de la structure à étudier compte tenu des conditions de symétries éventuelles et des résultats souhaités. Ce modèle, qui peut être en deux ou en trois dimensions, sert ensuite de support à la discrétisation en « éléments finis » de la structure (maillage). C'est à ce niveau que le choix du nombre de constituants et de matériaux à représenter doit être fait. Ce choix a un impact direct sur la précision des résultats obtenus mais aussi sur la complexité et la taille du modèle généré. Les facteurs d'échelles rencontrés dans le domaine de la microélectronique sont souvent dès cette première étape à l'origine d'approximations et de compromis car une disproportion trop importante dans les dimensions des éléments conduit à des erreurs de calcul. Par exemple, la représentation de la couche de passivation d'un circuit intégré enrobé dans un boîtier complexe et de grandes dimensions est extrêmement coûteuse en nombre d'éléments et donc en puissance de calcul. En effet, la forme idéale des éléments est le carré pour un modèle en deux dimensions (ou le cube en trois dimensions). Des triangles et des tétraèdres peuvent également être utilisés, mais avec moins de précision car le maillage obtenu est moins régulier. La discrétisation de cette couche de très faible épaisseur par rapport à la structure complète impose donc un grand nombre d'éléments dans le reste du modèle. Sa présence peut s'avérer souhaitable dans l'étude des contraintes générées par l'enrobage plastique à la surface du circuit intégré, par contre elle n'est pas indispensable dans une étude de comportement au niveau des joints brasés du boîtier assemblé sur carte. Dans ce cas, c'est le comportement global en dilatation du boîtier qui est prépondérant.

Pour les trois assemblages à broches de l'étude précédente (TSOP44, SOJ40 et PQFP80), nous avons choisi une modélisation en trois dimensions. Ce choix est justifié par le comportement anisotrope du coefficient de dilatation des boîtiers et de la rigidité des broches. Afin d'optimiser la taille des modèles, un quart seulement de l'assemblage est réellement simulé, et seule la broche d'angle (la plus critique) est représentée (Figure II-18). Les différents volumes sont :

- le boîtier,
- la broche,

- le joint brasé,
- le plot de report,
- le substrat (deux types : FR4 standard et avec insert).

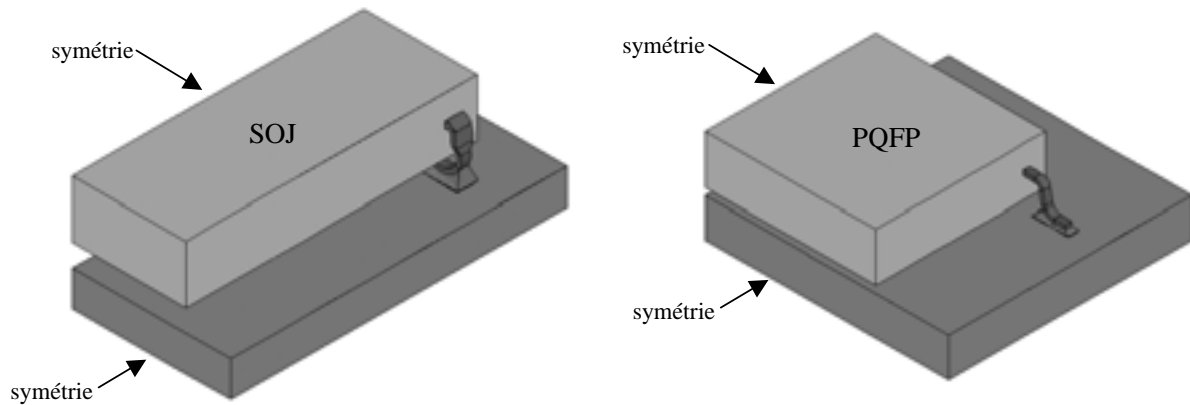


Figure II-18 : Structure 3D réduite par symétrie au quart de l'assemblage du SOJ40 et du PQFP80

Pour modéliser au mieux le comportement en dilatation du boîtier, celui-ci est en fait constitué de quatre volumes représentant la puce, son plot de report, la partie interne de la broche et la résine d'enrobage (Figure II-19). Les volumes de la broche et du joint brasé font l'objet d'un maillage régulier et plus dense que le reste de la structure, car c'est la région qui représente la zone d'intérêt principale de la simulation, et c'est dans la brasure que les mesures doivent être faites.

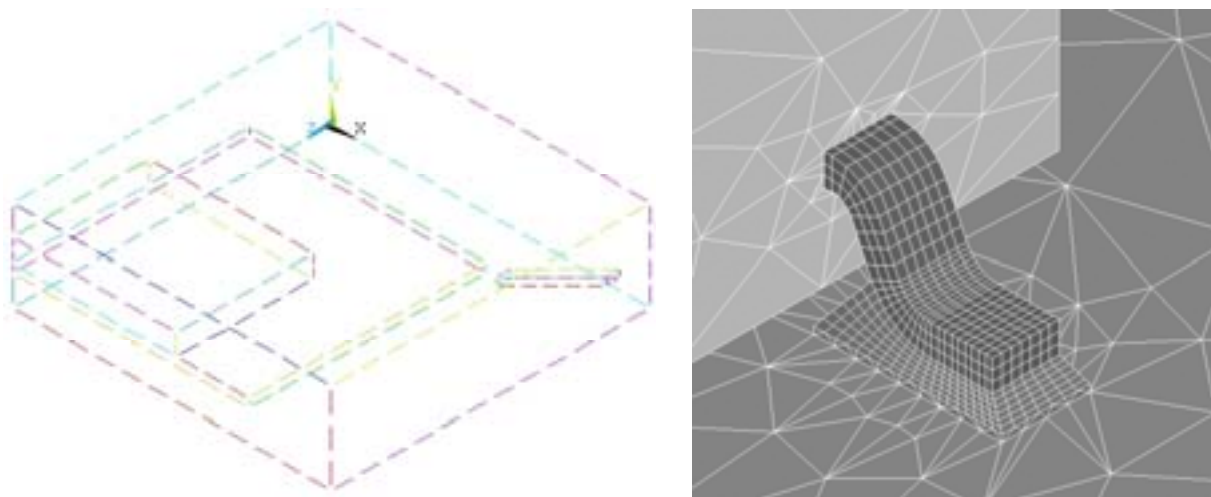


Figure II-19 : Exemple de modélisation du boîtier pour le PQFP80 (à gauche), vue du maillage dans la région de la broche pour le TSOP44 (à droite)

## II.4.2 Choix des matériaux, caractéristiques physiques

Les matériaux représentés sont :

- la résine d'enrobage du boîtier,
- l'alliage fer-nickel de la broche et du plot de report de la puce (« lead frame »),
- le silicium de la puce,
- le cuivre de la plage d'accueil du circuit imprimé,
- les composites des deux types de substrat,
- l'alliage étain-plomb du joint brasé.

Tous les matériaux sont modélisés comme étant parfaitement homogènes : la charge de la résine d'enrobage, la microstructure de la brasure ainsi que la structure composite du circuit imprimé ne sont pas représentées du point de vue géométrique. Le comportement de ces matériaux est évalué uniquement par la prise en compte des caractéristiques physiques entrées dans le simulateur. Pour effectuer des simulations thermomécaniques il faut disposer pour chaque matériau du module de Young, du coefficient de Poisson et du coefficient de dilatation thermique. Lorsque ces trois paramètres sont des constantes indépendantes du temps et de la température, le matériau est modélisé de manière linéaire et la simulation est de type statique linéaire. Le chargement est appliqué en une seule fois et le résultat est obtenu après une seule phase de calcul. Le comportement de la structure étudiée est alors dicté principalement par deux lois : la dilatation thermique des matériaux et la loi de Hooke (définies au chapitre I).

C'est le cas pour tous les matériaux des trois assemblages étudiés dont les paramètres sont fournis dans le tableau ci-dessous (Tableau II-6), excepté pour la brasure dont le modèle possède des paramètres supplémentaires. Ces données proviennent des fabricants de circuits imprimés et de composants mais aussi des valeurs usuelles de la bibliographie (cuivre, silicium). Les valeurs concernant la résine d'enrobage et le FR4 sont données pour des températures inférieures à leurs températures de transition vitreuse (respectivement 150°C et 130°C).

matériau	E (GPa)	$\nu$	$\alpha$ (ppm/°C)
résine d'enrobage	15	0,25	17
fer-nickel (lead frame)	145	0,3	5
puce silicium	170	0,3	2,3
cuivre (plage d'accueil)	120	0,35	17
FR4	21	0,42	16
FR4 avec insert	100	0,42	9
brasure	24	0,36	25

Tableau II-6 : Caractéristiques physiques des matériaux



Le comportement fortement non linéaire (élastoplasticité) de l'alliage utilisé  $\text{Sn}_{62}\text{Pb}_{36}\text{Ag}_2$  et sa dépendance en fonction de la température sont pris en compte par un modèle bilinéaire [HIJ,93] [WOI,92]. Ce modèle permet d'introduire une limite d'élasticité en fonction de la température, à partir de laquelle l'alliage entre en zone plastique. Le durcissement du matériau est également pris en compte par l'effet Bauschinger modélisé par un écrouissage cinématique linéaire. Les paramètres de ce modèle sont donnés dans le tableau et la figure suivants (Tableau II-7 et Figure II-20):

Température (°C)	Limite élastique (Mpa)	Pente en zone plastique (Mpa)
-65	37,2	4137
0	31,7	2069
25	27,6	1379
75	20,7	621
100	15,2	345
125	8,3	90

Tableau II-7 : Caractéristiques de la zone plastique du modèle de la brasure

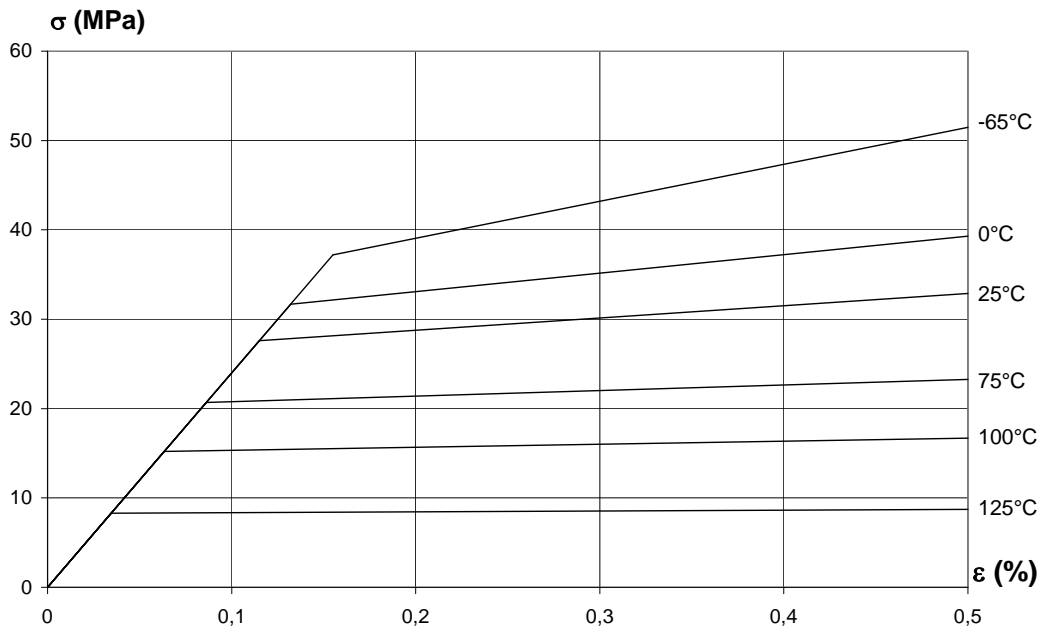


Figure II-20 : Courbes contrainte - déformation du modèle de la brasure en fonction de la température

Comme l'objectif de ces simulations est la comparaison de différents assemblages dans les mêmes conditions de chargement sans chercher à obtenir des valeurs absolues significatives des contraintes, le comportement dépendant du temps (viscoplasticité, fluage) de la brasure n'est pas pris en compte.

### **II.4.3 Hypothèses et conditions de chargement**

Le but de la simulation est de comparer différents assemblages dans les mêmes conditions de chargement et provenant d'un procédé de report identique. Il s'agit donc, à travers des mesures de contraintes ou de déformations, d'évaluer le comportement thermomécanique de ces assemblages en privilégiant les phénomènes de premier ordre liés à leurs géométries et au désaccord des coefficients de dilatation thermique, sans chercher à obtenir des valeurs significatives dans l'absolu, mais seulement représentatives de la fatigue relative des joints brasés en cycle thermique. Dans ces conditions, la modélisation du fluage de la brasure n'est pas nécessaire, et les contraintes résiduelles dues au report ne sont donc pas prises en compte.

Nous avons mené par ailleurs, une étude expérimentale sur ces mêmes assemblages dans des conditions de vieillissement accéléré en cycles thermiques dont les résultats font l'objet de la dernière partie de ce chapitre. Les conditions de chargement appliquées à la structure pour la simulation sont donc conformes à celles utilisées pour les cycles thermiques : de  $-60^{\circ}\text{C}$  à  $100^{\circ}\text{C}$ . Les calculs sont faits pour un cycle et demi en partant de la température ambiante ( $20^{\circ}\text{C}$ ). La structure est supposée au repos à cette température de départ, c'est-à-dire libre de toutes contraintes.

La modélisation du comportement non linéaire de la brasure, impose un mode de simulation « non linéaire ». Le chargement doit alors être appliqué en plusieurs étapes (par pas de  $10^{\circ}\text{C}$ ) afin d'assurer la convergence rarement obtenue en moins de trois itérations pour chaque étape. Tous les éléments de la structure sont à la même température pour chaque étape, et la vitesse de variation de la température n'est pas prise en compte.

En résumé, l'analyse est de type statique, non linéaire et isotherme, elle s'appuie sur un modèle représentant une géométrie parfaite, c'est-à-dire qu'aucun défaut de forme ou de structure n'est pris en compte et les interfaces sont supposées parfaites.

### **II.4.4 Résultats**

Comme nous l'avons décrit au début de ce chapitre, ce sont les déformations plastiques qui sont responsables de la fatigue accumulée lors des chargements cycliques. L'évaluation du comportement thermomécanique de ces assemblages se fera donc par la mesure des déformations plastiques accumulées au cours des cycles dans le joint brasé. Cette mesure est une moyenne effectuée sur plusieurs éléments choisis dans la zone la plus critique. La localisation de cette zone est obtenue par l'observation des cartographies des déformations plastiques équivalentes du joint brasé (Figure II-21, Figure II-22, Figure II-23).

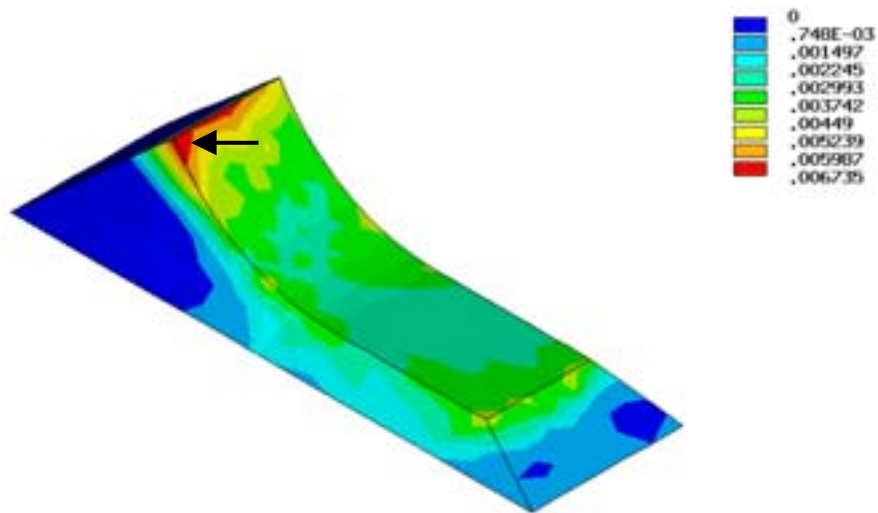


Figure II-21 : Répartition des déformations plastiques dans la brasure du PQFP80

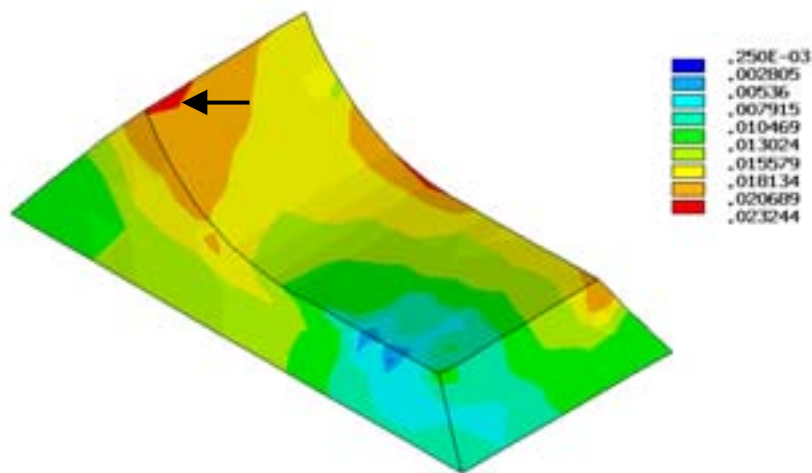
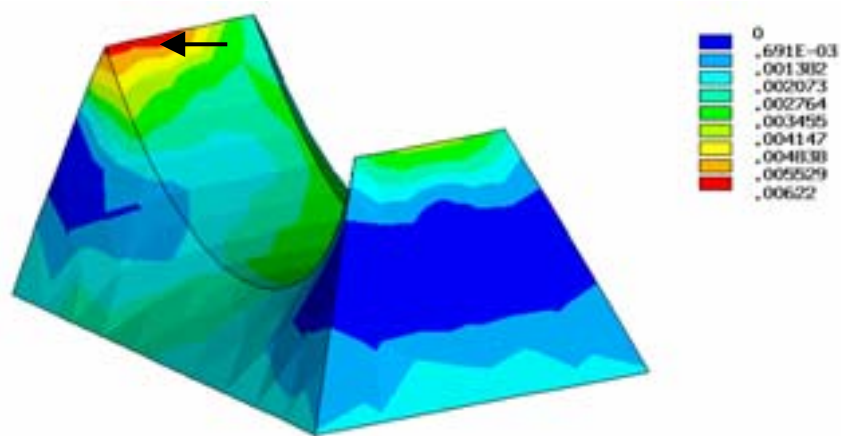


Figure II-22 : Répartition des déformations plastiques dans la brasure du TSOP44



**Figure II-23 : Répartition des déformations plastiques dans la brasure du SOJ40**

On remarque que les déformations maximales (indiquées par les flèches) sont localisées dans la partie supérieure du joint, à l'interface broche-brasure. Ceci s'explique par la contrainte purement mécanique induite par les flexions de la broche, qui s'ajoute aux dilatations différentielles locales qui sont responsables des déformations plastiques présentes sur tout le reste de l'interface broche-brasure.

La déformation plastique accumulée au cours du cycle, pour les trois configurations étudiées sur les deux types de substrats, est représentée sur les graphiques suivants (Figure II-24 et Figure II-25) :

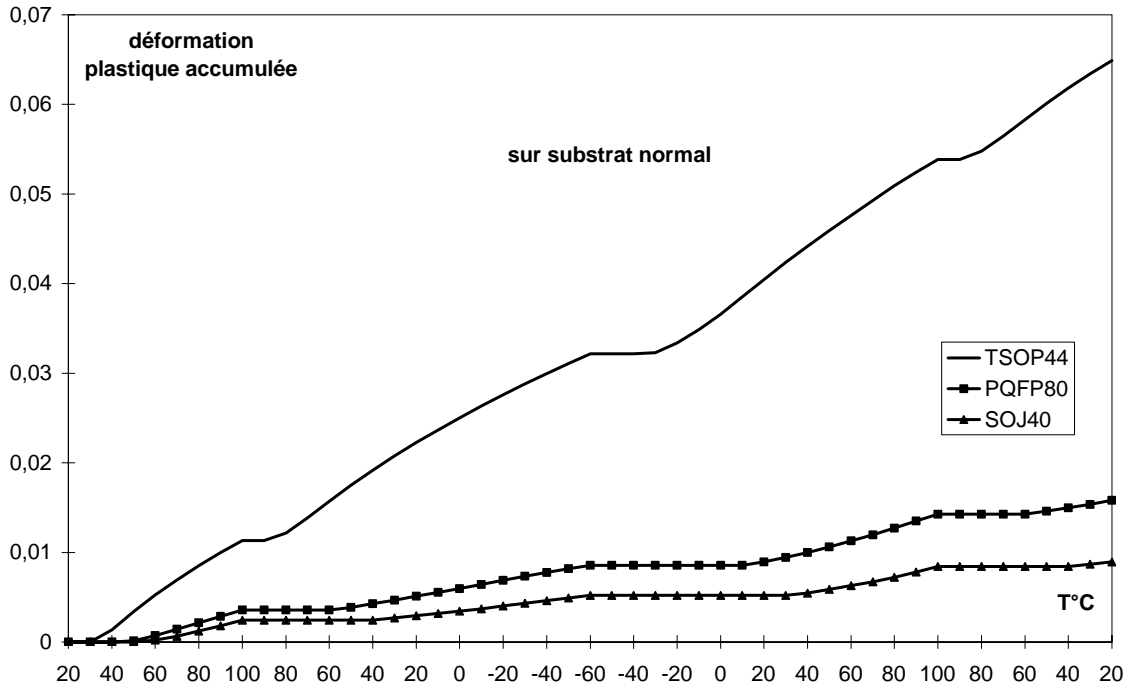


Figure II-24 : Déformation plastique accumulée au cours du chargement pour les trois boîtiers sur substrat normal

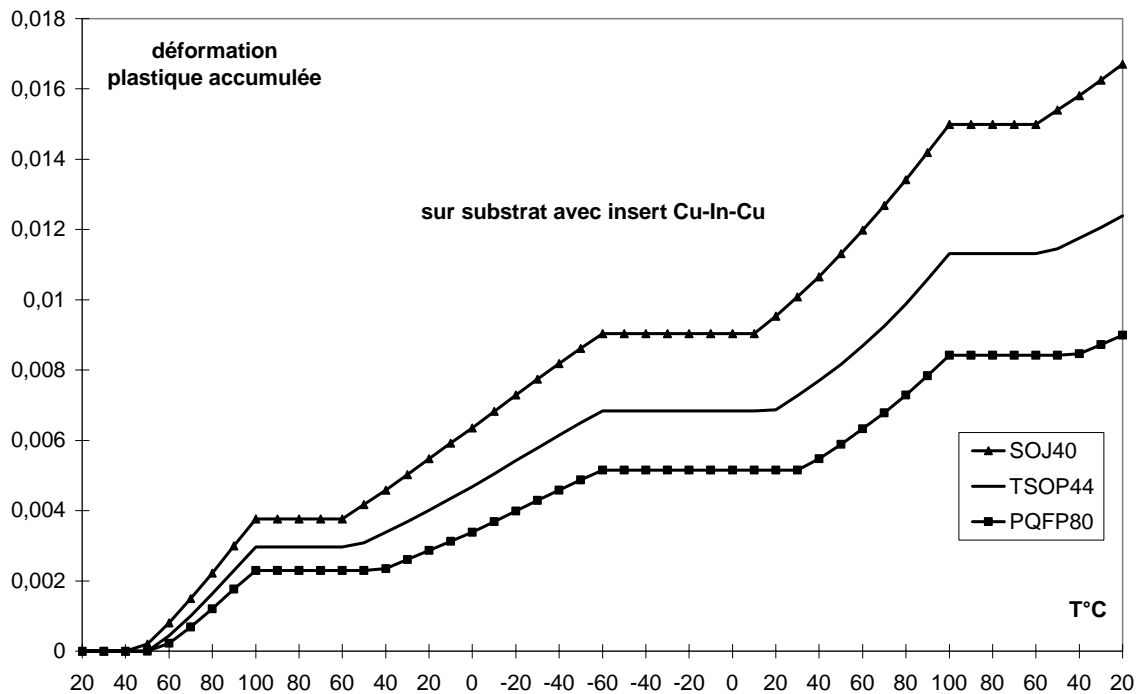


Figure II-25 : Déformation plastique accumulée au cours du chargement pour les trois boîtiers sur substrat avec insert en Cu-In-Cu

Ces résultats mettent en évidence la forte criticité du TSOP44 sur substrat normal par rapport au PQFP80 et au SOJ40. Sur substrat avec insert, c'est le SOJ40 qui est le plus critique mais les trois configurations sont plus proches. Enfin, on note que globalement le comportement thermomécanique des trois assemblages est beaucoup moins critique dans le cas du substrat avec insert puisque le taux de plasticité maximal accumulé en fin de chargement (atteint par le SOJ40) est d'environ 1,7% alors que dans le cas du substrat normal il est de 6,5% (atteint par le TSOP44). Ces trois tendances déjà mises en évidence par l'étude analytique sont donc confirmées par les simulations thermomécaniques.

## **II.5 Etude expérimentale**

### **II.5.1 Véhicules et conditions de test**

Les trois boîtiers : TSOP44, SOJ40 et PQFP80 ont été reportés sur les deux types de substrats de l'étude précédente pour former ainsi une vingtaine de véhicules de test en utilisant des composants fonctionnels (processeur de signal : PQFP80 et mémoires dynamiques : SOJ40 et TSOP44).

Les échantillons ont été placés dans une enceinte climatique programmable en condition de cycles thermiques :  $-55^{\circ}\text{C}$   $+100^{\circ}\text{C}$  avec palier de 15 minutes et rampe de 20 minutes.

### **II.5.2 Méthodes d'analyses, loi d'évolution**

Cette étude est basée sur l'analyse destructive par microsection et observation au MEB des joints brasés des différents échantillons après report puis après vieillissement accéléré par cycles thermiques. Deux sorties d'échantillons ont été effectuées à 200 et à 1000 cycles. Le but est de mettre en évidence d'éventuelles fissures et d'étudier le comportement de l'alliage du point de vue de sa microstructure afin d'utiliser et de corrélérer des résultats connus d'études précédentes.

En effet, les travaux menés au laboratoire IXL par A. Hijazi dans le cadre de sa thèse ont permis de proposer une loi d'évolution de la surface moyenne des domaines riches en plomb du joint brasé d'un assemblage soumis à des cycles thermiques [HIJ,93]. Il s'agit d'une loi empirique de la coalescence obtenue à partir de courbes expérimentales de cette surface moyenne tracée en fonction du nombre de cycles. Elle prend en compte trois facteurs principaux :

- la température,

- le temps cumulé au palier haut,
- la déformation plastique maximale.

$$S - S_0 = A \Delta \gamma^b \sqrt{N_c t_p} \exp\left(-\frac{E_a}{kT}\right) \quad (51)$$

où  $A$  est une constante liée au matériau et au procédé de report,  $\Delta \gamma$  est la déformation plastique maximale (obtenue par simulation),  $b$  une constante liée à la technologie,  $N_c$  le nombre de cycles,  $t_p$  la durée du palier haut (en minute),  $E_a$  l'énergie d'activation (0,45eV),  $k$  la constante de Boltzmann, et  $T$  la température du palier haut.  $S_0$  est la surface moyenne initiale des domaines riches en plomb.  $S$  et  $S_0$  sont exprimés en micromètre carré.

L'analyse des joints est effectuée à partir d'une microsection dans le plan de la broche, et d'une image obtenue au MEB (Figure II-26). Le mode rétro diffusé permet de mettre en évidence les différentes phases de la brasure (Figure II-27). Cette image est ensuite traitée à l'aide d'un logiciel qui permet, après seuillage, d'isoler les domaines riches en plomb et de calculer leur surface moyenne.

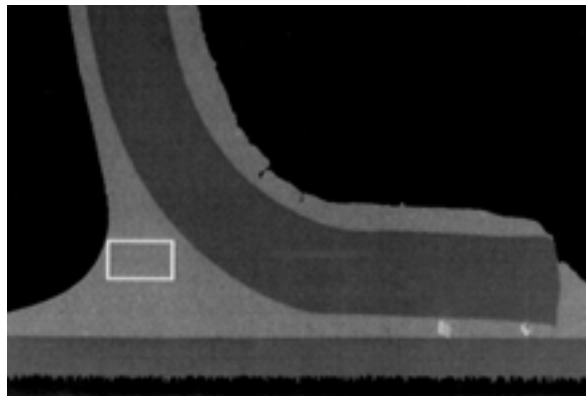
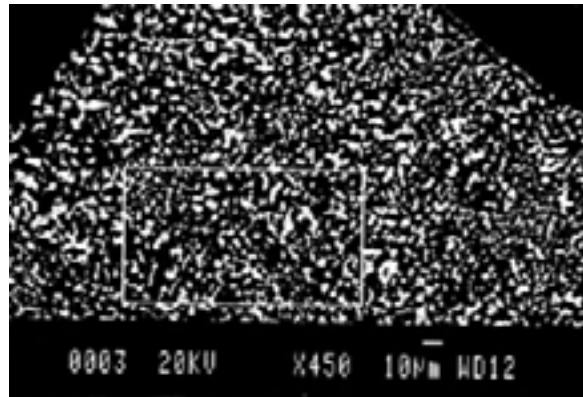


Figure II-26 : Microsection dans le plan de la broche avec fenêtre d'analyse. Vue au MEB



*Figure II-27 : Image en mode rétro diffusé pour la mesure de la surface moyenne des domaines riches en plomb (en blanc)*

La fenêtre d'analyse correspond à une zone de surface relativement importante située dans le talon de la broche (Figure II-26), lieu des défaillances les plus couramment observées. On s'intéresse uniquement aux joints des broches les plus critiques, c'est-à-dire de celles qui sont les plus éloignées du centre de symétrie du boîtier. On obtient ainsi deux broches dans un même plan de microsection, et chaque échantillon peut être analysé sur deux faces (pour les composants brochés sur deux côtés). Les mesures sont ainsi réalisées sur quatre joints équivalents du point de vue thermomécanique pour chaque éprouvette.

### **II.5.3 Résultats**

Les résultats exploitables concernent uniquement les boîtiers TSOP44 et SOJ40. En effet, ceux des PQFP80 ont été faussés par des erreurs survenues dans la procédure expérimentale.

#### **II.5.3.1 Analyse quantitative**

Les résultats des mesures sont présentés à l'aide d'une régression linéaire utilisant l'équation (51) de la loi décrite précédemment.

Influence du type de boîtier :



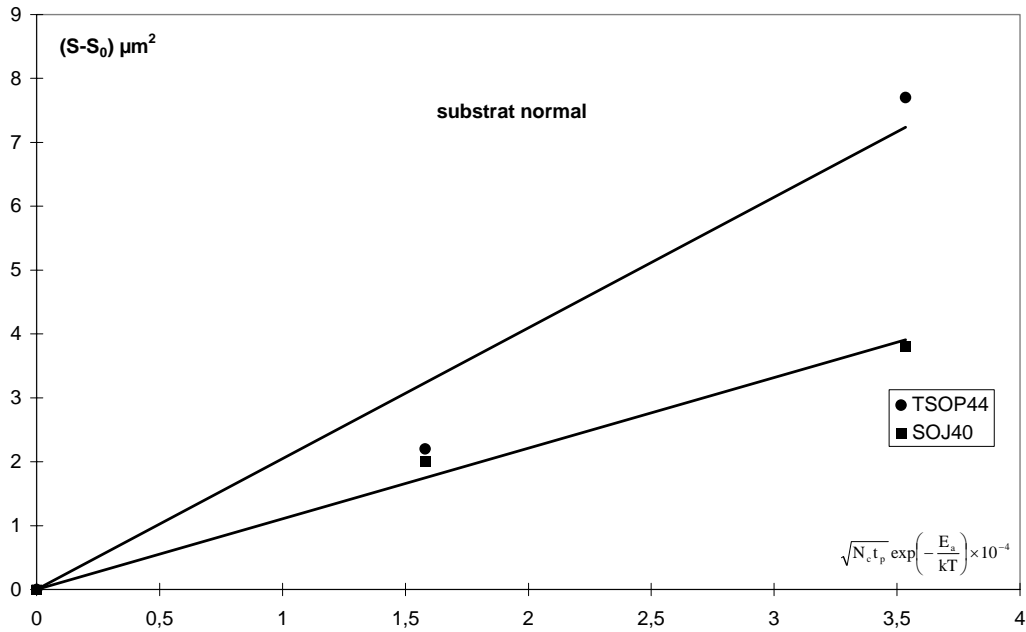


Figure II-28 : Comparaison des deux types de boîtier sur substrat normal

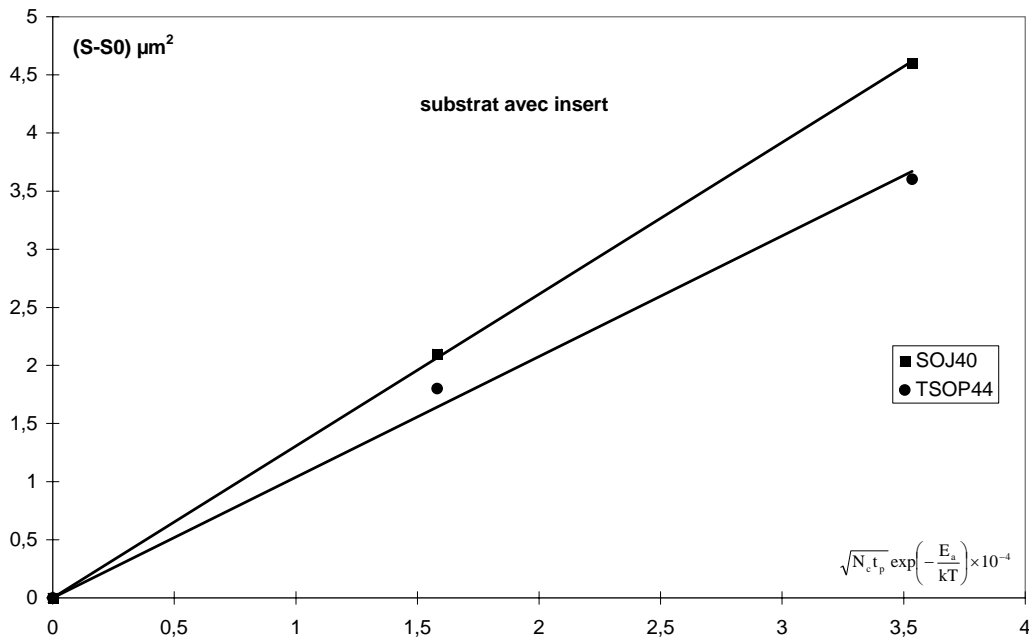


Figure II-29 : Comparaison des deux types de boîtier sur substrat avec insert

Sur substrat normal, le TSOP44 a une coalescence beaucoup plus importante à 1000 cycles que le SOJ40, traduisant un comportement thermomécanique plus critique que ce dernier (Figure II-28). Sur substrat avec insert c'est le contraire (Figure I-29).

Influence du type de substrat :

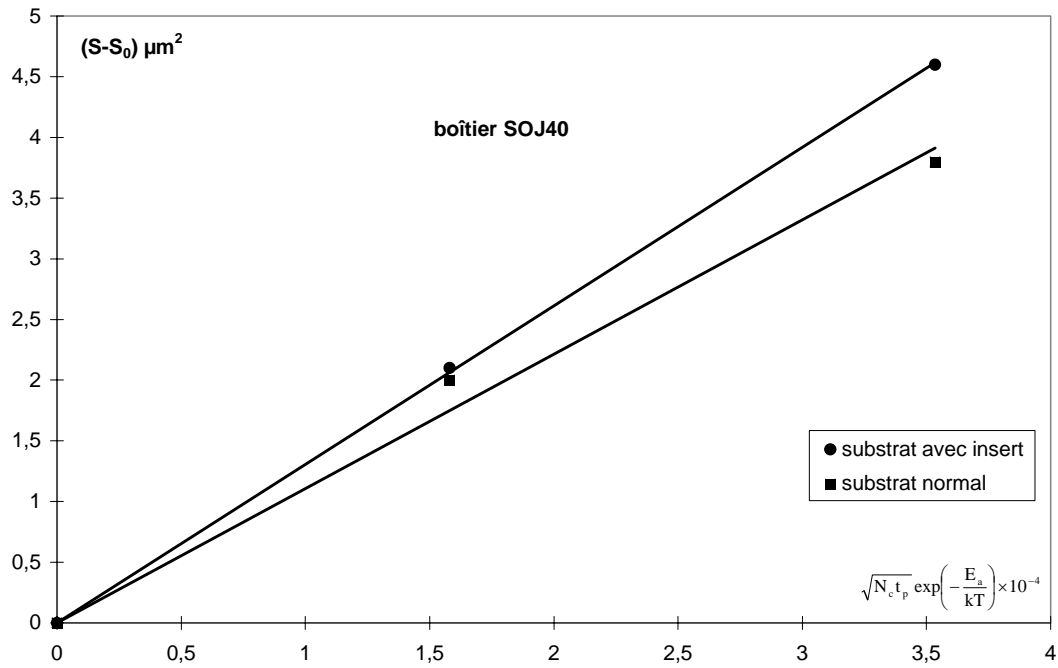


Figure II-30 : Comparaison des deux types de substrat pour le SOJ40

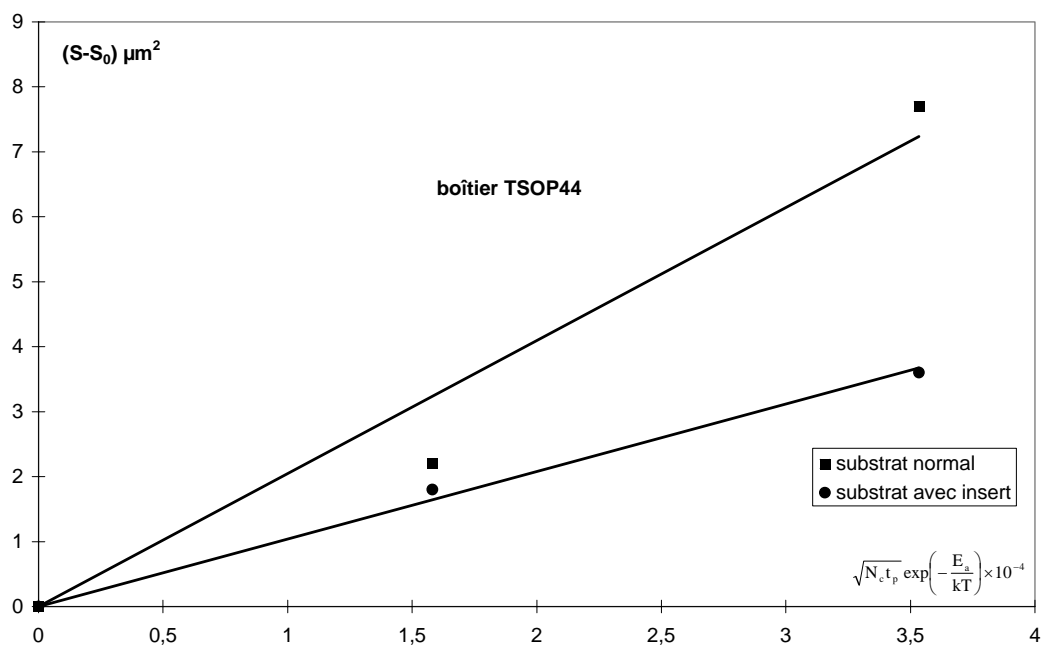


Figure II-31 : Comparaison des deux types de substrat pour le TSOP44

Le SOJ40 est moins critique sur substrat normal (Figure II-30). C'est l'inverse pour le TSOP44 (Figure II-31), mais de manière plus significative. Globalement, l'assemblage des

deux boîtiers sur substrat avec insert reste moins critique que sur substrat normal ( $4,5\mu\text{m}^2$  au lieu de  $8\mu\text{m}^2$ ).

Dans tous les cas, les résultats sont conformes à ceux obtenus par simulation. Cependant, sur les trois points de mesures utilisés ( $t_0$ , 200, et 1000 cycles) les deux premiers sont insuffisants pour conclure. La méthode d'analyse décrite dans les paragraphes suivants permet de réduire le nombre de cycles nécessaires.

### **II.5.3.2 Analyse qualitative**

Lors de l'analyse à 200 cycles, on constate que la surface moyenne des domaines riches en plomb n'est pas homogène sur l'ensemble du joint. Certaines zones présentent une coalescence localement prononcée dès 200 cycles principalement dans le talon du joint brasé et à l'interface broche-brasure. A 1000 cycles ces zones sont très souvent fissurées. Elles correspondent également aux régions des déformations plastiques maximales mises en évidence par simulation.

En dehors de l'analyse globale effectuée précédemment (fenêtre large sur zones stressées), il est intéressant de focaliser sur des régions plus réduites et dont la granulométrie se dégrade de façon accélérée par rapport au reste du joint. Les causes de ces dégradations peuvent être une répartition initiale des phases non homogène initiée au moment du brasage, ou une influence de contraintes locales, comme la présence de contraintes résiduelles engendrées par le procédé de report ou le différentiel de dilatation broche-brasure, aggravant la dégradation (phénomènes connus et corrélés par simulations et observations expérimentales [FEN,96]).

### **II.5.3.3 Indicateur de défaillance**

Il y a corrélation étroite entre l'observation à 1000 cycles des zones les plus dégradées et l'analyse locale à 200 cycles dans ces zones de l'élargissement des phases riches en plomb (Figure II-32). L'analyse est effectuée à l'aide d'une fenêtre variable, dont la taille est ajustée à la zone considérée (Figure II-32) tout en conservant le rapport stœchiométrique de l'alliage. On peut alors adopter un critère d'indication précoce (200 cycles) de défaillance probable avant 1000 cycles basé sur les observations faites sur les différents échantillons : on a défaillance probable pour une surface  $> 7 \mu\text{m}^2$ .

Le tableau suivant (Tableau II-8) donne les résultats pour quelques échantillons :

échantillons	fenêtre large à 200 cycles surface moyenne ( $\mu\text{m}^2$ )	fenêtre réduite des zones à forte coalescence à 200 cycles surface moyenne ( $\mu\text{m}^2$ )
TSOP44 substrat normal	3,8	8,3
SOJ40 substrat normal	3,8	7,6
TSOP44 substrat avec insert	3,8	7,5
SOJ40 substrat avec insert	3,7	8,3

Tableau II-8 : Résultats des deux types d'analyse pour quatre échantillons fissurés à 1000 cycles

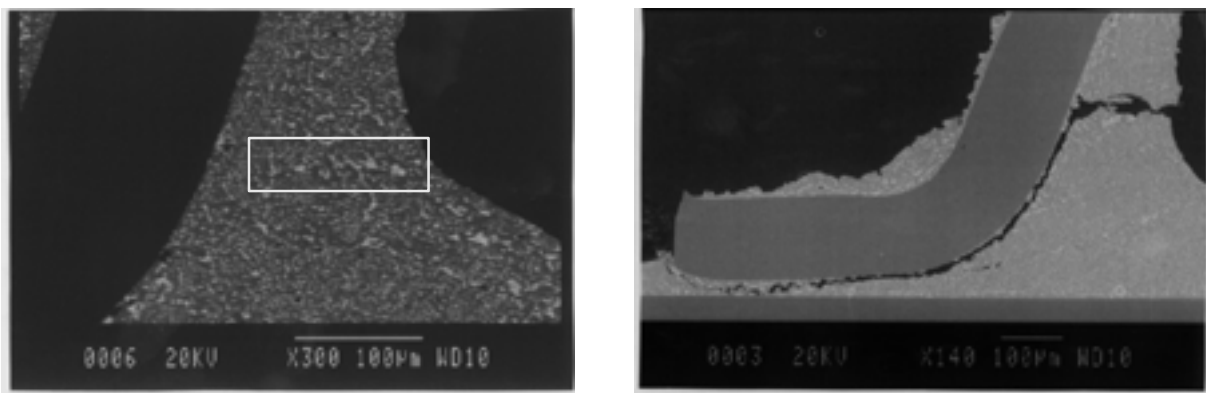


Figure II-32 : Fenêtre d'analyse réduite de la zone à forte coalescence à 200 cycles (à gauche), fissure observée à 1000 cycles (à droite). TSOP44 sur substrat normal.

L'utilisation de la loi d'évolution de la surface des domaines riches en plomb permet d'obtenir des résultats cohérents mais utilisables avec une précision suffisante seulement à partir d'un grand nombre de cycles compris entre 500 et 1000. On constate en effet dans cette étude que les analyses à  $t_0$  et à  $t + 200$  cycles ne sont pas suffisantes pour dégager la criticité d'une configuration. La stabilité du procédé de report est évidemment déterminante car la surface initiale des domaines ( $S_0$ ) est un paramètre prépondérant dès l'instant que l'on souhaite une signification précoce.

L'analyse des surfaces les plus grandes, dans des zones critiques plus réduites, toujours observées à partir d'une microsection classique, peut dans ce cas pallier ce problème et donner une bonne indication sur l'état de fatigue locale de la brasure et par conséquent fournir, à partir d'une surface critique préalablement déterminée par une seule expérience, un indicateur fiable de dégradation.

Ce mode simplifié de l'approche « grossissement des phases riches en plomb » peut sur l'eutectique  $\text{Sn}_{63}\text{Pb}_{37}$  être envisagé pour la réduction de tests de fiabilité à 200 cycles voire

moins si l'on augmente la sévérité des cycles par une température de palier haut plus élevée, de l'ordre de 120°C.

## **II.6 Conclusion**

L'analyse comportementale par étude des microstructures de la brasure, basée sur l'élargissement des domaines riches en plomb sous contraintes, permet de dégager la criticité d'un assemblage en utilisant une loi d'évolution. La fiabilité des résultats nécessite cependant une grande stabilité du procédé de report afin de garantir une bonne homogénéité initiale des joints de brasure. L'analyse à  $t = 0$  peut justement permettre le contrôle de la stabilité du procédé de report. L'utilisation de ce phénomène en tant qu'indicateur précoce de fiabilité est possible à partir de la définition d'une surface moyenne critique déterminée sur une fenêtre d'observation réduite choisie dans les zones les plus critiques. Ceci réduit l'application de la loi de dégradation à l'utilisation d'un seuil de criticité. Une augmentation de la sévérité des cycles thermiques (durée ou température de palier haut plus élevée) peut améliorer les résultats et accroître la précocité de l'indicateur, certainement à 200 cycles et peut être au dessous.

L'étude du comportement thermomécanique des assemblages en utilisant la simulation par éléments finis constitue un moyen puissant pour des analyses locales de contraintes et de déformations. Un autre exemple de son utilisation pour des technologies à billes sera présenté dans le chapitre suivant. Cependant la modélisation du comportement non linéaire des matériaux, nécessaire dans le cas de l'alliage SnPb, induit des temps de calculs et des capacités de stockage encore trop importants pour envisager une étude systématique dès la conception. Cette méthode reste néanmoins une excellente technique de référence qui permet d'évaluer l'influence d'un paramètre sur une structure.

La prévision analytique de la criticité des assemblages permet une évaluation comparative extrêmement rapide et peu coûteuse. Les résultats obtenus sont cohérents avec les expériences réalisées et avec les simulations numériques. C'est un outil appréciable pour l'aide aux choix technologiques.



### III EVALUATION ET DISTRIBUTION DE LA DURÉE DE VIE DES ASSEMBLAGES

#### III.1 Introduction

Comme nous l'avons vu dans le chapitre 1, le niveau de fiabilité exigé aujourd'hui pour les assemblages microélectroniques, ajouté à leur complexité toujours croissante, tend à allonger et à alourdir en terme de coût les tests de qualification. L'estimation de la fiabilité de ces assemblages devient également de plus en plus complexe. De nouvelles méthodes sont donc nécessaires et commencent à apparaître. L'objectif est la diminution du nombre de tests en vieillissement accéléré et la réduction de leurs durées. Parallèlement, un effort important est consenti dans le développement et la mise en place de moyens de contrôle précis afin de mieux maîtriser les procédés de fabrication en essayant de calquer ce qui a été fait pour la production des wafers (WLR : *Wafer Level Reliability* [SNY,93]). Ceci doit permettre de mieux contrôler la durée de vie des assemblages en maîtrisant la distribution des défaillances en fonction des variations des paramètres critiques. Dans ce chapitre, nous présentons une approche qui permet de réduire les tests de qualification et une méthode qui permet d'évaluer la distribution des défaillances à partir d'un test incomplet et en fonction des variations d'un paramètre technologique du procédé de report. Ces deux méthodes s'appuient sur les résultats de l'étude d'assemblages à billes (CSP et PBGA) en condition de vieillissement accéléré de cartes issues d'une chaîne de production à fort volume.

#### III.2 Fiabilité d'assemblages à billes en condition de vieillissement accéléré

Il s'agit dans cette étude d'analyser le comportement thermomécanique d'assemblages à billes représentatifs des technologies utilisées dans l'industrie, dans le but d'estimer leur fiabilité au niveau des joints brasés. Nous avons choisi de mettre différentes configurations technologiques en conditions de vieillissement accéléré telles qu'elles sont employées dans les tests de qualifications : cycles thermiques de  $-55^{\circ}\text{C}$  à  $+125^{\circ}\text{C}$ . En préalable, des simulations par éléments finis permettent d'identifier la configuration la plus critique et de localiser les joints brasés les plus contraints. Ces résultats sont utilisés pour guider l'analyse de défaillance effectuée sur les échantillons ayant subi les cycles thermiques.

Les véhicules de test ont été fournis par la société Alcatel. Il s'agit d'un prélèvement d'une quarantaine de cartes sur une ligne de fabrication de téléphones portables GSM.

L'avantage évident est de disposer de véhicules de test représentatifs d'un système réel pour deux raisons principales :

- Les cartes sont entièrement équipées de composants fonctionnels (il manque quelques accessoires : blindages, antenne) ce qui garantit un comportement thermomécanique proche de la réalité.
- Elles sont issues d'une ligne de fabrication ; le procédé d'assemblage est donc celui d'une production industrielle.

### III.2.1 Description des configurations technologiques et analyse de construction

Le circuit imprimé des cartes fournies par Alcatel est de type FR4 multicouches dont l'épaisseur est de 0,9 mm. Tous les composants qui l'équipent sont en technologie CMS parmi lesquels deux sont à billes, un CSP48 et un PBGA192, le premier renfermant une mémoire flash et le second le processeur du système (Figure III-1).

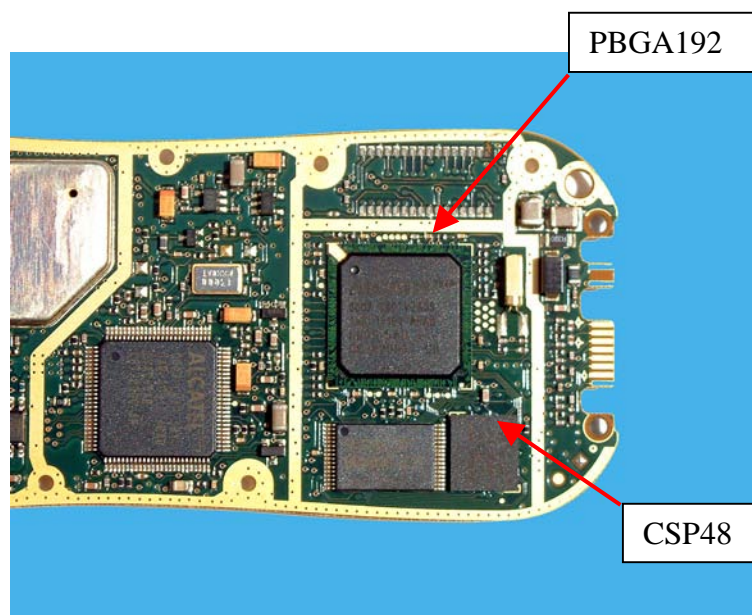


Figure III-1 : Carte type GSM fournie par ALCATEL

Ces deux boîtiers ne se différencient que par leur taille et leurs formes géométriques, le principe de leur construction étant le même. Un substrat en résine BT (Bismaléimide Triazine) armé de tissu de fibre de verre sert à la fois de support mécanique au boîtier et de circuit imprimé (double face à trous métallisés) réalisant l'interconnexion entre les plots recevant le micro-câblage de la puce et les billes. La puce est reportée par collage sur ce substrat et recouverte d'une résine époxy chargée de grains de silice. Les analyses de construction effectuées sur ces deux boîtiers permettent d'identifier le nombre et la nature des



différents matériaux qui les composent, les résultats sont résumés sur la Figure III-2 et la Figure III-3.

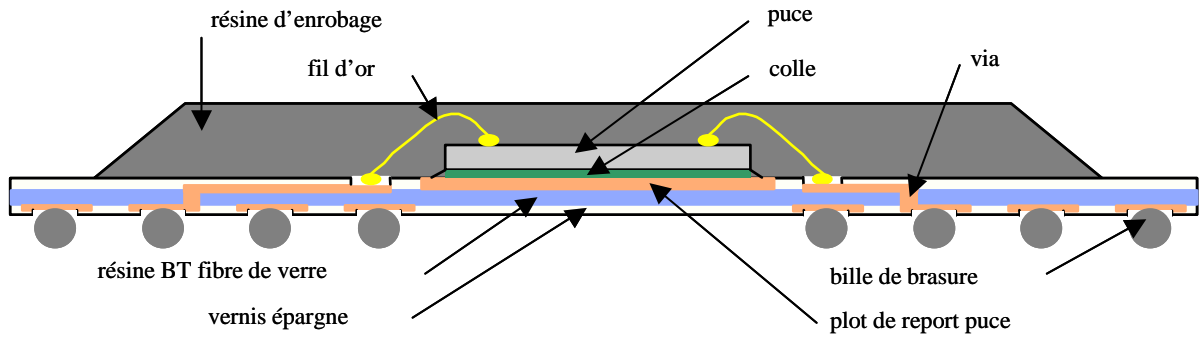


Figure III-2 : Vue schématique de la structure interne du PBGA192

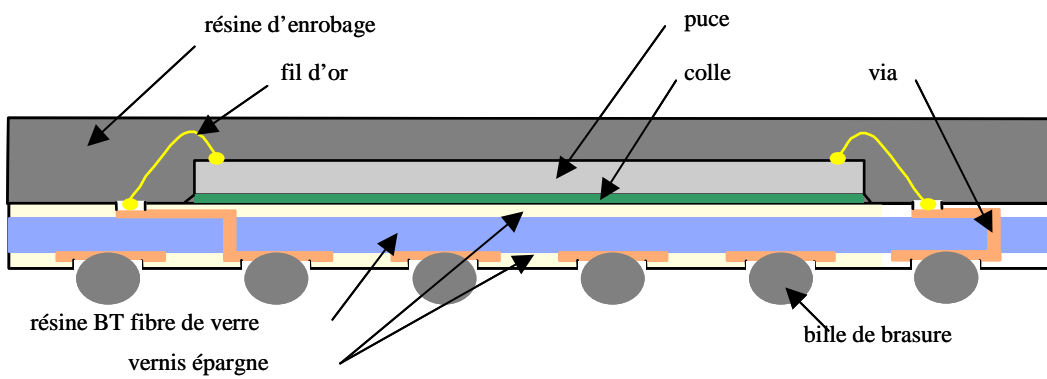


Figure III-3 : Vue schématique de la structure interne du CSP48

L'organisation du réseau de billes est donnée sur la Figure III-4, et les principales caractéristiques dimensionnelles sont rassemblées dans le Tableau III-1.



Figure III-4 : Réseau de billes du PBGA192 à gauche, et du CSP48 à droite

	PBGA192	CSP48
Taille du boîtier (mm)	17 x 17 x 1,6	9 x 8 x 1,1
Taille de la puce (mm)	7 x 7 x 0,3	6,5 x 4,6 x 0,25
Distance entre 2 billes (pas en mm)	1	0,8
Diamètre des billes (mm)	0,5	0,3
Nombre de billes	192 (16 x 16 sur 4 rangs)	48 (8 x 6)

Tableau III-1 : Principales caractéristiques dimensionnelles des deux boîtiers

La forme du joint brasé du côté du boîtier est du type « défini par le vernis épargne » (SMD Solder Mask Defined). Le vernis épargne recouvre partiellement en périphérie la pastille de cuivre définissant ainsi la surface d'interface du joint brasé et de son plot de report. Du côté du circuit imprimé, le joint est du type « non défini par le vernis épargne » (NSMD Non Solder Mask Defined). Le vernis épargne est alors en retrait par rapport à la pastille de cuivre ce qui autorise un mouillage complet de l'alliage sur le cuivre, à la fois sur toute sa surface circulaire, mais aussi sur ses flancs (Figure III-5).

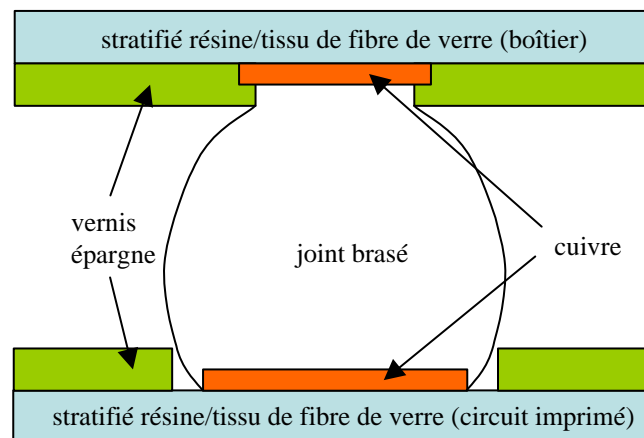


Figure III-5 : Forme du joint brasé pour les deux configurations

### III.2.2 Etude du comportement thermomécanique par simulations

Comme dans le chapitre précédent, nous avons utilisé le logiciel ANSYS pour effectuer des simulations thermomécaniques par éléments finis des deux configurations étudiées dans les conditions de chargement thermique du vieillissement accéléré. Ces simulations sont nécessaires en préalable à l'étude expérimentale afin de localiser les joints brasés les plus critiques et de guider ainsi le suivi et la recherche des défaillances au cours du test. En effet, l'utilisation de cartes fonctionnelles comme véhicule de test interdit la détection des défaillances au niveau des joints brasés par la surveillance de la continuité électrique

habituellement obtenue à l'aide de composants spécifiques (daisy chain). Une analyse destructive par microsection des régions les plus critiques sera donc nécessaire.

### III.2.2.1 Représentation géométrique : modélisation en trois dimensions

La localisation des joints brasés les plus critiques des deux assemblages étudiés impose une modélisation en trois dimensions. En effet, un modèle en deux dimensions suppose un choix *a priori* d'une rangée de billes ou d'une diagonale équivalente à un plan de coupe interdisant ainsi l'évaluation du réseau de billes complet.

Les caractéristiques géométriques des deux boîtiers autorisent les simplifications par symétries suivantes :

- Le PBGA192 de forme carrée et renfermant une puce également carrée permet une réduction de la géométrie au huitième (Figure III-6).
- Le CSP48 de forme rectangulaire n'autorise qu'une réduction au quart de la géométrie (Figure III-7).

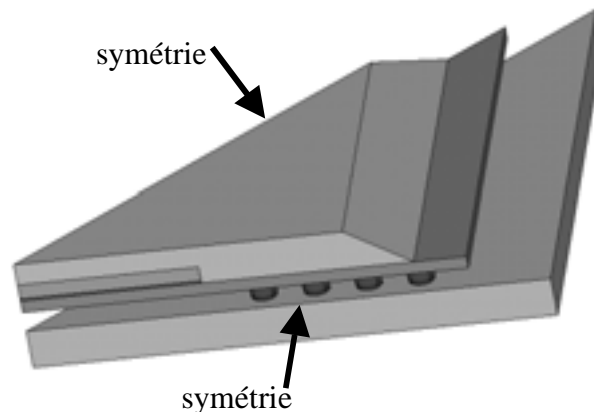


Figure III-6 : Modèle en trois dimensions du PBGA192 réduit au huitième par raison de symétries

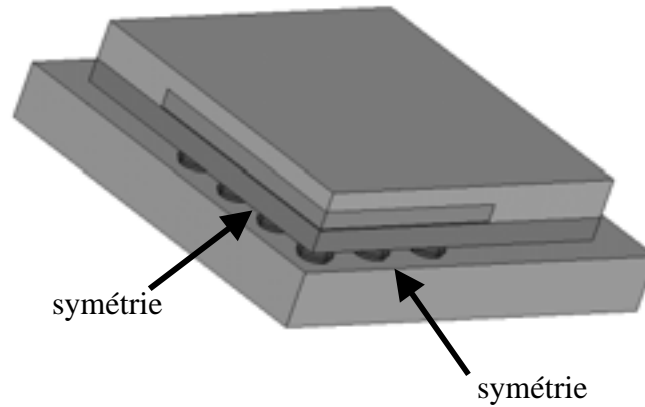


Figure III-7 : Modèle en trois dimensions du CSP48 réduit au quart par raison de symétries

### III.2.2.2 Choix des matériaux, caractéristiques physiques

Ces deux modèles sont constitués de sept volumes représentant les matériaux suivants :

- la résine époxy d’enrobage,
- la puce : silicium,
- le report de la puce : colle conductrice,
- le substrat : résine BT,
- les joints brasés : alliage eutectique  $\text{Sn}_{62}\text{Pb}_{36}\text{Ag}_2$ ,
- les plots de report des joints brasés : cuivre,
- le circuit imprimé : FR4.

Comme dans le chapitre précédent, la brasure est représentée par un modèle bilinéaire prenant en compte son comportement élastoplastique dépendant de la température. Les autres matériaux sont considérés comme ayant un comportement linéaire dont les caractéristiques, issues des documentations des constructeurs, sont données dans le tableau ci-dessous (Tableau III-2) :

Matériau	E (GPa)	$\nu$	$\alpha$ (ppm/°C)
Circuit imprimé FR4	22	0,42	15
Plot de report cuivre	121	0,37	17
Substrat BT	26	0,4	15
Colle report puce	1,6	0,4	60
Puce silicium	161	0,3	2,8
Résine d’enrobage	15,1	0,3	16
Brasure	24	0,36	25

Tableau III-2 : Caractéristiques physiques des matériaux linéaires

### **III.2.2.3 Conditions de chargement**

Le chargement appliqué aux modèles représente deux cycles thermiques de  $-55^{\circ}\text{C}$  à  $+125^{\circ}\text{C}$  en mode statique et isotherme ce qui correspond à des variations lentes de la température et à l'absence de gradient thermique dans l'assemblage. Cette hypothèse convient aux cycles thermiques appliqués en enceinte climatique avec des variations de l'ordre de  $5^{\circ}\text{C}$  par minute. Le chargement est divisé en plusieurs sous cas de charge correspondant à des pas de calcul n'excédant jamais  $10^{\circ}\text{C}$  afin d'assurer un bon compromis entre la convergence du modèle non linéaire et le temps de calcul.

### **III.2.2.4 Résultats des simulations**

Tous les paramètres et mécanismes physiques responsables de la fatigue des matériaux ne sont pas modélisés pour des raisons de compromis d'une part entre la connaissance de ces phénomènes et la disponibilité des données nécessaires à leur modélisation, et d'autre part la taille et la complexité des modèles qui sont directement liées à la puissance de calcul disponible. Néanmoins, les phénomènes prépondérants liés à la fatigue des joints brasés en cycles thermiques sont modélisés et permettent de juger de la criticité relative des joints au sein de l'assemblage. En fin de simulation toutes les composantes des contraintes et des déformations élastiques et plastiques sont disponibles ainsi que le taux de déformation plastique équivalente accumulée au cours du chargement dans le joint brasé. Ce critère, déjà utilisé dans le chapitre 2 et représentatif de la fatigue de la brasure, permet de localiser les billes dans lesquelles les premières défaillances sont susceptibles d'apparaître. Les cartographies des déformations (Figure III-8) sur l'ensemble du réseau de billes après les deux cycles thermiques permettent de mettre en évidence les joints ayant accumulé le plus de plasticité (Figure III-9).

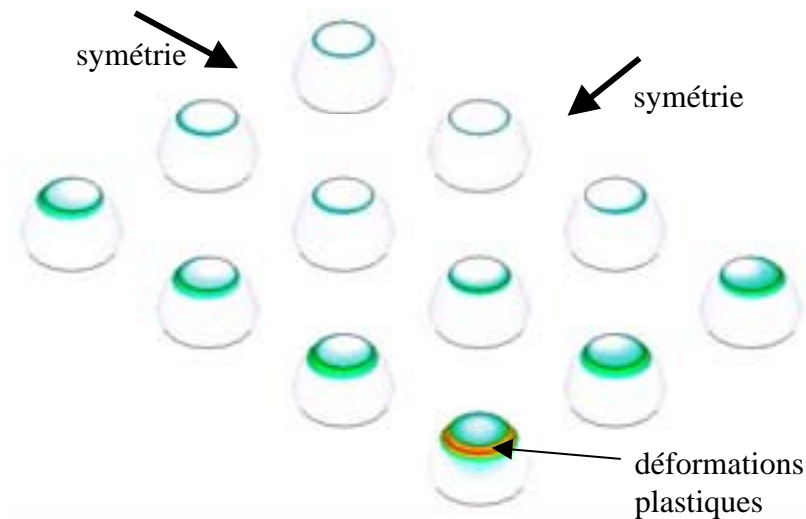


Figure III-8 : Exemple de cartographie des déformations plastiques accumulées sur le quart du réseaux de billes du CSP48

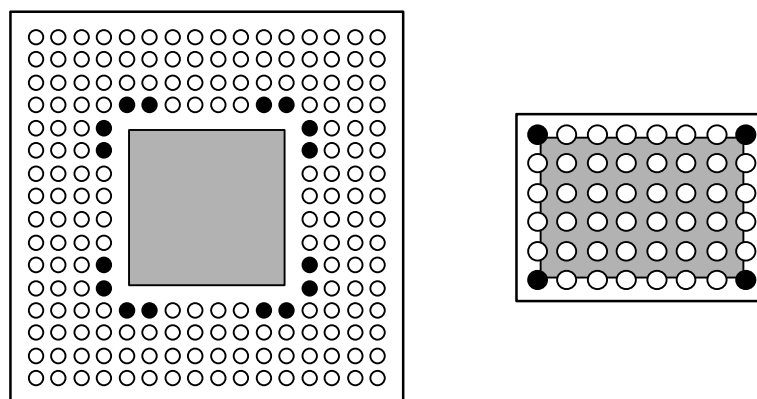


Figure III-9 : Localisation des billes les plus critiques (en noir) du PBGA192 à gauche, et du CSP48 à droite. La zone grisée représente la puce

On constate que pour le CSP48, les billes les plus critiques sont les plus éloignées du centre de symétrie du boîtier ce qui s'explique par la présence de la puce sur la totalité de la surface du réseau de billes provoquant ainsi un différentiel de dilatation homogène sur la totalité de l'assemblage (Figure III-10 à droite). Les billes des quatre coins sont donc soumises aux plus forts déplacements. En revanche, pour le PBGA192, la puce au centre du boîtier n'atteint pas la première rangée de billes (Figure III-10 à gauche).

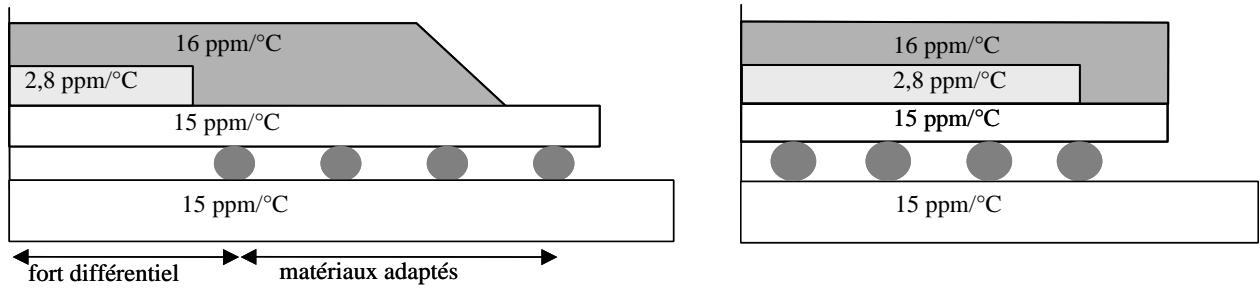


Figure III-10 : Répartition des différents coefficients de dilatation pour le PBGA192 à gauche et pour le CSP48 à droite

Le différentiel de dilatation est donc maximal entre le centre de symétrie du boîtier et la première rangée qui crée un point d'ancrage à partir duquel les matériaux présentent des coefficients de dilatation pratiquement adaptés : résine d'enrobage (16 ppm/°C) et substrat BT (15 ppm/°C) pour le boîtier et FR4 (15 ppm/°C) pour la carte.

L'analyse de la répartition des déformations plastiques accumulées à la fin du chargement dans les billes les plus critiques permet de mettre en évidence les régions du joint brasé où la fatigue est susceptible d'être la plus importante. Ces régions sont les lieux probables des premières défaillances par fissuration. Dans les deux cas il s'agit de l'interface entre le joint brasé et la métallisation en cuivre du boîtier (Figure III-11).

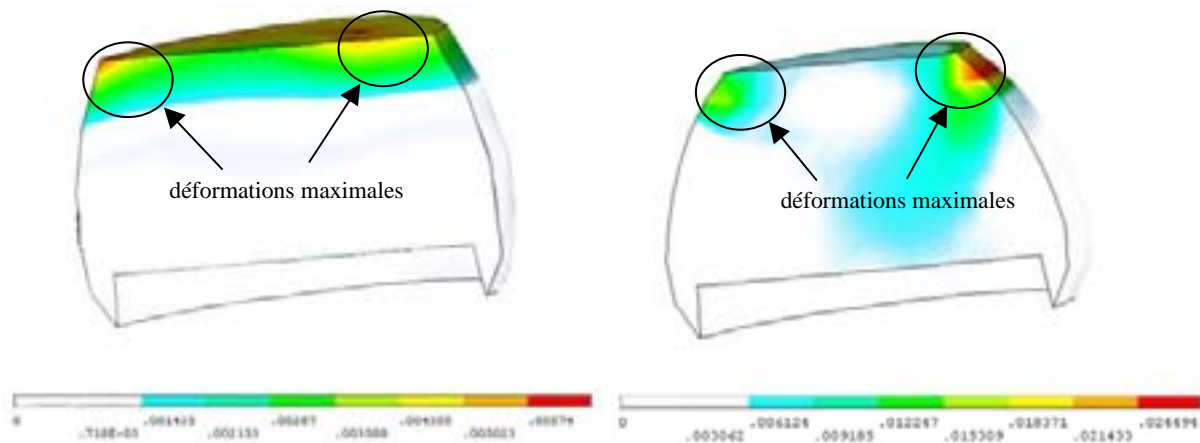


Figure III-11 : Répartition des déformations plastiques accumulées au cours des 2 cycles sur les coupes des billes les plus critiques du PBGA192 à gauche et du CSP48 à droite.

Le taux de déformation plastique accumulée, au cours des 2 cycles, dans les billes les plus critiques du PBGA192 est environ quatre fois moins élevé que dans celles du CSP48, ce qui induit une plus grande fatigue des joints brasés de ce dernier par rapport au PBGA192

pour des conditions identiques de chargement thermique. Le CSP48 est donc le plus critique du point de vue des contraintes thermomécaniques.

### III.2.3 Etude expérimentale

#### III.2.3.1 Conditions de vieillissement accéléré

Un lot de 33 cartes a été placé dans une enceinte climatique de type VRT à chambre unique où les échantillons sont exposés à un flux d'air continu et régulé. L'enceinte a été programmée pour exécuter 2000 cycles de  $-55^{\circ}\text{C}$  à  $+125^{\circ}\text{C}$  avec des paliers à haute et basse température d'une durée de 15 minutes et des variations de  $5^{\circ}\text{C}$  par minute dans les transitions (Figure III-12). Les analyses pour la recherche des défaillances et le suivi des dégradations ont été effectuées sur 3 cartes prélevées du lot tous les 200 cycles. Ces analyses étant destructives, la population sous test diminue au cours du vieillissement.

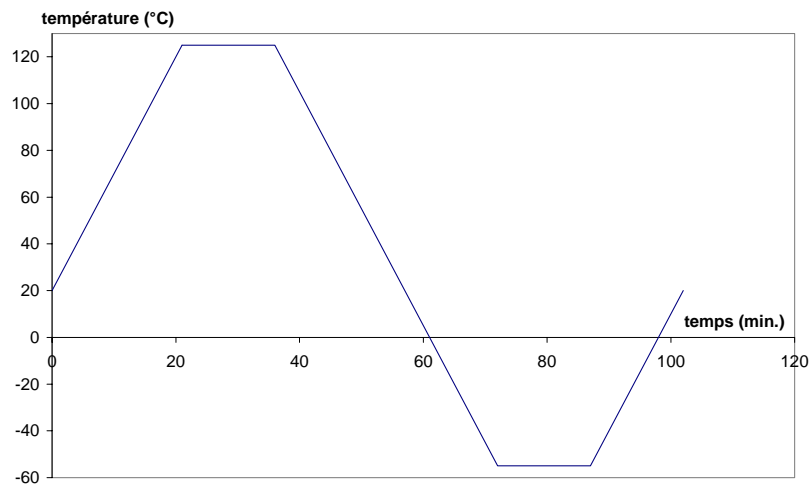


Figure III-12 : Profil thermique de l'enceinte climatique

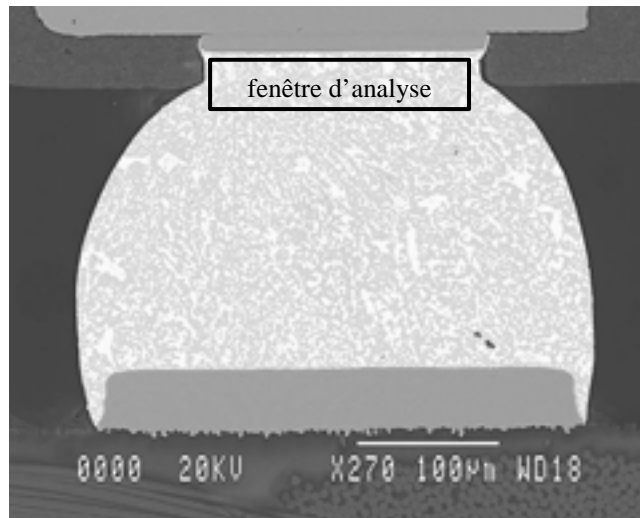
#### III.2.3.2 Analyse de défaillance et suivi des dégradations

Les cartes prélevées ont fait l'objet d'une analyse en deux temps à partir de microsections réalisées sur les deux composants à billes concernés par l'étude :

- une recherche des fissures dans les rangées de billes contenant les joints les plus critiques déterminés par les simulations décrites dans le paragraphe précédent : rangées intérieures pour le PBGA192 et extérieures pour le CSP48. Cette recherche est faite par inspection visuelle directe au microscope optique ou à l'aide d'un MEB,



- une analyse de l'évolution de la surface moyenne des domaines riches en plomb dans les régions les plus sollicitées (Figure III-13), des joints brasés les plus critiques, déterminés par simulation. Comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent, ce type d'analyse fournit un bon indicateur de l'état de fatigue de l'alliage avant l'apparition des défaillances. La méthode d'analyse employée est la même que celle utilisée pour les assemblages à broches étudiés dans le chapitre 2.



*Figure III-13 :Position de la fenêtre d'analyse (déterminée par simulation) pour la mesure de la surface moyenne des domaines riches en plomb*

### III.2.3.3 Résultats

Les composants du type CSP48 proviennent de trois fabricants utilisant des technologies et des matériaux sensiblement différents. Afin de mener l'étude sur une même configuration, neuf composants ont été écartés des analyses. L'étude a donc été faite sur 24 CSP48 et 33 PBGA192.

Les courbes d'évolution de la surface moyenne des domaines riches en plomb (Figure III-14) confirment les simulations en ce qui concerne la criticité supérieure du CSP48 par rapport au PBGA192. En effet, une croissance plus rapide de la surface moyenne dans la région supérieure du joint brasé du CSP48 met en évidence un phénomène de fatigue de la brasure plus important pour cette configuration. Dans les deux cas, on a constaté au moment de l'analyse, que c'est dans cette région du joint brasé que la coalescence de l'alliage est la plus importante, et que c'est aussi le lieu des défaillances. Les courbes d'évolution s'arrêtent au nombre de cycles correspondant à l'apparition des premières défaillances par fissuration

car l'analyse dans ces zones fissurées devient délicate et non significative. Ce nombre de cycles : 1000 pour le CSP48 et 1600 pour le PBGA192, correspond à une surface moyenne d'environ  $13 \mu\text{m}^2$  pour les deux configurations. Cette surface semble être le seuil critique pour la coalescence dans ces régions des joints les plus sollicités pour ce type de technologie.

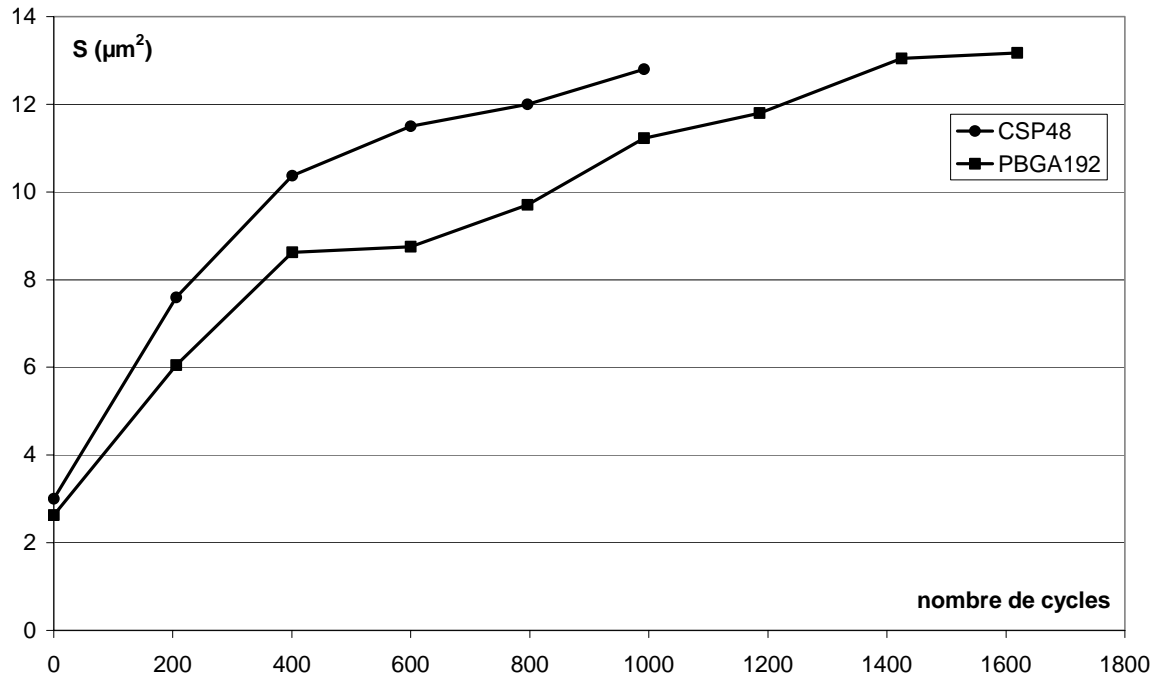


Figure III-14 : Evolution de la surface moyenne des domaines riches en plomb en fonction du nombre de cycles pour les 2 configurations

Toutes les fissures ou amorces de fissure ont été observées à l'interface bille-boîtier dans les zones identifiées par simulation (Figure III-15 et Figure III-16). Les trois CSP48 ayant subi 2000 cycles ne présentent pas de fissures sur leurs rangées internes de billes, et les trois PBGA192 n'en présentent pas non plus sur leurs rangées externes ce qui confirme la validité de la simulation quant à la recherche des joints les plus critiques d'un assemblage.

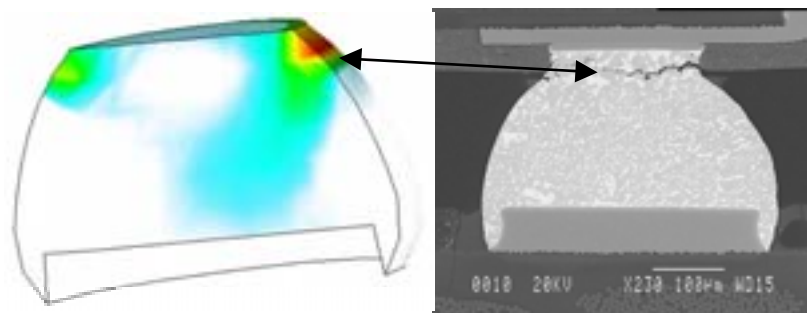


Figure III-15 : Fissure dans un joint d'angle du CSP48 correspondant aux zones critiques identifiées par simulation

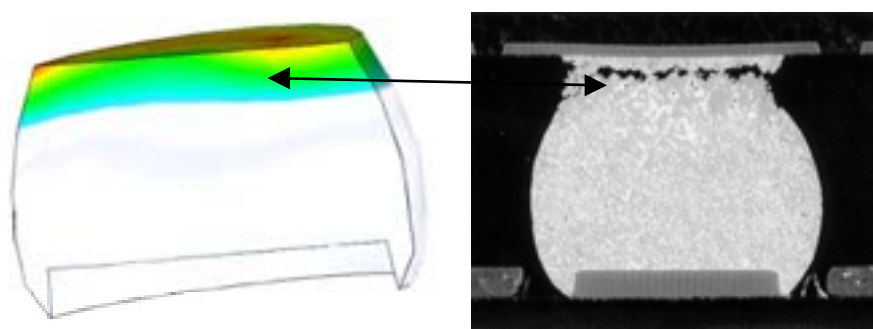


Figure III-16 : Fissure dans un joint d'une rangée interne du PBGA192 correspondant aux zones critiques identifiées par simulation

En retenant comme critère de défaillance, la présence d'une fissure complète dans le bras de au moins un joint, le tableau suivant (Tableau III-3) présente les résultats complets de l'étude des deux configurations :

	CSP48	PBGA192
nombre de cycles	nombre de défaillants / analysés	nombre de défaillants / analysés
0	0 / 2	0 / 3
206	0 / 2	0 / 3
401	0 / 3	0 / 3
600	0 / 1	0 / 3
796	0 / 3	0 / 3
992	1 / 1	0 / 3
1186	1 / 2	0 / 3
1425	1 / 2	0 / 3
1619	2 / 2	1 / 3
1815	3 / 3	2 / 3
2025	3 / 3	2 / 3
Total en fin de test	11/N	5/N

Tableau III-3 : Résultats de l'analyse de défaillance des joints par fissuration complète

Dans ce tableau, N est le nombre d'échantillons sous test. Les composants analysés avant l'entrée dans l'enclume climatique ne font pas partie du test, ils ont servi uniquement à mesurer la taille initiale des domaines riches en plomb ( $S_0$ ). N vaut donc 22 pour le CSP48 et 30 pour le PBGA192.

### III.3 Test générique et qualification virtuelle

Les résultats précédents montrent que l'on peut considérer la loi d'évolution de la surface moyenne des domaines riches en plomb de la brasure comme représentative d'un phénomène continu de dégradation. En effet, les défaillances pour les deux configurations se produisent pour une valeur sensiblement égale de cette surface moyenne, mesurée dans des régions précisément identifiées du joint et de l'assemblage, mais pour un nombre de cycles différent. Il est donc également possible de l'utiliser comme indicateur de fiabilité. Cette approche nécessite la démarche suivante :

- Mettre en œuvre un test de vieillissement permettant de déterminer la valeur critique de la surface moyenne des précipités de plomb conduisant à l'initiation de fissure dans le joint. Cette valeur est caractéristique de la technologie étudiée et du procédé de report. Ali Hijazi avait déterminé une valeur de  $30 \mu\text{m}^2$  lors de son étude concernant des configurations PQFP 100 broches au pas de 1 mm et PLCC 68 broches au pas de 1,27 mm reportées sur SMI et alumine [HIJ,93].
- Utiliser des simulations par éléments finis pour déterminer les joints les plus critiques, leurs régions à analyser et la valeur de la déformation plastique maximale  $\Delta\gamma$ .
- Travailler avec un procédé de report stable et contrôlé afin d'assurer un état initial des joints relativement constant (paramètre  $S_0$  de la loi).

Dans ces conditions, le test expérimental et la détermination d'une surface critique peut servir de test générique à partir d'un  $\Delta S = (S-S_0)$  connu que l'on appliquera à des configurations différentes (par exemple les autres composants de la carte étudiée), ou à des conditions de cycles thermiques différentes. En effet, à partir de la relation suivante (évolution de la surface moyenne des domaines riches en plomb, présentée au § II.5.2 du chapitre 2) :

$$\Delta S = A\Delta\gamma^b \sqrt{N_c t_p} \exp\left(-\frac{E_a}{kT}\right) \quad (52)$$

on peut déduire une expression de facteur d'accélération :

$$AF = \frac{N_{c2}}{N_{c1}} = \left(\frac{\Delta\gamma_1}{\Delta\gamma_2}\right)^{2b} \frac{t_{p1}}{t_{p2}} \exp\left[\frac{2E_a}{k} \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1}\right)\right] \quad (53)$$

où  $N_{ci}$ ,  $t_{pi}$ ,  $T_i$ ,  $\Delta\gamma_i$  sont respectivement le nombre de cycles, le temps de maintien à la température haute, la température du palier haut et la déformation plastique maximale vue par les joints les plus critiques. Les indices sont représentatifs des deux expériences différentes.  $b$  est une constante liée à la technologie. L'étude expérimentale précédente des deux configurations CSP48 et PBGA192 nous a permis, à l'aide de régressions linéaires effectuées sur les courbes de  $\Delta S$  en fonction de  $\sqrt{N_c t_p} \exp\left(-\frac{E_a}{kT}\right)$ , d'évaluer la valeur du paramètre  $b$  des équations (52) et (53) à 0,24. Par la même méthode, nous avons évalué  $b=0,5$  pour les trois configurations à broches étudiées au chapitre II. Cette différence s'explique par le fait que le paramètre  $b$  est lié à la technologie et dépend probablement en majorité du mode de sollicitation du joint du point de vue des déformations. Dans le cas des configurations à billes, les simulations montrent clairement que la composante principale des déformations est le cisaillement, alors que pour les configurations à broches c'est la traction ou la compression.

#### Détermination de $\Delta\gamma$ :

Le paramètre important du mode de défaillance du joint brasé par fissuration due à la fatigue, est la déformation plastique maximale  $\Delta\gamma$  engendrée par les effets thermomécaniques de l'assemblage. Ce paramètre est représentatif de l'assemblage vis à vis de la fatigue accumulée par les joints dans des conditions données. Il est accessible par simulation en le relevant dans le ou les joints les plus critiques. On peut le visualiser à partir de la courbe contrainte-déformation (Figure III-17) établie lors du deuxième cycle de chargement (le premier n'étant pas suffisamment significatif car il part d'un état de contrainte nulle).

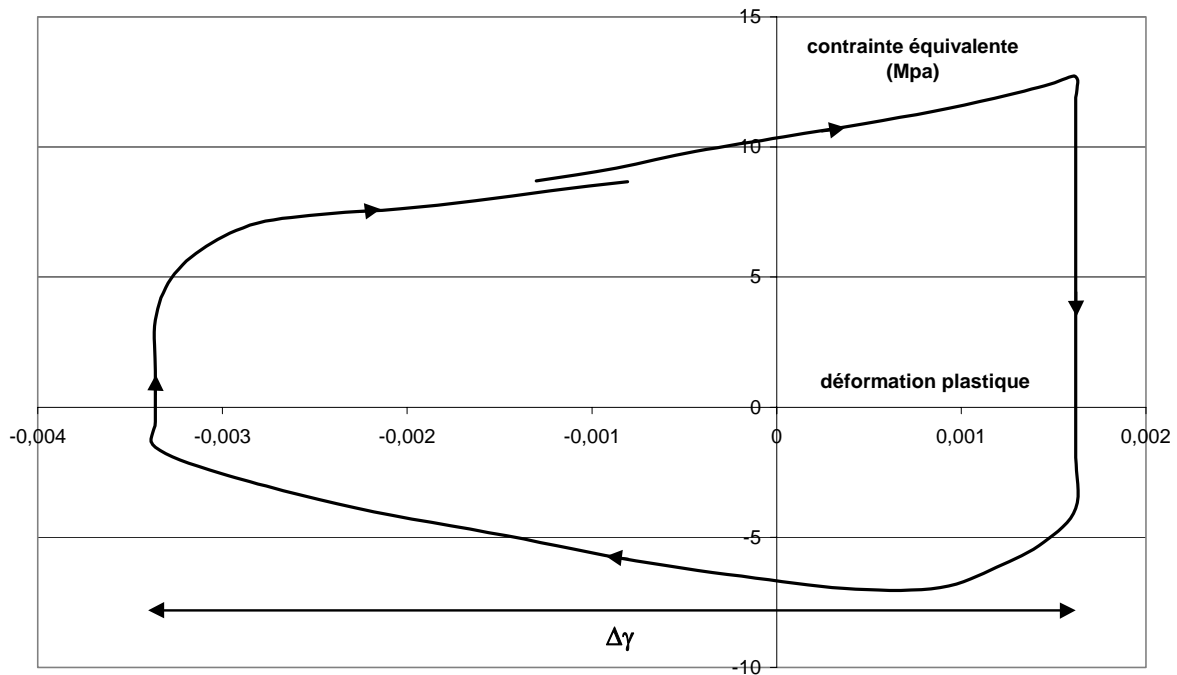


Figure III-17 : Exemple de courbe contrainte-déformation, relevée dans un joint critique du CSP48, obtenue par simulation par éléments finis

Ce paramètre permet de prendre en compte les caractéristiques thermomécaniques de l'assemblage d'une configuration donnée (taille, géométrie et matériaux). Il représente cette configuration en terme de niveau de contrainte et de mode de sollicitation des joints brasés. Les simulations effectuées sur le CSP48 et le PBGA192 ont donné les valeurs de  $\Delta\gamma$  suivantes :

- pour le CSP48,  $\Delta\gamma = 6,7 \times 10^{-3}$
- pour le PBGA192,  $\Delta\gamma = 2,8 \times 10^{-3}$

### III.3.1 Exemple d'application à une autre configuration : qualification virtuelle

A partir du test expérimental effectué sur le CSP48 que nous allons considérer comme test générique de qualification, avec la première défaillance obtenue à 1000 cycles, on peut estimer le comportement d'autres configurations de même technologie vis à vis de ce test en utilisant la relation (53). Considérons par exemple le SBGA352 du fabricant AMKOR (Figure III-18) qui est un composant à billes de grandes dimensions (35 mm x 35 mm) composé d'un boîtier métallique en alliage de cuivre comprenant une cavité dans laquelle la puce est collée et recouverte de résine époxy.

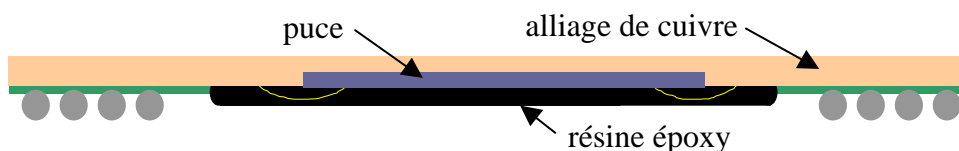


Figure III-18 : SBGA352 doté d'un réseau de 352 billes au pas de 1,27 mm sur 4 rangées périphériques

Ce composant possède un coefficient de dilatation thermique d'environ 15 ppm / °C (celui de l'alliage de cuivre utilisé) et a été qualifié [FIA,01] par la société Matra Bae dynamics par un test de 1000 cycles de -55°C à +125°C sur substrat FR4 sans aucune défaillance. Une simulation thermomécanique dans les mêmes conditions que le CSP48 et le PBGA192 a donné un  $\Delta\gamma$  de  $4,7 \times 10^{-3}$ . Dans ces conditions la relation (53) est réduite au rapport des deux  $\Delta\gamma$  élevé à la puissance 2b et donne un facteur d'accélération de l'ordre de 1,2 par rapport au CSP48 (et de l'ordre de 0,8 par rapport au PBGA192). Il s'agit d'une configuration dont le comportement thermomécanique est situé entre celui du CSP48 et du PBGA192 comme l'indique la valeur du  $\Delta\gamma$  obtenue par simulation. Cet assemblage pourrait donc être exonéré du test. Le tableau suivant (Tableau III-4) résume la démarche de cette « qualification virtuelle ».

assemblages	conditions	$N_{c1}$	$N_{c2}$
CSP48	Test accéléré générique (-55°C +125°C) $T_1 = 125^\circ\text{C}$ , $t_{p1} = 15'$ , $\Delta\gamma_1 = 6,7 \times 10^{-3}$	1000	
PBGA192	Test accéléré générique (-55°C +125°C) $T_1 = 125^\circ\text{C}$ , $t_{p1} = 15'$ , $\Delta\gamma_1 = 2,8 \times 10^{-3}$	1600	
SBGA352	Test accéléré virtuel (-55°C +125°C) $T_2 = 125^\circ\text{C}$ , $t_{p2} = 15'$ , $\Delta\gamma_2 = 4,7 \times 10^{-3}$		1200

Tableau III-4 : Qualification virtuelle à partir d'un test générique

### III.3.2 Exemple de projection en conditions opérationnelles

A partir de ce même test générique, en utilisant comme précédemment la relation (53) et des simulations par éléments finis, on peut obtenir une estimation du nombre de cycles avant défaillance pour d'autres conditions d'environnement. Prenons par exemple une amplitude thermique de 0°C à +80°C et un temps de palier 10 fois supérieur à celui du test

accélééré, ce qui pourrait être le profil de mission d'un équipement de tableau de bord automobile. Les facteurs d'accélération obtenus permettent alors de projeter le comportement des deux configurations en conditions opérationnelles. Pour les obtenir, il suffit d'effectuer les deux simulations qui correspondent aux nouvelles conditions de chargement thermique. Le tableau suivant (Tableau III-5) résume les résultats obtenus à l'aide de cette démarche :

assemblages	conditions	$N_{c1}$	$N_{c2}$
CSP48	Test accéléré générique (-55°C +125°C) $T_1 = 125^\circ\text{C}$ , $t_{p1} = 15'$ , $\Delta\gamma_1 = 6,7 \times 10^{-3}$	1000	
	conditions opérationnelles (0°C +80°C) $T_2 = 80^\circ\text{C}$ , $t_{p2}/t_{p1} = 10$ , $\Delta\gamma_2 = 1,7 \times 10^{-3}$		5500 (AF=5,5)
PBGA192	Test accéléré générique (-55°C +125°C) $T_1 = 125^\circ\text{C}$ , $t_{p1} = 15'$ , $\Delta\gamma_1 = 2,8 \times 10^{-3}$	1600	
	conditions opérationnelles (0°C +80°C) $T_2 = 80^\circ\text{C}$ , $t_{p2}/t_{p1} = 10$ , $\Delta\gamma_2 = 2,8 \times 10^{-4}$		13920 (AF=8,7)

Tableau III-5 : Projections en conditions opérationnelles

Si on ramène le cycle à environ 5 heures ( $t_{p2}/t_{p1} = 10$ ), ces résultats correspondent à 3 ans pour le CSP48 et à 8 ans pour le PBGA192. En ce qui concerne le test générique, le nombre de cycles  $N_{c1}$  correspond à l'observation expérimentale de la première fissure sans détermination de distribution de défaillance. Les projections obtenues ne peuvent donc pas être considérées comme des MTBF.

### III.4 Distribution de défaillances

#### III.4.1 Distribution de défaillances d'un test incomplet

Une autre approche consiste à travailler sur les distributions de défaillance. Dans notre cas, les résultats obtenus par prélèvements d'échantillons sur la population sous test (induits par les analyses destructives) conduisent à une zone d'incertitude dans les données finales et ne permettent pas de déterminer directement la distribution de défaillance du test. En effet, un composant analysé comme non défaillant à une date « t » l'était forcément depuis le début du test. On exclut ici toute possibilité de « réparation » ce qui est légitime compte tenu du critère de défaillance que nous avons choisi (fissure complète dans le joint). Ce même composant est ensuite considéré comme inconnu à partir de la date « t » puisqu'il a été détruit et donc exclu du test. C'est l'inverse pour un composant analysé comme défaillant à une date « t » dont on



ne peut rien dire entre le début du test et la date de prélèvement. Ces analyses destructives réalisées en cours de test excluent donc la connaissance du nombre exact de composants qui auraient défailli à une date de prélèvement donnée. On peut cependant encadrer le nombre de composants effectivement défailants par deux valeurs extrêmes  $N_{def_{fav}}$  et  $N_{def_{pir}}$  correspondant aux deux hypothèses extrêmes :

- la plus favorable : parmi les composants analysés à une date  $t$ , ceux trouvés défailants ne l'étaient pas avant, et ceux trouvés comme non défailants le restent jusqu'à la fin du test. On notera alors  $N_{def_{fav}}$  le nombre total de composants défailants effectivement observés à cette date  $t$ .
- la pire : tous les composants analysés comme défailants à une date  $t$  l'étaient en fait depuis le début du test et ceux trouvés comme non défailants à cette date sont supposés défailants par la suite jusqu'à la fin du test. On notera alors  $N_{def_{pir}}$  le nombre maximum de composants ayant pu défailir à cette date  $t$ .

A partir de ces grandeurs, on peut obtenir les valeurs des deux fonctions de défaillance minimale,  $F_{min}$  et maximale,  $F_{max}$  qui constituent les limites extrêmes « absolument sûres » de la fonction réelle de défaillance :

$$F_{min} = \frac{N_{def_{fav}}}{N} \quad (54)$$

$$F_{max} = \frac{N_{def_{pir}}}{N} \quad (55)$$

Entre ces deux bornes, on peut estimer la fonction de défaillance du test expérimental  $F_{estimée}$  (Figure III-19 et Figure III-20) selon le maximum de vraisemblance qui est définie par :

$$F_{estimée} = \frac{N_{def}}{(N_{def} + N_{bon})} \quad (56)$$

où  $N_{def}$  et  $N_{bon}$  sont respectivement le nombre de composants défailants et bons réellement observés à chaque date.

Le tableau suivant (Tableau III-6) donne les valeurs numériques des quatre grandeurs permettant de calculer les trois fonctions de défaillance ainsi définies, pour les deux populations d'échantillons testés.

nombre de cycles		206	401	600	796	992	1186	1425	1619	1815	2025
CSP48 N=22	Ndef <sub>fav</sub>	0	0	0	0	1	2	3	5	8	11
	Ndef <sub>pir</sub>	11	13	16	17	20	20	21	22	22	22
	Ndef	0	0	0	0	1	2	3	5	8	11
	Nbon	11	9	6	5	2	2	1	0	0	0
PBGA192 N=30	Ndef <sub>fav</sub>	0	0	0	0	0	0	0	1	3	5
	Ndef <sub>pir</sub>	5	8	11	14	17	20	23	26	28	29
	Ndef	0	0	0	0	0	0	0	1	3	5
	Nbon	25	22	19	16	13	10	7	4	2	1

Tableau III-6 : Valeurs des quatre paramètres pour le calcul des fonctions de défaillance

Les courbes suivantes (Figure III-19 et Figure III-20) représentent les trois fonctions de défaillance calculées à partir de ces résultats expérimentaux.

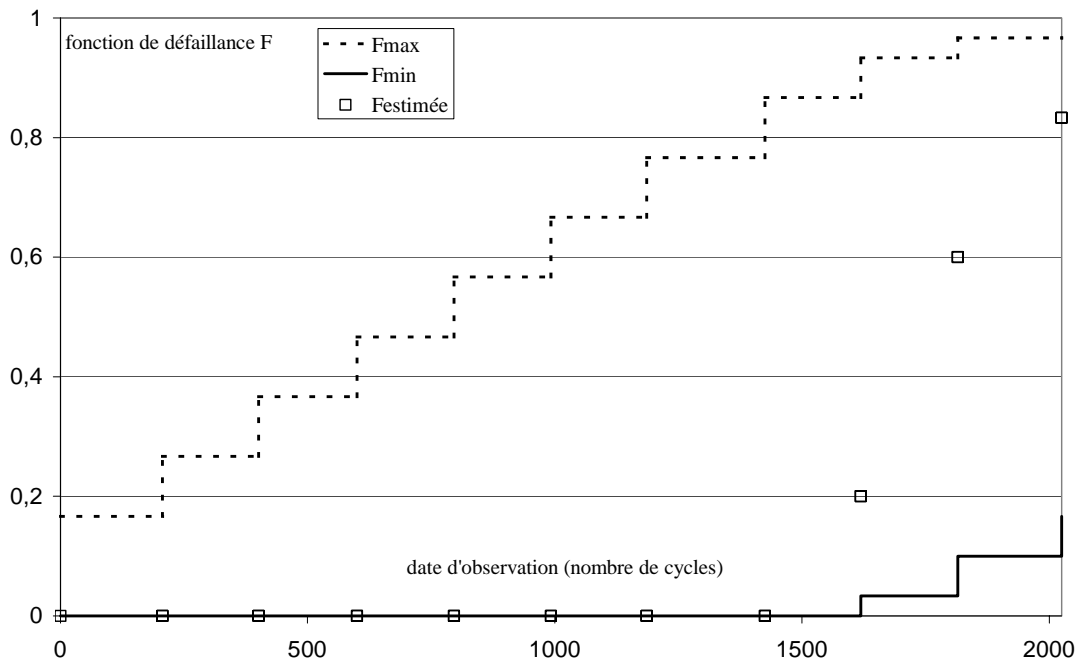


Figure III-19 : Fonctions de défaillances minimale, maximale et estimée à partir des données expérimentales du PBGA192

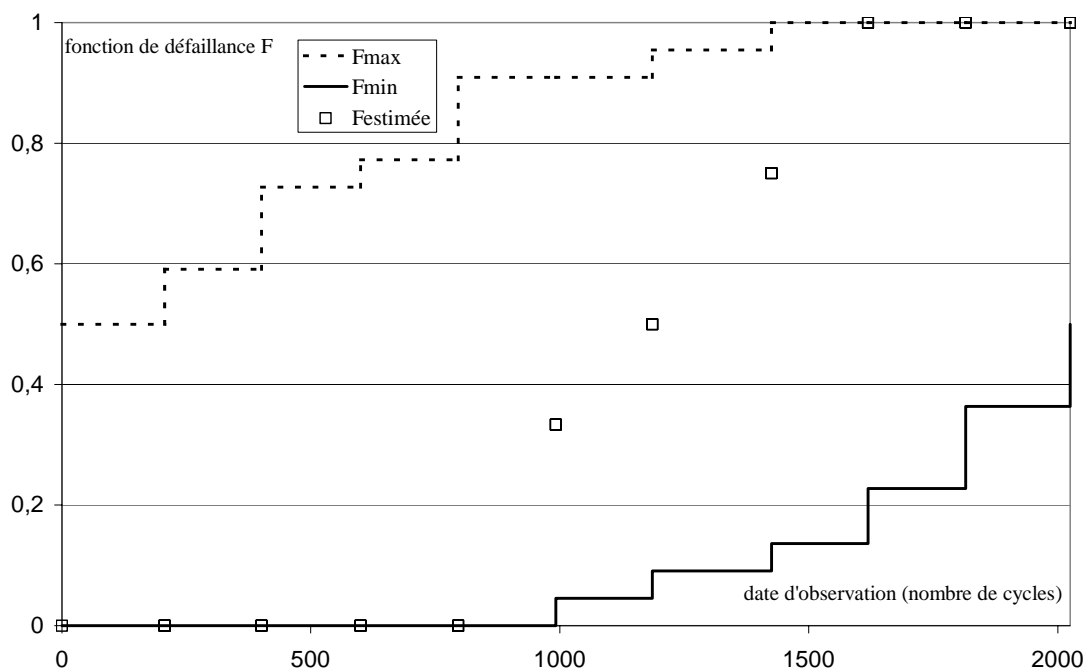


Figure III-20 : Fonctions de défaillances minimale, maximale et estimée à partir des données expérimentales du CSP48

Afin de disposer d’une expression analytique de la fonction de défaillance, nous avons interpolé directement entre les deux fonctions  $F_{\min}$  et  $F_{\max}$  une fonction de Weibull à deux paramètres notée  $F_w(N_c)$  où  $N_c$  désigne le nombre de cycles.

$$F_w(N_c) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{N_c}{\alpha}\right)^\beta\right] \quad (57)$$

Ce choix arbitraire est dicté par la simplicité de représentation de la fonction de Weibull à l’aide de ses deux paramètres  $\alpha$  et  $\beta$ , ce qui constituera un avantage pour les calculs numériques et les comparaisons que nous effectuerons par la suite. L’interpolation est effectuée à l’aide des estimateurs paramétriques de maximum de vraisemblance sur  $\alpha$  et  $\beta$ , et donne, pour chacune des deux configurations, une fonction de défaillance estimée dont les paramètres, pour la loi de Weibull (Figure III-21), sont résumés dans le tableau suivant (Tableau III-7):

	$F_w$	$\alpha$	$\beta$	moyenne	écart type
CSP48	-55°C/+125°C	1300	4,55	1187	296
PBGA192	-55°C/+125°C	1916	7,82	1802	273

Tableau III-7 : Paramètres des distributions de défaillances empiriques du test accéléré du CSP48 et PBGA192 (loi de Weibull)

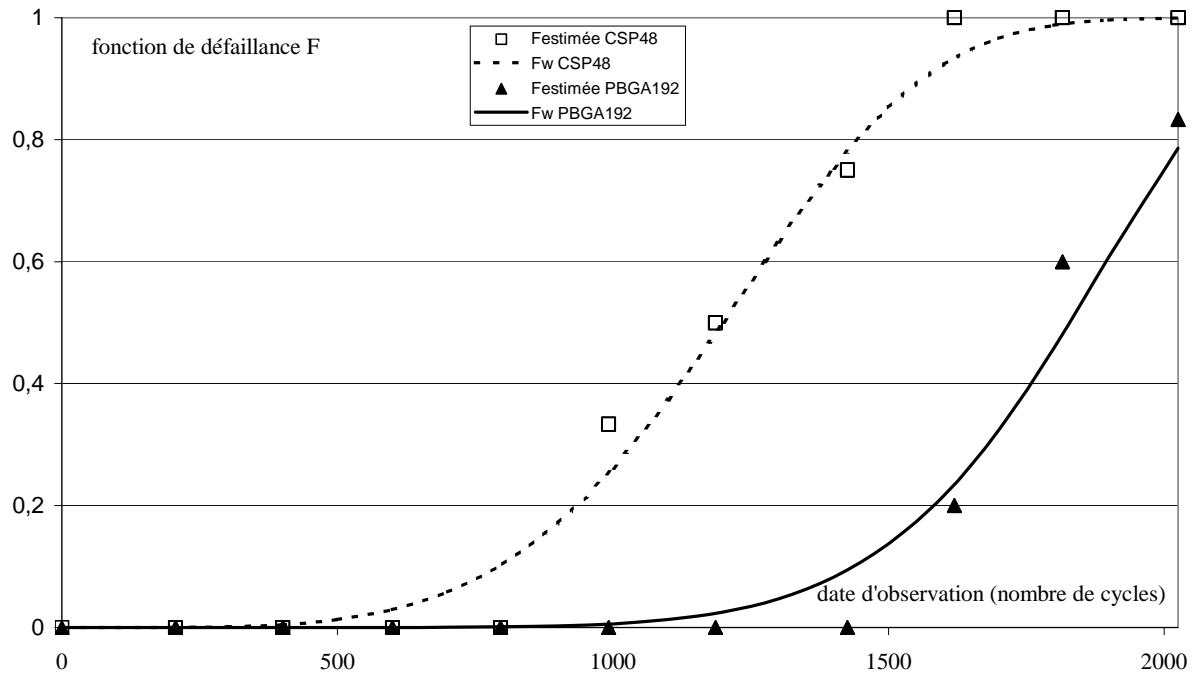


Figure III-21 : Fonctions de défaillances expérimentales estimées et lois de Weibull obtenues par interpolation entre  $F_{min}$  et  $F_{max}$

### III.4.2 Influence de la variation d'un paramètre

La valeur de  $\Delta\gamma$  (de la loi (52)) est directement dépendante des dimensions et de la géométrie de la structure simulée ainsi que des caractéristiques des matériaux et des conditions de chargement. Ces paramètres peuvent eux-mêmes être dépendants des fluctuations du procédé de fabrication et des variations des conditions de l'environnement de l'assemblage (profil de mission). Ils doivent être considérés comme des variables aléatoires dès que l'on veut évaluer la distribution de la durée de vie de l'assemblage [EVA,00], [BLI,97]. Pour envisager l'influence de la variation d'un de ces paramètres sur la distribution de la durée de vie de l'assemblage, on peut commencer par étudier son influence sur la variation de  $\Delta\gamma$  à l'aide de simulations numériques.

A partir de mesures effectuées sur une ligne d'assemblage, nous avons décidé de prendre en compte la variation d'un paramètre géométrique concernant directement le procédé de report. Il s'agit de la distance entre le boîtier et le circuit imprimé après report (standoff) qui correspond à la hauteur du joint brasé (Figure III-22).

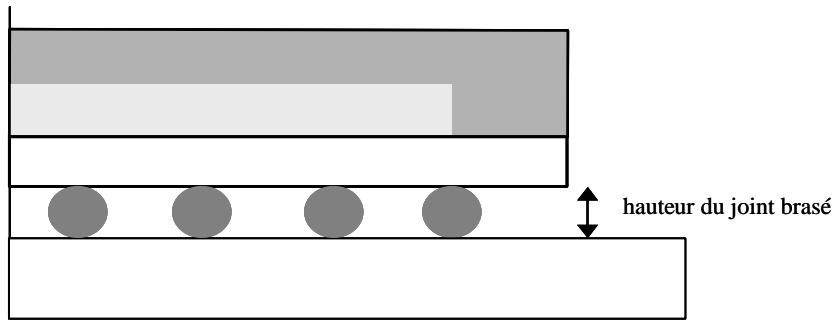
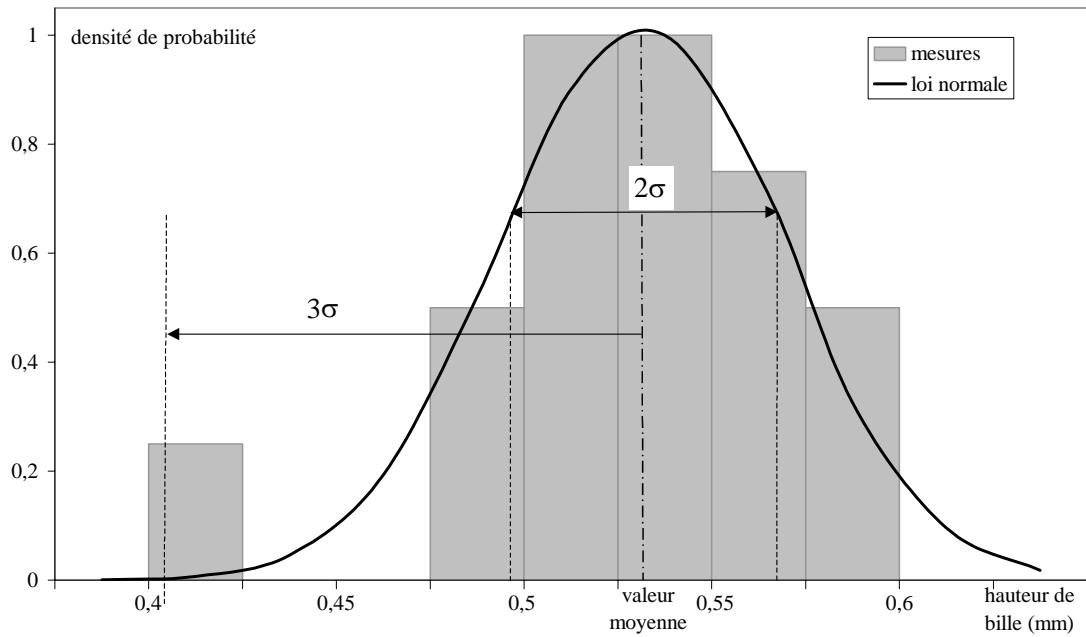


Figure III-22 : Distance boîtier-carte après report (standoff)

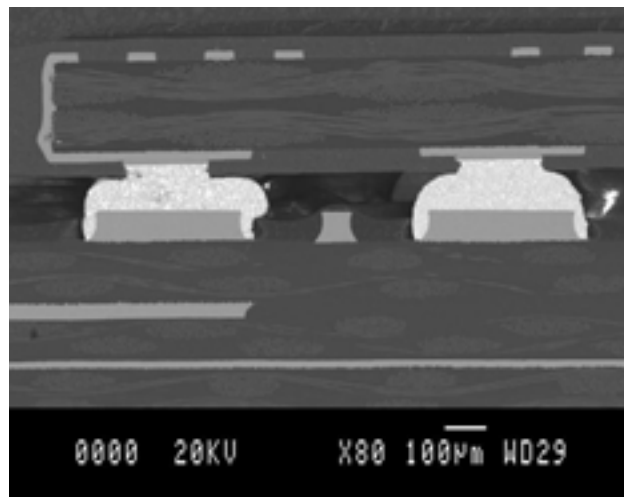
Ce paramètre dépend directement de ceux de la ligne d'assemblage : paramètres de la machine de sérigraphie (régularité du dépôt de crème à braser), force d'appui et précision de la machine de placement automatique et profil thermique du four à passage. D'autre part, il est critique pour la fiabilité des assemblages à billes [TAN,01] car, comme nous l'avons vu dans le chapitre 2, il est prépondérant dans l'aptitude du joint à accepter les déformations.

La distribution des valeurs mesurées sur la ligne d'assemblage (Figure III-23) a servi de référence pour choisir seulement quatre valeurs de la hauteur du joint brasé afin de limiter le temps nécessaire aux simulations. Une loi normale a été ajustée à partir des mesures expérimentales afin de calculer les valeurs  $\pm\sigma$  par rapport à la moyenne. Dans notre cas, cela correspond pour les deux configurations à la valeur nominale de la hauteur du joint brasé  $\pm 10\%$ .



**Figure III-23 : Fonction densité de probabilité normalisée de la hauteur des billes obtenue à partir des données mesurées sur une ligne d'assemblage**

Nous avons choisi comme quatrième valeur, un cas extrême rencontré lors de l'analyse des différents échantillons (Figure III-24), qui correspond à la valeur moyenne  $-3\sigma$ .



**Figure III-24 : Cas extrême de billes écrasées à l'extrémité d'un CSP48 conduisant à une hauteur de joint brasé de très faible valeur**

Douze simulations ont donc été effectuées (en plus de celles de l'étude précédente qui correspondaient à la valeur nominale de la hauteur du joint brasé) correspondants aux deux configurations : CSP48 et PBGA192 et aux deux conditions de chargements :  $-55^{\circ}\text{C}$   $+125^{\circ}\text{C}$

et 0°C +80°C pour les trois valeurs supplémentaires de la hauteur du joint brasé. Dans chaque cas une loi normale a été ajustée sur les résultats des simulations (Figure III-25) afin de représenter analytiquement la distribution de  $\Delta\gamma$  due à la variation du paramètre « hauteur de joint brasé ».

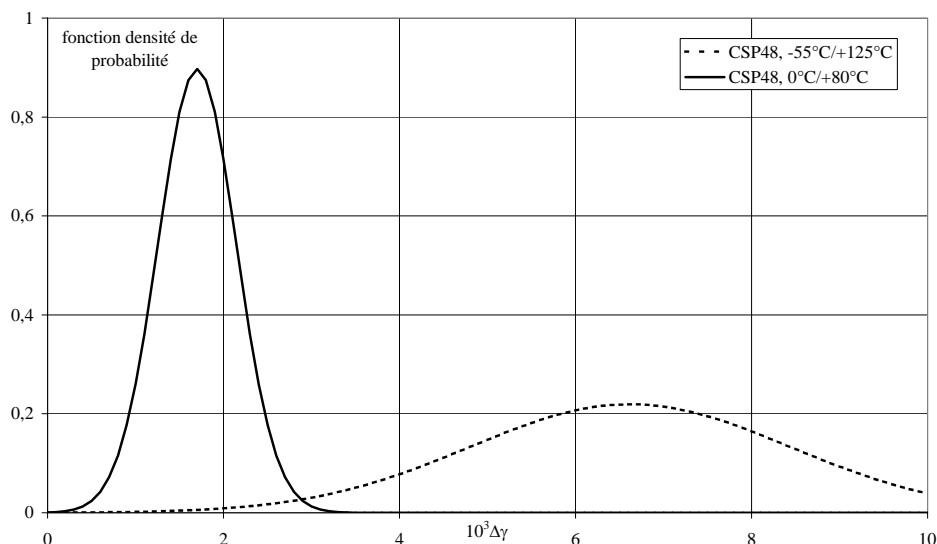


Figure III-25 : Fonction densité de probabilité de  $\Delta\gamma$  du CSP48 due à la variation du paramètre « hauteur du joint brasé »

Les caractéristiques de ces loi normales sont résumées dans le tableau suivant (Tableau III-8):

Déformation plastique maximale ( $10^3 \Delta\gamma$ )		moyenne	écart type
CSP48	0°C +80°C	1,7	0,44
	-55°C +125°C	6,63	1,82
PBGA192	0°C +80°C	0,280	0,059
	-55°C +125°C	2,85	0,71

Tableau III-8 : Paramètres des distributions de  $\Delta\gamma$

Nous allons utiliser la loi (52) pour déterminer la distribution du nombre de cycles à la défaillance en fonction de la distribution des variations de  $\Delta\gamma$ . Cette loi peut s'écrire encore :

$$N_c = \frac{B}{t_p} \Delta\gamma^{-2b} \exp\left(\frac{2E_a}{kT}\right) \quad (58)$$

avec  $B = \left(\frac{\Delta S}{A}\right)^2$ . Pour une technologie donnée, nous avons montré que  $\Delta S$  tend vers une valeur critique qui correspond à un nombre de cycles  $N_{cdef}$  à partir duquel les défaillances apparaissent ; par suite,  $B$  tend vers une valeur critique  $B_0$  indépendante de la géométrie de la brasure, qui peut donc être déterminée à partir des résultats expérimentaux, de façon à avoir concordance entre les durées de vie moyennes expérimentale et calculée en donnant à  $\Delta\gamma$  et  $N_c$  les valeurs moyennes des distributions déterminées précédemment. On obtient alors l'influence de la variation du paramètre géométrique étudié sur la distribution des durées de vie, en calculant la transformée de la distribution de  $\Delta\gamma$  par l'équation (58).

Les distributions obtenues pour les deux configurations (Figure III-26 et Figure III-27) sont en accord avec les résultats expérimentaux. Malgré les différences observées en début et en fin de vie par rapport aux lois de Weibull estimées à partir des résultats du test, elles restent encadrées par les fonctions  $F_{min}$  et  $F_{max}$ .

Le tableau suivant (Tableau III-9) donne les caractéristiques de ces distributions et rappelle celles des lois expérimentales :

test accéléré -55°C +125°C	loi expérimentale		loi simulée	
	moyenne	écart type	moyenne	écart type
CSP48	1187	296	1227	244
PBGA192	1802	273	1848	263

**Tableau III-9 : Caractéristiques des distributions expérimentales et simulées dans les conditions de test accéléré**

Dans le cas du PBGA192, la distribution calculée passe par les points estimés de la distribution expérimentale. On peut en déduire que la dispersion du paramètre « hauteur de bille » pourrait être prépondérante sur la distribution de défaillance de cet assemblage. Pour le CSP48, la dispersion plus réduite de la loi calculée par rapport aux résultats expérimentaux traduit logiquement la contribution d'autres paramètres qui ne sont pas pris en compte dans le calcul.



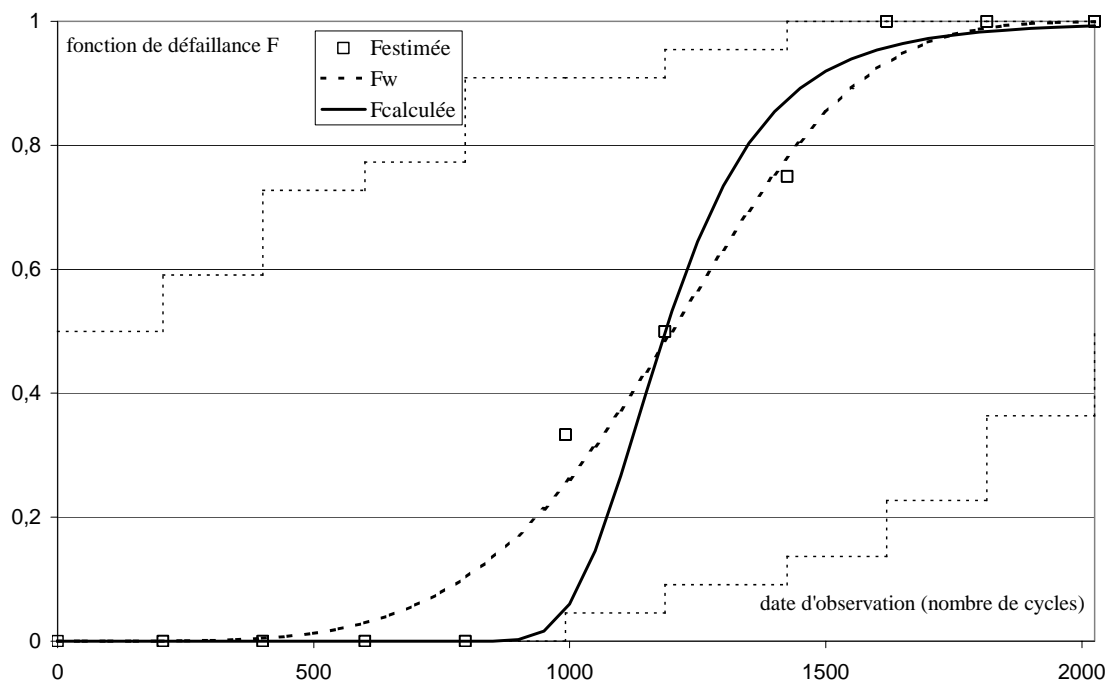


Figure III-26 : Comparaison des fonctions de défaillances issues du test expérimental et des simulations numériques pour le CSP48

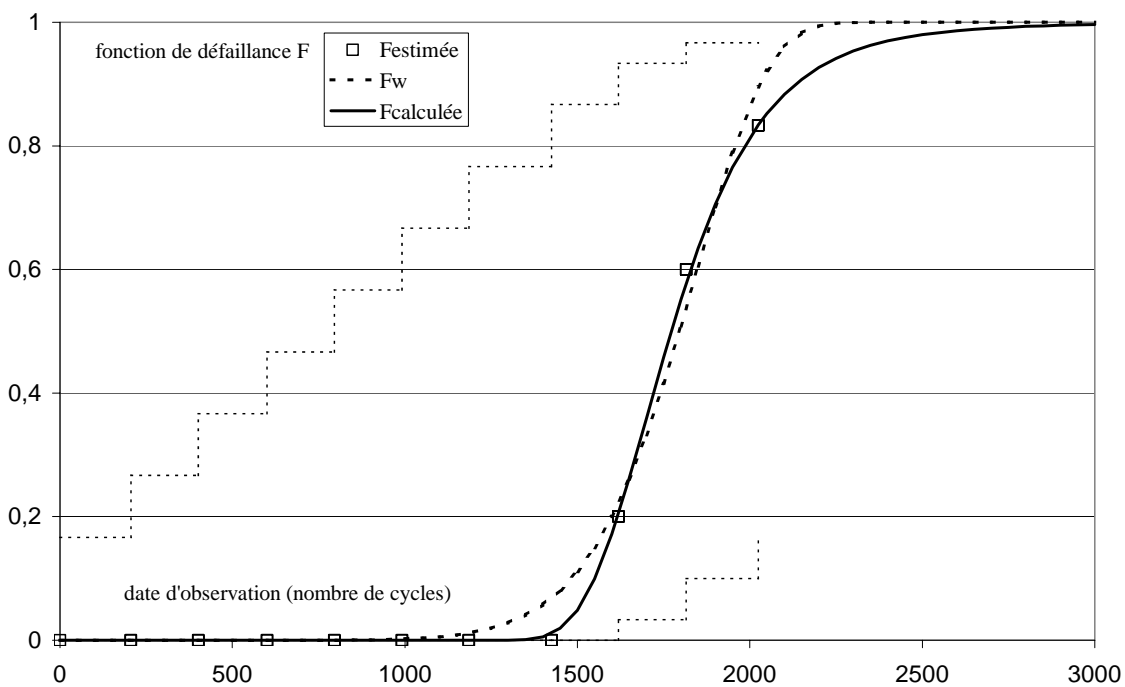


Figure III-27 : Comparaison des fonctions de défaillances issues du test expérimental et des simulations numériques pour le PBGA192

En utilisant les paramètres du cycle thermique défini pour les conditions opérationnelles et la distribution de  $\Delta\gamma$  correspondante, on peut calculer la distribution des défaillances extrapolée. Dans ce calcul, on prend pour B, les mêmes valeurs que précédemment. En effet,  $B = \left(\frac{\Delta S}{A}\right)^2$  représente un paramètre technologique indépendant des conditions du cycle thermique.

Les résultats sont présentés ci-dessous sur un graphique (Figure III-28) utilisant une échelle de Weibull où on a également représenté les droites des lois de Weibull interpolées dans chaque cas par la même méthode que celle utilisée pour la loi expérimentale (estimateur du maximum de vraisemblance).

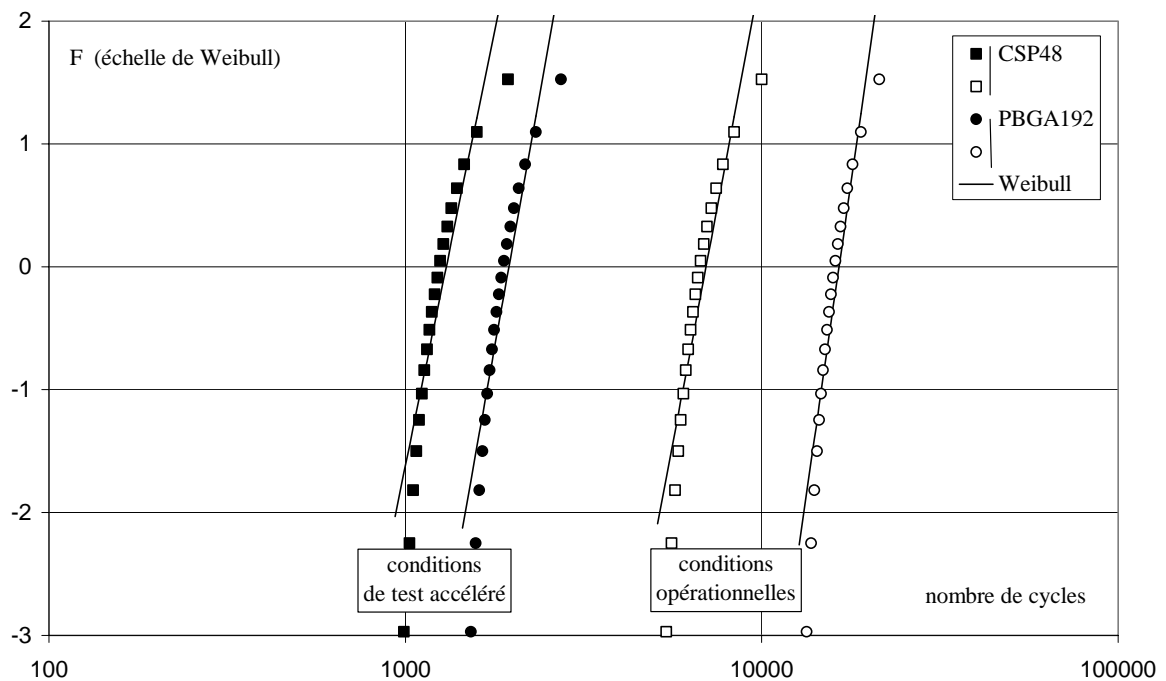


Figure III-28 : représentation des distributions calculées associées aux lois de weibull interpolées pour les deux conditions d'utilisation.

Le tableau suivant (Tableau III-10) rassemble les paramètres des distributions calculées pour chaque configuration et pour les deux conditions de chargement. Ces paramètres sont calculés numériquement à partir de l'expression de la distribution résultant de la transformation par la loi de dégradation. Les paramètres des lois de Weibull correspondent aux lois interpolées dans chaque cas.

		distributions calculées				lois de Weibull	
		moyenne	écart type	N <sub>50%</sub>	N <sub>1%</sub>	$\alpha$	$\beta$
conditions du test accéléré	CSP48	1227	244	1187	883	1302	6,15
	PBGA192	1848	263	1802	1368	1953	7,07
conditions opérationnelles	CSP48	6594	1066	6407	4827	6976	6,7
	PBGA192	15720	1800	15445	12129	16467	8,83

**Tableau III-10 : Paramètres des distributions obtenues par calcul et des lois de Weibull interpolées**

### III.5 Conclusions

Le CSP48 est plus sensible à la fatigue thermomécanique que le PBGA192. Ce résultat n'est pas accessible avec des méthodes analytiques simples comme celles présentées dans le chapitre précédent. Cela nécessite l'emploi de simulations par éléments finis car la localisation des joints brasés les plus critiques dépend des matériaux et de la constitution du boîtier. C'est le cas pour la plupart des boîtiers plastiques à billes.

L'utilisation d'une loi de dégradation associée à des simulations par éléments finis permet une optimisation des tests de vieillissement accéléré en réduisant leurs durées et leurs nombres, à condition d'utiliser un procédé de report parfaitement contrôlé pour une même famille technologique.

Nous avons montré également que l'utilisation conjointe de ces simulations et d'une loi de dégradation permet d'étudier l'influence de la dispersion d'un paramètre technologique sur la distribution de la durée de vie de l'assemblage, et que cette distribution pouvait être extrapolée pour d'autres conditions d'utilisation de l'assemblage [DEL,02]. Cette approche offre plus de précision que l'utilisation classique d'un facteur d'accélération nominal, dès lors que l'on s'intéresse aux instants des premières défaillances. L'identification de tous les paramètres prépondérants et des lois de dégradations associées aux défaillances des assemblages devrait permettre à l'aide de ce type d'approche de progresser dans le sens de la simulation de la fiabilité par la physique des défaillances.



## IV EVALUATION DES TECHNOLOGIES D'ENCAPSULATION PLASTIQUE À L'AIDE D'UN CIRCUIT INTÉGRÉ SPÉCIFIQUE

### IV.1 Introduction

L'encapsulation plastique génère des contraintes thermomécaniques sur le circuit intégré (CI) que par ailleurs elle protège (§ I.3.3 du chapitre I). Malgré les efforts des fabricants de résines d'enrobage pour réduire ces contraintes en jouant sur les caractéristiques des matériaux, le phénomène persiste car la taille des CI augmente ainsi que la densité d'intégration et la puissance dissipée. L'introduction des boîtiers plastiques dans des domaines d'applications de plus en plus variés met les composants face à des profils de mission souvent sévères et l'excursion en température est un paramètre critique du point de vue des contraintes thermomécaniques.

La non herméticité de ces matériaux est également à l'origine de défaillances des circuits intégrés et de leurs assemblages, car la présence d'humidité et de certains contaminants provoquent des phénomènes de corrosion (§ I.4.1.6 du chapitre I).

Pourtant, ces technologies présentent des avantages certains dont les principaux sont le coût de production et la masse du boîtier réalisé qui sont bien inférieurs à ceux des technologies hermétiques (boîtiers céramiques et métalliques). La faible masse du boîtier est particulièrement intéressante pour les applications aéronautiques et spatiales.

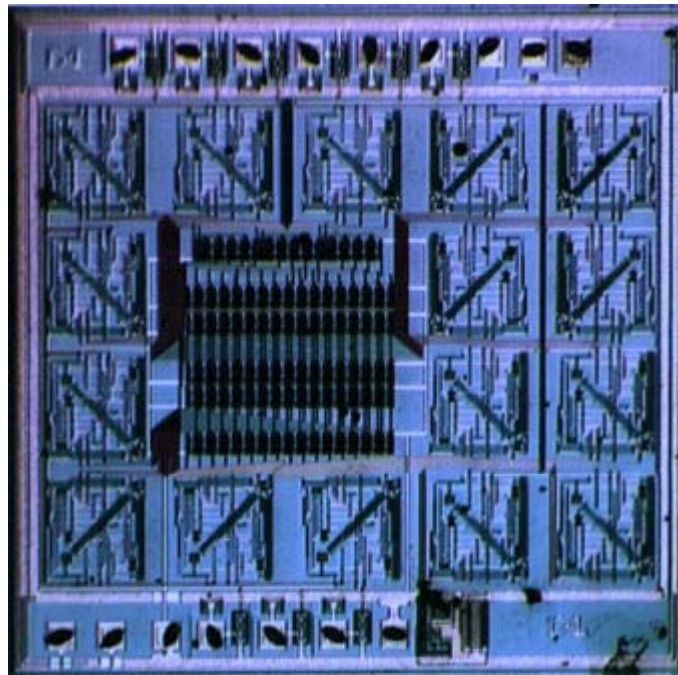
L'évaluation des contraintes thermomécaniques subies par le CI et de l'humidité présente sur sa surface est nécessaire pour progresser dans ce domaine et notamment pour évaluer différentes technologies d'encapsulation dans le but de les qualifier pour des applications où un haut niveau de fiabilité est exigé.

Des circuits intégrés spécifiques ont été développés afin de faire des mesures *in situ* et de nombreux auteurs ont décrit leurs utilisations et les résultats obtenus [SUH,01], [SWE,94], [MIU,93]. La difficulté de disposer de ces circuits en quantité suffisante nous a conduit à développer un circuit de test spécifique de ce type, en collaboration avec le CNES, dans une technologie standard et facilement accessible. Ce chapitre présente la conception d'un tel circuit et les premiers résultats obtenus ainsi que la conception d'une nouvelle génération.

## **IV.2 Historique et contexte de l'étude**

La conception des circuits intégrés destinés à mesurer les contraintes générées par l'encapsulation a débuté au laboratoire IXL avec la thèse de Christine Ducos [DUC,97] dont les travaux ont abouti à la réalisation de deux circuits de ce type.

Le premier circuit réalisé (ATC1, Figure IV-1) était destiné à démontrer la faisabilité de la mesure des contraintes à l'aide de capteurs piezorésistifs conçus dans une technologie standard et accessible même pour de faibles quantités (quelques centaines de pièces). Ce circuit était de petite taille (3 mm x 3 mm) et comportait des capteurs de contraintes (résistances diffusées) et de températures (jonction PN), ainsi qu'un décodeur pour accéder aux différents capteurs en limitant le nombre de plots d'entrée-sortie. Il a été réalisé en technologie BICMOS 2  $\mu\text{m}$  de la société Thomson. Cette technologie est aujourd'hui obsolète.



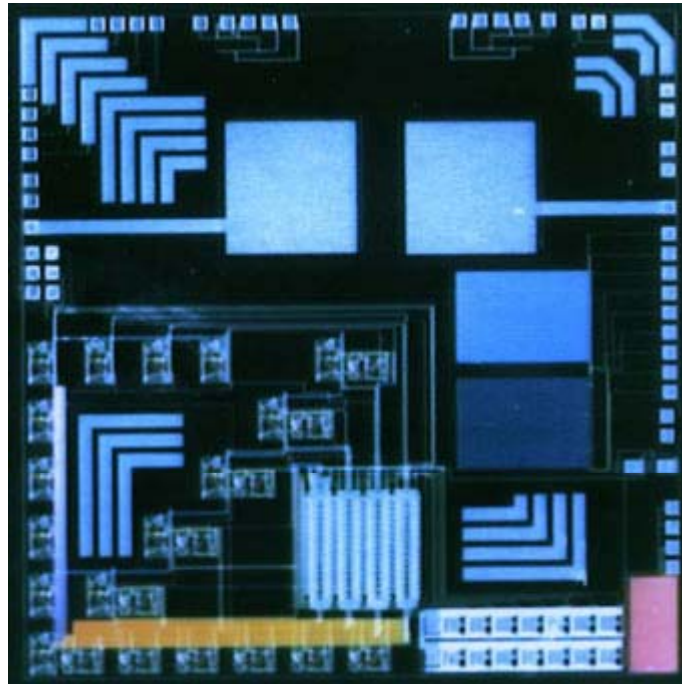
*Figure IV-1 : Vue optique de l'ATC1*

Le second circuit (ATC2, Figure IV-2), de plus grande taille (5 mm x 5 mm) a été réalisé en technologie CMOS 0,8  $\mu\text{m}$  de la société AMS. Il comprenait, comme le précédent, des capteurs de températures et de contraintes gérés par un décodeur, mais également un certain nombre de structures de test destinées à mettre en évidence les problèmes de fiabilité associés aux boîtiers plastiques :

- mesure de la corrosion

- mise en évidence des fissurations de la couche de passivation et de l'oxyde isolant les deux niveaux de métallisation
- mise en évidence des mouvements des lignes d'aluminium du niveau supérieur
- défaillance du câblage
- défaillance des vias

Malheureusement, cette deuxième génération a souffert d'une mauvaise qualité de réalisation et d'une erreur de conception qui ont empêché son évaluation.



*Figure IV-2 : Vue optique de l'ATC2*

C'est dans ce contexte que nous avons poursuivi ces travaux avec un partenaire (le CNES) motivé par l'évaluation de différentes technologies d'encapsulation plastique de MCM. En effet, les propriétés mécaniques (coefficient de dilatation thermique plus faible et Tg plus élevé) et chimiques (faible taux de contaminant et d'absorption d'humidité) des matériaux d'encapsulation ayant beaucoup progressé, leur utilisation dans des applications spatiales est envisagée car ils permettraient de diminuer le volume et la masse des équipements. La disponibilité d'un circuit intégré capable de mesurer *in situ* les principaux paramètres gouvernant les défaillances des CI, permettrait de mettre au point des procédés d'encapsulation, de faire des choix judicieux parmi les résines d'enrobage disponibles et éventuellement de qualifier une technologie.

Cette étude a donc débuté par la conception d'un circuit (ATC3) reprenant les principales caractéristiques de l'ATC2 dans le but de disposer rapidement de puces en petite quantité (une trentaine de pièces). Ces CI ont servi à mener une étude de faisabilité dans des conditions réelles d'encapsulation afin d'évaluer leur sensibilité, sans chercher à remonter aux valeurs exactes des contraintes subies par le silicium. Parallèlement, un cahier des charges a été défini et nous avons conçu une nouvelle génération (ATC3\_2) répondant mieux aux besoins du CNES, avec comme objectif la mesure des contraintes et l'intégration d'un capteur d'humidité.

### IV.3 Les jauges de contraintes semi-conductrices

#### IV.3.1 Généralités sur la piézorésistivité du silicium d'orientation (100)

La variation de résistivité d'un élément semi-conducteur soumis à une contrainte  $\sigma$  est fonction du coefficient piézorésistif  $\pi$  du semi-conducteur et s'exprime par la relation :

$$\frac{\Delta\rho_{ij}}{\rho} = \pi_{ijkl}\sigma_{kl} \quad (59)$$

avec  $\Delta\rho_{ij} = \rho_{ij} - \rho_{ij}^0$  où :

- $\rho_{ij}$  et  $\rho_{ij}^0$  sont les composantes du tenseur de résistivité du silicium contraint et non contraint
- $\bar{\rho}$  est la résistivité moyenne du silicium non contraint
- $\pi_{ijkl}$  sont les coefficients de piézorésistivité
- $\sigma_{kl}$  sont les éléments de la matrice de contrainte

Si l'on considère que l'élément de volume est en équilibre dans un repère  $(x_1, x_2, x_3)$ , alors les contraintes de cisaillement se réduisent à trois composantes car  $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$  pour  $i \neq j$ . La matrice de contraintes ne comporte plus que six composantes, les trois contraintes uni-axiales normales aux plans :  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$  et  $\sigma_{33}$ , et les trois contraintes de cisaillements  $\sigma_{12}$ ,  $\sigma_{13}$  et  $\sigma_{23}$ . Les propriétés de symétrie du cristal de silicium permettent de simplifier l'expression des tenseurs de piézorésistivité et de résistivité. La matrice des coefficients de piézorésistivité se réduit alors à :



$$\pi_{ij} = \begin{bmatrix} \pi_{11} & \pi_{12} & \pi_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \pi_{12} & \pi_{11} & \pi_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \pi_{12} & \pi_{12} & \pi_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \pi_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \pi_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \pi_{44} \end{bmatrix} \quad (60)$$

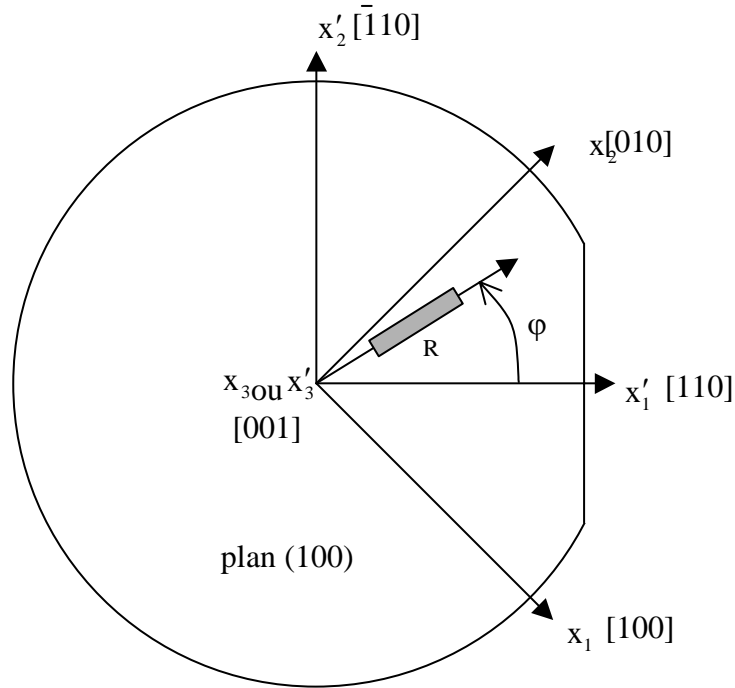


Figure IV-3 : Orientation des axes cristallographiques par rapport aux axes du wafer

On obtient alors, pour une élément R (Figure IV-3) implantée ou diffusée à la surface d'un wafer d'orientation cristalline (100) (la plus couramment utilisée) la variation relative de la valeur de sa résistance résultant de l'application d'une contrainte à température constante par la relation [BIT,91], [SUH,01]:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta R}{R} = & \left( \frac{\pi_{11} + \pi_{12} + \pi_{44}}{2} \sigma'_{11} + \frac{\pi_{11} + \pi_{12} - \pi_{44}}{2} \sigma'_{22} \right) \cos^2 \varphi \\ & + \left( \frac{\pi_{11} + \pi_{12} - \pi_{44}}{2} \sigma'_{11} + \frac{\pi_{11} + \pi_{12} + \pi_{44}}{2} \sigma'_{22} \right) \sin^2 \varphi \\ & + \pi_{12} \sigma'_{33} + (\pi_{11} - \pi_{12}) \sigma'_{12} \sin 2\varphi \end{aligned} \quad (61)$$

Les axes  $x_1$ ,  $x_2$  et  $x_3$  (Figure IV-3) représentent les directions cristallographiques principales de la structure cubique du cristal de silicium alors que  $x'_1$ ,  $x'_2$  et  $x'_3$  sont les axes

de la plaquette ( $x_3$  et  $x'_3$  sont confondus et normaux au plan formé par la plaquette). La variation relative de la valeur de la résistance  $R$  est alors fonction des composantes de la contrainte exprimées dans le repère ( $x'_1, x'_2, x'_3$ ), de son orientation par rapport à  $x'_1$  donnée par l'angle  $\varphi$  et des éléments de la matrice des coefficients piézorésistifs  $\pi_{11}$ ,  $\pi_{12}$  et  $\pi_{44}$  (exprimés dans le repère ( $x_1, x_2, x_3$ )). Seulement quatre des six composantes du tenseur de contraintes interviennent dans la relation (61), il s'agit des trois composantes uni-axiales de traction-compression  $\sigma'_{11}$ ,  $\sigma'_{22}$ ,  $\sigma'_{33}$  et de la composante de cisaillement dans le plan de la plaquette  $\sigma'_{12}$ . Ces quatre composantes sont donc les seules mesurables à l'aide de jauges fabriquées sur des plaquettes (100).

### **IV.3.2 Application aux contraintes générées par l'enrobage**

Après l'enrobage du circuit intégré celui-ci est soumis aux contraintes dues à la contraction de la résine (lors de son refroidissement) dans toutes les directions. D'après l'étude précédente, les deux composantes de cisaillement dans les plans correspondant aux flancs du CI ne sont pas accessibles. Cependant, ces contraintes qui s'exercent sur des surfaces petites et non active ne sont pas critiques.

En revanche, les trois composantes prépondérantes,  $\sigma'_{11}$  et  $\sigma'_{22}$  qui correspondent aux contraintes uni-axiales exercées sur les flancs du CI, d'une part et  $\sigma'_{12}$  qui correspond à la contrainte de cisaillement qui s'exerce sur la passivation, d'autre part sont accessibles.

Enfin, la contrainte uni-axiale normale au plan du silicium (correspondant à  $\sigma'_{33}$ ) est souvent considérée comme négligeable par rapport aux deux autres. Il s'agit de l'hypothèse des contraintes planes qui se justifie quand l'épaisseur du silicium est très inférieure à sa longueur et à sa largeur.

Pour remonter à la valeur des quatre composantes du tenseur de contraintes accessibles par la mesure, il faut donc quatre équations. Il en suffit de trois dans l'hypothèse des contraintes planes dans laquelle  $\sigma'_{33}$  est négligé ( $\sigma'_{33} = 0$ ). Ces équations s'obtiennent à partir de la mesure de résistance d'un groupement de jauges (dont l'orientation ou le type de dopage sont différents) formant une rosette.

Il faut également disposer de la valeur des coefficients piézorésistifs du silicium dont la jauge est constituée. La piézorésistivité du silicium a fait l'objet de nombreuses études [KAN,82], [TUF,63], [GEE,88]. Les coefficients piézorésistifs du silicium sont difficilement accessibles car ils dépendent de la température, du type de dopage et de la concentration en

impuretés. Une étude bibliographique met facilement en évidence la disponibilité d'un grand nombre de valeurs numériques très différentes pour ces coefficients (Tableau IV-1).

dopage (/cm <sup>3</sup> )	type	$\pi_{11}$ (10 <sup>-5</sup> /Mpa)	$\pi_{12}$ (10 <sup>-5</sup> /Mpa)	$\pi_{44}$ (10 <sup>-5</sup> /Mpa)	référence
10 <sup>20</sup>	n	-38	19	-19	[SWE,93]
10 <sup>20</sup>	p	5	-2	70	[SWE,93]
fort	n	-26	13	-16	[SAN,93]
fort	p	13,1	-2,3	78,7	[SAN,93]
faible	n	-102,2	53,4	-13,6	[SUH,01]
faible	p	6,6	-1,1	138,1	[SUH,01]

Tableau IV-1 : Valeurs des coefficients piézorésistifs publiées par plusieurs auteurs

Une étude ayant pour but la détermination quantitative des contraintes à l'aide de jauges piézorésistives sur silicium passe donc obligatoirement par une étape de calibration spécifique pour mesurer la valeur de ces coefficients.

#### IV.4 Circuit intégré ATC 3

Le circuit ATC3 (Figure IV-4) a été conçu en technologie BiCMOS 0,8 $\mu$ m du fondeur AMS disponible au laboratoire par l'intermédiaire du CMP (Circuits Multi-Projets). La structure des rosettes et leur implantation sur le circuit ainsi que la gestion des différents capteurs à l'aide d'un décodeur sont identiques à ceux conçus par C. Ducos pour le circuit ATC2.

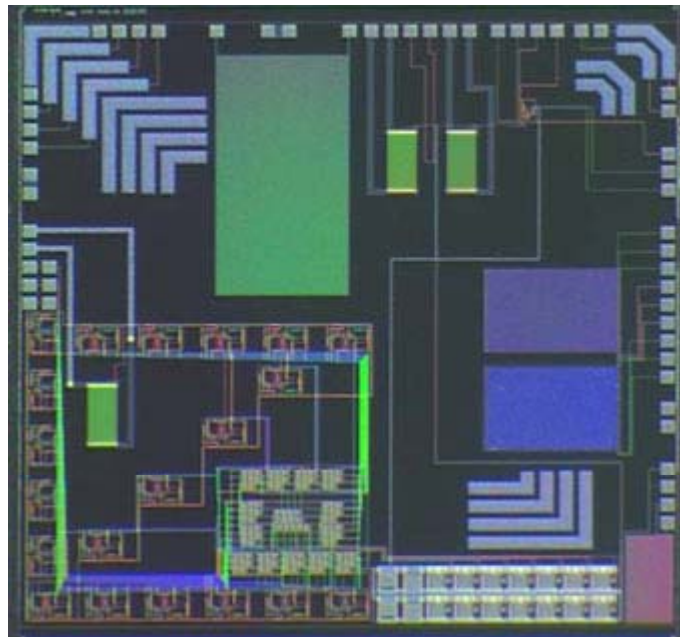


Figure IV-4 : Vue optique de l'ATC3

#### IV.4.1 Constitution des rosettes

Pour pouvoir remonter à la valeur des quatre composantes de la contrainte intervenant dans la relation (61), il faut disposer de deux jauges réalisées dans les deux types de dopage [BIT,91]. En effet, en considérant quatre orientations quelconques d'une résistance d'un seul type de dopage, on obtient un système de quatre équations dont le déterminant est toujours nul. La rosette utilisée pour l'ATC3 (Figure IV-5) contient donc deux résistances de type N (orientées à  $0^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport à l'axe x) et deux autres de type P (orientées à  $45^\circ$  et  $135^\circ$  par rapport à l'axe x).

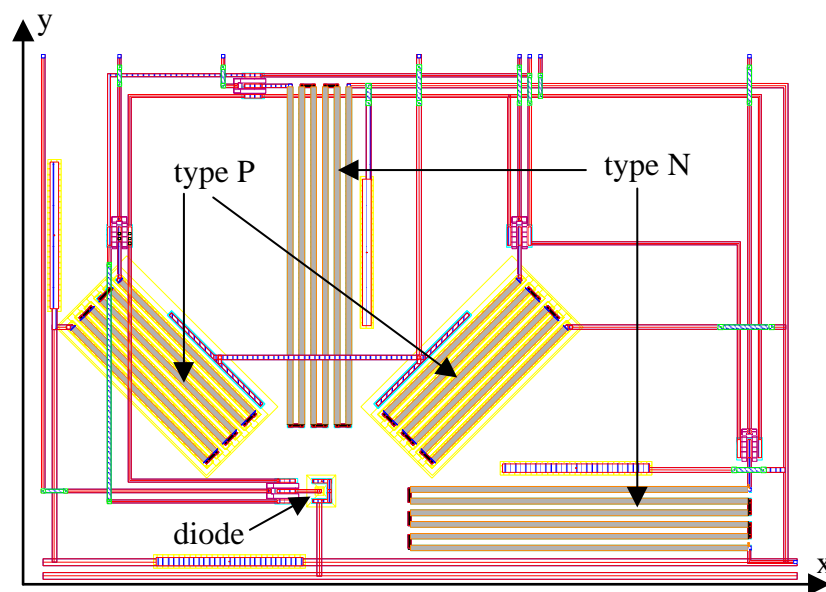


Figure IV-5 Schéma d'implantation des capteurs de la rosette de l'ATC3

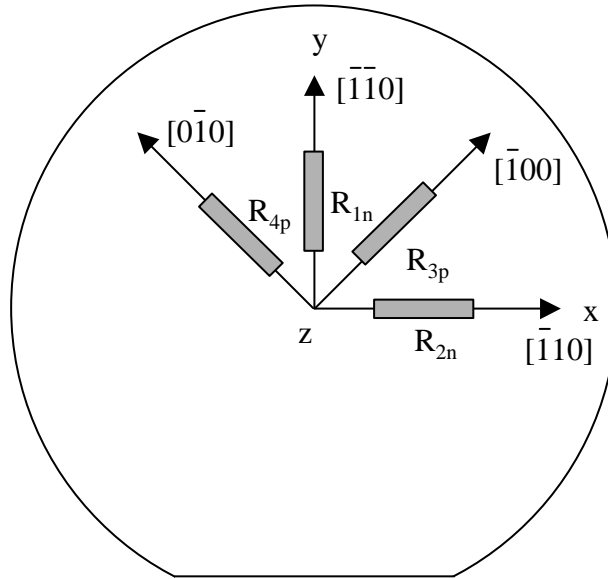


Figure IV-6 : Orientation des différentes résistances de la rosette par rapport aux axes cristallographiques de la plaquette

Compte tenu de l'orientation des jauges par rapport aux axes cristallographiques du wafer (Figure IV-6), les variations relatives des résistances consécutives à l'application d'une contrainte à température constante, sont données par les relations suivantes (déduites à partir de l'équation (61)) :

$$\frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} = \frac{\pi_{11}^n + \pi_{12}^n + \pi_{44}^n}{2} \sigma_y + \frac{\pi_{11}^n + \pi_{12}^n - \pi_{44}^n}{2} \sigma_x + \pi_{12}^n \sigma_z \quad (62)$$

$$\frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}} = \frac{\pi_{11}^n + \pi_{12}^n - \pi_{44}^n}{2} \sigma_y + \frac{\pi_{11}^n + \pi_{12}^n + \pi_{44}^n}{2} \sigma_x + \pi_{12}^n \sigma_z \quad (63)$$

$$\frac{\Delta R_{3p}}{R_{3p}} = \frac{\pi_{11}^p + \pi_{12}^p}{2} (\sigma_x + \sigma_y) - (\pi_{11}^p - \pi_{12}^p) \sigma_{xy} + \pi_{12}^p \sigma_z \quad (64)$$

$$\frac{\Delta R_{4p}}{R_{4p}} = \frac{\pi_{11}^p + \pi_{12}^p}{2} (\sigma_x + \sigma_y) + (\pi_{11}^p - \pi_{12}^p) \sigma_{xy} + \pi_{12}^p \sigma_z \quad (65)$$

La résolution de ce système d'équations permet d'obtenir les expressions suivantes pour les quatre composantes de la contrainte :

$$\sigma_x = \frac{\pi_{12}^n \left( \frac{\Delta R_{3p}}{R_{3p}} + \frac{\Delta R_{4p}}{R_{4p}} \right) - \pi_{12}^p \left( \frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} + \frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}} \right)}{2(\pi_{11}^p \pi_{12}^n - \pi_{11}^n \pi_{12}^p)} - \frac{\frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} - \frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}}}{2\pi_{44}^n} \quad (66)$$

$$\sigma_y = \frac{\pi_{12}^n \left( \frac{\Delta R_{3p}}{R_{3p}} + \frac{\Delta R_{4p}}{R_{4p}} \right) - \pi_{12}^p \left( \frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} + \frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}} \right)}{2(\pi_{11}^p \pi_{12}^n - \pi_{11}^n \pi_{12}^p)} + \frac{\frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} - \frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}}}{2\pi_{44}^n} \quad (67)$$

$$\sigma_z = \frac{(\pi_{11}^p + \pi_{12}^p) \left( \frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} + \frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}} \right) - (\pi_{11}^n + \pi_{12}^n) \left( \frac{\Delta R_{3p}}{R_{3p}} + \frac{\Delta R_{4p}}{R_{4p}} \right)}{2(\pi_{11}^p \pi_{12}^n - \pi_{11}^n \pi_{12}^p)} \quad (68)$$

$$\sigma_{xy} = \frac{\frac{\Delta R_{4p}}{R_{4p}} - \frac{\Delta R_{3p}}{R_{3p}}}{2(\pi_{11}^p - \pi_{12}^p)} \quad (69)$$

Chaque résistance est constituée par la mise en série de six éléments diffusés (d'une longueur de 150  $\mu\text{m}$  et 90  $\mu\text{m}$  respectivement pour les diffusions N et P), disposés parallèlement et reliés entre eux par une piste d'aluminium pour obtenir une valeur moyenne de 8,5 k $\Omega$  pour les jauges N et de 9,2 k $\Omega$  pour les jauges P, à la température ambiante. Ces valeurs correspondent à un compromis taille/valeur, de telle façon que la contrainte mesurée puisse être considérée comme ponctuelle, et que la variation des résistances reste mesurable. Une diode a également été placée au centre de chaque rosette (Figure IV-5) pour être utilisée comme capteur de température. Un bus de mesure à quatre fils est commuté sur chaque capteur par des transistors MOS commandés par les sorties d'un décodeur (Figure IV-7).

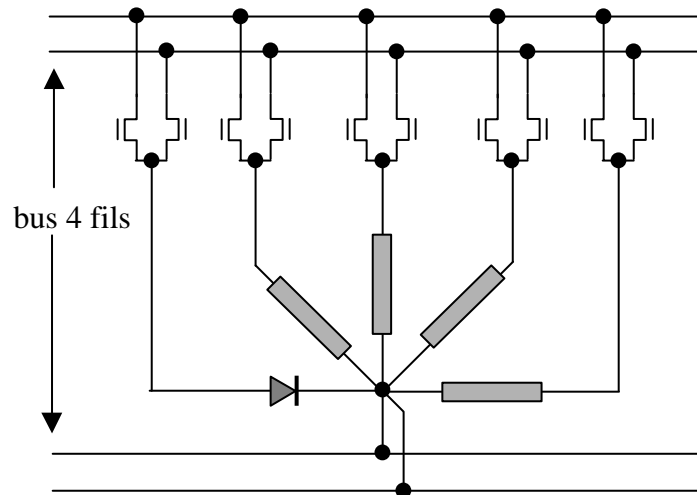


Figure IV-7 : Dispositif de commutation du bus de mesure à quatre fils sur chaque capteur

#### IV.4.2 Structures de test de la corrosion des pistes d'aluminium

Les structures de test de corrosion (galvanique ou chimique) sont formées de trois lignes d'aluminium [SWE,91] réalisées dans le niveau de métal supérieur et dont la largeur est fixée au minimum autorisé par les règles de conception (1,6  $\mu\text{m}$ ). Ces trois lignes forment des méandres (Figure IV-8), afin d'optimiser la place occupée, tout en restant régulièrement

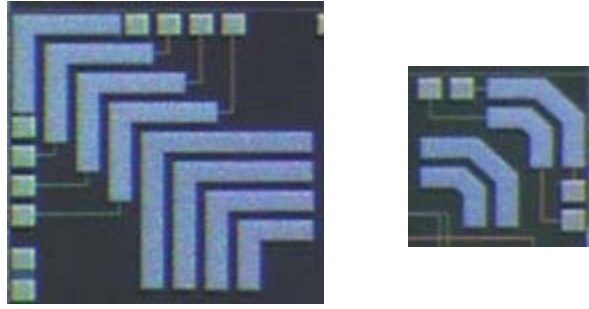
espacées de 1,2  $\mu\text{m}$  (minimum imposé par la technologie). Pour accélérer le processus de corrosion, les lignes extérieures peuvent être polarisées par rapport à la ligne centrale. Deux structures identiques sont disposées sur le CI, l'une protégée par la passivation et représentant ainsi l'état normal des conducteurs à la surface de la puce et l'autre dépassivée afin d'accélérer le phénomène de corrosion et de disposer d'un indicateur précoce. L'état de corrosion des pistes est jugé par l'évolution de la valeur de leur résistance. Chaque structure occupe une surface de 1030  $\mu\text{m}$  x 680  $\mu\text{m}$ .



*Figure IV-8 : Structure de corrosion à triple pistes*

#### **IV.4.3 Structures de test de la passivation et de l'oxyde d'isolation**

La fissuration de la couche de passivation est due à la présence de contraintes de cisaillement d'origine thermomécanique. Le phénomène est accentué par la présence de lignes d'aluminium sous la passivation [ALP,94] et se situe de préférence en périphérie des circuits, là où les contraintes de cisaillement sont les plus importantes (voir § I.4.1.5 du chapitre I). L'oxyde d'isolation présent entre les deux niveaux de métallisation est également sensible à ces contraintes thermomécaniques dues à l'encapsulation. La fissuration de cet oxyde peut provoquer des courants de fuite entre les deux niveaux d'interconnexion.



**Figure IV-9 : Vues au microscope optique des différentes structures de test de la passivation et de l'oxyde d'isolation**

Les structures de test destinées à mettre en évidence ces phénomènes sont formées de larges pistes d'aluminium ( $100\mu\text{m}$ ) disposées à partir d'un coin de la puce (Figure IV-9). Les plus proches du bord sont réalisées dans les deux niveaux de métallisation (formant ainsi un condensateur) et reliées à des plots permettant ainsi l'application d'une différence de potentiel et la mesure d'un éventuel courant de fuite qui traduirait alors une fissuration dans l'oxyde d'isolation. Le contrôle de l'intégrité de la passivation au-dessus de ces structures de test ne peut se faire que par une observation au microscope optique après retrait de l'encapsulation.

#### **IV.4.4 Eléments chauffants**

Trois dissipateurs sont présents afin de simuler l'échauffement d'un circuit intégré en fonctionnement. Ces dissipateurs sont destinés à évaluer le comportement thermique de l'encapsulation en les associant à une mesure de température de la surface du CI grâce aux diodes contenues dans les rosettes et à celle qui est implantée entre les dissipateurs (Figure IV-10). Chacun d'eux est réalisé en polysilicium et possède une résistance de  $90\ \Omega$  et un pouvoir de dissipation maximale de  $0,4\ \text{W}$ .

#### **IV.4.5 Topographie du circuit ATC3**

Vingt rosettes sont réparties sur un quart de la puce et représentent un total de cent capteurs (les jauges de contrainte plus les diodes) accessibles par l'intermédiaire d'un décodeur à sept entrées (Figure IV-10). Cette répartition a été choisie pour laisser suffisamment de place aux autres structures de test et en remarquant que les contraintes dues à un moulage complet du CI sont symétriques par rapport au centre de celui-ci. Les plots d'alimentation ainsi que ceux du bus de mesure et des entrées du décodeur sont doublés pour permettre un éventuel recâblage du CI après un étalonnage des capteurs.

Vingt cinq circuits nus ont été livrés ainsi que deux autres câblés dans des boîtiers céramiques DIL40 et cinq dans des boîtiers plastiques PQFP80.



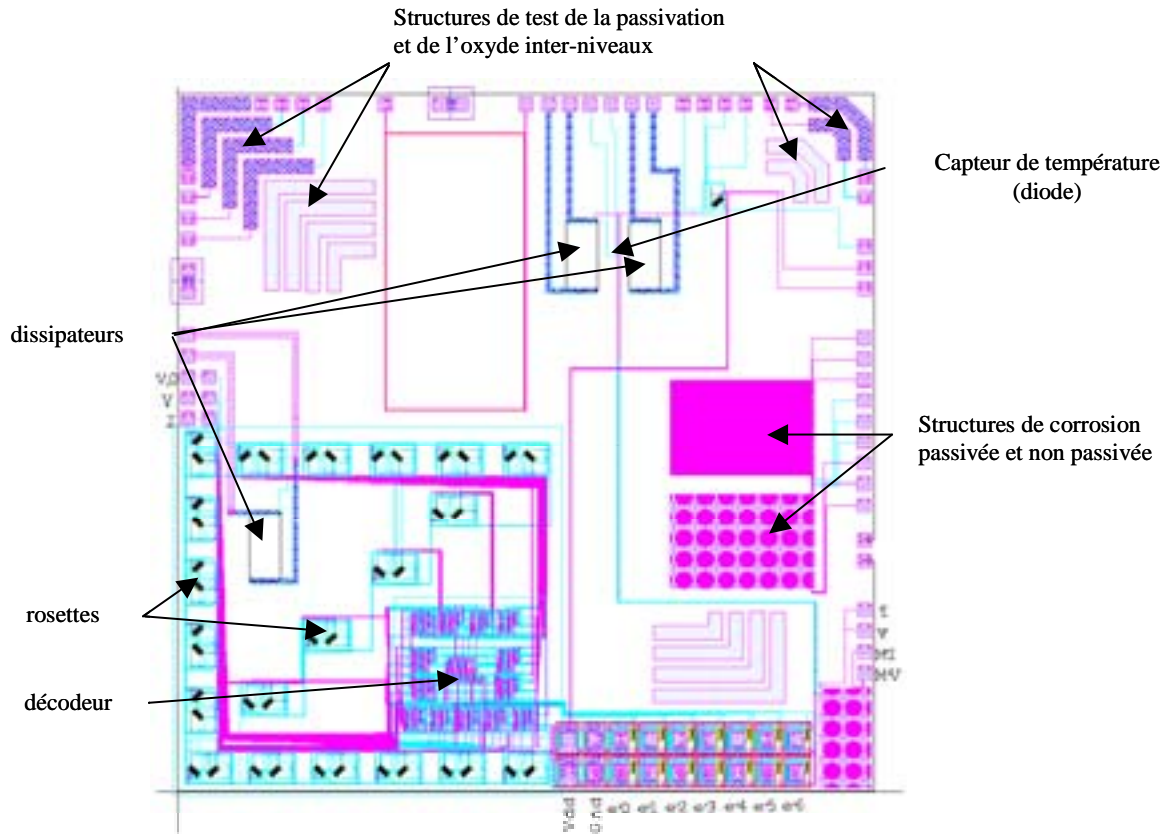


Figure IV-10 : Topographie du circuit ATC3 (dessin des masques CAO)

#### IV.4.6 Comportement en température des jauges de contraintes

La détermination des contraintes à l'aide des relations (66) à (69) nécessite de calculer la variation relative de la résistance de chaque jauge. Cela implique de connaître sa valeur dans un état non contraint aux différentes températures pour lesquelles on souhaite déterminer l'état de contrainte du CI. En effet, la valeur des résistances diffusées varient en fonction de la température. Le fondeur AMS donne l'approximation linéaire suivante pour le comportement de ses résistances diffusées dans une plage de température allant de 20°C à 100°C :

$$R = R_0 + R_0 T_{CR} (T - T_0) \quad (70)$$

$R_0$  est la valeur de la résistance à la température  $T_0$  et  $T_{CR}$  est le coefficient de température dont les valeurs sont les suivantes :

$$T_{CR} = 2,1 \cdot 10^{-3} / ^\circ\text{C} \text{ pour une résistance de type N}$$

$$T_{CR} = 1,8 \cdot 10^{-3} / ^\circ\text{C} \text{ pour une résistance de type P}$$

Il y a deux cas d'utilisation d'un circuit de test tel que l'ATC3 pour déterminer les contraintes qu'il subit :

- soit le circuit à lui même été étalonné en température dans un état de contrainte nul. Dans ce cas la valeur de référence de chaque capteur est connue mais cela peut nécessiter de décâbler la puce puis de la recâbler lors de l'encapsulation
- soit le circuit est directement encapsulé et dans ce cas la valeur de référence de chaque jauge est calculée à l'aide d'une loi de comportement en température déduite à partir de mesures faites sur d'autres puces.

Afin de déterminer le comportement en température des différentes jauges de l'ATC3, nous avons effectué des mesures sur les deux CI reportés dans les boîtiers DIL40. L'avantage de ce type de boîtier est qu'il n'inflige aucune contrainte directe sur la surface et les côtés du silicium. La seule liaison, hormis les fils de câblage qui restent souples, est le joint de colle servant au report dans la cavité du boîtier céramique. Compte tenu du faible désaccord des coefficients de dilatation thermique de la céramique (5 ppm/°C) et du silicium (2,3 ppm/°C) les contraintes thermomécaniques qui en résultent sont négligeables [DUC,97]. Ces mesures ont été réalisées dans une enceinte climatique programmable régulant un flux d'air entre -60°C et +160°C à  $\pm 0,3^\circ\text{C}$  avec un multimètre de précision en mode quatre fils imposant un courant de 100  $\mu\text{A}$  dans les jauges.

Les contraintes dues à l'encapsulation habituellement mesurées ou calculées vont de zéro à cent ou deux cent MPa [SUH,01]. En prenant comme valeurs des coefficients piezorésistifs celles données par Sweet [SWE,93] les relations (66) à (69) montrent que pour une contrainte uni-axiale, une variation relative de 0,1% de la valeur d'une résistance correspond à une contrainte de 5 Mpa [SWE,93]. Nous considérerons que cette valeur est la valeur significative minimale et que par conséquent les erreurs commises sur la détermination des variations relatives des résistances doivent être inférieures ou égales à 0,1%. Les écarts relatifs entre les valeurs mesurées des jauges et celles obtenues à l'aide de la loi linéaire fournie par le fondeur sont bien supérieurs à cette valeur (Figure IV-11).

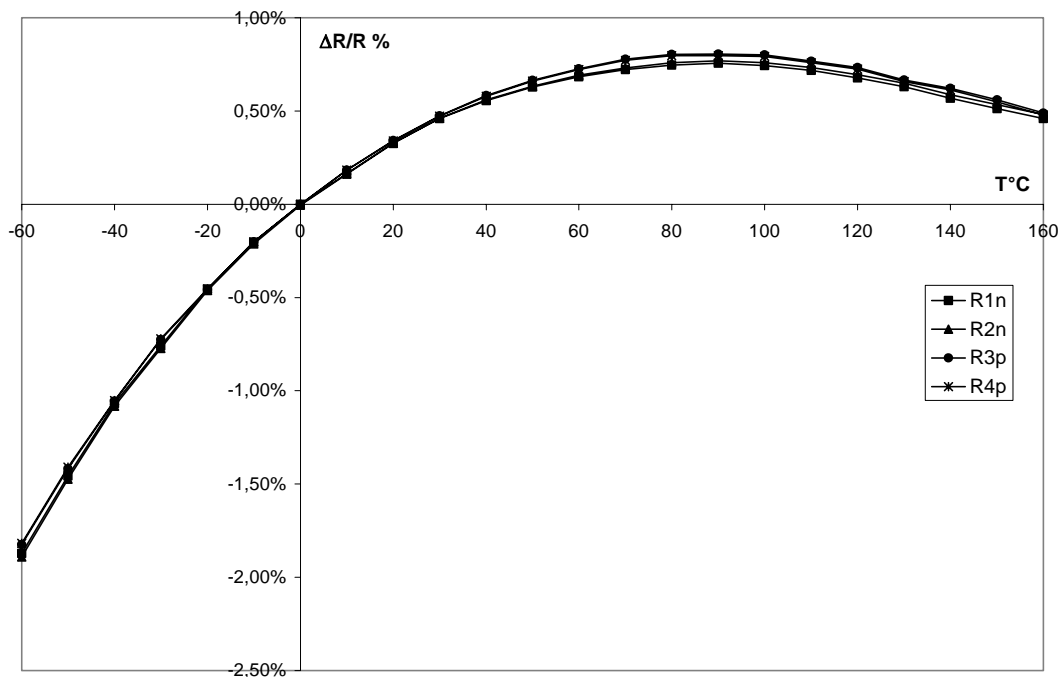


Figure IV-11 : Ecart relatif entre les valeurs mesurées des quatre jauges d'une rosette et les valeurs calculées à l'aide de la loi linéaire (température de référence à 0°C)

Pour cette raison, nous avons cherché à obtenir une loi de comportement en température plus précise des jauges de contraintes de l'ATC3 en effectuant une approximation de chacune des quatre vingt résistances des deux CI par un polynôme d'ordre deux à l'aide de l'ajustement des moindres carrés. Les résultats de ces calculs ont permis de déterminer pour chaque type de jauge un polynôme moyen de la forme :

$$R(T) = aT^2 + bT + c \quad (71)$$

Les valeurs des coefficients de ces deux polynômes sont données dans le tableau suivant (Tableau IV-2):

	a	b	c
Rn	0,00878	15,63	8369,9
Rp	0,00918	14,14	8872,1

Tableau IV-2 : Valeurs des coefficients du polynôme d'ordre deux pour chaque type de jauge

Ces deux lois de comportement en température ont permis de maintenir l'erreur, due à cette approximation, inférieure à 0,1%. Pour le vérifier, nous avons effectué des mesures sur un nouveau circuit câblé dans un boîtier DIL40 sans utiliser de colle de report (puce flottante

maintenue par aspiration pendant le câblage). Un exemple de ces résultats est donné sur la figure suivante (Figure IV-12) :

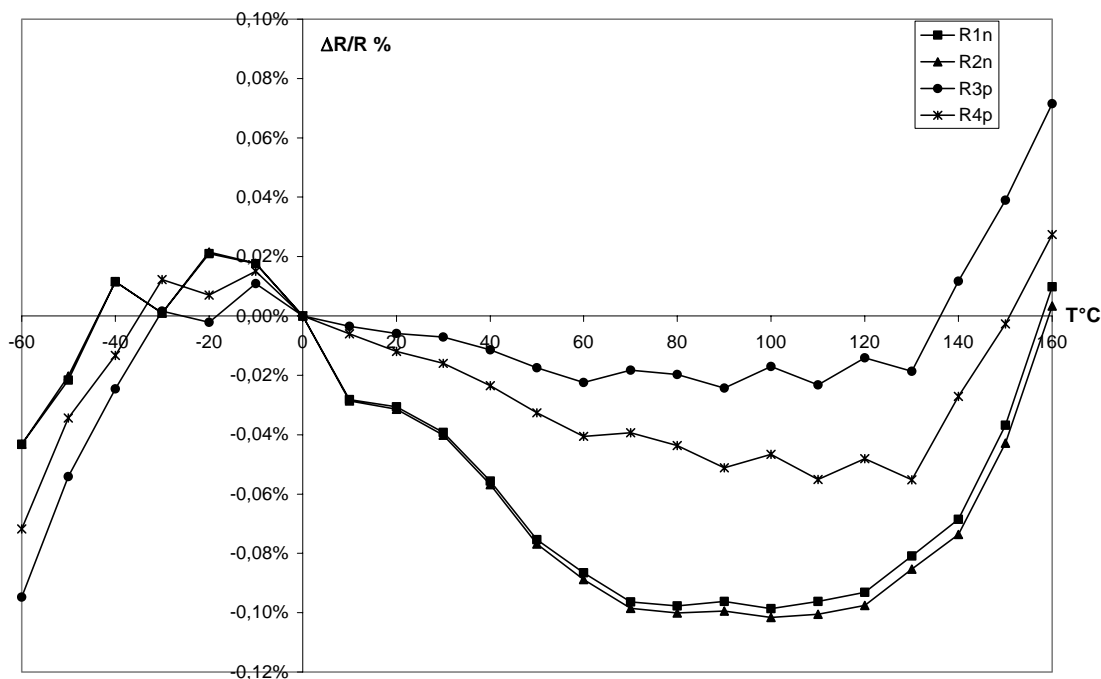


Figure IV-12 : Ecarts relatifs entre les valeurs mesurées des quatre jauges d'une rosette et les valeurs calculées à l'aide des lois polynomiales d'ordre deux (température de référence à 0°C)

Cette étude a également permis de mettre en évidence la dispersion des valeurs des résistances due au procédé de fabrication. Les résultats obtenus à l'aide des mesures effectuées sur les deux composants précédents pour la détermination de la loi de comportement en température sont donnés dans le tableau suivant (Tableau IV-3):

résistance Ohm	puce 1		puce 2	
	moyenne	écart type	moyenne	écart type
R1n	8549,5	36,6	8179,9	29,3
R2n	8554,2	31	8184,5	27,1
R3p	8912,8	34	8794,1	25,7
R4p	8943,5	39,2	8829,1	22,2

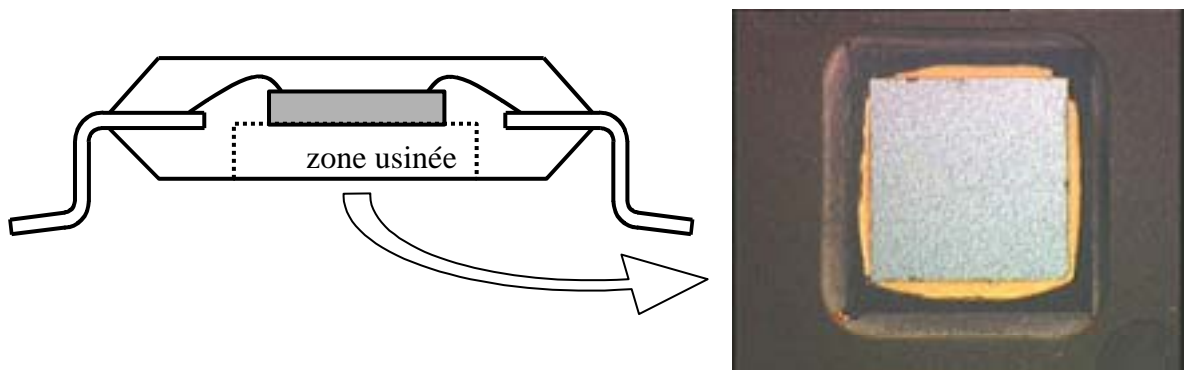
Tableau IV-3 : Dispersion des valeurs des résistances des quatre jauges de contraintes relevée à 0°C sur deux circuits différents

Cette dispersion bien que de faible valeur sur un même circuit (inférieure à 1%) peut atteindre plus de 4% d'un circuit à l'autre, ce qui dans les deux cas est trop élevé pour une utilisation en jauge de contraintes. L'utilisation de la loi de comportement en température nécessite donc un recalage de la courbe pour chaque jauge. Pour réaliser cette opération il faut disposer au moins d'une valeur pour chaque résistance dans un état non contraint à une température connue. Dans le cas de l'encapsulation plastique, il est généralement admis que la température de transition vitreuse ( $T_g$ ) de la résine d'enrobage correspond à un état de contrainte nul pour le silicium [DUC,97]. Nous vérifierons cette hypothèse dans la partie suivante.

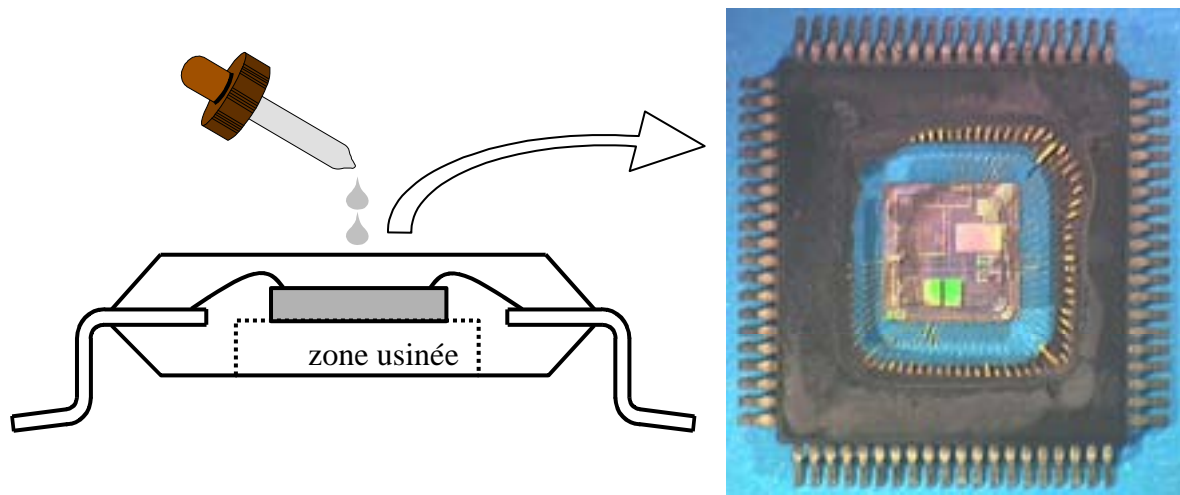
#### **IV.4.7 Mesure de la sensibilité des jauges de contraintes**

Afin de mesurer la sensibilité des jauges vis-à-vis des contraintes dues à l'encapsulation plastique, nous avons effectué une ouverture de boîtier plastique PQFP80 tout en conservant la fonctionnalité du composant. Cette opération s'est déroulée en deux temps :

- ouverture du boîtier par usinage mécanique de sa face arrière jusqu'au niveau du silicium, éliminant ainsi le plot de report et la colle (Figure IV-13).
- Ouverture du boîtier par attaque chimique de sa face supérieure jusqu'à obtenir une puce totalement flottante, suspendue par ses fils de câblage (Figure IV-14).



*Figure IV-13 : Ouverture mécanique du boîtier PQFP80 par usinage de la face arrière*



**Figure IV-14 : Ouverture complète par attaque chimique de la face supérieure**

Des mesures de toutes les jauges, dans les mêmes conditions que précédemment, ont été effectuées avant et après chaque étape pour deux composants différents. Les dernières mesures (sur les puces flottantes) permettent d'obtenir la valeur de chaque résistance libre de toute contrainte sur toute la gamme de température. Cet état de référence permet par une simple comparaison avec les valeurs obtenues avant l'ouverture du boîtier, d'évaluer la sensibilité des capteurs aux contraintes dues à l'encapsulation. La figure suivante (Figure IV-15) montre l'influence de l'encapsulation en boîtier PQFP80 sur les jauges de l'ATC. Il s'agit de la différence entre les valeurs mesurées à partir du boîtier complet, tel qu'il a été livré, et celles mesurées à partir de la puce flottante après ouverture complète (mécanique et chimique) :

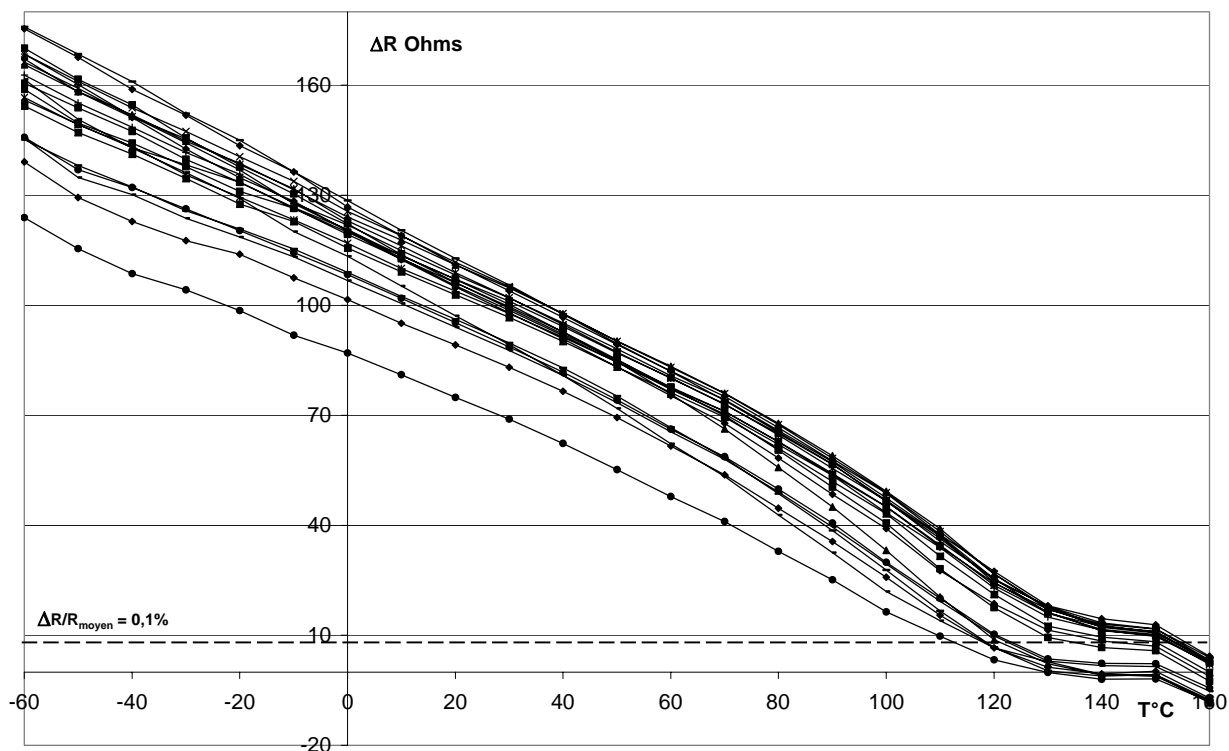


Figure IV-15 : Variation de résistance en fonction de la température des jauges  $R_{2n}$  de toutes les rosettes entre la puce flottante et le même CI enrobé

Ces résultats de mesure sont cohérents avec les caractéristiques de matériaux fournies par le fabricant chargé de l'encapsulation plastique des cinq ATC3 (Tableau IV-4) :

matériau	E (GPa)	$T_g$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	polymérisation	$\alpha$ (ppm/ $^{\circ}\text{C}$ )
résine d'enrobage EME-6650RA	19	160	2 heures @ 170 $^{\circ}\text{C}$	11 $T < T_g$
				45 $T > T_g$
colle de report puce 8361J	5,4 @ -65 $^{\circ}\text{C}$	40	1 heure @ 170 $^{\circ}\text{C}$	85 $T < T_g$
	2,87 @ 25 $^{\circ}\text{C}$			200 $T > T_g$
	0,115 @ 150 $^{\circ}\text{C}$			

Tableau IV-4 : Caractéristiques des matériaux utilisés pour l'encapsulation de l'ATC3 en boîtier PQFP80 (données fabricants)

La température de transition vitreuse de la résine annoncée à 160 $^{\circ}\text{C}$  par le fabricant, correspond effectivement à une très faible variation de résistance sur les courbes (Figure IV-15), compte tenu des fluctuations de la température imposées par la régulation de l'enceinte climatique. En effet, on peut déduire à partir des lois de comportement des jauges

(Tableau IV-2) qu'une régulation à  $\pm 0,3$  °C correspond à une variation moyenne de  $\pm 5$   $\Omega$  à 160°C. Par contre, à  $-60$ °C la variation de la résistance est maximale pour toutes les jauges ce qui traduit le fait que les contraintes sont les plus élevées à cette température. Ce résultat confirme la nature thermomécanique des contraintes dues à la contraction de la résine lors de son refroidissement à partir de la température de polymérisation. On remarque également un comportement non linéaire des courbes entre 50°C et 160°C qui peut s'expliquer par la présence de la colle qui est au-dessus de son  $T_g$  dans cette gamme de température. Cette hypothèse est vérifiée par l'analyse du graphique suivant (Figure IV-16) :

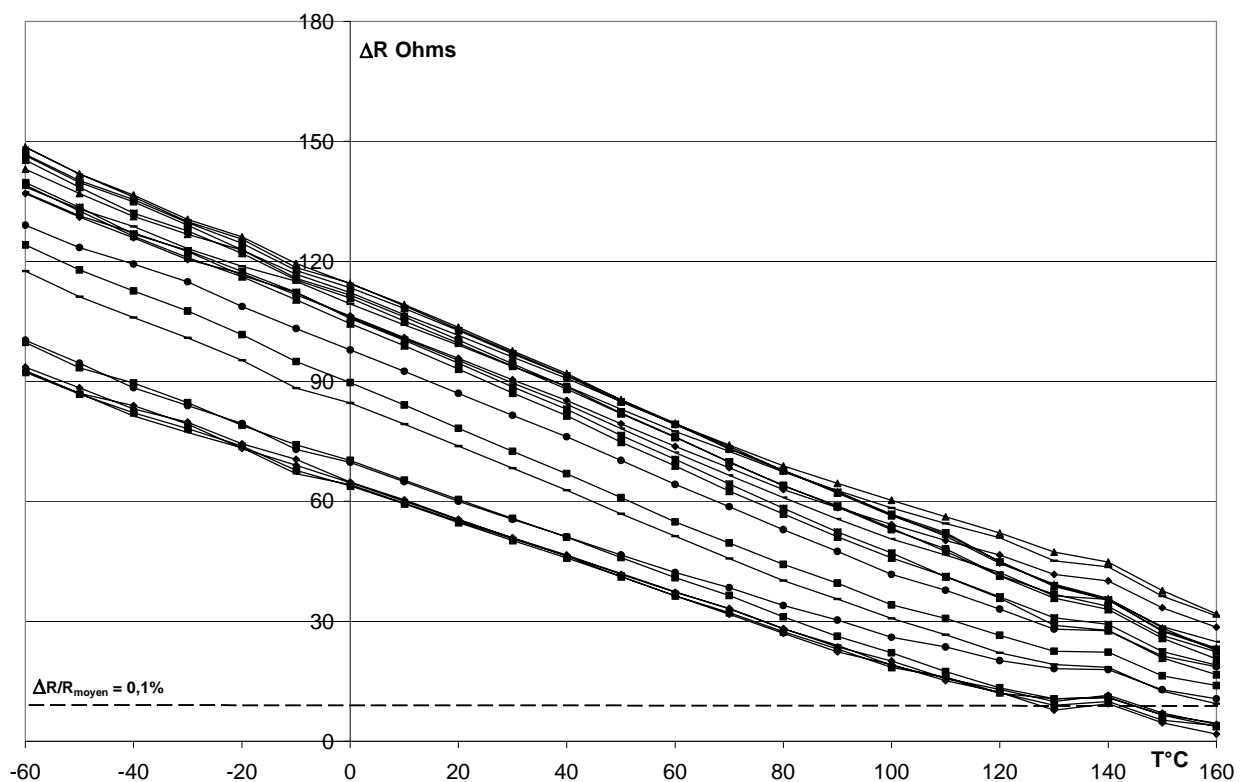


Figure IV-16 : Variation de résistance en fonction de la température des jauges  $R_{2n}$  de toutes les rosettes entre la puce flottante et le boîtier ouvert par la face arrière

Ces courbes représentent la variation de résistance en fonction de la température entre le même état de référence que précédemment (puce flottante sans contrainte) et celui obtenu par l'ouverture mécanique de la face arrière du boîtier (Figure IV-13). L'influence des interfaces de la colle, d'une part avec le silicium et d'autre part avec son plot de report, est ici éliminée. La résine d'encapsulation présente sur les côtés et à la surface supérieure du silicium est la seule responsable des contraintes. Les courbes sont pratiquement linéaires sur



toute la gamme de température ce qui vérifie ainsi l'hypothèse précédente. Elles confirment également le comportement linéaire de la résine d'encapsulation qui est au-dessous de sa température de transition vitreuse.

Si on considère une plage d'utilisation courante (-40°C +85°C), la variation de résistance correspondant à l'état de contrainte du CI à 85°C est de 40 à 60 Ohms pour le boîtier PQFP80 fourni par AMS. La sensibilité des jauges de type N de l'ATC3 est donc suffisante pour envisager la détermination des contraintes dues à l'encapsulation plastique. Par contre, celles des jauges P est insuffisante. En effet, comme le montrent les courbes de la figure suivante (Figure IV-17), la variation maximale des résistances en fonction de la température entre l'état de référence (puce flottante) et l'état contraint (boîtier complet) n'est que d'une dizaine d'Ohms. Cette variation est équivalente à celle induite par la régulation de la température de l'enceinte climatique, et ne permet donc pas de conclure sur le niveau des contraintes.

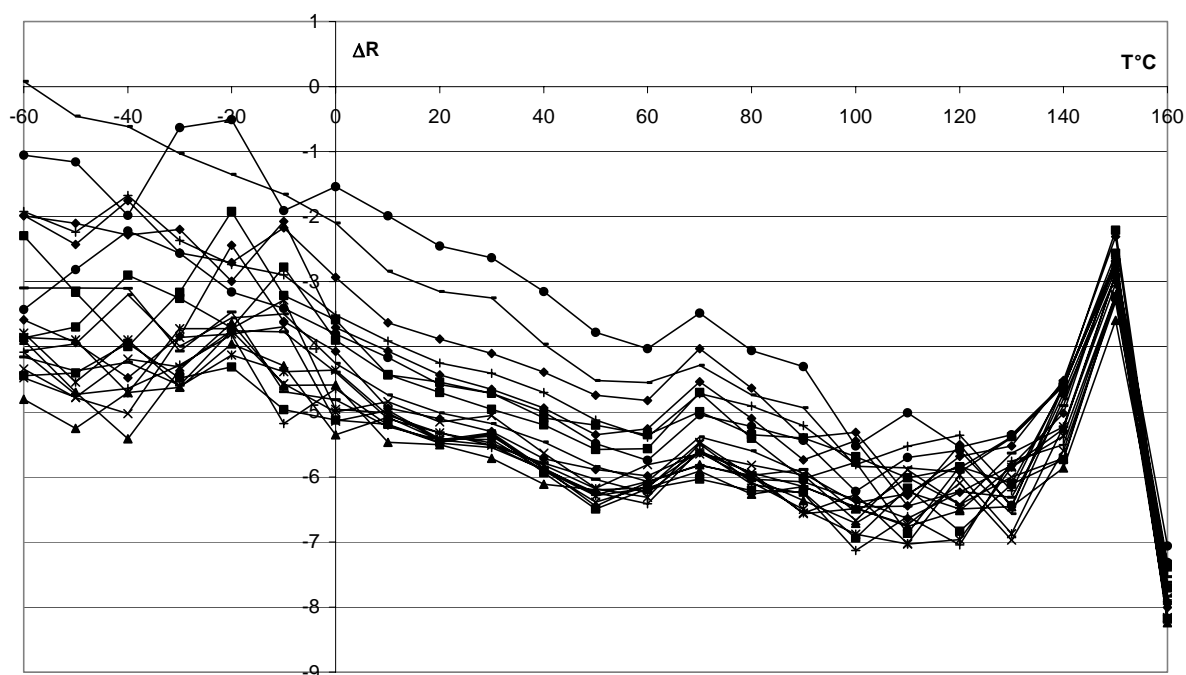


Figure IV-17 : Variation de résistance en fonction de la température des jauges  $R_{3p}$  de toutes les rosettes entre la puce flottante et le boîtier complet

Il n'y a pas de corrélation évidente entre le sens de variation des courbes et la présence d'une contrainte de compression de plus en plus élevée quand la température diminue. La sensibilité des jauges est donc très inférieure à l'effet de régulation de l'enceinte climatique.

Cette faible sensibilité est probablement due à un dopage très élevé des résistances de type P, dont nous n'avons pas la maîtrise [PET,97].

#### **IV.4.8 Evaluation des contraintes subies par le circuit intégré à l'aide des jauges**

La détermination des contraintes à l'aide des relations (66) à (69) nécessite de connaître la valeur des coefficients piézo-résistifs des jauges. Certains auteurs ont publié des courbes et des relations [KAN,82], [TUF,63] donnant la valeur de ces coefficients en fonction du niveau de dopage du silicium et de la température. Dans le cas de l'ATC3, le fondeur n'a pas communiqué le niveau de dopage des résistances diffusées. Un autre moyen de les obtenir consiste à utiliser une méthode expérimentale mettant le CI dans un état de contrainte simple et connu, et de les mesurer. Les différentes méthodes généralement employées consistent à solliciter un barreau de silicium par une flexion quatre pointes plaçant ainsi une de ces faces en compression ou en tension. Il faut disposer pour cela d'un barreau ayant une longueur de quelques centimètres. L'ATC3 est issu d'une fabrication multi-projets pour laquelle les wafers contiennent des CI d'origines différentes et dans une quantité limitée. Pour cette raison, nous ne disposons pas de morceau de wafer contenant plusieurs ATC.

Le manque de sensibilité des jauges de type P réduit le système d'équations pour déterminer les contraintes, aux relations ne faisant intervenir que les jauges de type N : (62) et (63). Ces deux relations font intervenir les trois composantes de traction-compression de la contrainte ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$ ). En prenant l'hypothèse des contraintes planes ( $\sigma_z = 0$ , voir § IV.3), le système devient :

$$\frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} = \frac{\pi_{11}^n + \pi_{12}^n + \pi_{44}^n}{2} \sigma_y + \frac{\pi_{11}^n + \pi_{12}^n - \pi_{44}^n}{2} \sigma_x \quad (72)$$

$$\frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}} = \frac{\pi_{11}^n + \pi_{12}^n - \pi_{44}^n}{2} \sigma_y + \frac{\pi_{11}^n + \pi_{12}^n + \pi_{44}^n}{2} \sigma_x \quad (73)$$

On peut alors déduire l'expression des deux composantes  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  :

$$\sigma_x = \frac{\frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}} (\pi_{11}^n + \pi_{12}^n + \pi_{44}^n) - \frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} (\pi_{11}^n + \pi_{12}^n - \pi_{44}^n)}{2\pi_{44}^n (\pi_{11}^n + \pi_{12}^n)} \quad (74)$$

$$\sigma_y = \frac{\frac{\Delta R_{1n}}{R_{1n}} (\pi_{11}^n + \pi_{12}^n + \pi_{44}^n) - \frac{\Delta R_{2n}}{R_{2n}} (\pi_{11}^n + \pi_{12}^n - \pi_{44}^n)}{2\pi_{44}^n (\pi_{11}^n + \pi_{12}^n)} \quad (75)$$

En prenant les valeurs des coefficients piézo-résistifs de l'étude bibliographique précédente (Tableau IV-1) et correspondant à un dopage élevé [SWE,93], on a obtenu les

courbes suivantes pour les deux composantes de la contrainte  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  en fonction de la température (Figure IV-18 et Figure IV-19):

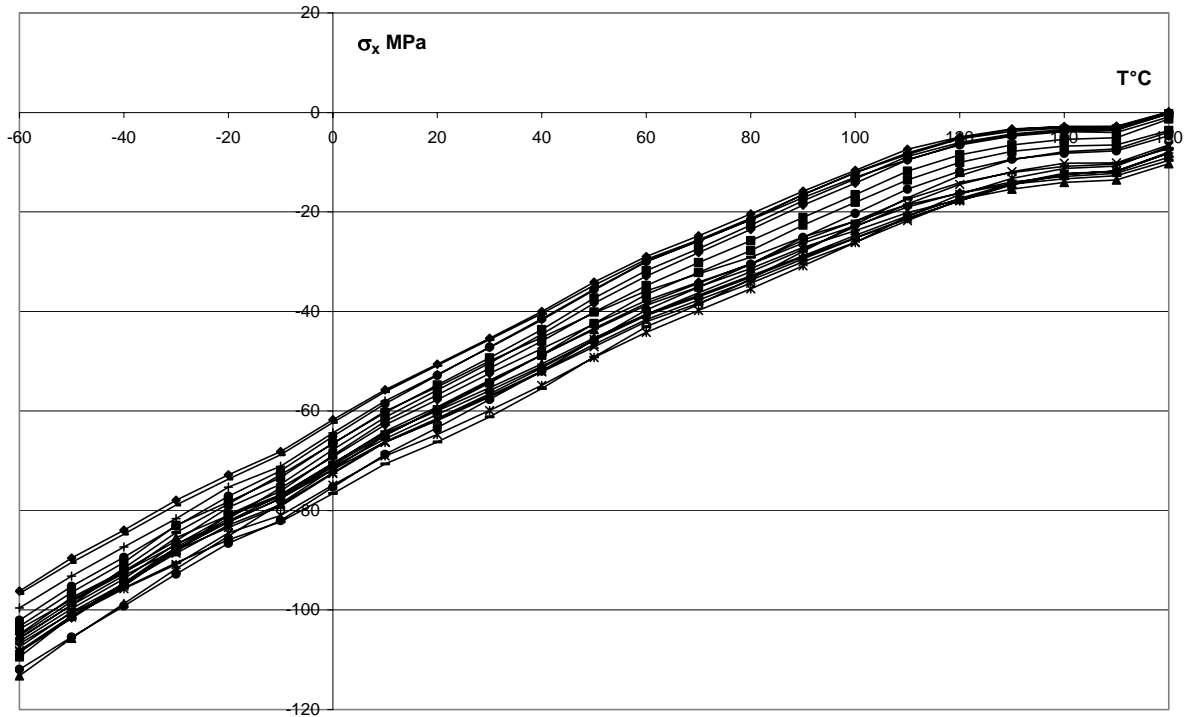


Figure IV-18 : Valeur estimée de la contrainte  $\sigma_x$  pour toutes les jauges d'un ATC en fonction de la température

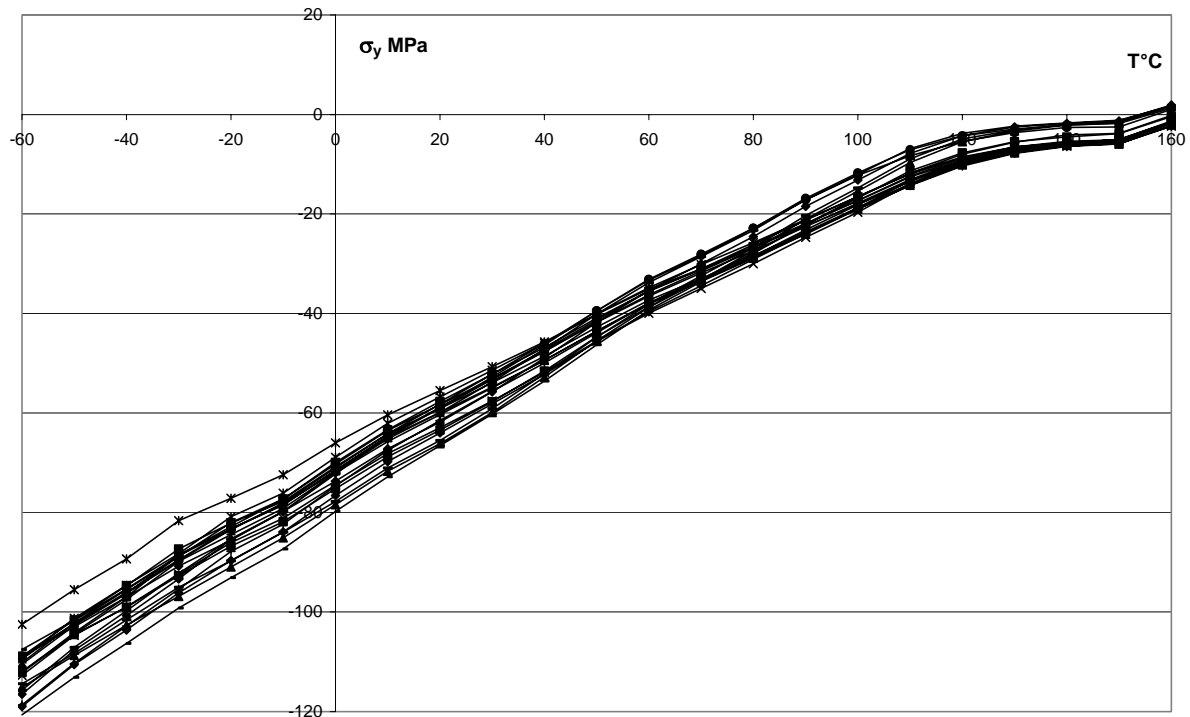


Figure IV-19 : Valeur estimée de la contrainte  $\sigma_y$  pour toutes les jauges d'un ATC en fonction de la température

Les deux composantes sont de signe négatif ce qui traduit un état de compression du silicium, qui augmente linéairement avec la diminution de la température à partir de 60 $^{\circ}\text{C}$ . L'intensité de la contrainte de compression dans les deux axes du plan du silicium est uniforme sur toute la surface d'implantation des jauges (le quart du CI) et par symétrie sur la surface totale de celui-ci. Ce résultat est cohérent avec la nature uni-axiale de la contrainte et le fait que le boîtier et la puce sont carrés : il y a égalité de l'intensité des deux composantes car la compression est uniforme et égale suivant les deux direction x et y. Ces résultats sont vérifiés à l'aide d'une simulation par éléments finis présentée au § IV.5. Enfin, on peut estimer l'ordre de grandeur de ces contraintes à la centaine de MPa à -60 $^{\circ}\text{C}$  et à la moitié pour la température ambiante.

Afin d'estimer l'erreur commise en utilisant la loi polynomiale nous avons recalculé les contraintes en prenant comme état de référence celui donné par la loi polynomiale d'ordre deux recalé avec la valeur mesurée à 160 $^{\circ}\text{C}$ . La figure suivante (Figure IV-20) permet de comparer les deux résultats sur une rosette ayant un comportement moyen parmi les vingt que comporte l'ATC3.

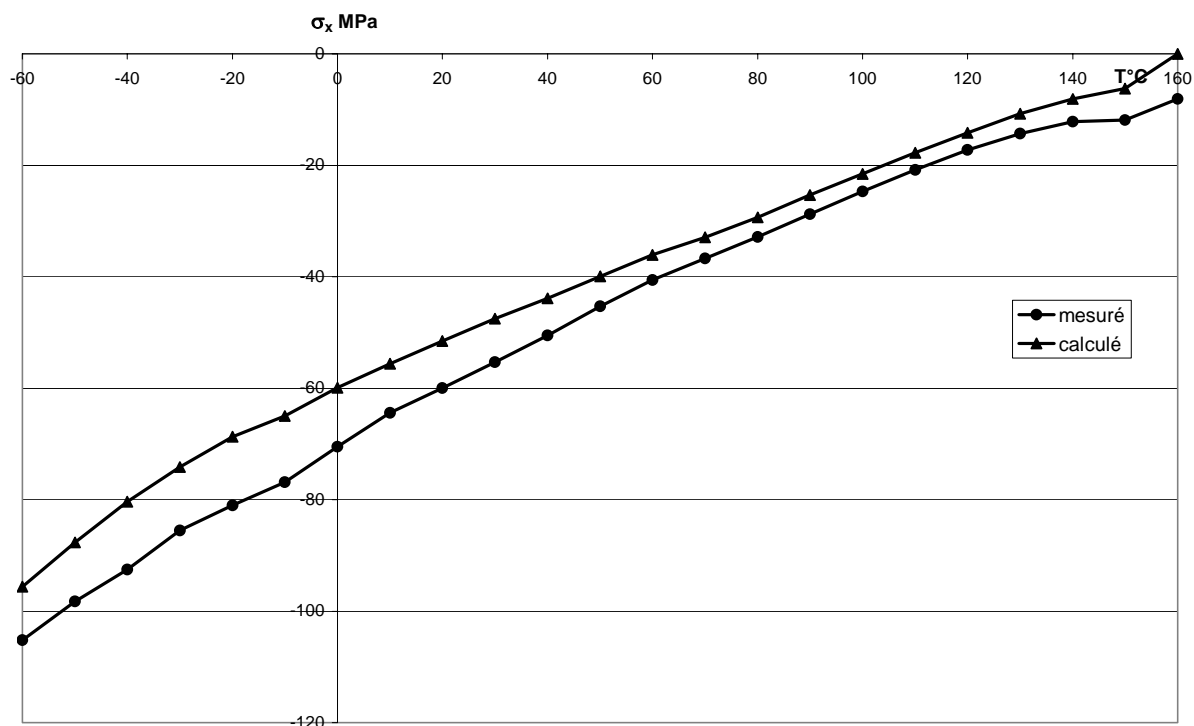


Figure IV-20 : Evolution de la composante  $\sigma_x$  en fonction de la température obtenue à partir de la référence mesurée (mesuré) et à partir de la loi de comportement en température recalée à  $160^\circ\text{C}$  (calculé)

L'écart le plus important atteint 11 MPa à  $-30^\circ\text{C}$ . Ce résultat montre que dans le cas où l'on ne dispose pas d'un étalonnage du CI avec lequel on effectue les mesures, l'erreur commise n'est pas négligeable puisqu'elle peut atteindre 10%. Pour l'évaluation des faibles niveaux de contraintes, un étalonnage préalable de chaque CI utilisé sera préférable à l'utilisation de la loi de comportement en température.

#### IV.5 Estimation des contraintes dues à l'encapsulation par simulation numérique

Le fabricant nous ayant fourni les principales caractéristiques des matériaux utilisés pour la fabrication du boîtier PQFP80, nous avons effectué une simulation par éléments finis afin de confirmer les résultats expérimentaux précédents. Le modèle représente le quart du boîtier en trois dimensions et comprend les éléments suivants :

- la puce de silicium
- la colle de report
- le plot de report
- la résine d'enrobage

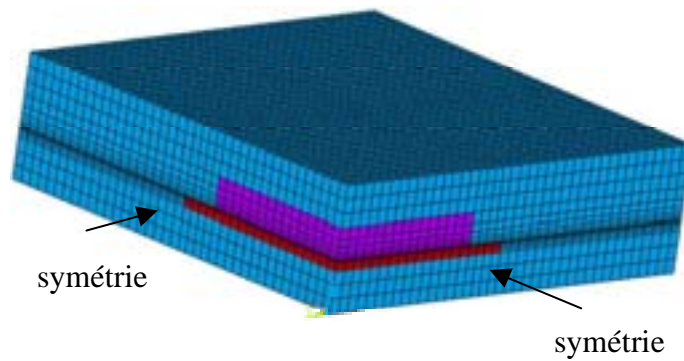


Figure IV-21 : Maillage de la structure simulée du PQFP80

Pour simplifier la simulation, les broches du boîtier n'ont pas été modélisées et le comportement non linéaire de la colle n'a pas été pris en compte. Nous avons seulement cherché à obtenir l'état de contrainte du silicium dans le pire cas (à  $-60^{\circ}\text{C}$ ) afin de confirmer l'ordre de grandeur et la répartition des contraintes ainsi que la légitimité de l'hypothèse des contraintes planes. Il s'agit donc d'une simulation linéaire prenant en compte les caractéristiques suivantes pour les quatre matériaux du modèle (Tableau IV-5):

matériau	E (GPa)	$\nu$	$\alpha$ (ppm/ $^{\circ}\text{C}$ )
résine d'enrobage	19	0,3	11
silicium	170	0,3	2,3
cuiivre (plage d'accueil)	120	0,35	17
colle de report	2	0,4	90

Tableau IV-5 : Caractéristiques physiques des matériaux

La température de référence pour laquelle la structure est libre de toute contrainte est fixée à  $160^{\circ}\text{C}$  et le chargement est l'application uniforme d'une température égale à  $-60^{\circ}\text{C}$ . Les résultats sont lus sous forme de cartographies pour les différentes composantes de la contrainte :  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  et  $\sigma_{xy}$ .

Les cartographies de  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  (Figure IV-22 et Figure IV-23) confirment la répartition uniforme de ces composantes uni-axiales. L'intensité moyenne est comprise entre 90 et 120 MPa et elle est identique pour les deux composantes. Cette valeur est du même ordre de grandeur que la mesure réalisée à l'aide de l'ATC3.

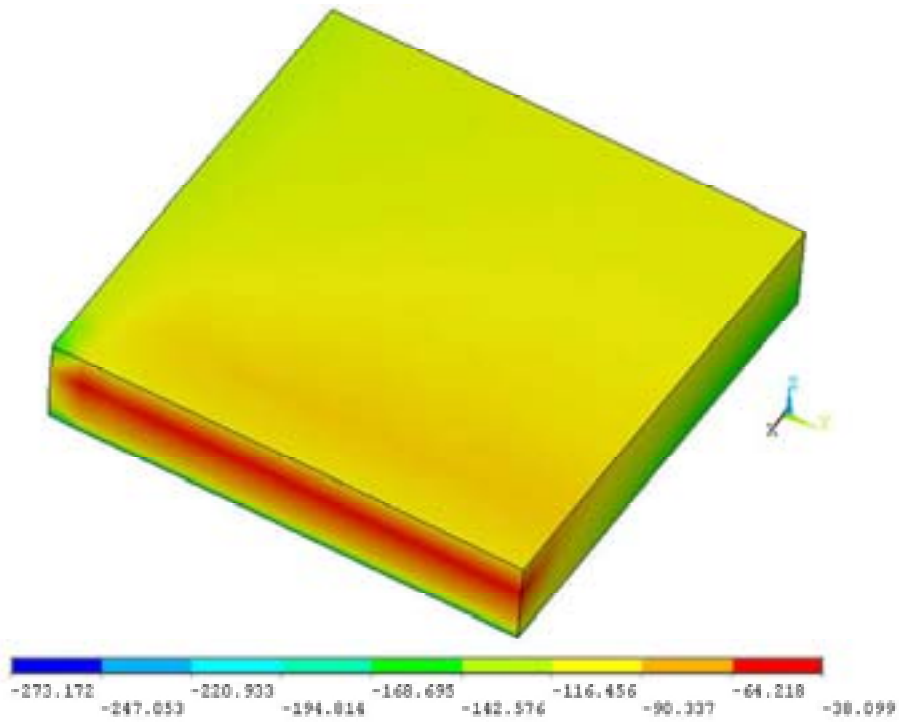


Figure IV-22 : Cartographie de la composante  $\sigma_x$  à la surface du silicium à  $-60^\circ\text{C}$

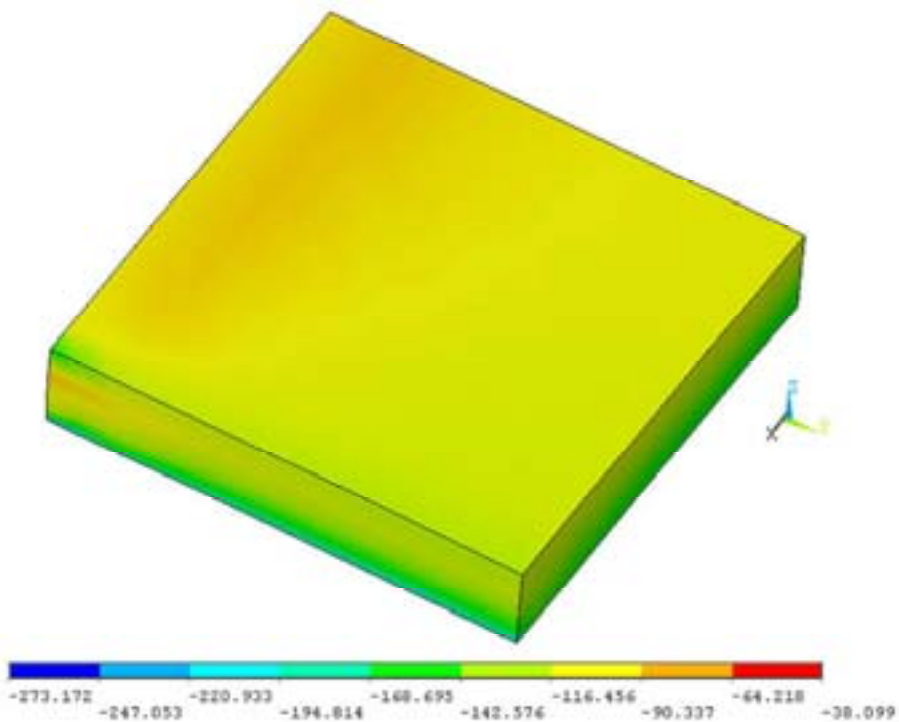
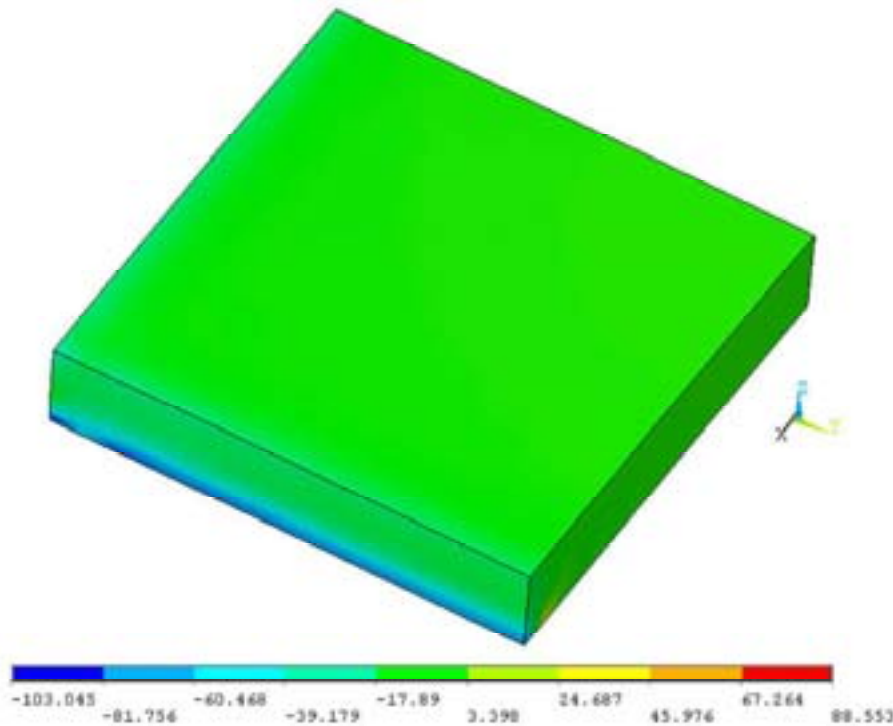


Figure IV-23 : Cartographie de la composante  $\sigma_y$  à la surface du silicium à  $-60^\circ\text{C}$

La répartition de la composante  $\sigma_z$  est rigoureusement uniforme à la surface du silicium (Figure IV-24) et son intensité est de l'ordre de 4 MPa ce qui est très inférieur aux deux composantes précédentes et justifie l'hypothèse des contraintes planes.



**Figure IV-24 : Cartographie de la composante  $\sigma_z$  à la surface du silicium à  $-60^\circ\text{C}$**

La cartographie de la composante de cisaillement  $\sigma_{xy}$  montre un maximum au coin de la puce de 50 MPa (Figure IV-25). Cette composante est nulle au centre car c'est le lieu traversé par l'axe de symétrie de la structure, là où les déplacements sont nuls. Il n'y a pas dans notre cas de corrélation possible avec les résultats de mesure de l'ATC3 car les jauges de type P sont nécessaires pour calculer cette composante. C'est néanmoins une composante indispensable dans l'analyse des contraintes imposées par l'enrobage car elle est également représentative de l'état de contrainte de l'interface entre la passivation et la résine du boîtier. Une délamination de cette interface pourrait ainsi être détectée grâce à la mesure et à l'analyse de cette composante.



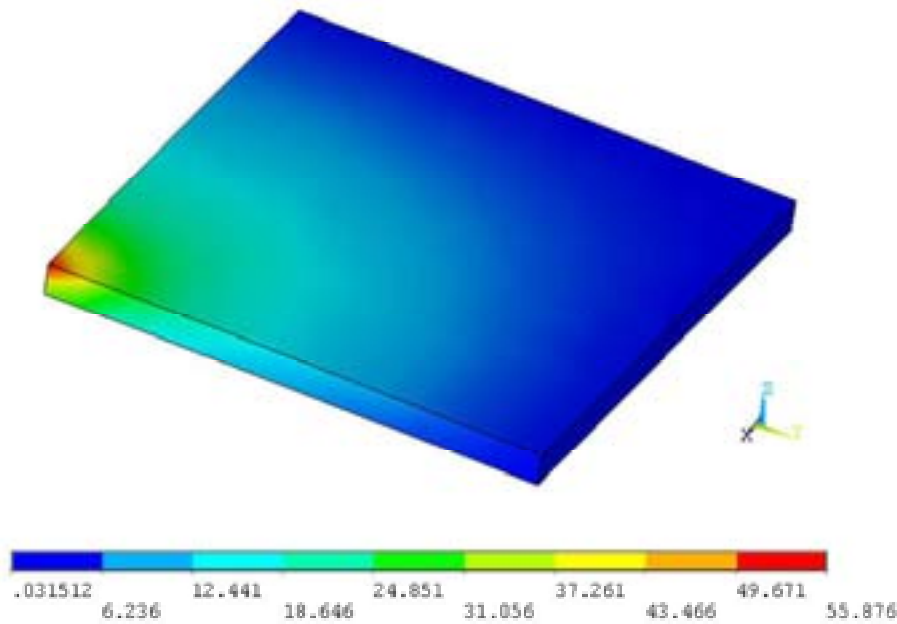


Figure IV-25 : Cartographie de la composante de cisaillement  $\sigma_{xy}$  à la surface du silicium à  $-60^{\circ}\text{C}$

## IV.6 Circuit intégré ATC3\_2

### IV.6.1 Cahier des charges

Afin de répondre au mieux aux besoins de qualification des nouvelles technologies d'encapsulation pour l'industrie spatiale (MCM, Glob-Top, 3D), un cahier des charges a été défini pour la conception d'un nouveau circuit de test ATC3\_2, en parallèle avec l'évaluation de l'ATC3. Ce nouveau circuit doit :

- conserver les dimensions de son prédécesseur (5 mm x 5 mm) et permettre, à la découpe du wafer, l'obtention de CI de plus grandes tailles, rectangulaires ou carrées jusqu'à 15 mm x 15 mm.
- pouvoir être livré en plus grande quantité (quelques centaines) sous forme de wafer afin de maîtriser la découpe des circuits.

Il doit également comporter :

- des capteurs de température et de contraintes réparties uniformément sur toute la surface du CI
- plusieurs éléments chauffants indépendants portant la puissance totale dissipée à 3,5 W

Enfin, il doit pouvoir tester :

- la corrosion des pistes d'aluminium

- l'humidité présente à la surface du CI
- le micro-câblage à l'aide de plots de câblage structurés en « daisy-chain ».

## **IV.6.2 Conception**

### **IV.6.2.1 Choix de la technologie**

Afin de conserver une partie du travail de conception réalisé pour l'ATC3 la technologie AMS BiCMOS 0,8  $\mu\text{m}$  a été conservée. Cela permet également de profiter de l'expérience acquise lors de la caractérisation de l'ATC3. Cependant le mode de réalisation sera différent, il s'agira d'une fabrication dédiée afin de disposer de wafers complets. La quantité envisagée est de deux wafers contenant chacun environ 230 ATC. La disponibilité de ces wafers permettra de découper des bandes de largeur égale à un ou deux circuits afin d'effectuer les mesures expérimentales nécessaires à la détermination des coefficients piézorésistifs.

### **IV.6.2.2 Redondance des plots d'entrées-sorties**

Pour conserver la fonctionnalité de blocs comprenant plusieurs CI, il faut pouvoir accéder aux entrées-sorties du circuit depuis n'importe lequel de ses côtés. Pour assurer cette possibilité de câblage redondant, nous avons fait en sorte que tous les plots de câblage nécessaires au fonctionnement du circuit logent sur un seul côté. Un bus faisant le tour du CI permet de distribuer l'ensemble des signaux électriques et de relier ainsi les plots identiques sur les quatre côtés. L'avantage d'une telle fonctionnalité est double. Cela permet de découper, à partir du wafer, des puces de plus grande taille et de formes différentes de celles du circuit de base, et d'autre part d'effectuer par un premier câblage, un étalonnage préalable des capteurs. En effet, lors de l'encapsulation finale il y aura toujours au moins un côté non utilisé pour le câblage quelle que soit la configuration de découpe.

### **IV.6.2.3 Rosettes**

Le nombre de rosettes a été réduit à seize, réparties uniformément sur la surface du CI (Figure IV-26). La conception du circuit ATC3\_2 a été effectuée avant que tous les résultats de l'ATC3 soient connus et notamment ceux obtenus à partir de l'ouverture des boîtiers plastiques PQFP80 qui ont confirmé le manque de sensibilité des jauges de type P. Pour cette raison, la conception de ces capteurs n'a pas été modifiée mais nous avons néanmoins ajouté une jauge de type N orientée à 45° qui permet de résoudre le système d'équations avec l'hypothèse des contraintes planes, et de déterminer les composantes de la contraintes dans le

plan du silicium :  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_{xy}$ . Mis à part cette jauge supplémentaire, les rosettes de l'ATC3\_2 sont identiques à celles de l'ATC3.

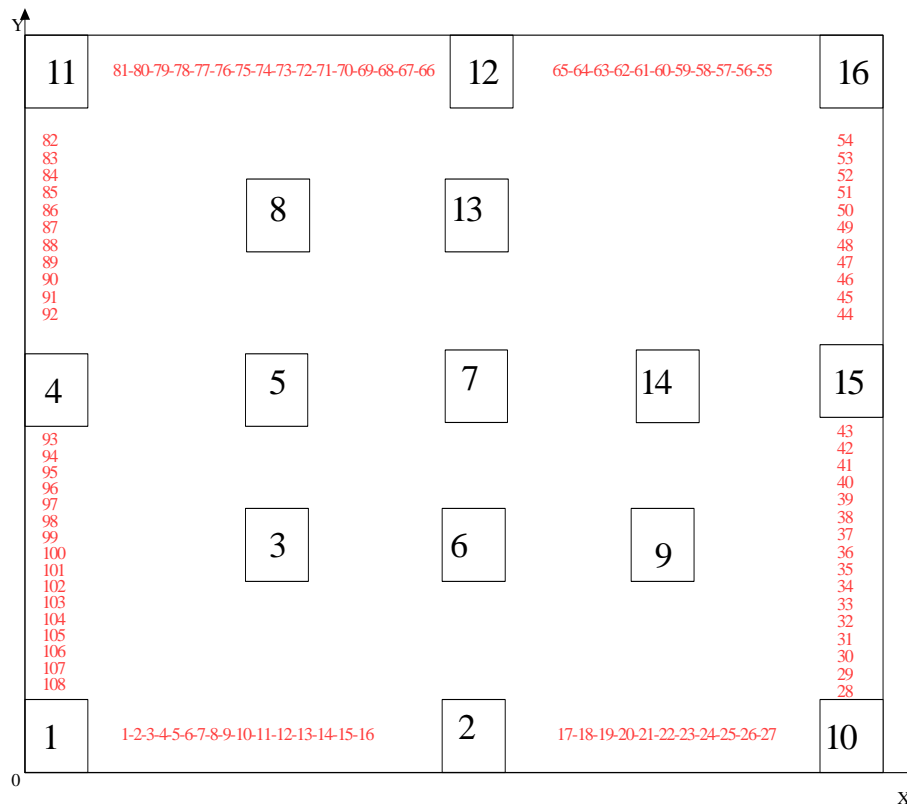


Figure IV-26 : Implantation et numérotation des rosettes de l'ATC3\_2

#### IV.6.2.4 Dissipation thermique

Quatre éléments en polysilicium sont disposés parallèlement à chacun des côtés de l'ATC. Leur résistance de 38 Ohms accepte un courant maximum de 160 mA permettant de dissiper 1 Watt par élément. Compte tenu de la largeur des pistes nécessaire à leur alimentation, ces résistances ne sont pas reliées au bus du CI et disposent donc chacune de leurs plots de connexion.

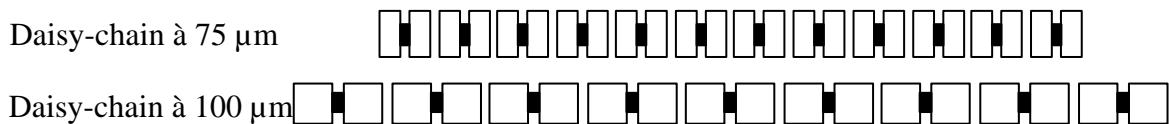
#### IV.6.2.5 Capteur d'humidité

Une structure inter digitée, réalisée en aluminium de niveau supérieur, est disposée au centre de l'ATC occupant environ 3 mm<sup>2</sup> (Figure IV-28). La largeur des pistes qui la composent ainsi que leur espacement sont fixés au minimum autorisé par la technologie (respectivement 1,6 µm et 1,2 µm). Cette structure forme un condensateur dont le diélectrique est constitué essentiellement par la passivation. La variation de la capacité de ce condensateur

devrait représenter le taux d'humidité présent à la surface du silicium, à condition de dégrader la qualité de la passivation afin de la rendre poreuse. Pour concentrer les lignes de champ au maximum vers la surface, un plan de masse réalisé en aluminium de niveau inférieur est placé sous la totalité de la surface du condensateur. Une simulation électrostatique nous a permis d'évaluer la capacité nominale à 80 pF.

#### **IV.6.2.6 Test du micro-câblage**

Pour tester la fiabilité des micro-câblages, deux types structures en « daisy-chain » sont disposées sur tous les bords du CI (Figure IV-27). Ces deux structures sont en fait des séries de deux plots court-circuités, l'une réalisée à l'aide plot carrés de 75  $\mu\text{m}$  de côté et disposés selon un pas de 100  $\mu\text{m}$ , et l'autre utilisant des plots rectangulaires de 86  $\mu\text{m}$  x 50  $\mu\text{m}$  implantés à un pas de 75  $\mu\text{m}$ . Ces caractéristiques représentent les meilleurs performances actuelles en matière de micro-câblage.



**Figure IV-27 : Structure de test du micro-câblage : « Daisy-Chain »**

#### IV.6.2.7 Topographie du circuit ATC3\_2

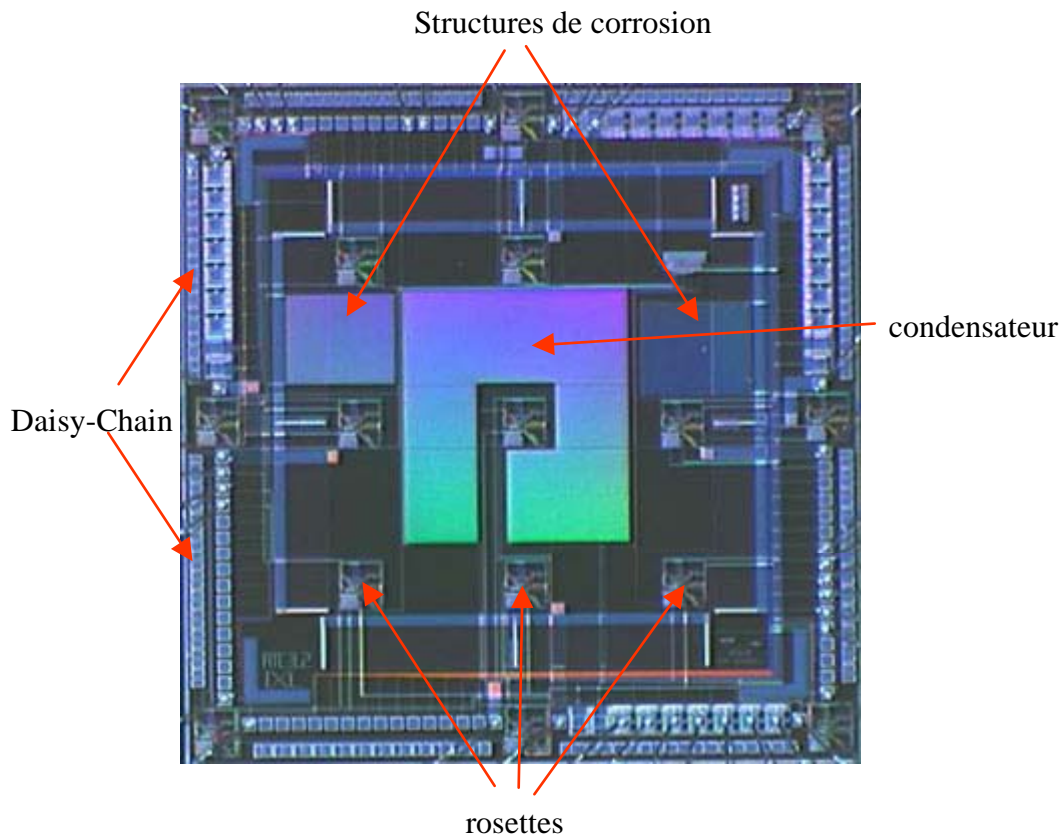


Figure IV-28 : Vue au microscope optique de l'ATC3\_2

#### IV.7 Conclusion

L'ATC3 a permis d'étudier la faisabilité d'un circuit de test d'assemblage dans des conditions réelles d'encapsulation. Nous avons démontré que des jauges piézorésistives sont suffisamment sensibles pour mesurer les contraintes induites par l'enrobage des CI. Une grande rigueur et une très bonne précision sont cependant nécessaires dans les mesures, compte tenu de la gamme des contraintes à mesurer (0 à 100 ou 200 MPa).

L'utilisation de jauges possédant un dopage de type N doit être suffisante pour déterminer les composantes de la contrainte situées dans le plan du silicium ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  et  $\sigma_{xy}$ ) en utilisant l'hypothèse des contraintes planes ( $\sigma_z = 0$ ). Cette simplification diminue alors la précision avec laquelle les valeurs des contraintes sont obtenues. Une bonne précision, pour l'estimation des faibles niveaux de contraintes ou pour la discrimination des technologies voisines, ne pourra être obtenue qu'en utilisant conjointement des jauges de type N et P, et en

effectuant un étalonnage de chaque CI utilisé. L'utilisation de jauges de type P ne peut se faire qu'en maîtrisant le niveau de dopage dès la conception, compte tenu de la très faible sensibilité de ce type de matériaux à dopage élevé.

Le nouveau circuit ATC3\_2 que nous avons conçu offrira la possibilité de mesurer les coefficients piézorésistifs de ses jauges. Ce circuit devrait donc permettre de déterminer réellement le niveau des contraintes et de mieux évaluer la précision avec laquelle on peut les obtenir.

---

## CONCLUSION

---

Dans ce travail nous avons mis en œuvre une approche renouvelée de la fiabilité appliquée aux assemblages microélectroniques à travers l'étude de leur comportement thermomécanique au niveau des joints brasés et des interfaces entre le circuit intégré et son enrobage plastique.

- L'analyse des différentes technologies d'enrobage plastique des composants électroniques, des différents modes de report sur circuit imprimé et des principaux modes de défaillances associés aux composants et aux assemblages a permis de mettre en évidence l'extrême complexité de la constitution des composants et la grande variété de matériaux utilisés dans leur fabrication. La demande permanente de miniaturisation, d'augmentation de performance et de fiabilité ont entraîné une évolution constante de leur architecture interne et des matériaux qui les constituent. Ainsi, les progrès récents réalisés dans la maîtrise des procédés de fabrication, dans la qualité des matériaux utilisés ou encore dans le contrôle de leurs caractéristiques physiques, permettent aujourd'hui d'envisager l'utilisation de composants « non hermétiques » dans des systèmes pour lesquels un haut niveau de fiabilité est requis. Nous avons retenu comme causes principales de défaillances la fatigue thermomécanique des joints brasés au niveau de l'assemblage, et la présence d'humidité et de contraintes dues à l'enrobage au niveau du composant.
  
- Après avoir étudié le mode de sollicitation et de dégradation du joint brasé, nous avons dégagé les paramètres prépondérants qui sont à l'origine des contraintes thermomécaniques présentes dans l'assemblage d'un composant sur circuit imprimé. Nous avons ensuite appliqué une approche renouvelée de la fiabilité à ce mode de défaillance :
  - Nous avons construit un modèle analytique afin d'évaluer la criticité thermomécanique des assemblages. Il permet un classement relatif de plusieurs configurations et constitue à ce titre une aide simple et rapide aux choix des différentes technologies. Cette démarche s'inscrit dans l'intégration de la fiabilité au niveau de la conception.
  - Nous avons effectué la même démarche en utilisant un outil de simulation numérique par éléments finis. A l'aide de cet outil, plus lourd d'utilisation mais

plus précis, nous avons confirmé les résultats obtenus par le modèle analytique et également montré que, compte tenu de l'augmentation des moyens de calcul, il pouvait également être utilisé dès la phase de conception.

- Une étude expérimentale par vieillissement accéléré portant sur une partie des assemblages étudiés dans l'étude théorique, a permis de valider les deux méthodes. L'utilisation de cette procédure expérimentale nous a permis de mettre en évidence un indicateur précoce de défaillance utilisable lorsque le procédé d'assemblage est stable et maîtrisé. Cet indicateur doit permettre, dans ces conditions, de réduire la durée des tests de qualification. Nous avons également décrit la mise en place d'un test générique, qui avec l'utilisation conjointe d'une loi de dégradation et de simulations numériques, permet d'extrapoler une procédure de qualification à d'autres configurations technologiques ou à d'autres conditions de chargement. La définition et l'utilisation de ce modèle mixte de dégradation s'inscrit dans une démarche qui consiste à rechercher et à modéliser les phénomènes de dégradation dans le but de modéliser la fiabilité.
  - Finalement, à l'aide de ce modèle mixte et de résultats expérimentaux, nous avons calculé la distribution de la durée de vie de deux assemblages à billes à partir de la distribution d'un paramètre géométrique (hauteur du joint brasé) puis nous avons extrapolé cette distribution à des conditions d'utilisations opérationnelles. Cette méthode permet d'évaluer l'effet de la dispersion des paramètres technologiques sur la distribution de la durée de vie. L'objectif est alors de mieux contrôler le taux de défaillance pendant la période d'utilisation, sans forcément changer la durée de vie.
- La nature même de l'enrobage plastique est source de défaillances potentielles du circuit qu'il protège par ailleurs. C'est la raison pour laquelle le laboratoire IXL s'est intéressé depuis quelques années à la conception, à la réalisation, et à l'évaluation de circuits intégrés spécifiques de test, capables de mesurer *in situ* les conséquences de leur enrobage plastique.
    - La nouvelle génération de circuits que nous avons conçus dans un premier temps comprend des jauges de contraintes piézorésistives : ce sont des résistances diffusées de type N ou P, orientées suivant des axes cristallographiques précis du silicium. Nous avons montré que les capteurs de type N possèdent une sensibilité suffisante pour mesurer les contraintes thermomécaniques imposées par l'enrobage



plastique sur le circuit intégré. Par contre, la réponse des capteurs de type P n'est pas suffisante dans la gamme de contrainte que nous avons envisagée. Les valeurs absolues des composantes de la contrainte situées dans le plan du circuit, ne sont accessibles qu'après avoir déterminé les coefficients piézorésistifs par un étalonnage expérimental réalisé sur des échantillons issus du même wafer. Une bonne précision dans la détermination de ces contraintes ne peut être obtenue qu'en effectuant un étalonnage préalable en température de chaque circuit. Néanmoins, des études comparatives de diverses technologies d'enrobage pourront être effectuées sans les deux préliminaires précédents.

- En parallèle, nous avons établi le cahier des charges d'une nouvelle génération de circuits dotée d'une jauge de contrainte supplémentaire de type N afin de pallier le manque de sensibilité des capteurs de type P. Ce circuit possède également un capteur d'humidité sous la forme d'un condensateur inter digité de grande surface (3 mm<sup>2</sup>). La redondance des plots d'entrée-sortie sur les quatre côtés permettra, grâce à une découpe personnalisée du wafer, d'obtenir des puces de tailles et de dimensions variées. Enfin, la livraison de ce circuit sous forme de wafer permettra la mise en place d'une procédure expérimentale de mesure des coefficients piézorésistifs.

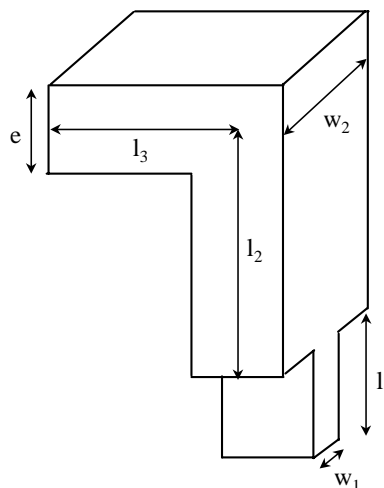
Ces circuits intégrés de test sont des outils qui permettent d'évaluer directement l'impact de l'enrobage plastique sur la fiabilité du composant. Leur utilisation nécessitera une seconde phase de caractérisation pour déterminer les procédures de mise en œuvre en fonction de la précision recherchée. Le capteur d'humidité devra être caractérisé et sa sensibilité pourra être augmentée en dégradant localement la qualité de la passivation afin de la rendre plus perméable à l'humidité. Enfin, des fonctions analogiques et numériques pourront être ajoutées lors de la conception d'une autre génération de circuit afin de simplifier sa mise en œuvre. Par exemple, le capteur d'humidité pourra être intégré dans un oscillateur afin de délivrer une information mesurable à l'aide d'un simple fréquencemètre. L'ATC représentera alors une aide efficace dans la modélisation des phénomènes de dégradation engendrés par la présence des contraintes et de l'humidité dans le boîtier du composant.

Le contrôle de la distribution des durées de vie des composants et des assemblages peut se faire en étudiant l'impact de la dispersion de tous les paramètres prépondérants. Ils se situent au niveau de la technologie et des procédés de fabrication, des matériaux, de la

géométrie, mais également au niveau des profils de mission. Pour atteindre ce but, les tests expérimentaux sont nécessaires dans un premier temps pour valider les modélisations physiques des phénomènes de dégradation. Ensuite, le développement d'un outil informatique capable d'intégrer plusieurs lois de dégradation et de déclencher les simulations physiques associées, constituerait un atout certain pour progresser vers la simulation de la fiabilité.

## ANNEXE

### Caractéristiques des assemblages étudiés dans le chapitre II



	$l_1$ (mm)	$l_2$ (mm)	$l_3$ (mm)	$w_1$ (mm)	$w_2$ (mm)	$e$ (mm)
TSOP44	0	0,3	0,09	0,33	0,33	0,15
PQFP80	0	0,7	0,6	0,3	0,3	0,16
SOJ40	0,3	0,8	0,2	0,41	0,75	0,2

#### *Dimensions des broches*

	longueur (mm)	largeur (mm)	nombre de broches / pas (mm)
TSOP44	21	10,16	44 / 0,8
PQFP80	14	14	80 / 0,65
SOJ40	26	10,16	40 / 1,27

#### *Caractéristiques « externes » des 3 boîtiers*

	Puce	Plot de report
TSOP44	16,5mm x 7,5mm x 350 $\mu$	19,5mm x 7,7mm x 160 $\mu$
PQFP80	7,2mm x 6mm x 480 $\mu$	10,4mm x 10,4mm x 180 $\mu$
SOJ40	9mm x 5,7mm x 300 $\mu$	absence de plot de report. épaisseur lead frame : 200 $\mu$ équivalent à 12mm x 9mm x 200 $\mu$

#### *Dimensions des constituants internes des 3 boîtiers*



---

**BIBLIOGRAPHIE**

---

- [ALP,94] ALPERN P., WICHER V., TILGNER R., *A simple test chip to assess chip and package design in the case of plastic assembling*, IEEE Transactions on components, packaging and manufacturing technology, part A, volume 17 n° 4 December 1994, p583-589
- [ANS,01] ANSON S. J., *Failure analysis for area array packages*, HDI the magazine of high-density interconnect, vol. 4, n° 8 et 9, août et septembre 2001
- [ASH,91] ASHBY M. F., JONES D.R.H., *MATERIAUX 1 : Propriétés et applications, MATERIAUX 2 : Microstructure et mise en œuvre*, Dunod, 1991
- [AUD,96] AUDIGIER V., *Etude du comportement en fatigue des joints brasés de composants électroniques montés en surface*, Thèse de doctorat de l'ENSAM de Bordeaux, juillet 1996, n°96.17
- [BAZ,93] BAZERGUI A., BUI-QUOC T., BIRON A., McINTYRE G., LABERGE C., *Résistance des matériaux, Deuxième édition*, Editions de l'école Polytechnique de Montréal, 1993
- [BEC,98] BECHOU L., *Conception et réalisation d'un système ultrasonore à balayage appliqué au diagnostic de défauts dans les microassemblages. Contribution à l'aide à l'interprétation par traitement de l'image et du signal*, Thèse de doctorat de l'Université Bordeaux 1, janvier 1998, n° 1853
- [BEE,01] BEELEN C., VERGULD M., *Trends in assembly processes for miniaturised consumer electronics*, Global SMT & packaging, volume 1, n°1, avril 2001
- [BIT,91] BITTLE D. A., SUHLING J. C., *Piezoresistive stress sensor for structural analysis of electronic packages*, Transactions of the ASME, Journal of Electronic Packaging, volume 113 n° 3 September 1991, p203-214
- [BLI,97] BLISH R.C., *Temperature cycling and thermal shock failure rate modeling*, 35th Annual Proceedings of the International Reliability Physics Symposium, IEEE, 1997, pp. 110-117

- [CUT,90] CUTIONGCO E.C., VAYNMAN S., FINE M.E. JEANNOTTE D.A., *Isothermal fatigue of 63Sn-37Pb solder*, Journal of Electronic Packaging, volume 112, June 1990, p110
- [DAN,01] DANTO Y., DELETAGE J-Y., VERDIER F., FREMONT H., *Evolution of reliability assesment in PCB assemblies*, XVI<sup>ème</sup> SBMicro, Pirenopolis (Brésil), p51-59, septembre 2001
- [DAS,92] DASGUPTA A., OYAN C., BARKER D., PECHT M., *Solder creep-fatigue analysis by an energy-partitioning approach*, Transactions of the ASME, Journal of Electronic Packaging, volume 114 n° 2 June 1992, p152-160
- [DEL,00] DELETAGE J-Y., FREMONT H., LOUIS P., DANTO Y., PLANO B., CARBONNE B., SALAGOITY M., FAURE C., *Life prediction of BGA & CSP assemblies using an experimental degradation law and FEM simulations*, IEMT Symposium, Santa-Clara, CA USA, October 2000
- [DEL,02] DELETAGE J-Y., VERDIER F. J-M., PLANO B., DANTO Y., *Reliability estimation of BGA & CSP assemblies using degradation law model and technological parameters deviations*, 9<sup>th</sup> IPFA, Singapore, p41-46, juillet 2002
- [DUC,97] DUCOS C., *Conception, réalisation et validation d'un circuit intégré de test pour la fiabilisation des technologies d'encapsulation plastique*, Thèse de doctorat de l'Université Bordeaux 1, octobre 1997, n°1742
- [EVA,00] EVANS J.W., EVANS J.Y., GHAFARIAN R., MAWER A., LEE K.T., SHIN C.H., *Simulation of fatigue distributions for ball grid array by the Monte Carlo method*, Microelectronics Reliability, volume 40, N° 7, July 2000, p1147-1155
- [FEN,94] FENECH A., *Optimization of technological choices in SMT with respect to thermomechanical stresses*, IEMT Symposium, La Jolla, CA USA, September 1994
- [FEN,96] FENECH A., *Etude d'assemblages microélectroniques soumis à des cycles thermiques. Application aux choix technologiques*, Thèse de doctorat de l'Université Bordeaux 1, juillet 1996, n°1427

- [FIA,01] Marché DGA N° 9.8.34.339.00.470.75.65, *fiabilité des Interfaces d'Assemblage : F.I.A.*, Consortium : Epsilon Ingenierie, INPG, Insidix, IXL, Matra BAe Dynamics, Snecma, Thomson-CSF, mars1999 - janvier 2001
- [FRE,01] FREMONT H., DELETAGE J-Y., PINTUS A., DANTO Y., *Evaluation of the Moisture Sensitivity of Molding Compounds of IC's Packages*, Transactions of the ASME, Journal of Electronic Packaging, volume123 n° 1 March 2001, p 16-18
- [GEE,88] GEE S. A., AKYLAS V. R., VAN DEN BOGERT W. F., *The design and calibration of a semiconductor strain gauge array*, Proceedings on Microelectronic Test Structure, volume 1, n° 1, February 1988, p185-191
- [GES,94] GESTEL R. V., *Reliability related research on plastic IC packages : a test chip approach*, Thèse, Delft University Press, 1994
- [GUO,95] GUO Y., *Experimental determination of effective coefficients of thermal expansion in electronic packaging*, International Intersociety Electronics Packaging Conference – INTERpack '95, March 26-30, EEP-vol.10-2, Advances in Electronic Packaging, ASME 1995, p1253-1258
- [HAG,82] HAGGE J., *Predicting fatigue life of leadless chip carrier using Manson-Coffin equations*, International Electronics Packaging Symposium, 1982, p199-208
- [HAG,00] HAGGE J., Shah M., *State-of-the-Market Survey on Microelectronic Packaging for the EMMA Project (Electronic Miniaturization for Missile Application)*, Rockwell Collins, Final report prepared for American Competitiveness Institute, Contrat n° N00140-95-Z-0231, January 13 2000
- [HIJ,93] HIJAZI A., *Etude du comportement thermomécanique et de la fiabilité d'assemblages de composants montés en surface, utilisés en environnement automobile sévère*, Thèse de doctorat de l'Université Bordeaux 1, février 1993, n° 900
- [IPC,02] IPC/JEDEC, *Handling, packing, shipping and use of moisture/reflow sensitive surface mount devices*, J-STD-033A, July 2002
- [JED,02] IPC/JEDEC, *Moisture/reflow sensitivity classification for nonhermetic solid state surface mount devices*, J-STD-020B, July 2002

- [JED,99] IPC/JEDEC, *Acoustic microscopy for nonhermetic encapsulated electronic components*, J-STD-035, May 1999
- [JEN,95-1] JENSEN F., *Electronic component reliability*, chapitre 3, John Wiley & sons, 1995
- [JEN,95-2] JENSEN F., *Electronic component reliability*, chapitre 5, John Wiley & sons, 1995
- [KAN,82] KANDA Y, *A graphical representation of the piezoresistive coefficients in silicon*, IEEE Transactions on electron devices, , volume ED-29 n°1, January 1982, p64-70
- [KAN,91] KANDA Y, *Piezoresistance effect of silicon*, Sensors and Actuators A, volume 28, 1991, p83-91
- [KOT,89] KOTLOWITZ R.W., *Comparative compliance of representative lead designs for surface mounted components*, IEEE Transactions on components, Hybrids and manufacturing technology, volume 12 n° 4, December 1989, p431
- [KOT,91] KOTLOWITZ R.W., TAYLOR L.R., *Compliance metrics for the inclined Gull-Wing, spider J-Bend, and spider Gull-Wing lead designs for surface mount components*, IEEE 41<sup>th</sup> Electronic Components and Technology Conference, Atlanta, GA USA, May 1991
- [LAU,93] LAU J. H., *Thermal stress and strain in microelectronics packaging*, Van Nostrand Reinhold, 1993
- [MAI,01] MAIRE O., *Etude des mécanismes de dégradation des composants électroniques et cartes équipées soumis à un stockage de longue durée*, Thèse de doctorat de l'INSA de Rennes, 2001, n° 0005
- [MIU,93] MIURA H., KITANO M., NISHIMURA A., KAWAI S., *Thermal Stress measurement in silicon chips encapsulated in IC plastic packages under temperature cycling*, Transactions of the ASME, Journal of Electronic Packaging, volume 115 n° 1 March 1993, p9-15
- [PER,00] PERICHAUD M.G., *Evaluation de la fiabilité des adhésifs conducteurs en remplacement des brasures étain/plomb pour la réalisation des assemblages électroniques type CMS*, Thèse de doctorat de l'Université Bordeaux 1, octobre 2000, n° 2268



- 
- [OUD,93] OUDET C., *Polymères. Structures et propriétés. Introduction*, Masson, 1993
- [PET,97] PETERSON D. W., SWEET J. N., BURCHETT S. N., HSIA A., *Stresses from Flip-Chip assembly and underfill ; Measurements with ATC4.1 assembly test chip and analysis by finite element method*, IEEE Electronic Components and Technology Conference, 1997, p134-143
- [PUI,02] PUIG O., DELETAGE J-Y., DE MATOS M., DANTO Y., *State of the art test chip for the qualification of non hermetic MCM encapsulation*, European Space Components Conference, ESCCON, Toulouse France, septembre 2002, p205-211
- [REY,98] REY P., WOIRGARD E., THEBAUD J-M., ZARDINI C., *Evaluation of the creep of the Sn<sub>62</sub>Pb<sub>36</sub>Ag<sub>2</sub> solder alloy by the measurement of the stresses in a silicon die*, IEEE Transactions on components, packaging and manufacturing technology, part A, volume 21 n° 2 June 1998, p365-372
- [SAN,93] SANDIA laboratories, SWEET J. N., PETERSON D. W., TUCK M. R., GREENE J. M., *Assembly test chip ver.04 (ATC04) description and user's guide*, Sandia National Laboratories Report, SAND93-1901, 1993
- [SEY,93] SEYYEDI J., *Thermal fatigue of low temperature solder alloy in insertion mount assembly*, Journal of Electronic Packaging, volume115, September 1993, p305
- [SNY,93] SNYDER E. S., PIERCE D. G., MILLER W. M. DELLIN T. A., *Wafer level reliability*, SPIE Proceedings, volume 1802, Microelectronics Manufacturing Reliability, 1993, p144-154
- [SUH,01] SUHLING J. C., JAEGER R. C., *Silicon piezoresistive stress sensors and their application in electronic packaging*, IEEE Sensors Journal, volume 1, n° 1, June 2001, p14-29
- [SWE,91] SWEET J. N., PETERSON D. W., TUCK M. R., KELLY M. J., GUILLINGER T. R., *Evaluation of chip passivation and coatings using special puepose assembly test chips and porous silicon moisture detectors*, IEEE 41<sup>th</sup> Electronic Components and Technology Conference, 1991, p731-737

- [SWE,93] SWEET J. N., *Die stress measurement using piezoresistive stress sensors test*, dans : « Thermal stress and strain in microelectronics packaging » édité par LAU J. H., Van Nostrand Reinhold, 1993, p221-271
- [SWE,94] SWEET J. N., PETERSON D. W., EMERSON J. A., *Liquid encapsulant and uniaxial calibration mechanical stress measurement with the ATC04 test chip*, IEEE 44<sup>th</sup> Electronic Components and Technology Conference, Washington, DC, USA, May 1994
- [SYE,01] SYED A, *Predicting solder joint reliability for thermal, power, & bend cycle within 25% accuracy*, IEEE Electronic Components and Technology Conference, 2001, p255-263
- [TAN,01] TANG C.W. *et al*, *Nondestructive methodology for standoff height measurement of flip chip on flex (FCOF) by SAM*, IEEE transactions on advanced packaging, May 2001, pp. 163-168
- [TRE,02] TREGON B., *Evaluation et caractérisation d'une technologie d'assemblage MCM-L pour un environnement à haute pression et forte température (120Mpa, 175°C)*, Thèse de doctorat de l'Université Bordeaux 1, octobre 2002, n° 2580
- [TUF,63] TUFTE O. N., STELZER E. L., *Piezoresistive properties of silicon diffused layer*, Journal of applied physics, volume 34, n° 2, February 1963, p313-318
- [TUM,89] TUMMALA R.R., RYMASZEWSKI E.J., *Microelectronics Packaging Handbook*, Van Nostrand Reinhold, 1989
- [USC,01] USCHITSKY M., SUHIR E., *Moisture diffusion in epoxy molding compounds filled with particles*, Transactions of the ASME, Journal of Electronic Packaging, volume 123 n° 1 March 2001, p47-51
- [WIE,02] WEISE S., RZEPKA S., MEUSEL E., *Time-independant elastic-plastic behaviour of solder materials*, IEEE, 3<sup>rd</sup> International Conference on Benefiting from Thermal and Mechanical Simulation in Micro-Electronics Technology, EuroSIME 2002, Paris, p 79-85
- [WOI,92] WOIRGARD E., *Contribution à l'étude d'une intégration hybride adaptée à l'électronique automobile*, Thèse de doctorat de l'Université Bordeaux 1, juillet 1992, n°804

- [WON,99] WONG E.H., CHAN K.C., LIM T.B., *Non fickian moisture prooporties characterisation and diffusion modeling for electronic packages*, IEEE Electronic Components and Technology Conference, 49<sup>th</sup>,1999, p 302-306

## Résumé :

Ce travail s'intègre dans les domaines de l'analyse et de la prédiction de la fiabilité des assemblages microélectroniques.

Il présente l'étude de leur comportement thermomécanique par des méthodes analytiques simples et comparatives (sous la forme d'un outil logiciel) et par des simulations numériques par éléments finis. Ces méthodes permettent d'évaluer la criticité au niveau des joints brasés dès la phase de conception.

Il propose une estimation de la durée de vie des assemblages à partir d'un test expérimental et de l'utilisation d'un modèle mixte de dégradation de l'alliage constituant le joint brasé. Ce modèle est basé sur une loi analytique et empirique issue de résultats expérimentaux et sur une simulation par éléments finis. L'impact de la variation d'un paramètre technologique sur la distribution de leur durée de vie est étudié à partir de ce même modèle.

Enfin, il décrit la conception et la mise en œuvre de circuits intégrés spécifiques de test pour la mesure in situ des contraintes générées par l'enrobage plastique des composants.

## Mots clés :

Joints brasés

Fiabilité

Simulations par éléments finis

Modèle analytique

Distribution de la durée de vie

Circuits de test

Mesure des contraintes

ATC

## Abstract :

This work is in the field of reliability estimation of microelectronics assemblies. We study their thermomechanical behaviour with simple analytical and comparative method but also with FEM simulations. These tools are used from the design step to evaluate the criticality of the assemblies considering solder joint failures.

We evaluate the lifetime of assemblies using an experimental test and a degradation law model of the alloy of the solder joint. This model consists of an analytical expression deduced from experimental results and of a FEM simulation. The effect of the deviation of technological parameters on the lifetime distribution is studied from this model.

Finally, the design and the use of full custom integrated circuits dedicated to measure, in situ, stress induced by the moulding compound, is described.

## Keywords :

Solder joints

Reliability

FEM simulations

Analytical model

Lifetime distribution

Stress measurement

ATC