

N° d'ordre : 3561

THESE

présentée à

L'UNIVERSITE BORDEAUX 1

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR

par **Wilson Carlos MAIA FILHO**

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

Spécialité : **Électronique**

**METHODOLOGIE D'ESSAIS ACCELERES DE TORSION ET DE DETECTION DE
DEFAILLANCE APPLIQUEE AUX ASSEMBLAGES ELECTRONIQUES A BILLES**

Soutenue le 18 janvier 2008.

Après avis de :

M. Fausto FANTINI	Professeur à l'Université de Modena e Reggio Emilia	Rapporteur
M. Jean-Pierre LANDESMAN	Professeur à l'Université de Nantes	Rapporteur

Devant la commission d'examen formée par :

M. Michel BRIZOUX	Directeur Technique Adjoint à Thales EPM	
M. Yves DANTO	Professeur émérite à l'Université Bordeaux 1	
M. Fausto FANTINI	Professeur à l'Université de Modena e Reggio Emilia	Rapporteur
M ^{me} Hélène FREMONT	Maître de Conférences (HDR) à l'Université Bordeaux 1	
M. Jean-Pierre LANDESMAN	Professeur à l'Université de Nantes	Rapporteur
M. Claude PELLET	Professeur à l'Université de Bordeaux 1	Président

A ma mère et à mon père.

REMERCIEMENTS

Cette thèse a été réalisée dans le cadre d'une Convention Industrielle de Formation par la REcherche (CIFRE) entre l'unité Engineering & Process Management du groupe Thales et le laboratoire IMS de l'Université Bordeaux 1.

Mes premiers remerciements s'adressent à M. Yves Danto, Professeur à l'Université Bordeaux 1, directeur de cette thèse, et qui m'a soutenu dès le DESS. C'est grâce à sa rigueur scientifique, sa fermeté et ses précieux conseils que j'ai pu aller au bout de mon travail.

Je souhaite exprimer toute ma reconnaissance envers M. Michel Brizoux, directeur technique adjoint à Thales EPM, dont les idées sont à la base de ce travail, qui m'a accordé sa confiance dans l'exécution des études, et qui m'a permis de travailler dans les meilleures conditions.

Mais je tiens aussi à exprimer ma sincère gratitude à Mme. Hélène Frémont, Maître de Conférences HDR à l'Université Bordeaux 1, co-directrice de cette thèse. Son attention, sa patience et sa disponibilité m'ont beaucoup apporté tout au long de ce parcours.

A tous les trois, je veux faire part de ma profonde reconnaissance pour leur confiance et leur aide.

Je renouvelle également mes remerciements à l'ensemble des membres de mon jury de thèse et en particulier à mes deux rapporteurs, M. Jean-Pierre Landesman, Professeur à l'Université de Nantes et M. Fausto Fantini, Professeur à l'Université de Modena et Reggio Emilia, dont les observations ont été très enrichissantes.

Je remercie infiniment M. Claude Pellet, Professeur à l'Université Bordeaux 1, qui m'a fait l'honneur d'accepter de présider ce jury.

Je tiens aussi à remercier chaleureusement toute l'équipe Industrie & Process Expertise de Thales EPM, et tout particulièrement Mme. Aurélie Leclerc, M. Jean-Guy Chesnay et M. Arnaud Grivon.

Je pense aux membres de l'équipe Fiabilité du laboratoire IMS, plus spécialement à M. Jean-Yves Délétage, qui m'a aidé dans mes premiers pas aux Eléments Finis. Je tiens aussi à remercier M. Christian Zardini pour nos discussions ainsi que pour ses dernières remarques, et ceux qui, parfois même en les combattant, m'ont permis de mieux défendre mes idées.

De la même manière, je voudrais remercier les personnes qui ont réalisé les analyses nécessaires à cette étude, et ont ainsi contribué aux résultats de ce travail. En particulier M. Jean-Claude Boisdé de la CERB, M. Julien Perraud du laboratoire LAT-PI, M. Jean-Claude Lecomte de l'Insidix, M. Xavier Chauflour de l'Epsilon et M. Alex Schaller de l'ADDL.

Enfin, je remercie ma famille et tous mes amis pour leur soutien et leurs encouragements. Ils ont été présents dans les moments de joie comme de travail.

TABLE DE MATIERES

INTRODUCTION GENERALE	1
CHAPITRE I - CONTEXTE ET OBJECTIFS DE L'ÉTUDE.....	5
I.1 INTRODUCTION	5
I.2 RAPPELS THEORIQUES.....	6
I.2.1 FIABILITE	6
I.2.2 METALLURGIE	9
I.2.3 COMPORTEMENT SOUS CONTRAINTES	10
I.2.4 ENDOMMAGEMENT ET FATIGUE	14
I.3 INTERCONNECTIONS D'ASSEMBLAGES ELECTRONIQUES.....	18
I.3.1 BOITIERS DE COMPOSANTS ELECTRONIQUES COMPLEXES	18
I.3.2 ENDOMMAGEMENT DES JOINTS BRASES	20
I.4 ÉVALUATION DE LA DUREE DE VIE	28
I.4.1 ANALYSE SELON LES TAUX DE DEFAILLANCES EN FONCTION DU TEMPS	28
I.4.2 PROFIL DE MISSION DES PRODUITS ELECTRONIQUES	30
I.4.3 ESSAIS ACCELERES	33
I.5 ESSAIS DE CYCLAGE MECANIQUE	38
I.5.1 PRINCIPE DES ESSAIS DE TORSION	39
I.5.2 ESSAIS DE TORSION APPLIQUES A L'ETUDE DE JOINTS BRASES	40
I.6 CONTEXTE ET OBJECTIFS D'ETUDE	46
CHAPITRE II - DEVELOPPEMENT D'UN BANC DE TORSION ET D'UN VEHICULE DE TEST.....	47
II.1 INTRODUCTION	47
II.2 DESCRIPTION DU BANC DE TORSION DEVELOPPE DANS CE TRAVAIL.....	48
II.3 VEHICULE DE TEST	49
II.3.1 COMPOSANTS ASSEMBLES	50
II.3.2 CIRCUIT EN CONFIGURATION « DAISY CHAIN »	50
II.3.3 CARTE DE CIRCUIT IMPRIME	52
II.3.4 EMBLEMMENT DES COMPOSANTS	52
II.3.5 FILIERES SELON LE TYPE D'ALLIAGE.....	53
II.4 CARACTERISATION DE DEFORMATIONS ET DE CONTRAINTES	58
II.4.1 ANALYSE DE LA DEFORMATION DE LA CARTE SOUS TORSION	58
II.4.2 ANALYSE DE CONTRAINTES SUR LES JOINTS D'UN COMPOSANT	67
II.5 DISCUSSION.....	70
II.6 CONCLUSION.....	71

CHAPITRE III - ANALYSE DU CRITERE DE DEFAILLANCE 73

III.1	INTRODUCTION.....	73
III.2	LES METHODES DE MESURE.....	75
III.3	ESSAIS EXPERIMENTAUX	75
III.3.1	RESULTATS DES ESSAIS	76
III.3.2	ANALYSES PHYSIQUES DE DEFAILLANCE	81
III.3.3	SYNTHESE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX.....	81
III.4	SIMULATION ELECTRIQUE.....	81
III.4.1	MODELE ELECTRIQUE.....	82
III.4.2	SIMULATION	82
III.4.3	VALIDATION DU MODELE	83
III.5	DISCUSSIONS.....	84
III.5.1	RESISTANCE ELECTRIQUE DE CONTACT	84
III.5.2	ÉVENEMENTS TRANSITOIRES	86
III.5.3	CRITERE DE DEFAILLANCE UTILISE POUR LES ESSAIS ACCELERES.....	87
III.6	CONCLUSION	89

CHAPITRE IV - DEFINITION DES PARAMETRES DE TORSION..... 91

IV.1	INTRODUCTION.....	91
IV.2	PLAN D'EXPERIENCES POUR LA TORSION	91
IV.2.1	SELECTION DES NIVEAUX DE CONTRAINTES	92
IV.2.2	RESULTATS BRUTS	93
IV.2.3	ANALYSE COMPARATIVE DES RESULTATS	95
IV.2.4	ANALYSE DE DEFAILLANCES	98
IV.2.5	COMPARAISON AVEC DES ESSAIS THERMOMECANIQUES	101
IV.2.6	COMPARAISON ENTRE CYCLAGE THERMIQUE ET TORSION	104
IV.3	CONCLUSION.....	105

CHAPITRE V - DEMONSTRATIONS INDUSTRIELLES DE L'ESSAI DE TORSION..... 107

V.1	INTRODUCTION	107
V.2	PREMIERE DEMONSTRATION INDUSTRIELLE : PROCEDE DE REBILLAGE.....	108
V.2.1	MIXITE D'ALLIAGES SANS-PLOMB ET ETAIN-PLOMB	108
V.2.2	TECHNOLOGIES SELECTIONNEES ET DEFINITION DES ESSAIS REALISES.....	111
V.2.3	RESULTATS DES ESSAIS ET ANALYSES DE DEFAILLANCES.....	113
V.2.4	CONCLUSION DE LA PREMIERE DEMONSTRATION INDUSTRIELLE.....	124
V.3	DEUXIEME DEMONSTRATION INDUSTRIELLE : PROCEDES D'ASSEMBLAGE.....	126
V.3.1	TECHNOLOGIES SELECTIONNEES ET DEFINITION DES ESSAIS REALISES.....	126
V.3.2	RESULTATS DES ESSAIS ET ANALYSES DE DEFAILLANCES.....	127
V.3.3	CONCLUSION DE LA DEUXIEME DEMONSTRATION INDUSTRIELLE.....	128
V.4	CONCLUSION.....	129

CHAPITRE VI - ANALYSE DE L'ENDOMMAGEMENT CYCLIQUE PAR FEA..... 131

VI.1	INTRODUCTION.....	131
VI.2	ANALYSE PREDICTIVE DE LA DUREE DE VIE DES INTERCONNEXIONS DES COMPOSANTS ELECTRONIQUES	132
VI.2.1	ANALYSE SELON LES TYPES DE MECANISMES DE DEFAILLANCE OLIGOCYCLIQUE	132
VI.2.2	MECANISMES DE DEFORMATION PLASTIQUE	133
VI.2.3	METHODE DES ELEMENTS FINIS.....	135
VI.2.4	OBJECTIFS DU TRAVAIL DE CE CHAPITRE	137
VI.3	ANALYSE SIMPLIFIEE DE L'ESSAI DE TORSION PAR FEA	137
VI.3.1	DESCRIPTION DE LA METHODOLOGIE EMPLOYEE.....	138
VI.3.2	RESULTATS COMPLETS POUR UN CAS DU PLAN D'EXPERIENCES	141
VI.3.3	CHOIX DE L'INDICATEUR DE L'ENDOMMAGEMENT	145
VI.3.4	RESULTATS DU PLAN D'EXPERIENCE	145
VI.4	ÉTUDE D'UNE LOI D'ENDOMMAGEMENT POUR L'ESSAI DE TORSION	146
VI.4.1	DETERMINATION D'UNE LOI D'ENDOMMAGEMENT	146
VI.4.2	ESSAIS COMPLEMENTAIRES DE VALIDATION	148
VI.4.3	SYNTHESE SUR LA LOI D'ENDOMMAGEMENT	149
VI.4.4	ANALYSE DE LA SENSIBILITE AUX PARAMETRES DE TORSION.....	150
VI.5	CONCLUSION	151

CONCLUSION GENERALE

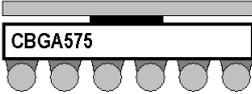
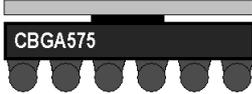
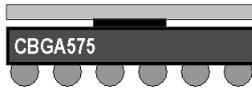
DEFINITION D'UN INDICATEUR DE DEFAILLANCE APPLIQUE AUX ESSAIS ACCELERES 154

CARACTERISATION DE LA METHODE DE TEST DE TORSION..... 154

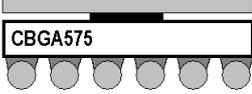
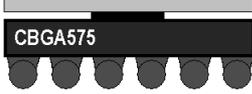
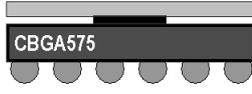
CONTRIBUTION A L'ANALYSE DE L'ENDOMMAGEMENT PAR FEA..... 157

LEGENDE DES COMPOSANTS UTILISES

VEHICULE DE TEST - CHAPITRE 2 ET 4

	Symbole	Filière étain-plomb	Filière sans-plomb
<p>PBGA256 Composant BGA plastique TOPLINE 17x17mm², 256 billes (16x16), pas de 1mm</p>			
<p>CBGA575 Composant BGA IBM 25x25mm², 575 billes (24x24), pas de 1mm</p>			
<p>PBGA1156 Composant BGA plastique XILINX 35x35mm², 1156 billes (34x34), pas de 1mm</p>			

VEHICULE DE TEST - CHAPITRE 5

	Symbole	Filière étain-plomb	Filière sans-plomb
<p>CSP132 Composant CSP Plastique AMKOR 8x8mm², 132 billes (14x14), pas de 0,5mm</p>			
<p>μBGA288 Composant BGA Plastique AMKOR 19x19mm², 288 billes (22x22), pas de 0,8mm</p>			
<p>CBGA575 Composant BGA IBM 25x25mm², 575 billes (24x24), pas de 1mm</p>			

COMPOSANTS DE LA FILIERE SANS-PLOMB REBILLES AVEC BILLES ETAIN-PLOMB

Avec alliage étain-plomb eutectique			
--	---	--	---

Introduction Générale

Les tendances des produits électroniques sont l'intégration, l'augmentation de la fréquence d'opération, leur utilisation dans tous les domaines d'activité humaine, y compris en environnement sévère et dans des applications critiques. Certaines applications comme le contrôle d'usines nucléaires, le contrôle de vol d'aéronefs, de voitures et d'autres équipements de transport sont critiques puisqu'une défaillance du système peut générer des accidents et met en jeu des vies humaines. La fiabilité est de ce fait une exigence de plus en plus importante. D'autres applications comme les satellites, les systèmes de communication ou les systèmes d'extraction pétrolière génèrent des pertes financières énormes lors d'une défaillance. Ou encore, les produits portables d'utilisation individuelle, comme les appareils de téléphonie portable qui subissent des contraintes mécaniques (chutes et flexions) jamais perçus par les produits électroniques traditionnels du passé. L'étude de la fiabilité est une activité fondamentale pour assurer qu'un nouveau produit, utilisant des technologies plus intégrées, plus performantes et/ou avec des nouveaux matériaux pourra être utilisé pour des applications portables, plus contraignantes ou encore de longue durée de vie.

Cette étude de la fiabilité doit commencer par la compréhension approfondie des mécanismes de défaillance possibles et des profils de mission des produits électroniques. Il est important de concevoir un produit de façon optimale pour qu'il soit robuste aux surcharges tout en étant suffisamment simple pour assurer la réduction de taille et de poids et en même temps éviter l'augmentation des coûts de fabrication.

Parmi les éléments les plus critiques des produits électroniques se trouvent les interconnexions entre les composants et la carte de circuit imprimé. Ces interconnexions sont réalisées par des joints brasés, en alliage métallique. Traditionnellement, pour les produits électroniques, l'analyse de la fiabilité de ces interconnexions était faite de deux façons distinctes, à savoir : l'analyse des contraintes mécaniques faite de façon à assurer que les contraintes appliquées aux interconnexions se trouvent en dessous de la limite d'endurance illimitée et réalisée par des essais de qualification en vibration ; l'analyse des contraintes thermomécaniques, réalisée par des essais accélérés de cyclage thermique et de cycles d'opération (« ON/OFF »).

Cette analyse des contraintes thermomécaniques par des essais accélérés vise la modélisation de la fatigue, et spécialement l'usure, des joints brasés par la dilatation différentielle des éléments de la structure de l'assemblage électronique. L'accélération de ce mécanisme de défaillance est faite par l'augmentation de l'excursion de la variation thermique vue par le produit en utilisation, et par l'augmentation de la fréquence des cycles. Ces essais de cyclage thermique sont très coûteux, notamment pour l'analyse des produits qui sont utilisés pour des applications de longue durée de vie.

L'objet de ce travail est de développer une méthodologie de test accéléré, appliqué aux interconnexions entre les composants et la carte de circuit imprimé, qui soit plus rapide et moins coûteuse tout en étant reproductible. La solution retenue, objet de cette étude, porte sur les essais de torsion.

L'idée d'utiliser un mécanisme de torsion pour simuler les contraintes thermomécaniques a été employée pour la première fois par la NASA (agence spatiale Américaine) aux structures de composites en 1972. Cette méthode consistait à simuler le déplacement relatif par la torsion de la plaque multi couche. Ces essais ont été appliqués par la société IBM dans les années 90 pour l'étude de la tenue des joints brasés aux contraintes thermomécaniques [DIC-96]. Cette méthodologie de test n'a jamais été transformée en un standard dans l'industrie parce que le mécanisme de défaillance observé n'était pas parfaitement compris.

La société Thales développe et commercialise des systèmes électroniques pour des applications de longue durée de vie devant fonctionner dans des environnements très diversifiés et à haut degré de sécurité. Pour satisfaire ses clients, Thales a besoin de caractériser la fiabilité des technologies utilisées et de les qualifier pour des applications critiques, telles que l'avionique, le militaire, le spatial... Un banc de torsion a été développé en 2000 et une étude préliminaire de son application a été réalisée (dans le cadre d'un stage de DESS en 2003) [MAI-2003]. Pour le développement d'une méthodologie d'essai de torsion, cette étude a proposé les axes de travail suivants :

- L'analyse de la distribution de la déformation sur la carte pour indiquer les emplacements possibles des composants et l'analyse de la distribution de contraintes sur les joints ;
- L'analyse des critères de défaillance adaptés au suivi de l'intégrité des joints durant les essais accélérés ;
- L'analyse des paramètres de torsion pour la définition des conditions d'essai permettant d'obtenir des mécanismes de défaillance semblables à ceux d'un essai de variation de température.

L'étude présentée dans ce travail est divisée en six chapitres :

Dans le premier chapitre, nous ferons un rappel sur les bases de l'analyse de la fiabilité, sur l'endommagement des alliages métalliques ainsi qu'une analyse des mécanismes de défaillance associés aux produits électroniques et leur application aux essais accélérés. La compréhension des mécanismes de défaillance, du profil de mission des produits et les méthodes de test accéléré constituent la base de la prédiction de la fiabilité. Enfin, nous présenterons une synthèse des essais de torsion réalisés ailleurs pour l'analyse de la fiabilité des assemblages électroniques en mettant en évidence les objectifs de cette étude.

Dans le chapitre 2, nous présenterons les évolutions du banc de torsion développé par les études précédentes à Thales EPM. Ensuite, la caractérisation de la distribution de déformations sur la carte de circuit imprimé soumise aux essais de torsion sera faite par des mesures de jauges de déformations suivie de la caractérisation de la distribution des contraintes sur les joints brasés réalisée par l'analyse par éléments finis. Ces activités sont fondamentales pour comprendre le mécanisme de défaillance des joints brasés généré par ce type d'essai. **Cette étude mène à la définition et à la réalisation d'un banc de torsion de nouvelle génération et d'un véhicule de test spécifique.**

Le chapitre 3 présentera l'étude portant sur les méthodes de détection de défaillances des assemblages électroniques. Le choix du critère de défaillance est fondamental pour assurer la qualité des résultats d'essai. Des études précédentes [ENG-93, BRI-02, DUN-95] ont montré qu'un joint brasé de composant électronique présente des interruptions électriques transitoires de l'ordre de la microseconde quand la fissuration atteint la totalité du joint. Ces événements transitoires peuvent engendrer une défaillance du système électronique par la perte de l'intégrité du signal passant par le joint. **Cette étude conduira au choix de la méthode de détection capable d'identifier le moment exact de la défaillance.**

La présentation des résultats d'un plan d'expériences sera faite dans le chapitre 4. Cette analyse fera la comparaison des défaillances obtenues par des configurations différentes de paramètres de torsion. A partir de ces résultats nous regarderons les différences et les similitudes entre les défaillances générées par les essais de cyclage thermique et de torsion. Les résultats de ce plan d'expérience et des analyses de défaillance associées seront analysés de façon comparative à l'essai thermomécanique pour déterminer les conditions d'essai nécessaires pour reproduire en torsion des fissures similaires à celles induites en essai de cyclage thermique. **Ces résultats nous permettront de définir les paramètres de l'essai de torsion pour générer des défaillances sur des composants à billes similaires à celles du cyclage thermique.**

Dans le chapitre V, nous discuterons l'application des essais de torsion. **Deux applications industrielles nous permettront de définir le champ d'application des essais de torsion, par comparaison avec les résultats obtenus par des essais de cyclage thermique.**

Finalement, dans le dernier chapitre, nous réaliserons une étude sur la prédiction de la durée de vie des assemblages électroniques en torsion à l'aide des indicateurs de défaillance calculés par la méthode des éléments finis en s'appuyant sur les résultats obtenus pour le plan d'expériences du chapitre IV. **Cette étude permettra de mettre en évidence que l'endommagement est généré en torsion par deux mécanismes physiques : la déformation plastique instantanée et la déformation plastique générée par le fluage.**

Chapitre I - Contexte et Objectifs de l'Étude

I.1 Introduction

L'analyse prédictive de la fiabilité repose sur trois piliers : la caractérisation des propriétés des matériaux et de leur comportement sous contraintes, la définition du profil de mission pour lequel l'objet a été développé et finalement la connaissance des mécanismes de défaillance et de leurs conditions d'accélération.

Les produits électroniques plus particulièrement étudiés dans ce travail ont des fonctions d'alimentation et de traitement de signaux et sont constitués de cartes de circuit imprimé avec des composants électroniques passifs ou actifs montés dans plusieurs types de boîtiers.

Ce travail porte sur l'analyse de l'endommagement des joints brasés de composants électroniques complexes à billes assemblés sur des circuits imprimés.

Dans ce chapitre nous allons présenter les concepts fondamentaux d'une étude prédictive de la fiabilité. D'abord, nous présenterons quelques rappels de la base théorique concernant la fiabilité et le comportement des matériaux sous contrainte. Puis, une brève description des composants électroniques et plus particulièrement des joints brasés sera faite. Finalement, il sera présenté une description des approches expérimentales pour l'évaluation de la fiabilité suivie d'une description des objectifs de l'étude.

I.2 *Rappels théoriques*

I.2.1 **Fiabilité**

La fiabilité appliquée à l'ingénierie est définie comme la probabilité avec laquelle un système va exécuter sa mission pendant une période de temps et sous des niveaux de contraintes déterminés [LAU-97].

L'analyse de la fiabilité a pour objet l'estimation de la distribution de la durée de vie d'un composant d'un produit ou d'un système par l'application des théories de probabilité et statistique et testés par des essais accélérés. La fiabilité peut être modélisée par une fonction de la densité de probabilité $f(x)$ qui représente la probabilité de la valeur x représentant une variable aléatoire, équation I.1.

Équation I-1 - Fonction de la densité de probabilité $f(x)$ qui représente la probabilité de la valeur x représentant une variable aléatoire.

$$f(x) \geq 0 \quad \text{Où} \quad -\infty \leq x \leq \infty$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} f(x) dx = 1$$

La représentation la plus commune de la distribution de la durée de vie est donnée par une fonction de la distribution cumulée. Cette distribution $F(t)$ (équation I.2) est un modèle mathématique qui peut être appliqué pour décrire la durée de vie d'un composant ou produit ou système et représente la probabilité qu'une partie de la population soit défaillante après un temps t ($f(x)$ est égale à zéro pour toute valeur de x négative).

Équation I-2 - Fonction de la distribution cumulée $F(x)$ de la durée de vie représentée par une fonction de la densité de probabilité $f(x)$.

$$F(t) = \int_0^t f(x) dx \quad \text{Où} \quad \int_0^{+\infty} f(x) dx = 1$$

La fiabilité est la probabilité, dans des niveaux de confiance donnés, d'un composant, équipement ou système, de fonctionner pendant une période de temps sous des conditions déterminées. Mathématiquement, la fiabilité $R(t)$ est le pourcentage de la population en fonctionnement et est définie par le complément de la fonction de la distribution cumulée de la durée de vie, équation I.3.

Équation I-3 - Fonction $R(t)$ représentant la parcelle de la population en fonctionnement à l'instant t .

$$R(t) = 1 - F(t)$$

1.2.1.1 Classification par le taux de défaillances

Le taux de défaillances $h(t)$ représente le taux instantané de défaillance, soit le rapport entre le nombre d'éléments d'une population qui ont défailli dans un instant 't' et le nombre total de la population encore en fonctionnement. Ce taux de défaillances peut être défini par le quotient négatif de la dérivée de la fonction $R(t)$ par elle-même, équation I.4.

Équation I-4 - Fonction du taux de défaillances à l'instant t .

$$h(t) = \frac{R'(t)}{R(t)}$$

Le graphique de la fonction $h(t)$ en fonction du temps donne origine normalement à une courbe en forme de baignoire, comme représenté dans la figure I.1. Ce graphique peut être divisé en trois régions selon le taux de défaillances. L'unité du taux de défaillances est normalement donné par FIT (*fails in time*), un FIT (10^{-9} défaillances par heure) signifie qu'une défaillance est attendue pour un million d'échantillons en opération pour une heure.

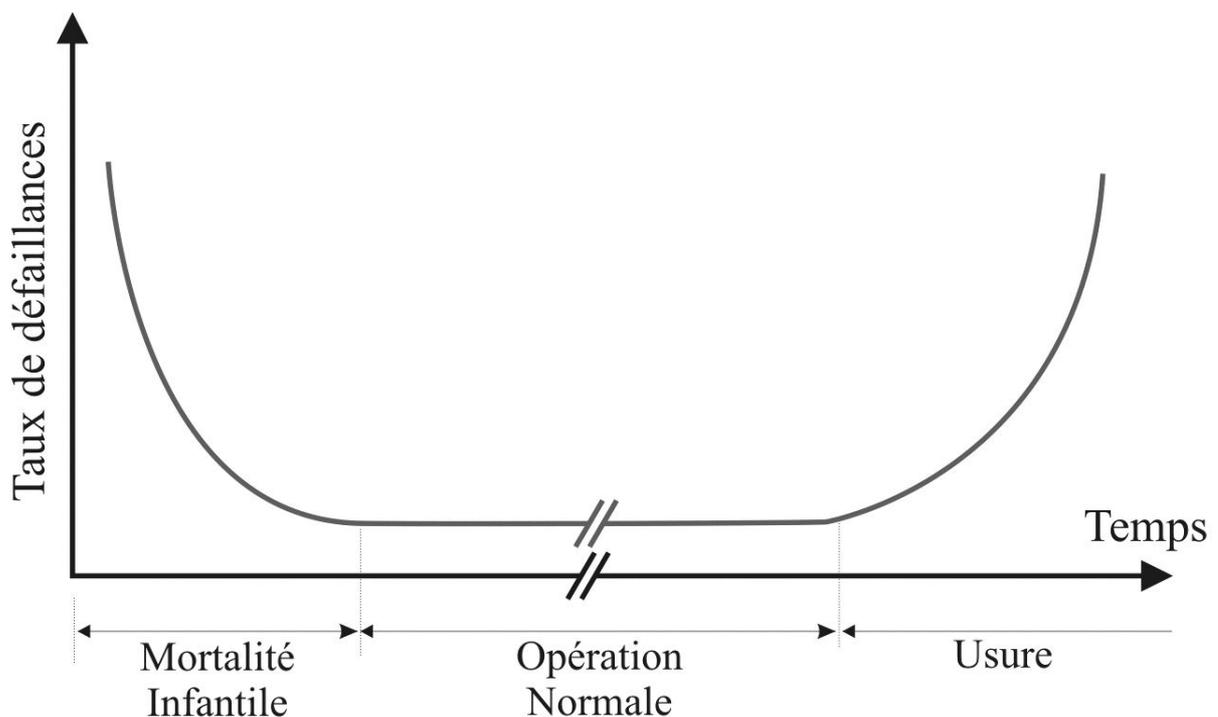


Figure I-1 – Courbe du taux de défaillance en fonction du temps.

La première partie de la courbe correspond à ce qui est communément appelé mortalité infantile, et caractérise une mauvaise conception, non adaptée aux contraintes appliquées au produit en opération (surcharges) ou une mauvaise maîtrise du processus de fabrication qui génère des défauts latents de fabrication. Cette phase peut être considérée comme très peu présente pour des technologies matures ayant une bonne maîtrise de fabrication et lorsque une conception est compatible avec les conditions opératoires.

La deuxième partie présente un taux de défaillances stable et faible qui caractérise la période d'opération normale avant l'usure dans les conditions spécifiées. Les défaillances générées dans cette phase sont générées par des surcharges d'utilisation ou par des faiblesses créées par la dispersion paramétrique du processus de fabrication. Le taux de défaillances dans cette phase est inversement proportionnel à la maîtrise des procédés de fabrication et au nombre de surcharges appliquées au produit.

La troisième partie de la courbe représente l'usure et indique la fin de la durée de vie d'un produit avec un taux de défaillance croissant. Dans cette phase tous les processus de dégradation sont en état avancé pour toute la population des produits.

1.2.1.2 Fonction de distribution de densité de probabilité

Parmi les fonctions de distribution de la densité de probabilité, celles qui sont les plus utilisées pour l'analyse de la fiabilité sont la fonction exponentielle, la fonction lognormale et la fonction de densité de probabilité de Weibull.

La fonction exponentielle, équation I.5, dépend d'un seul paramètre et est la plus adaptée aux durées de vie dépendantes de la température.

Équation I-5 - Fonction de la densité de probabilité exponentielle.

$$f(x) = \lambda e^{-\lambda x}$$

La fonction lognormale, équation I.6, dépend de deux paramètres μ et σ et représente principalement la durée de vie de fatigue mécanique et de concentration de résidus chimiques.

Équation I-6 - Fonction de la densité de probabilité lognormale.

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

Finalement, nous avons la distribution de densité de la probabilité de Weibull de 2 paramètres, β et θ (équation I.7), qui est utilisée pour représenter la distribution de plusieurs phénomènes comme la durée de vie des composants électroniques, la fatigue des joints brasés, la corrosion et l'usure.

Équation I-7 - Fonction de la densité de probabilité de Weibull de 2 paramètres.

$$f(x) = \left(\frac{\beta}{x}\right) \left(\frac{x}{\theta}\right)^{\beta} e^{-\left(\frac{x}{\theta}\right)^{\beta}}$$

1.2.1.3 Confiance statistique

La distribution statistique des défaillances indique que chaque élément d'une population a été soumis à des efforts qui obéissent à une certaine dispersion et provient également de la dispersion paramétrique de la géométrie ou de la composition intrinsèque à chaque élément [OCO-91]. L'analyse de la distribution de défaillances doit alors être faite à partir de la considération de la confiance statistique. La confiance statistique est la fraction de temps de l'intervalle de confiance qui inclut la vraie valeur d'une distribution si l'expérimentation est répétée plusieurs fois. L'intervalle de confiance est compris entre la limite supérieure et inférieure des limites de confiance statistique. Si une population de la variable x suit une distribution normale, elle peut être représentée par la valeur \bar{x} , la moyenne des valeurs de x avec la variance σ^2/n . Si x n'obéit pas une distribution normale, le théorème de la limite centrale indique que \bar{x} tendra à une distribution normale pour des populations suffisamment grandes, supérieure à 30 échantillons.

1.2.2 Métallurgie

Les brasures de jonction entre le composant et la carte de circuit imprimé sont des alliages métalliques. Nous donnons ci-dessous quelques rappels sur les propriétés des alliages.

L'alliage est défini par le matériau résultant de la combinaison d'un métal avec un ou plusieurs éléments. Le métal de base est l'élément prédominant d'un alliage et les autres éléments sont appelés éléments d'addition. Les impuretés sont les éléments non désirés rencontrés dans la composition.

Un alliage est dit homogène quand la distribution des éléments d'addition est faite de manière régulière dans le métal de base, de forme ordonnée ou désordonnée. Ces éléments d'addition peuvent prendre la place des atomes du métal de base dans la structure cristalline ; c'est le cas de la substitution. Quand les éléments d'addition se glissent entre les atomes du métal de base, on parle d'insertion.

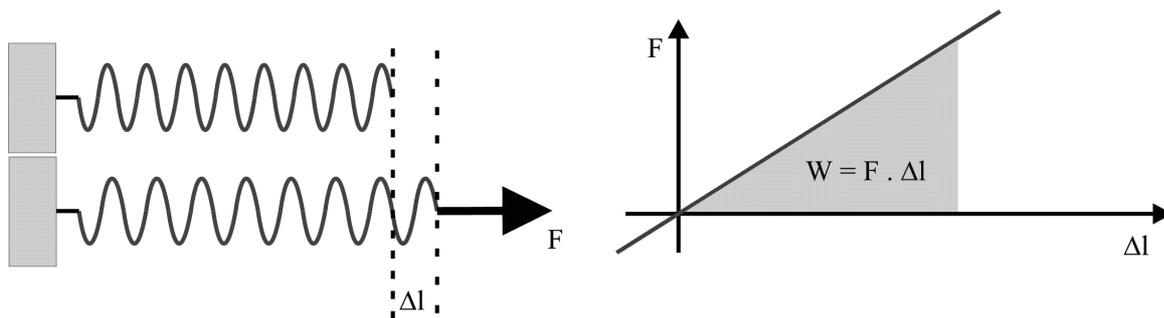
Lorsque la concentration du métal de base augmente, on peut avoir la formation de phases hétérogènes dans l'alliage appelés joints de grains. Ces phases comportent des faibles ou des fortes concentrations de l'élément d'addition. Les phases cristallines de forte concentration sont appelées des précipités et sont souvent des alliages ordonnés, que l'on appelle intermétalliques.

I.2.3 Comportement sous contraintes

Dans le domaine de la mécanique, la mécanique des milieux continus s'intéresse à la déformation des solides. L'hypothèse des milieux continus établit que les propriétés des matériaux sont continues et qu'un milieu est homogène et isotrope. Un milieu soumis à une force se déforme. La déformation réversible est appelée déformation élastique puisque le milieu retourne à son état initial lorsque l'on supprime la sollicitation. Les déformations permanentes peuvent être générées par des déformations plastiques ou viscoplastiques. L'unité de déformation est sans dimension puisqu'il s'agit du rapport entre l'élongation et la longueur initiale de l'objet [FRA-92, FRA-93].

I.2.3.1 Comportement élastique

Une déformation élastique linéaire définit la relation entre la force F et la déformation générée Δl . La fonction entre force et déformation est appelée de loi de Hooke et leur quotient est appelé de module de Young. L'énergie potentielle W est stockée par le travail de la force F . La représentation graphique de l'énergie potentielle et du module de Young est faite dans la figure I.2.



**Figure I-2 – A gauche, la représentation de la déformation élastique Δl générée par la force F
A droite, la représentation graphique de l'énergie potentielle élastique.**

I.2.3.2 Comportement élastoplastique

La limite d'élasticité est la contrainte à partir de laquelle un matériau commence à se déformer de manière irréversible. Les déformations générées au-delà de la limite élastique sont appelées déformations plastiques. Les matériaux fragiles cassent après la limite élastique et les matériaux ductiles se déforment plastiquement jusqu'à la limite de rupture, ce que l'on appelle de plasticité parfaite.

Le comportement élastoplastique consiste à considérer que la déformation plastique du premier grain de la microstructure n'est pas mesurable, donnée par la limite vraie d'élasticité (σ_v), et que la limite conventionnelle d'élasticité ou le seuil de plasticité correspond à une contrainte σ_c produisant une déformation plastique permanente, conventionnellement de 0,2% après la décharge de la déformation élastique, comme indiqué dans la figure I.3.

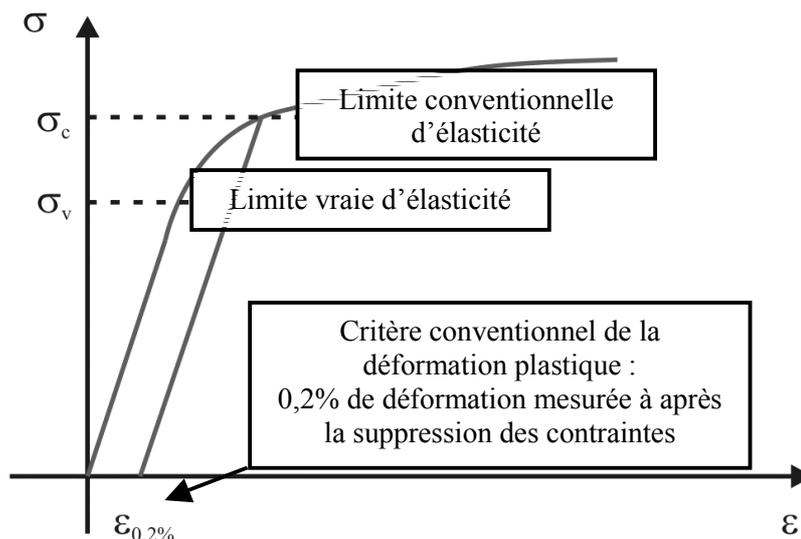


Figure I-3 – Représentation graphique de la déformation ϵ générée par la contrainte σ .

Les métaux sont des matériaux normalement ductiles. L'écrouissage d'un métal correspond aux changements de la limite d'élasticité et de la dureté à partir de contraintes cycliques dans le domaine plastique. Ce phénomène d'écrouissage est normalement identifié localement sur un objet, à cause de variations de section ou de défauts ou d'imperfections dans la structure (cavité, impuretés ou inhomogénéités des alliages). On observe alors des concentrations locales de contraintes générant des déformations plastiques qui donnent lieu à des fissures. Ce phénomène est une des principales causes de la fatigue d'un matériau.

La déformation plastique génère un changement de la microstructure d'un matériau. Ces changements peuvent être des dislocations pour des structures cristallines, ces dislocations sont les glissements des plans d'atomes fait par le déplacement de défauts linéaires, correspondant à des discontinuités dans l'organisation de la structure cristalline. Les précipités ont un rôle important dans le renforcement mécanique des alliages puisqu'ils constituent des obstacles sur le chemin des dislocations, ce qui augmente la dureté du matériau.

1.2.3.3 Comportement élastoviscoplastique

Les déformations peuvent aussi être générées par fluage, figure I.4. Le fluage est une déformation lente et continue en fonction du temps, de la température et de la contrainte appliquée. Certains matériaux continuent à se déformer plastiquement quand ils sont soumis à des contraintes constantes pour une période de temps. Ces déformations plastiques dépendantes du temps augmentent lorsque la température du matériau augmente.

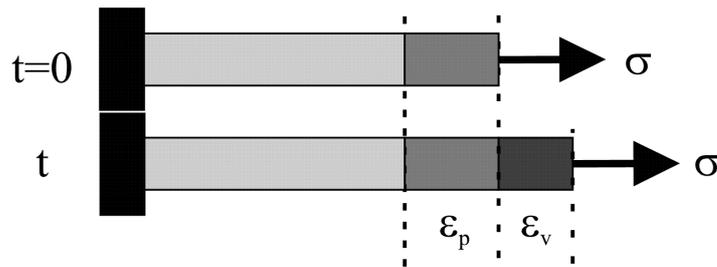


Figure I-4 – Schéma de la déformation viscoplastique, ϵ_v représente la déformation viscoplastique générée par la contrainte σ à l'instant t .

En basse température, normalement pour une température inférieure à 30% de la température de fusion du matériau, le fluage est négligeable puisque le matériau ne peut se déformer de manière permanente que si la contrainte est suffisante pour que les dislocations puissent franchir les obstacles intrinsèques (friction de réseau atomique) et étrangers (impuretés, précipités) aux plans de glissement. Dans le domaine du fluage par dislocation, compris entre 30 et 70% de la température de fusion, la déformation se réalise plus facilement par la diffusion des atomes que réduisent les obstacles des dislocations dans les plans de glissement. Le fluage par diffusion est présent pour les températures supérieures à environ 70% de la température de fusion. Dans ce cas, la diffusion rapide d'atomes au sein des grains, de manière anisotrope dans la direction de contraintes, permet la création de déformations permanentes par la modification de la forme de grains. La diffusion thermique détermine la dépendance en température du fluage.

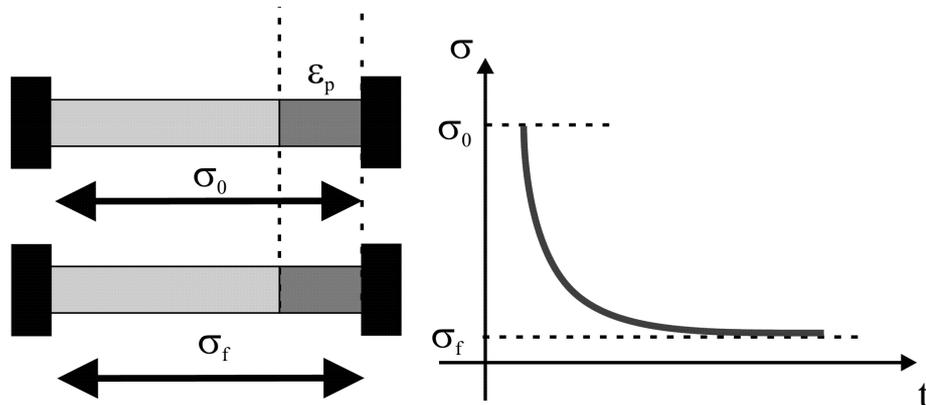


Figure I-5 – Représentation schématique et graphique de la relaxation de contraintes.

La déformation viscoplastique peut être calculée en fonction de la contrainte, équation I.8. Pour un déplacement constant, la déformation viscoplastique génère la réduction de la contrainte appliquée pour générer ce déplacement, ce phénomène est appelé relaxation, figure I.5. En d'autres termes, la relaxation est la transformation de la contrainte élastique en déformation plastique par des mécanismes de diffusion de la structure.

Équation I-8 – Loi empirique de Norton pour déformation viscoplastique en dépendance de la contrainte

$$\varepsilon_v = \left(\frac{\sigma - \sigma_s}{K} \right)^M$$

Où :

- ε_v : Déformation viscoplastique
- σ : Contrainte appliquée
- σ_s : Contrainte résiduelle à un temps qui tend à l'infini
- M et K : Constantes liées au matériau

Pour des températures inférieures à 30% de la température de fusion, la valeur de la contrainte résiduelle est proche de celle de la contrainte appliquée, ce qui permet de considérer que la déformation plastique est négligeable. Pour les températures supérieures à 50% de la température de fusion, la contrainte résiduelle est nulle, la relaxation est totale, et la valeur du paramètre M est comprise entre 3 et 8 par l'obtention du rapport entre le logarithme de la déformation viscoplastique et du logarithme de la contrainte appliquée.

La déformation viscoplastique en fonction de la température suit une loi d'Arrhenius pour des températures supérieures à 50% de la température de fusion et sous valeur constante de contraintes, équation I.9.

Équation I-9 – Loi empirique de Norton pour déformation viscoplastique en fonction de la contrainte

$$\varepsilon_v = \left(\frac{\sigma - \sigma_s}{K} \right)^M \exp\left(-\frac{Q}{kT}\right)$$

Où :

- ε_v : Déformation viscoplastique
- σ : Contrainte appliquée
- σ_s : Contrainte résiduelle à un temps qui tend à l'infini
- M et K : Constantes liées au matériau
- Q : Énergie d'activation thermique
- k : Constante de Boltzmann
- T : Température (en Kelvin)

1.2.3.4 Coefficient de Poisson

Le coefficient de Poisson permet de caractériser la contraction du volume d'un matériau perpendiculairement à la direction de la contrainte appliquée, voir figure I.6 et équation I.10. Ce coefficient fait partie des constantes élastiques de matériaux et sa valeur est comprise entre 0 et 0,5. Pour des matériaux parfaitement isotropes, la valeur est de 0,25 et en général la valeur pour des métaux est d'environ 0,3.

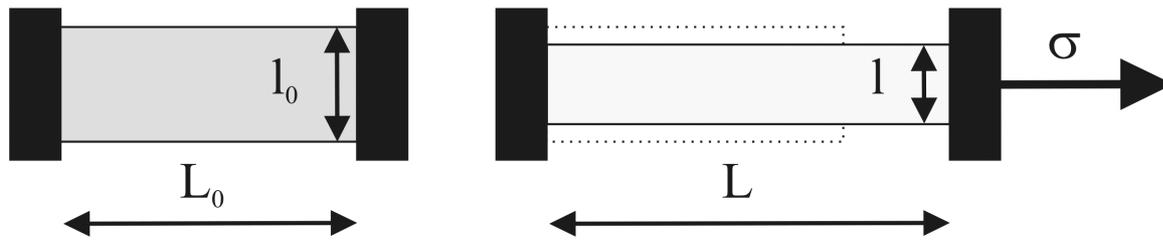


Figure I-6 – Schéma représentant le principe du coefficient de Poisson qui caractérise le rapport entre l’allongement dans un axe et la réduction de dimension sur l’autre.

Équation I-10 – Coefficient de Poisson

$$\nu = \frac{(l_0 - l)/l_0}{(L - L_0)/L_0}$$

Où :

- ν : Coefficient de Poisson
- l_0, l : largeur initiale, finale
- L_0, L : longueur initiale, finale

I.2.4 Endommagement et fatigue

La fatigue est le processus d’endommagement d’un matériau par l’application cyclique des contraintes inférieures à la limite de rupture qui conduisent à la rupture. La fatigue est dépendante du nombre de cycles, des propriétés du matériau, de la température et de l’intensité de la charge appliquée.

I.2.4.1 Mécanisme de fatigue des métaux

Sous une contrainte inférieure à la limite élastique, le matériau se déforme de manière réversible. Cependant, à cause de la présence des imperfections de la microstructure (cavités, défauts ou précipités), il y a une concentration locale des contraintes qui génèrent localement des déformations plastiques. Si les contraintes sont cycliquement répétées, une fissure s’amorce lorsque l’écroutissage local du matériau dépasse la limite de rupture. Ensuite, cette fissure induit une nouvelle concentration de contraintes à son entourage, et à chaque fois que la contrainte se répète, la fissure s’agrandit jusqu’à la rupture de la pièce.

Lorsque la contrainte est supérieure à la limite élastique du matériau, la rupture du matériau se produira pour un nombre réduit de cycles. On appelle ce phénomène « fatigue oligocyclique » (en anglais « low cycle fatigue »). Dans ce cas, la plastification ou la déformation plastique n’est plus confinée aux imperfections du matériau, mais à la totalité du volume soumis à ces contraintes.

I.2.4.2 Analyse de la fatigue

L'allemand August Wöhler a synthétisé en 1870 les résultats de ses travaux sur les rails de trains pour introduire le concept d'endurance limitée [SCH-96]. Les courbes dites de Wöhler sont obtenues par des essais d'endurance effectués généralement sous effort sinusoïdal en traction, flexion ou torsion. L'objectif est de déterminer le nombre de cycles à la rupture en fonction de la contrainte appliquée. La figure I.7 montre en exemple de courbe typique de Wöhler qui peut être divisée en trois parties :

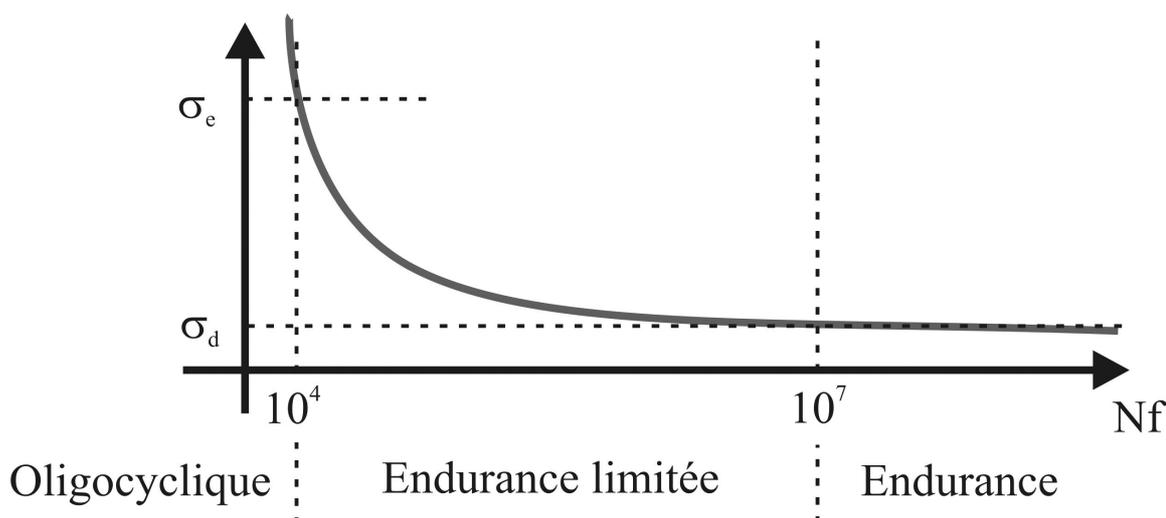


Figure I-7 – Représentation graphique de la courbe de Wöhler, nombre de cycles à la défaillance en fonction de niveau de la contrainte cyclique appliquée.

- La première partie représente la zone de fatigue oligocyclique. La rupture dans cette région est générée après un nombre réduit de cycles sous contrainte. Forte supérieure à la limite élastique. Généralement, on représente cette région en indiquant la limite élastique. Pour les métaux, on considère généralement qu'une rupture intervenant entre 1 et 10^4 cycles correspond à la fatigue oligocyclique.
- La deuxième partie est appelée de zone de fatigue ou d'endurance limitée, où le nombre de cycles à la rupture diminue avec l'augmentation de la valeur de la contrainte appliquée.
- La dernière partie est dite zone d'endurance illimitée ou zone de sécurité caractérisée par l'asymptote de la courbe. Dans cette zone la rupture est générée après un nombre de cycles très élevé, généralement 10^7 pour les métaux.

La fatigue qui amène à la rupture des métaux peut être analysée de deux façons différentes selon la zone qu'on souhaite étudier, la zone d'endurance limitée ou la zone de fatigue oligocyclique.

I.2.4.3 Relation de Basquin

Pour des contraintes inférieures à la limite d'élasticité, les déformations plastiques sont limitées à l'entourage des imperfections du matériau. Pour la plupart des métaux, cette partie de la courbe de Wöhler peut être représentée par un segment de droite quand l'échelle du nombre de cycles est logarithmique. La relation de Basquin (déterminée en 1900) caractérise les résultats de Wöhler [SCH-96] par une fonction en puissance (log-log), équation I.11. Cette loi d'endommagement est utilisée pour représenter le comportement des matériaux en endurance limitée, figure I.8.

Équation I-11 - Relation de Basquin

$$Nf = \frac{C}{x^b}$$

Où :

- Nf : Nombre de cycles à la défaillance
- C et b : constantes liées au matériau
- x : valeur de la contrainte appliquée

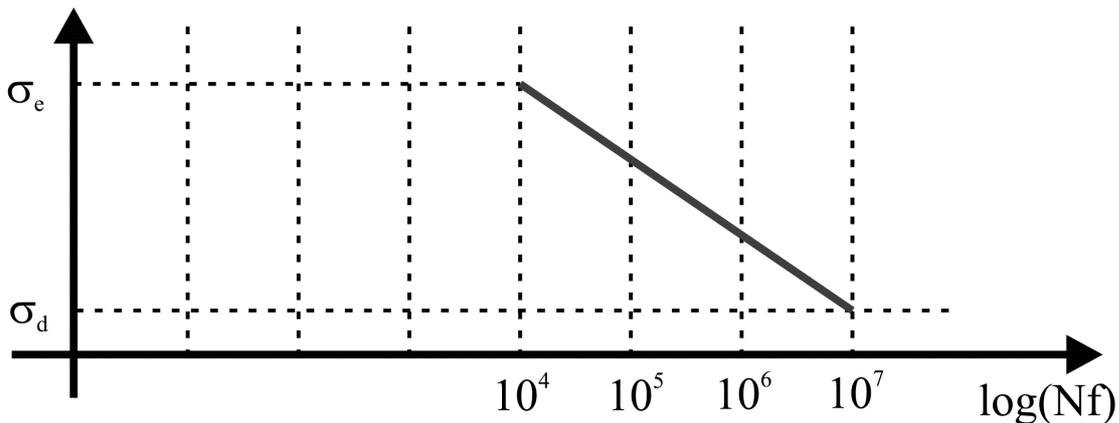


Figure I-8 - Relation de Basquin idéalisée représentant la relation linéaire entre la fonction log du nombre de cycles à la défaillance et le niveau de contrainte cyclique appliqué.

Dans l'objectif d'analyser l'effet d'une contrainte moyenne non nulle sur la limite d'endurance, on utilise les diagrammes de Goodman ou de Haigh, figure I.9. Le diagramme de Goodman (créé en 1899) établit la relation entre la contrainte maximale et la contrainte minimale appliquée [SCH-96], en supposant une contrainte moyenne supérieure à celle appliquée. Le diagramme de Haigh établit la relation entre la contrainte moyenne et celle appliquée en relation à la moyenne, appelée valeur alternée ($\sigma_{\max} - \sigma_{\text{moyenne}}$). Les deux diagrammes utilisent normalement comme condition aux limites la valeur de 10^7 cycles comme limite d'endurance.

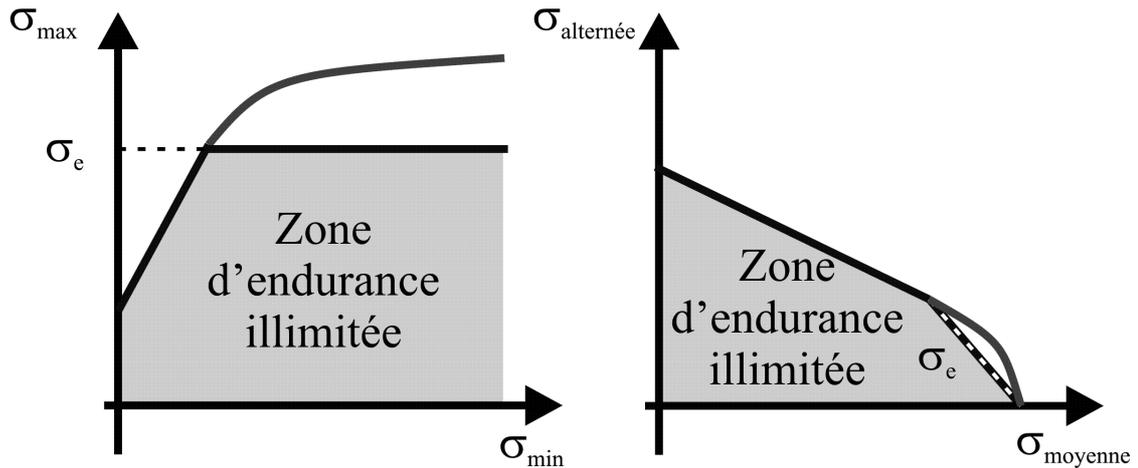


Figure I-9 – Les diagrammes de Goodman (à gauche) et de Haigh (à droite).
En rouge les courbes de déformation plastique.

I.2.4.4 Fatigue oligocyclique

La fatigue générée par des contraintes supérieures à la limite d'élasticité correspond à une durée d'essai généralement inférieure à 10^4 cycles. L'analyse est normalement faite par la relation entre la déformation plastique générée par cycle et le nombre de cycles à la défaillance.

Au-delà de la limite d'élasticité, les contraintes ne sont plus proportionnelles aux déformations générées. Manson a proposé [MAN-66], à partir des résultats des essais de traction à niveau constant de contrainte, une relation du type loi en puissance entre le nombre de cycles à la rupture et la déformation plastique générée par un demi-cycle de contraintes. Cette relation a été confirmée par Coffin pour plusieurs métaux. La loi de Coffin-Manson, décrite dans la figure I.10 pour l'acier 4130, établit que la relation entre la déformation plastique et le nombre de cycles à la rupture est donnée par une loi en puissance (équation I.12).

Équation I-12 – Loi de Coffin-Manson

$$\varepsilon_p = M \cdot N_f^Z$$

Où :

ε_p : Déformation plastique générée par un demi-cycle

M et Z : constantes liées au matériau

N_f : Nombre de cycles à la rupture

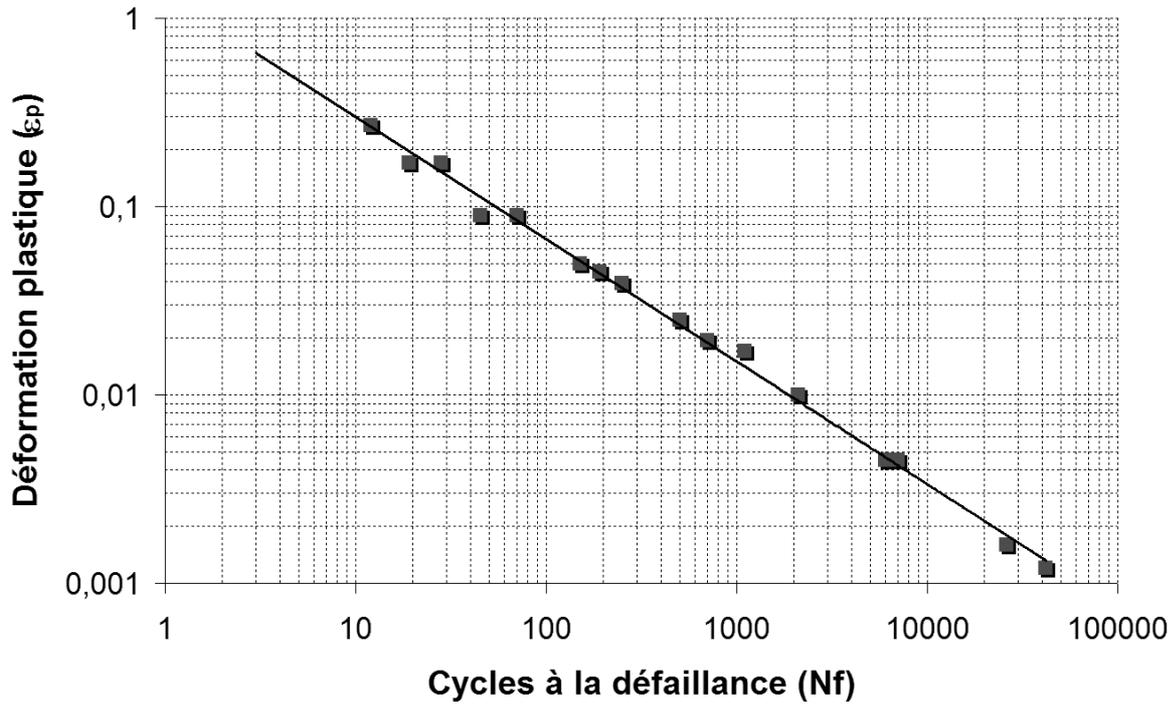


Figure I-10 – Relation entre déformation plastique par cycle et nombre de cycles à défaillance pour l'acier 4130. Graphique réalisé à partir de données expérimentales de Manson [MAN-66].

I.3 Interconnexions d'assemblages électroniques

I.3.1 Boîtiers de composants électroniques complexes

Un composant électronique complexe est constitué d'une puce de circuit intégré de fonctions complexes et d'un boîtier avec plusieurs interconnexions d'entrée et de sortie. Ce boîtier est en général constitué d'un substrat (métallique, céramique ou plastique), d'interconnexions et d'éléments additionnels comme l'enrobage de la puce, dissipateurs, etc. La figure I.11 présente le schéma d'un composant électronique complexe à billes.

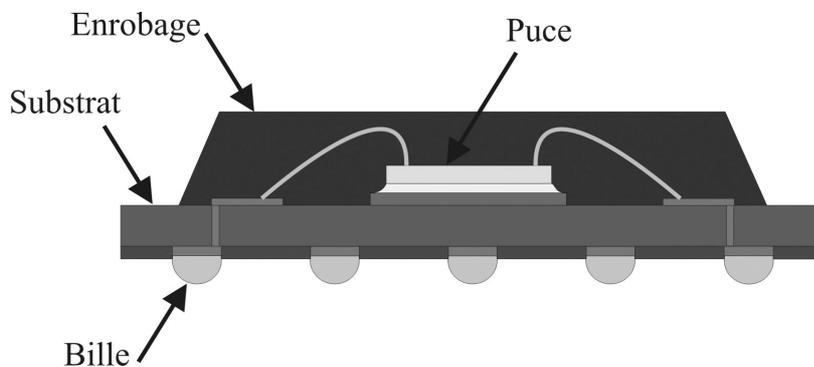


Figure I-11 - Schéma d'un composant électronique complexe à billes.

I.3.1.1 Types d'interconnexions des boîtiers complexes

Les interconnexions ont trois fonctions : fournir une attache mécanique du boîtier à la carte de circuit imprimé, réaliser une partie de la dissipation de l'énergie thermique générée par le circuit intégré à l'intérieur du boîtier et permettre l'alimentation du circuit et la transmission de signaux électriques.

Une des classifications possibles des boîtiers de composants électroniques complexes est faite en fonction de la technologie d'interconnexion utilisée qui peuvent être à broches traversant le circuit imprimé ou à montage surfacique à pattes, à billes ou colonnes ou encore montés directement sur le circuit imprimé, figure I.12. Ces interconnexions sont constituées fondamentalement de 3 éléments : la plage de report côté circuit imprimé (généralement en cuivre) ; l'alliage utilisé pour l'assemblage ; et finalement de la broche, patte ou plage de report côté composant.

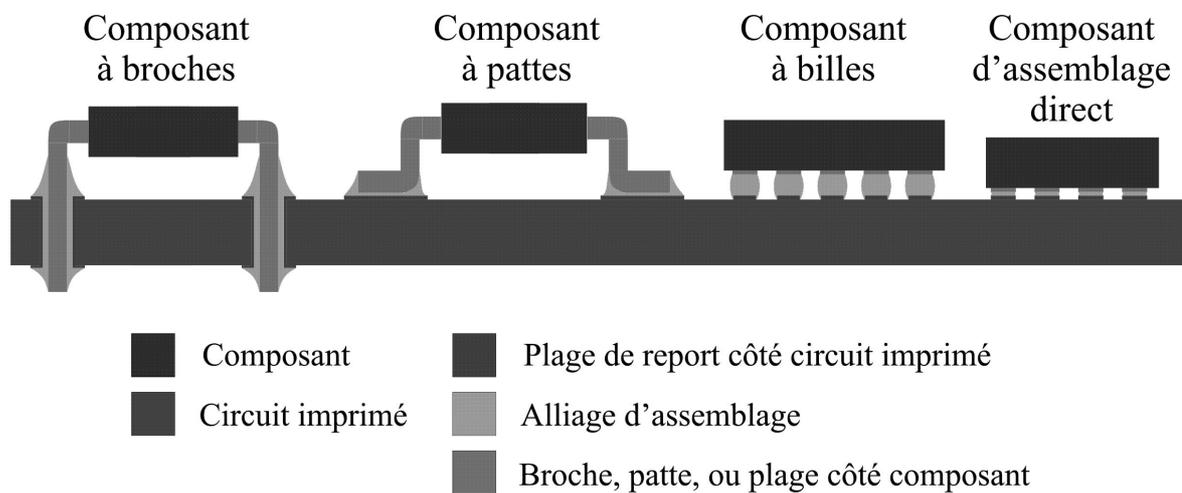


Figure I-12 - Schéma simplifié des principaux types de boîtiers.

L'augmentation de l'intégration de l'électronique implique l'utilisation de composants plus légers, de dimensions plus réduites avec l'ajout de plus de fonctions. Cela impose l'augmentation du nombre d'interconnexions et la réduction des dimensions des interconnexions entre le composant et la carte. Ainsi le boîtier présente une structure plus hétérogène qui devient plus susceptible aux contraintes mécaniques ou thermomécaniques.

I.3.1.2 Assemblage de composants

Le procédé le plus utilisé d'assemblage des composants électroniques à montage de surface est le procédé de refusion. Le circuit imprimé reçoit une couche de pâte à braser constituée d'alliage et de flux. Les composants sont posés sur la carte et l'ensemble passe dans un four de refusion. Pendant le procédé de refusion, les composants et la carte sont soumis à la température de fusion de l'alliage. Cette augmentation de la température induit des dilatations de ces structures. Après la refusion et la formation du joint brasé, la carte assemblée est refroidie à la température ambiante. Ce procédé d'assemblage génère des contraintes et des déformations résiduelles dans les joints brasés, liées à la dilatation différentielle de la carte et des composants. Ces contraintes et ces déformations ont un impact sur la fiabilité des joints durant leur utilisation.

I.3.2 Endommagement des joints brasés

Parmi les défauts rencontrés pour les composants électroniques, tels que les défauts du circuit intégré (corrosion, électromigration...), on rencontre les délaminages des éléments de la structure du composant ou encore la fissuration de l'enrobage par l'augmentation de la pression interne du composant par la vaporisation de l'humidité absorbée.

Toutefois, nous sommes intéressés dans cette étude aux défaillances des interconnexions de deuxième niveau, c'est-à-dire, les interconnexions entre la carte et le composant, dans le cas d'assemblages à billes.

La fatigue induite dans les joints brasés de composants électroniques est générée par les deux types de contraintes suivants:

- Les contraintes mécaniques peuvent être générées par choc ou vibration :
 - **Choc mécanique** caractérisé par des contraintes de courte durée, de grande accélération et/ou de grande amplitude. Le mécanisme de défaillance est la **rupture** ou le délaminage des éléments de la structure du matériel ;
 - **Vibrations mécaniques** caractérisées par des contraintes de longue durée et de faibles valeurs d'amplitude. La défaillance est générée par fatigue d'**endurance limitée**.
 - Ces deux types de mécanismes de défaillance reflètent une mauvaise conception du matériel vis-à-vis des conditions d'opération puisque l'endommagement est généré par le dépassement de la limite d'élasticité du matériau.
- Les contraintes thermomécaniques induisent des déformations plastiques du joint brasé et génèrent de défaillances liées à la fatigue oligocyclique :
 - Les contraintes générées de façon **interne**, comme les cycles de variation de la température par l'**effet Joule** du circuit ou système électronique ;

- Les facteurs **externes** liés à son environnement comme la variation de température journalière, saisonnière ou de son profil de mission.
- Il est aussi possible que ces deux types de contraintes s'interagissent :
 - L'augmentation de la température pendant le cyclage thermique change les propriétés mécaniques de matériaux et peuvent, par conséquent, réduire la limite d'élasticité, augmentant le risque d'endommagement plastique par contraintes mécaniques ;
 - L'endommagement cyclique généré par le cyclage de température peut modifier la microstructure des alliages (comme il sera décrit dans la figure I.14) et ainsi fragiliser le matériel par la modification des propriétés du matériau.

Dans cette étude, nous nous attacherons à l'analyse de fatigue oligocyclique générée par la variation cyclique de température.

I.3.2.1 Mécanismes de défaillance par cyclage thermique

Le mécanisme de dégradation en fatigue oligocyclique est alors lié à la dilatation différentielle de plusieurs éléments de la structure d'assemblage. Schématiquement, il s'agit fondamentalement des deux mécanismes suivants, illustrés dans la figure I.13 :

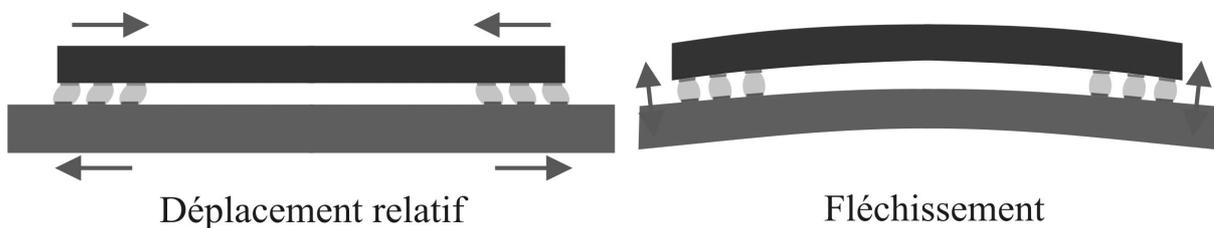


Figure I-13 - Mécanismes d'endommagement par variation de la température.

- Le déplacement relatif entre les deux plages de report du joint brasé à cause de la dilatation différentielle des éléments de la structure qui génère des forces de cisaillement sur les joints du composant ;
- Le fléchissement du composant et de la carte par effet de dilatation de bilame quand ces deux structures ne sont pas équilibrées génère des contraintes de traction/compression sur les joints brasés de composants.

L'étude réalisée par M. Brizoux [BRI-05] sur l'analyse des matériaux de circuit imprimé a pu illustrer ces deux mécanismes :

- Le déplacement relatif qui génère les effets de cisaillement est illustré dans la figure I.14. Le composant céramique assemblé sur un circuit imprimé conventionnel présente un grand écart de dilatation. En considérant le déplacement relatif nul à la température de fusion de l'alliage (~183°C), on estime jusqu'à 42µm de déplacement relatif, selon l'équation I.13.

Équation I-13 – Estimation du déplacement relatif pour un assemblage de composant céramique

$$Dep = \Delta T \cdot \Delta CTE \cdot DPN \approx (183 + 55) \cdot ([16 - 6] \cdot 10^{-6}) \cdot \left(\frac{\sqrt{2} \cdot 25 \cdot 10^{-3}}{2} \right) \approx 42 \mu m$$

Où :

Dep : déplacement

ΔT: variation de la température fusion à -55°C, condition d'essai appliquée

ΔCTE : différence de coefficient de dilatation entre le composant (6ppm/°C) et la carte de circuit imprimé (16ppm/°C)

DPN : distance au point neutre, pour un composant de 25mm de largeur

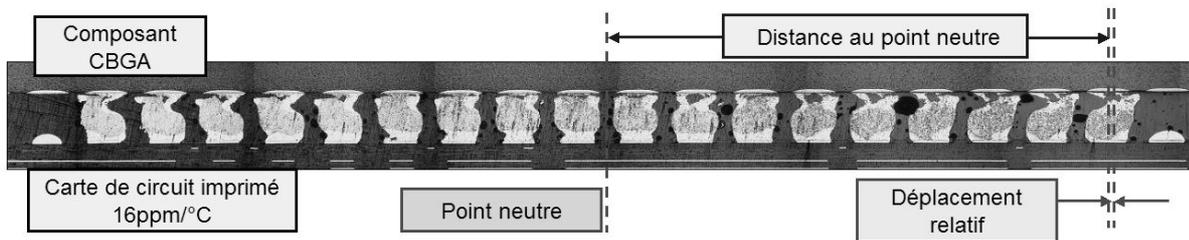


Figure I-14 – Illustration du déplacement relatif entre le composant et la carte.

- Le fléchissement du composant et de la carte par effet bilames est illustré dans la figure I.15. La carte de circuit imprimé est constituée des couches de cuivre et de tissu de verre avec une résine plastique superposées. La carte peut fléchir sous la variation de la température quand la distribution du cuivre à l'intérieur, liée à la conception du circuit électrique, est déséquilibrée. Pour les composants, particulièrement ceux dits plastiques, le fléchissement est généré par la dilatation de la structure hétérogène qui constitue le composant (puce en silicium et le substrat plastique).

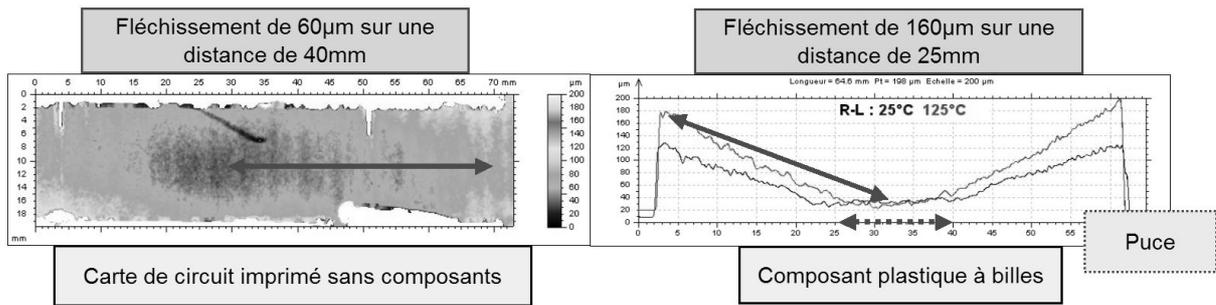


Figure I-15 – Illustrations sur le fléchissement d'un composant et d'une carte de circuit imprimé.

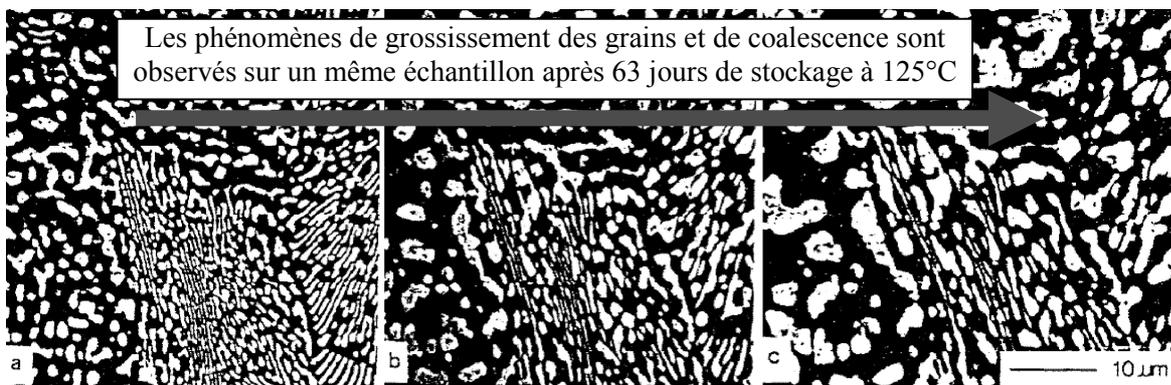
1.3.2.2 Alliages étain-plomb

L'étain-plomb a été pendant des décennies l'alliage le plus utilisé dans l'électronique. Les caractéristiques principales de ce type de matériau sont sa basse température de fusion pour l'alliage eutectique composé de 63% d'étain et 37% de plomb, sa ductilité et résistance à la fatigue et son faible coût de fabrication. Historiquement ont trouvé aussi d'autres compositions comme l'alliage à 95% de plomb et 5% d'étain pour l'assemblage des puces de semiconducteur, l'alliage à 90% de plomb et 10% d'étain utilisé pour les billes ou colonnes non-fusibles des composants céramiques qui assurent une hauteur minimale entre le composant et la carte et finalement une variante avec faible quantité d'argent (62% étain, 36% plomb et 2% argent) aussi eutectique et avec point de fusion à 179°C contre 183°C pour l'étain-plomb eutectique.

L'étain cristallin peut présenter deux types de structures selon la nucléation pendant le processus de refroidissement, une α cubique et autre plus compacte en volume β tétraédrique. Ces phases ont des propriétés physiques différentes. Pour les phases α , le coefficient de dilatation et le module de Young sont isotropes. Pour les phases β , ces propriétés dépendent de l'orientation cristalline. Ces différences induisent des concentrations de contraintes qui donnent origine à des déformations plastiques ponctuelles et conduisent à la rupture [UBA-05].

Le plomb a la propriété de réduire la tension superficielle de l'étain en fusion, ce qui assure une meilleure mouillabilité de l'alliage pendant le processus de refusion. De plus, l'utilisation du plomb dans un alliage avec l'étain, réduit la transformation des phases β en phases α de l'étain, phénomène actif pour les températures inférieures à 13,2°C. Cette transformation induit des défauts dans la structure cristalline par le changement de volume entre les deux phases.

Même si l'alliage étain-plomb eutectique contient en moyenne 63% d'étain, dans l'analyse de la microstructure de cet alliage, on observe qu'il s'agit de phases de α contenant 10% d'étain et de phases β en contenant 97% avec des propriétés mécaniques et thermiques différentes. Cette structure n'est pas stable, plusieurs processus sont responsables de son évolution : la séparation et coalescence des phases, le grossissement de grains et encore la recristallisation. Ces processus sont induits par des contraintes mécaniques appliquées et sont activés en température. Cela a un impact sur la fiabilité des joints brasés puisqu'il conduit à la nucléation des fissures par la concentration ponctuelle de contraintes. La figure I.16 donne un exemple de changement de la microstructure d'un alliage étain-plomb pendant le stockage en température élevée.



**Figure I-16 - Photos obtenues par un microscope électronique, en blanc les phases riches en plomb et en noir, les phases riches en étain [DRE-00].
(a) 2 heures, (b) 17 jours (c) 63 jours à 125°C**

I.3.2.3 Alliages sans-plomb

L'utilisation massive et progressive de l'électronique dans toutes les activités et la courte durée de vie de la plupart des produits électroniques pendant les deux dernières décennies pose aujourd'hui un problème majeur de déchets électroniques. Ces équipements contiennent des éléments lourds comme le plomb, le cadmium, le chrome, le mercure et des chaînes organiques comme les halogènes qui sont nocifs à l'environnement et à la santé de l'homme. Puisque ces éléments sont présents en faible quantité dans des éléments de dimensions très réduites dans la structure des équipements électriques et électroniques, le recyclage devient très coûteux quant il est possible.

Certaines sociétés et certains pays ont commencé dans les années 90 à réfléchir sur la substitution de ces éléments dans l'électronique, en particulier le plomb. Au Japon, quelques industries ont commencé à la fin de cette décennie à fabriquer déjà des produits d'utilisation domestique avec des alliages sans-plomb. En 2003, le parlement européen a produit deux directives [ROH-03], [WEE-03] qui traitent du recyclage des produits électriques et électroniques et qui réglementent l'utilisation des certains produits halogènes, du chrome hexavalent, du cadmium et finalement l'utilisation du plomb. A partir du 1^{er} juillet 2006, les fabricants de produits électroniques vendus en Europe ont été obligés de remplacer l'alliage étain-plomb traditionnel par d'autres alliages sans-plomb. D'autres pays comme la Corée, la Chine et certains états des États-Unis ont déjà leur propre législation qui interdit la commercialisation des produits contenant ces éléments. Les batteries contenant du plomb sont responsables pour environ 75% de la consommation du plomb, mais ces produits ont été exclus des directives sous l'argument du recyclage plus simple.

Ces législations ont obligé l'industrie électronique à investir massivement en recherche pour développer de nouveaux matériaux, des adaptations des procédés de fabrication et finalement pour étudier l'impact de la capacité du matériel électronique de répondre aux fonctions et à la mission spécifique de chaque application. Des dérogations ont été faites aux secteurs minoritaires de l'industrie qui sont stratégiques et/ou sensibles sous l'angle de la fiabilité, comme les domaines du transport, de l'aérospatial, des équipements médicaux et du militaire...

Pour les joints brasés des assemblages électroniques, l'interdiction du plomb a obligé le changement du matériau de l'alliage, des finitions côté carte et composants ainsi que des modifications de procédés d'assemblage. L'alliage remplaçant devrait répondre à des critères de fabrication comme la mouillabilité et la température de fusion, des critères de mission du produit comme les conceptions thermique et électrique et tenue mécanique et en fatigue et particulièrement à des critères économiques comme le coût de la matière, le coût d'utilisation et les coûts de licences puisque certains de ces alliages sont brevetés. Les alliages retenus par l'industrie sont dans la plupart des cas de matrices d'étain avec d'autres éléments en faible pourcentage (moins de 5%). Actuellement, les alliages les plus utilisés sont ceux constitués d'étain avec de l'argent entre 3 et 4% et du cuivre entre 0,5 et 1%. Cette famille d'alliage est appelée de SAC (« Sn-Ag-Cu » étain-argent-cuivre). La température de fusion est d'environ 220°C pour ces alliages.

La figure I.17 montre en détail la microstructure d'un alliage SAC. Dans cette structure des phases d'étain pur sont intercalées d'intermétallique étain-argent-cuivre et des phases argent-étain (Ag_3Sn) en forme de coquilles et des grains de cuivre-étain (Cu_6Sn_5). Le phénomène de coalescence de phases est beaucoup moins important que celle observée dans l'alliage étain-plomb. Cette microstructure est très dépendante de la vitesse de refroidissement lors du procédé d'assemblage, ce qui oblige à une meilleure maîtrise du profil de température.

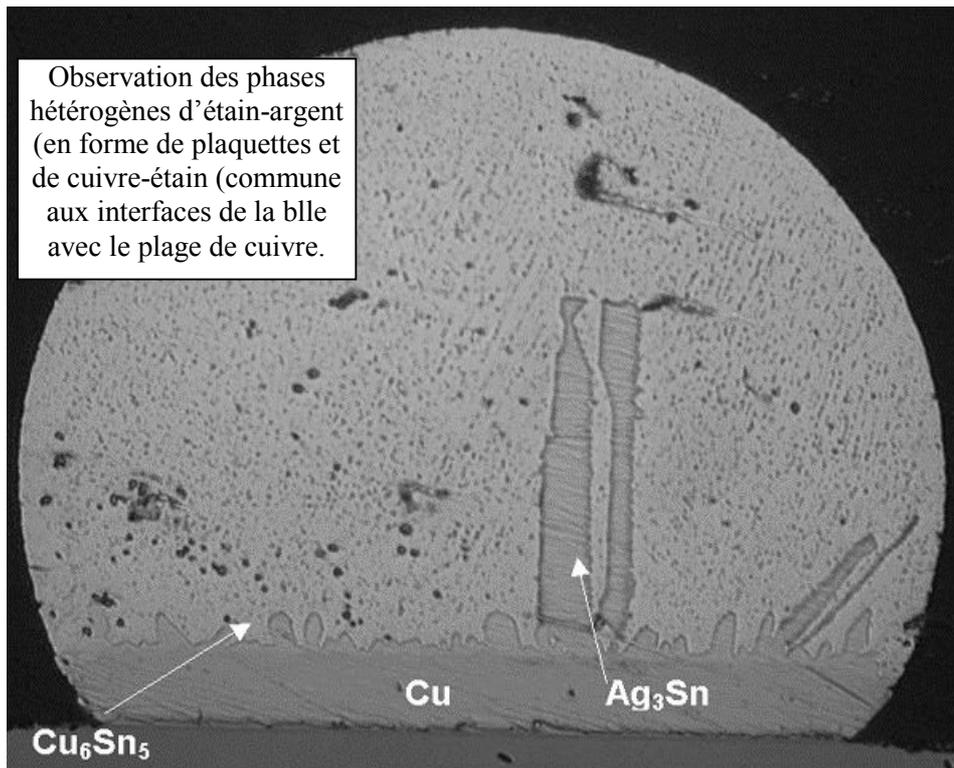


Figure I-17 - [FRE-01] La microsection d'une bille en alliage et la mise en évidence la microstructure de l'alliage sans-plomb à base d'une matrice d'étain SAC 378 (3,7% Ag 0,8 Cu).

Les conséquences de l'utilisation des alliages SAC dans les interconnexions des assemblages électroniques sont les suivants :

Pour les procédés d'assemblage, le changement de l'alliage a obligé la modification des flux qui doivent être compatibles pour assurer la mouillabilité. Cela a aussi obligé à modifier le profil de température d'assemblage, la température maximale étant plus élevée que celle utilisée pour l'étain-plomb. Ceci entraîne des changements de matériaux de base de la carte de circuit imprimé pour supporter des températures plus élevées et pendant une période de temps plus longue. Ceci entraîne aussi des modifications dans la conception des composants électroniques qui doivent supporter la température sans générer des défauts par délamination des couches internes et sans fléchir exagérément.

Pour les finitions des composants et des connecteurs, l'utilisation de la finition d'étain pur à la place de la finition étain-plomb fait ressurgir le problème de « whiskers », des filaments métalliques autogénérés par une couche d'étain soumis à des contraintes internes (oxydation, grossissement de la couche d'intermétalliques) et à des contraintes externes. Ces filaments peuvent générer des défauts par courts-circuits [VIN-07].

Finalement pour la tenue mécanique et à la fatigue thermomécanique, ces alliages ont un comportement sous contraintes différent de celui de l'alliage étain-plomb. Étant donné le manque d'expérience opérationnelle pour des produits utilisés dans les environnements sévères ou de longue durée de mission, la prédiction de la fiabilité ne peut pas être faite de façon convenable.

1.3.2.4 Finitions des cartes de circuit imprimé

Les cartes de circuit imprimé ont des plages de cuivre sur lesquelles seront assemblés les composants électroniques. Après fabrication, ces plages de cuivre reçoivent une fine couche de finition afin de protéger les plages de l'oxydation et ainsi assurer la mouillabilité nécessaire à l'assemblage. Pendant l'assemblage des composants, la réaction de la brasure et de la plage de cuivre du côté composant ou du côté carte donne origine à une phase hétérogène d'alliage intermétallique. La formation de cette couche d'alliage assure la tenue mécanique des joints brasés, par contre en fonction de ses propriétés moins ductiles, une couche trop épaisse, généralement supérieure à $5\mu\text{m}$, peut générer une région de forte concentration de contraintes induisant à une fatigue oligocyclique prématurée.

La composition de cette couche dépend du matériau de la finition qui peut être classifié en deux familles : les finitions qui donnent origine à l'intermétallique étain-cuivre (l'étain, l'argent, l'étain-plomb ou le film organique - OSP) et celles qui donnent origine à l'intermétallique nickel-cuivre-étain (le nickel-or). Cette couche d'intermétallique a tendance à s'épaissir durant le vieillissement de l'alliage par température et fatigue.

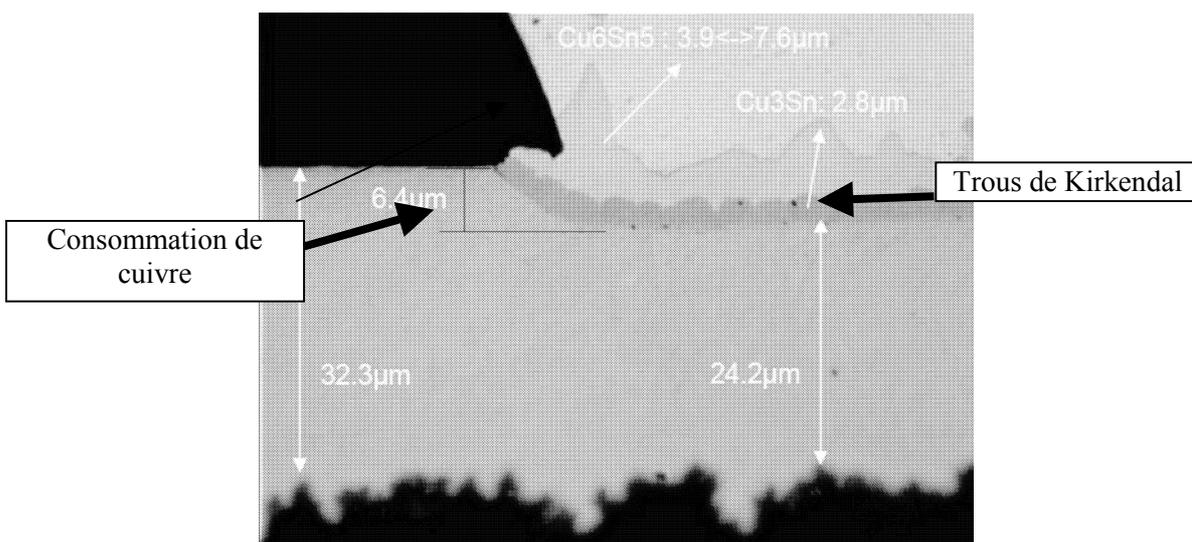


Figure I-18 - [IBM-06] Le détail de l'interface du joint brasé et de la plage de cuivre et la mise en évidence de la consommation de cuivre et des trous de Kirkendal.

Du fait de la réactivité élevée entre l'étain et le cuivre, l'utilisation des alliages sans-plomb génère deux problèmes supplémentaires suivants, montrés dans la figure I.18 :

- Consommation de cuivre : durant les procédés d'assemblage, le cuivre de la plage est consommé par l'étain pour donner naissance à une phase intermétallique, cette consommation de cuivre peut être importante vis-à-vis de l'épaisseur de cuivre et générer des défauts d'interconnexions.
- Trous de Kirkendal : la diffusion déséquilibrée entre le cuivre et l'étain, sous stockage en température élevée, peut donner l'origine à des trous dans la région de l'intermétallique Cu_3Sn . Cet effet est appelé de « trous de Kirkendal ». Ces trous ont pour conséquence la fragilisation du joint brasé dans l'interface avec la carte de circuit imprimé.

I.4 Évaluation de la durée de vie

L'objectif d'un essai accéléré est de prévoir la durée de vie statistique probable d'un produit pour des conditions opérationnelles estimées dans certains critères d'acceptation de risque. Cette caractérisation est faite par l'accélération du mécanisme de défaillances en essai. Ceci suppose de connaître les mécanismes (ou le mécanisme prédominant) de défaillance et de maîtriser son accélération.

I.4.1 Analyse selon les taux de défaillances en fonction du temps

Chaque région de la courbe du taux de défaillances en fonction du temps est analysée de façon différente :

La mortalité infantile représentant les défaillances générées par des défauts de fabrication ou par la sous-capacité d'un produit vis-à-vis des conditions opérationnelles. Les défauts de fabrication sont éliminés par des procédures de déverminage. La suppression des faiblesses de conception est faite par des essais de robustesse (en anglais « HALT, Highly Accelerated Life Test »). Dans ces essais, l'objet est soumis jusqu'à la défaillance à des surcharges de façon échelonnée ou continue. Les défaillances générées démontrent les points faibles de la conception ou les failles de fabrication.

Dans la région d'opération normale, le taux de défaillance représente les défaillances aléatoires induites par des surcharges ou des faiblesses de l'objet créées par la dispersion des paramètres d'assemblage. Sa prédiction peut être faite par des critères d'évaluation prenant en compte le type de technologie, le contrôle des procédés de fabrication et les variations de contraintes opérationnelles [FID-04]. L'utilisation des essais de robustesse peuvent également réduire le taux de défaillances dans ce région.

Enfin, l'estimation de la durée de vie avant l'usure repose sur l'hypothèse que la technologie de l'objet analysé est suffisamment mature pour supposer que le taux de défaillances de la région de la mortalité infantile est nul et considère négligeable les défaillances aléatoires de la période d'opération normale, que l'on exclut de la statistique par un procédé de sélection préliminaire. L'analyse statistique des défaillances résultant de l'accélération du mécanisme de défaillance sur une population d'échantillons permet d'obtenir un graphique du pourcentage de la population défaillante en fonction du nombre de cycles de contraintes ou de la durée d'essai à la défaillance. La durée de vie d'un objet avant l'usure dans des conditions opérationnelles peut être prédite en appliquant une loi d'endommagement adaptée au mécanisme de défaillance. Cette loi d'endommagement qui établit la relation entre les niveaux de contraintes et le nombre de cycles à la défaillance permet de déduire le facteur d'accélération : le quotient entre le nombre de cycles à la défaillance en essai accéléré et celui pour des conditions opérationnelles estimées.

La durée de vie d'une population présente une dispersion dépendante de la variation paramétrique de l'objet et des contraintes appliquées. D'une part, dans une même population, les objets considérés identiques peuvent présenter des variations très légères de dimensions des éléments de sa structure qui conduisent à des objets légèrement plus robustes que d'autres. Il y a donc une certaine distribution des caractéristiques associées aux composants. D'autre part, même dans un essai de laboratoire, les contraintes appliquées peuvent varier d'un échantillon à l'autre. Par exemple : dans une étuve de variation thermique, les températures observées par un échantillon peuvent varier en fonction de son emplacement dans l'enceinte. Il y a donc aussi, même en essai de laboratoire une faible distribution de contraintes appliquées. En opération, les contraintes appliquées sur chaque produit ne sont pas identiques, ce qui accrue en utilisation réelle.

Puisque les contraintes en essai accéléré sont généralement plus élevées que celles de l'utilisation normale, l'effet de la variation paramétrique doit se réduire. Dans le cas limite où les contraintes appliquées sont beaucoup plus élevées que celles de la limite de rupture, tous les objets doivent tomber en défaillance en même temps, dans le premier cycle. Le facteur d'accélération n'a donc du sens que pour la valeur médiane de la dispersion des résultats pour une population. Le calcul du risque de défaillance, d'une partie réduite de la population, est possible seulement par la supposition d'une distribution connue à des niveaux de contraintes opérationnelles.

I.4.2 Profil de mission des produits électroniques

Le profil de mission est issu de l'évaluation de contraintes observées par le matériel depuis sa fabrication jusqu'à la fin de sa vie opérationnelle. L'analyse du profil de mission est d'abord utilisée pour le développement d'un produit pour assurer le fonctionnement compatible. Cette analyse est faite en deux parties, la première consiste à déterminer les types et les valeurs extrêmes de contraintes et la seconde à déterminer les contraintes cycliques et définir une ou des conditions représentatives de ces contraintes cycliques appliquées pour une durée de mission donnée. Les contraintes peuvent encore être classifiées en contraintes environnementales (humidité, température ambiante, vibrations et chocs mécaniques) et en contraintes générées en interne (température d'opération par dissipation du propre équipement, chocs et vibrations).

I.4.2.1 Contraintes thermomécaniques

Les variations de la température induisent la fatigue oligocyclique des joints brasés des composants assemblés sur carte par la dilatation différentielle des éléments de la structure d'un produit électronique. La figure I.19 montre les résultats de l'analyse de la variation de la température faite pour deux villes de régions différentes aux États-Unis pour la prédiction de la fiabilité des composants BGA des équipements de communications utilisés à l'extérieur et soumis aux variations de température saisonnières et journalières faite par la société Fujitsu pour les équipements de télécommunications [GAL-01]. A partir de ces deux exemples, on peut observer comment définir les paramètres des contraintes maximales observées (droites en rouge pointillées) ainsi que la détermination de la contrainte cyclique la plus fréquente (droite en rouge segmentée).

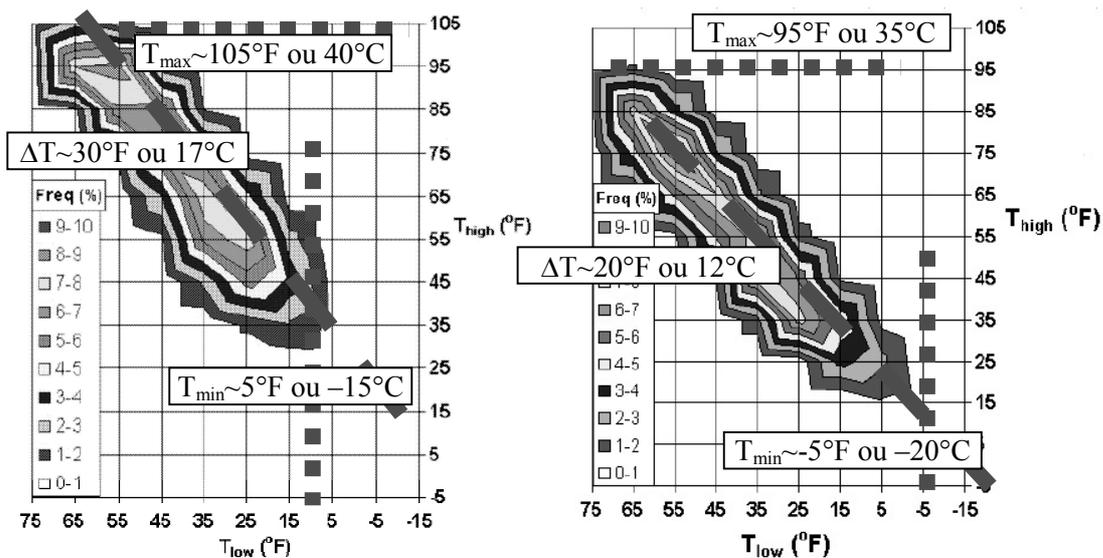


Figure I-19 - [GAL-01] Analyse de la variation de température ambiante entre deux villes des régions différentes et détermination des températures maximales et minimales observées ainsi que la valeur moyenne de l'excursion de la température journalière.

I.4.2.2 Contraintes mécaniques

Les contraintes mécaniques observées par les joints brasés des composants électroniques dépendent fortement de la géométrie (forme et dimensions), des fixations et de la façon dont la contrainte mécanique est appliquée à l'ensemble de la structure. Il est pratiquement impossible de déterminer un niveau de contrainte acceptable pour un joint brasé sans connaître les détails de la conception d'un produit spécifique.

Il est nécessaire de connaître au préalable les fréquences et modes de vibration de carte de circuit imprimé, ainsi que les niveaux d'accélération pour estimer le niveau de contraintes et de déplacements observés par les interconnexions.

I.4.2.3 Catégories de profils de mission

Selon le type d'application, l'analyse du profil de mission se limite normalement à l'analyse de valeurs extrêmes et nominales d'utilisation des produits, soit parce que les produits ont des missions courtes, soit parce que le risque acceptable de pannes est relativement élevé. C'est le cas pour la plupart des produits électroniques de masse, classifiée comme de profil de mission de basse contrainte, pour une durée de vie estimée de 5 ans, avec une garantie de fonctionnement donnée par le fournisseur variant entre 6 mois et 1 an.

Pour les produits ayant besoin de fonctionner dans des contraintes plus sévères ou encore pour des durées de vie plus longues et avec des bas taux de défaillances, l'analyse du profil de mission est faite de façon plus complète. C'est le cas pour les produits pour les réseaux de télécommunications, pour certains équipements industriels et médicaux, l'électronique embarquée de véhicules et des équipements de transport, l'avionique et le spatial et pour les produits militaires. La durée de vie varie de 10 à 30 ans avec des risques de défaillances acceptables parfois inférieures à 0,001% comme référence.

L'analyse de la fiabilité doit alors être réalisée en fonction de la catégorie du produit. L'association américaine des industries (IPC – « Institute for Interconnecting and Packaging Electronic Circuits ») a réalisé une classification des produits électroniques selon les contraintes thermomécaniques. Le guide IPC-SM-785 [IPC-92] est dédié aux essais accélérés pour l'étude de la fiabilité des interconnexions des composants électroniques d'assemblage de surface. La classification considère les températures extrêmes et la variation de température nominales vues en opération ainsi que la durée de vie du produit, le nombre de cycles de variation de température et le risque de défaillance acceptable pour chaque application.

Catégorie	Tmin [°C]	Tmax [°C]	ΔT [°C]	t _D [heures]	Cycles par an	Temps de service typique	Risque de défaillance acceptable
Consommables	0	+60	35	12	365	De 1 à 3 ans	1%
Ordinateurs	+15	+60	20	2	1460	5 ans	0,1%
Télécommunications	-40	+85	35	12	365	De 7 à 20 ans	0,01%
Aviation Civile	-55	+95	20	12	365	20 ans	0,001%
Équipements industriels, automobiles (côté habitacle)	-55	+95	20	12	185	10 ans	0,1%
			40	12	100		
			60	12	60		
			80	12	20		
Militaire (équipements sur terre et naval)	-55	+95	40	12	100	10 ans	,1%
			60	12	265		
Spatial (orbite polaire/géostationnaire)	-55	+95	3	1	8760	De 5 à 30 ans	,001%
			100	12	365		
Avionique militaire (profil C)	-55	+95	80	2	365	10 ans	0,01%
			20	1	365		
Équipements automobiles (sous le capot)	-55	+125	60	1	1000	5 ans	0,1%
			100	1	300		
			140	2	40		

Tableau I-1 - Catégories d'application selon les contraintes thermomécaniques [IPC-92].

Le tableau I.1 donne un exemple de la classification de catégories d'application, proposée par l'IPC. Toutefois, il est impossible de définir une seule enveloppe représentative du profil de mission de tous les produits d'une même catégorie. Par exemple, l'équipement électronique dans la cabine du pilote d'un avion civil, ne voit pas les mêmes contraintes de l'équipement électronique du contrôle du train d'atterrissage. Le guide FIDES [FID-04] donne un exemple plus complet de profil de mission pour un ordinateur embarqué dans une baie d'avion civil pour des vols de durée moyenne et longues. Ce profil décrit dans la figure I.20 et dans le tableau I.2 prend en compte les différentes phases d'opération ainsi que les périodes de stockage.

Phase de la mission		Chaleur humide			Cyclage Thermique			Méc.	
Description	État de fonction	Durée [h]	T [°C]	Humidité relative [%]	ΔT [°C]	Nombre de cycles par an	Durée du cycle [h]	T _{max} [°C]	Vibration [g _{RMS}]
Au sol après la mise sous tension	Allumé	797	47	30	33	330	2	47	-
Au sol entre deux vols	Allumé	1193	55	30	15	647	1,5	55	-
Atterrissage / Décollage	Allumé	84	47	5	-	-	-	-	2,5
Vol	Allumé	4083	40	5	-	-	-	-	0,3
Garage	Éteint	2603	14	70	10	108	24	19	-

Tableau I-2 - Description détaillée d'un profil de mission [FID-04].

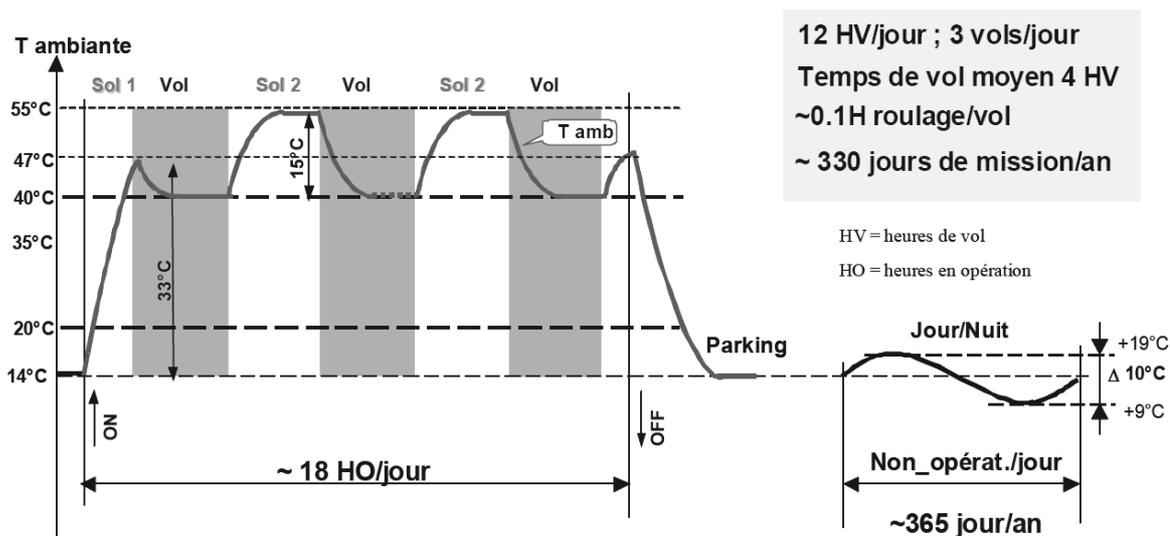


Figure I-20 - Description d'un profil de mission détaillé [FID-04].

I.4.3 Essais accélérés

La durée de vie d'un matériau ou d'une structure peut être estimée vis-à-vis de son profil de mission par l'accélération du mécanisme de défaillance. Les essais accélérés sont utilisés en laboratoire pour reproduire un endommagement cumulé similaire à celui observé en opération dans une période de temps plus réduite. Il y a plusieurs façons d'accélérer un mécanisme cyclique de défaillance, soit par l'augmentation du niveau de la contrainte, soit par l'augmentation de la fréquence de l'application de la contrainte ou encore par la combinaison des deux.

Il est impératif de comprendre la relation entre les conditions d'essai accéléré et les conditions opérationnelles pour permettre l'estimation du facteur d'accélération, la relation entre le nombre de cycles ou de la période de temps nécessaire pour reproduire la défaillance ou l'endommagement cumulé. De plus, il est important d'éviter l'introduction de mécanismes de défaillance additionnels générant des incertitudes dans les résultats. Toutefois, dans certains cas, des incertitudes limitées peuvent être admises pour éviter des essais trop longs.

Pour les joints brasés, différents types d'essais peuvent être utilisés, les essais accélérés de contraintes mécaniques (vibration), les essais accélérés de contraintes thermomécaniques (cyclage et choc thermique) ou encore la combinaison, concomitante ou séquentielle, de ces essais. La sélection des tests à utiliser dépend de la définition du mécanisme de défaillance à accélérer par l'analyse du profil de mission. Les essais accélérés sont normalement réalisés pour un mécanisme de défaillance unique pour permettre de mieux maîtriser son accélération. Cette hypothèse est valide si on considère que l'interaction entre les deux mécanismes est inexistante ou négligeable. Les essais accélérés combinant haute température et taux élevé d'humidité ne sont pas applicables à l'analyse de la fiabilité des joints brasés [IPC-92].

Le critère utilisé pour la comparaison entre un essai accéléré et la faille opérationnelle d'un produit est un paramètre à considérer attentivement. Ce critère de défaillance ou de mesure de l'endommagement doit permettre de comparer les résultats d'essai avec le retour de l'expérience. Il est nécessaire que les mécanismes de défaillance identifiés soient les mêmes en opération et en essai. Les joints brasés des composants électroniques ont fondamentalement trois fonctions, de support mécanique, de conduction thermique et électrique. La défaillance opérationnelle d'un joint brasé est généralement identifiée par la dysfonction de la conduction électrique puisque la défaillance n'arrive pas au même instant pour tous les joints d'un composant et parce que la fonction électrique en haute fréquence est affectée par des défauts intermittents.

1.4.3.1 Essais très accélérés

Il faut faire la différence entre un essai très accéléré et un essai accéléré. Les essais très accélérés sont utilisés pour l'optimisation du design du produit en mettant en évidence les faiblesses par rapport à des niveaux de contraintes exagérés, sans contrôle de l'accélération du mécanisme de défaillance. Ils permettent d'évaluer la marge de robustesse sur certains paramètres jugés critiques.

Dans cette catégorie se trouvent les essais d'accélération ou de choc mécanique qui sont utilisés pour simuler des conditions d'utilisation sévère (missiles par exemple) ou de mauvaise utilisation accidentelle générées par une manipulation peu soignée en transport ou en opération (chute de téléphones portables, etc.). Le choc mécanique est caractérisé par un pic de l'amplitude ou du taux de variation de contrainte générée par une impulsion ou pas important d'augmentation de contraintes. Les équipements de test peuvent être une table de chute, des pistons de pression au gaz ou à l'air comprimé ou un pot vibrant.

On trouve encore dans cette catégorie les essais de choc thermique ou les taux de variation de la température sont supérieurs à 30°C par minute [IPC-92]. Cette variation brusque induit des gradients de température qui induisent des flexions des éléments de la structure et produisent des contraintes multiaxiales transitoires et de forte intensité dans les joints brasés. Ce type d'essai peut être considéré comme un essai accéléré seulement dans le cas où ce type de variation de température existerait aussi en opération.

I.4.3.2 Essais accélérés de contraintes mécaniques

L'objectif des essais accélérés en vibrations est d'évaluer l'endommagement en grand nombre de cycles en dessous de la limite d'endurance. Pour les interconnexions entre les composants et la carte de circuit imprimé, ces essais peuvent produire généralement des ruptures ou des défaillances dans le corps de l'alliage des joints brasés ainsi que dans d'autres structures comme la couche intermétallique ou dans le composant ou la carte elle-même. Les résultats de ces essais donnent origine à une courbe de Basquin, la fatigue oligocyclique en vibration étant difficile à déterminer en fonction de la courte durée d'essai (la fréquence de la vibration étant généralement comprise entre 10 et 2000 Hz). La température d'essai différente de l'ambiante est intéressante pour démontrer le changement du comportement du matériau.

Les essais de vibrations peuvent aussi avoir une fonction de validation de la conception par la vérification de ce que le niveau de contraintes appliquées (dépendantes de la structure complète de l'équipement) se trouve dans la région de l'endurance, ne produisant pas d'endommagement cumulé considérable. Ces essais ont une durée limitée au nombre de cycles caractéristique de l'endurance (10^6 ou 10^7 cycles) et s'arrêtent avant de produire la défaillance.

I.4.3.3 Essais accélérés de contraintes thermomécaniques

Les essais accélérés de contraintes thermomécaniques sont réalisés en appliquant un cyclage de variation de température. Cette catégorie d'essais accélérés est la plus importante et répandue, puisque la fatigue oligocyclique de variation thermique est la cause majeure de défaillances de joints brasés de composants électroniques assemblés. Le cyclage thermique par la variation de température consiste à appliquer dans une étuve des variations de température entre deux paliers avec des temps de maintien préétablis, comme décrit dans la figure I.21. Ces valeurs de température et de durée de palier doivent être corrélées avec le profil de mission du produit.

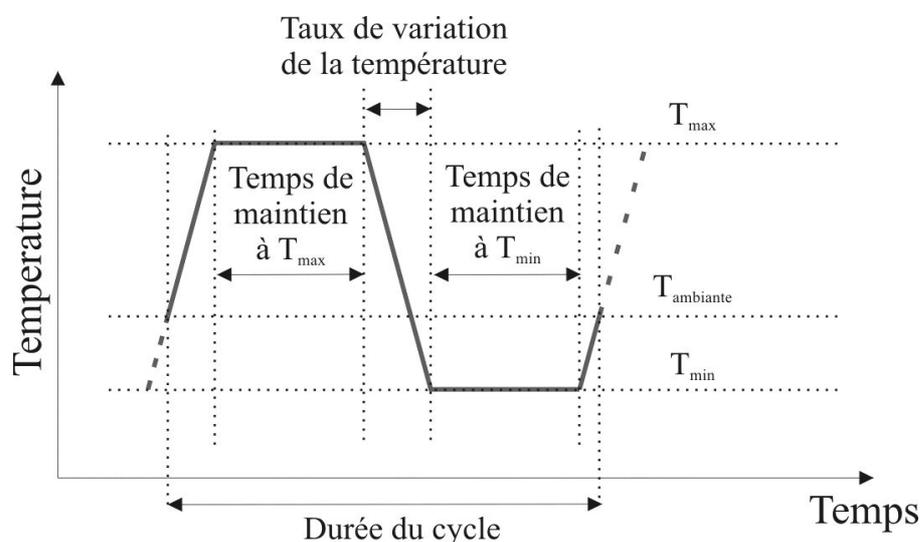


Figure I-21 - Profil de température d'un essai accéléré de cyclage thermique.

Pendant la fusion de l'alliage, on considère que les joints brasés observent des contraintes nulles. A partir du refroidissement à la température ambiante, la contraction différentielle des éléments de la structure de la carte et du composant appliquent des efforts sur les interconnexions. Donc, plus grand l'écart entre la température ambiante et la température de fusion de l'alliage, plus grandes seront les contraintes appliquées sur les joints. La température de palier froid (T_{\min}) doit être proche de la température minimale vue pendant le profil de mission pour éviter d'ajouter des mécanismes de défaillance supplémentaires. Le temps de maintien à cette température doit être suffisamment long pour que la température de l'ensemble des éléments soit équilibrée, le mécanisme de déformation prédominant pour les alliages métalliques à des températures inférieures à 20°C est la dislocation de grains, qui n'est pas dépendante du temps.

Certains éléments de la carte et du composant ont une température de transition vitreuse (T_g), à cette température les propriétés mécaniques comme le module de Young et le coefficient d'expansion thermique ont un changement brusque de comportement. Il est important de respecter cette valeur de T_g pour définir la valeur de température du palier chaud (T_{\max}) pour ne pas introduire d'autres mécanismes. Les mécanismes de déformation pour les températures supérieures à 20°C sont principalement la diffusion, la coalescence des grains et la recristallisation. Il est donc important que le temps de maintien du palier chaud soit représentatif du cas opérationnel pour simuler la relaxation des contraintes et le fluage. Une relaxation incomplète en essai ne sera probablement pas comparable avec une relaxation complète en opération.

Le taux de variation de température doit être inférieur à 20°C par minute pour éviter des gradients température qui induisent un choc thermique. Les valeurs utilisées entre 10 et 20°C par minute sont souvent utilisées dans l'objectif d'éviter des essais trop longs ou trop accélérés.

Les essais de cyclage thermique peuvent être aussi des essais de variation de températures fonctionnelles qui sont réalisés par la mise en opération du système ou du composant, qui produit de la chaleur par la dissipation de la puce interne. Ce type de test (appelé en anglais « On/Off ») est indiqué pour les composants qui nécessitent un contrôle thermique, généralement les composants de puissance.

1.4.3.4 Essais de qualification

Les essais de qualification sont utilisés pour faire la qualification d'un produit en fonction de son profil de mission, et du risque de défaillance acceptable. La durée de l'essai est limitée à un nombre déterminé de cycles sans aucune défaillance pour un nombre d'échantillons généralement faible. Si pendant le nombre minimal de cycles, aucun des échantillons ne présentent une défaillance, il est alors probable que, dans des intervalles de confiance définis, le produit correspondra à sa mission avec un taux de défaillance inférieur à la limite fixée.

1.4.3.5 Programme d'essais accélérés

La construction de véhicules de test d'évaluation de la fiabilité des joints brasés commence par l'analyse du profil de mission d'un produit. L'endommagement ou la défaillance en mode opérationnel doit être similaire à celui produit par l'essai accéléré.

L'objet, communément appelé véhicule de test, mis en essai doit être représentatif du produit et permettre la mesure in situ de son intégrité physique. Pour l'analyse des joints brasés de composants électroniques assemblés, les véhicules de tests sont des cartes de circuit imprimé réalisées avec les mêmes matériaux et les mêmes procédés de fabrication que ceux d'un produit. L'analyse de l'intégrité physique des joints est faite généralement par la mesure de la continuité électrique (augmentation de la résistance, détection de l'interruption intermittente...), pour cela des circuits « daisy-chain » (circuits où le groupe d'éléments susceptibles de faille est mis en série ou en cascade) sont utilisés permettant le suivi de la continuité électrique de l'ensemble.

Une considération statistique est nécessaire pour déterminer le nombre d'échantillons. Étant donné que la dispersion statistique d'une population obéit une distribution inconnue, il est recommandé, selon le théorème de la limite centrale, d'utiliser une population plus grande que 30 échantillons pour pouvoir considérer que la population suit une distribution normale [IPC-92].

L'analyse des résultats d'essais doit être faite par une analyse de la distribution statistique avec le calcul des intervalles de confiance. Une analyse physique de défaillance est indiquée pour vérifier que le mécanisme de défaillance reproduit est bien celui souhaité. Les points hors distribution doivent être analysés en particulier, pour la vérification de possibles fractures intragranulaires, indiquant des défaillances par surcharge et donc pas des défaillances générées par l'accélération du mécanisme d'endommagement.

1.4.3.6 Standards des essais de fiabilité

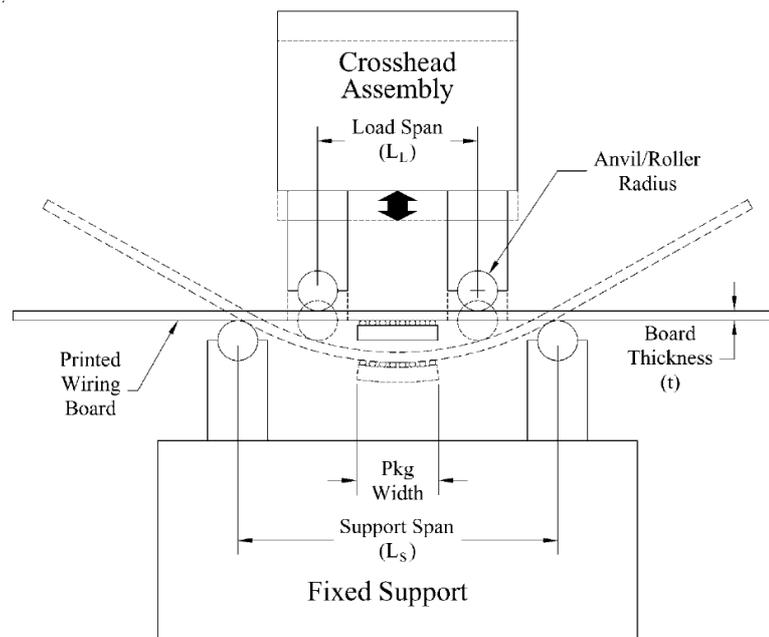
Les conditions d'essais accélérés pour l'analyse de la fiabilité des produits électroniques ont été fixées initialement par les normes militaires de qualification de produits. Ce domaine de l'industrie électronique était pratiquement le seul à avoir besoin de haute fiabilité. Aujourd'hui, les standards sont créés par des organisations de regroupement industriel comme l'IPC « Association Connecting Electronics Industries » et le EIA/JEDEC « Electronic Industries Alliance / Joint Electron Device Engineering Council » ou par des organismes de normalisation comme le CEI « Commission Electrotechnique Internationale ».

L'utilisation des mêmes conditions d'essai par des industriels différents permet la comparaison de résultats. Les principaux items d'un standard d'essai sont les caractéristiques du véhicule de test, les critères de défaillance, les conditions d'essai et critères d'acceptation adaptés à différents types d'application. Les principaux standards disponibles pour l'analyse de la fiabilité des interconnexions dits de deuxième niveau (entre le composant et la carte) sont : IPC-TM-785, JEDEC-104B-22, la série IPC97XX, IEC-104 et MIL-830.

1.5 Essais de cyclage mécanique

L'idée de simuler des efforts thermomécaniques par le cyclage mécanique a été étudiée par la Nasa [PAI-72] sur des structures composites. L'endommagement dû à la variation de la température a été réalisé par l'application cyclique des efforts de flexion. Dans un essai de cyclage mécanique, l'objectif est de reproduire un mécanisme de défaillance similaire à un essai de cyclage thermique avec des facteurs d'accélération plus importants. Ces essais sont généralement isothermiques, c'est-à-dire réalisés à température d'essai constante, où généralement le mécanisme est accéléré en températures élevées. Les surcharges et les variations de contraintes trop rapides sur les joints doivent être évitées pour ne pas induire des mécanismes de défaillance supplémentaires. En général, ces essais peu répandus sont utilisés en complément aux essais thermomécaniques pour fournir des informations complémentaires sur la performance d'un produit.

Pour des cartes assemblées, il existe fondamentalement deux types d'essai, les essais de flexion [BER-93, LEI-00] et les essais de torsion [DIC-96]. Les deux types d'essai envisageaient le remplacement des essais thermomécaniques par des essais mécaniques moins coûteux et plus courts. Le principe est de déformer la carte de circuit imprimé en provoquant le déplacement relatif entre les plages côté carte et côté composant du joint brasé. Ce mécanisme est similaire à celui de l'expansion thermique différentielle pendant la variation de la température.



IPC/JEDEC-9702-7-1

Figure I-22 - [IPC-04] - Principe d'un essai de flexion à 4 points.

Les essais de flexion, utilisé selon le principe de la figure I.22, génèrent en plus du cisaillement des joints, des contraintes normales à la carte. Le standard des essais de flexion [IPC-04] envisage principalement la qualification des produits dédiés à l'industrie des téléphones portables, ces produits sont soumis pendant leur opération à des efforts de flexion de la carte.

I.5.1 Principe des essais de torsion

Le principe d'un essai de torsion consiste à appliquer des efforts cycliques de torsion sur une carte de circuit imprimé générant des contraintes de cisaillement sur les joints brasés de composants assemblés, principe décrit dans la figure I.23 (en haut). Le principal avantage de ce type d'essai est de pouvoir générer, à des angles de torsion relativement faibles, des contraintes de cisaillement sur les joints équivalentes à celles produites par la dilatation différentielle sans générer les efforts de flexion trop importants sur la carte. Les paramètres d'un essai de torsion sont la température d'essai (T), l'angle de torsion (A), la vitesse de la variation de l'angle ($\dot{\nu}$) et les temps de maintien de chaque palier (t_D). Le profil basique de torsion est montré dans la figure I.23 (en bas).

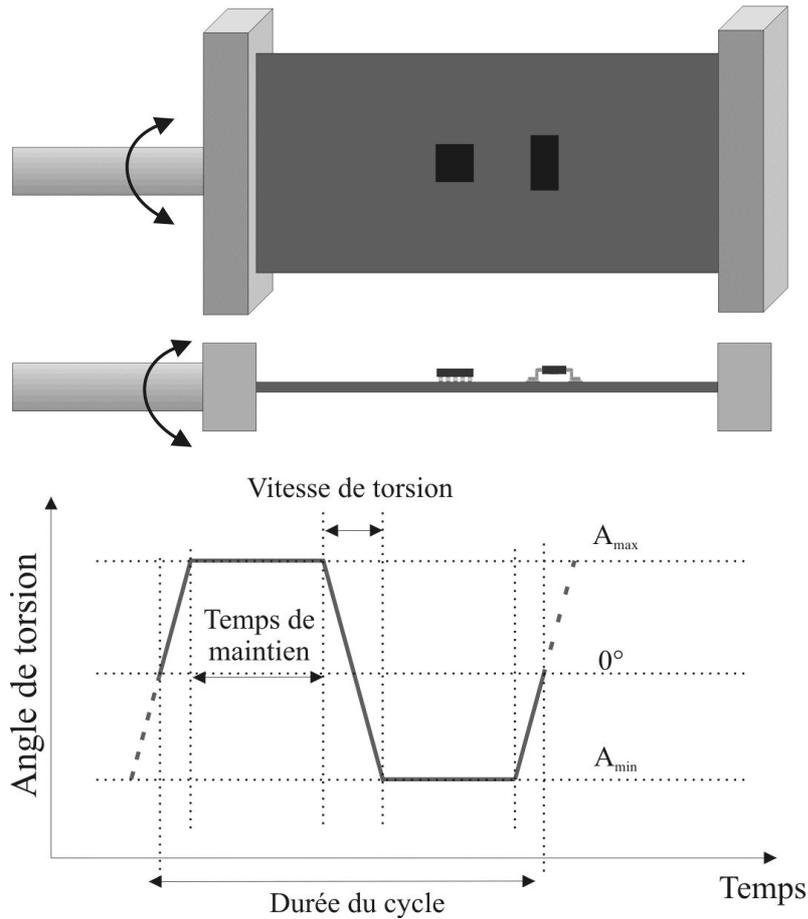


Figure I-23 – En haut, le dessin schématique d'un banc de torsion ;
En bas, la représentation graphique du profil de torsion.

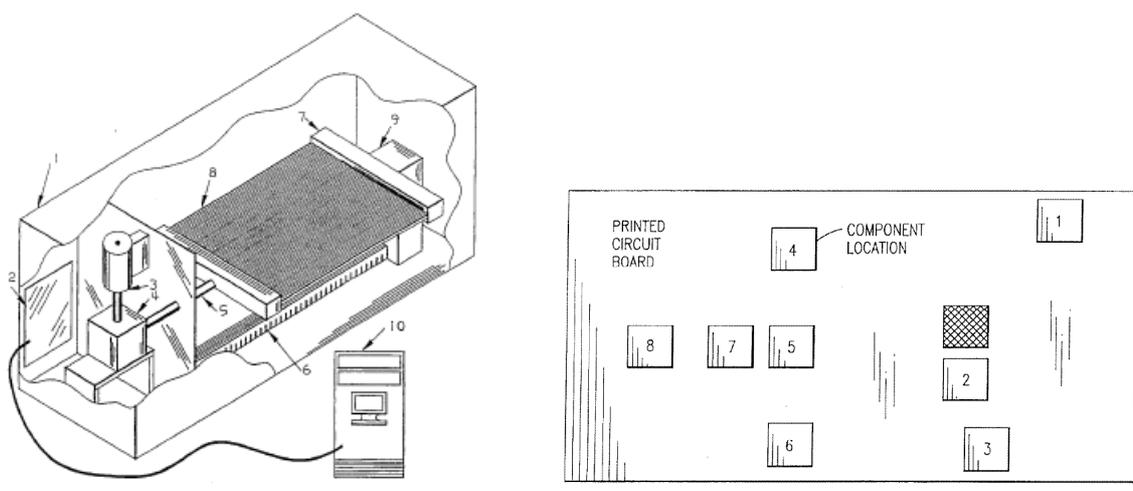
I.5.2 Essais de torsion appliqués à l'étude de joints brasés

La méthodologie de test de torsion a été développée dans les années 90 pour l'évaluation de la fiabilité des assemblages électroniques. Nous présenterons dans ce sous-chapitre les travaux publiés sur l'application de cette méthodologie de test.

I.5.2.1 IBM

Les laboratoires de la société IBM ont développé dans les années 90 la méthode de torsion des cartes électroniques (MDS – « Mechanical Deflection System ») pour l'analyse de joints brasés de composants électroniques [DIC-96]. Le document du brevet déposé par IBM recommandait un essai préliminaire pour la mise au point des paramètres de torsion à utiliser.

Cet essai devait indiquer les paramètres pour avoir une défaillance des joints brasés entre 1000 et 20000 cycles de torsion. Les essais de démonstration ont été réalisés avec des composants à pattes TSOP (« Thin Small Outline Package) et à billes BGA. Les paramètres de torsion ont des angles compris entre 16 et 42° par mètre de longueur du véhicule de test avec des fréquences d'opération entre 0,05 et 0,15 Hz et des températures d'essai comprises entre 20 et 80°C. La figure I.24 montre un schéma du banc de torsion développé et le véhicule de test utilisé pour l'analyse de composants BGA. L'emplacement du composant sur la carte doit être symétrique par rapport à l'axe de torsion pour permettre la comparaison des résultats entre deux échantillons différents.



**Figure I-24 - A gauche, le schéma du banc de torsion ;
A droite, le schéma du véhicule de test d'évaluation indiquant les
différents emplacements de composants [DIC-96].**

I.5.2.2 Lockheed Martin

L'application exploratoire et préliminaire réalisée [CLI-98] par Clifford (société Lockheed Martin) comparait les essais thermomécaniques et ceux de torsion. Cette étude démontrait que ce type d'essais était prometteur puisque les fissures et défaillances rencontrées sur les joints brasés de familles différentes de composants étaient similaires à celles obtenues en essai de cyclage thermique. Cependant, les conclusions indiquaient que des études complémentaires devraient être réalisées pour la compréhension de l'influence des différents paramètres de torsion comme l'angle de torsion, la vitesse de torsion et le temps de maintien sous contraintes. Cette analyse préliminaire suggérait encore que ce type d'essai pourrait évaluer correctement les variations de la taille de composants, la configuration des joints brasés et le type d'alliage. La figure I.25 montre les deux véhicules de test utilisés. Les paramètres de torsion utilisés étaient : Température d'essai 100°C, torsion 16°/m, avec 2 minutes de durée par cycles (45 secondes de temps de maintien). Ces résultats étaient comparés avec un essai de variation thermique de -55/+125°C avec 30 minutes de temps de palier.

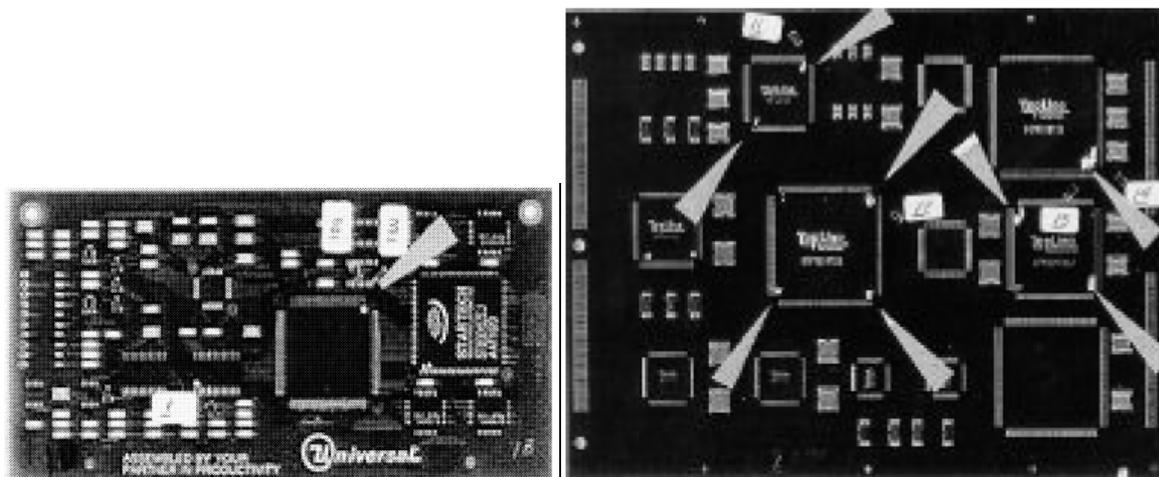


Figure I-25 - Véhicules de test utilisés pour la comparaison torsion / cyclage thermique [CLI-98].

I.5.2.3 Nokia

Perera [PER-99] de la société Nokia a utilisé les essais de torsion en comparaison avec les essais de flexion pour l'évaluation de la fiabilité des joints brasés des composants μ BGA et μ LGA. Les essais de torsion ont été réalisés à 9 et 12° (sans référence à la taille du véhicule de test) après 100 cycles de variation thermique entre -30 et 80°C.

I.5.2.4 SIMTech, Université de Nanyang

Une analyse plus complète de l'application des essais de torsion pour la prédiction de la fiabilité en remplacement aux essais thermomécaniques a été réalisée par le laboratoire SIMTech de l'université de Nanyang [PAN-01]. Cette étude évaluait l'impact de la température d'essai sur l'accélération du mécanisme de défaillance appliqué aux joints brasés des composants BGA. Les véhicules de test, des dimensions de 150 par 150 mm, utilisaient des composants BGA de 256 billes et de pas de 1,27 mm placés sur le centre de la carte. Les températures d'essai analysées sont le 25 et le 100°C, avec des cycles de 8 minutes avec 3 minutes de temps de maintien. Les angles de 20, 27, 33 et 47°/m de torsion ont été analysés. La figure I.26 montre une photographie du banc de torsion utilisé.

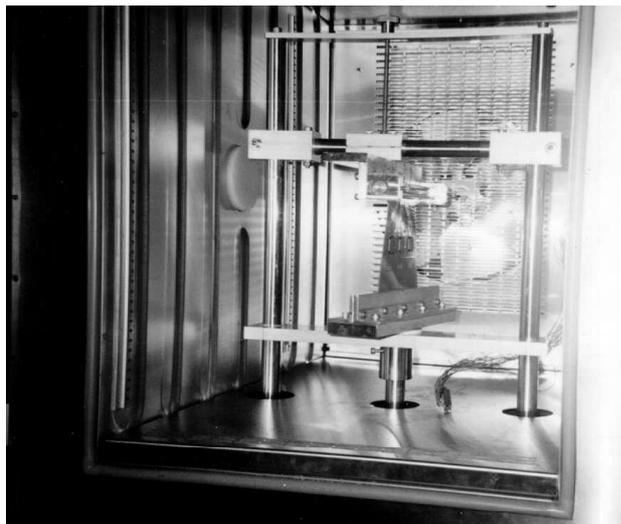
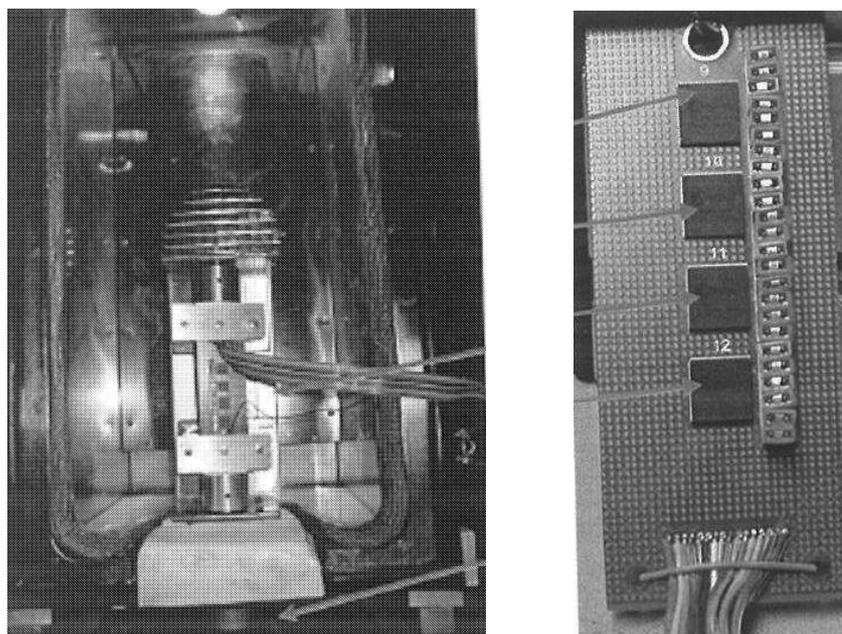


Figure I-26 - Banc de torsion utilisé pour les essais d'évaluation de l'influence de la température [PAN-01].

I.5.2.5 Laboratoire Stokes, Université de Limerick

Ryan [RYA-04] du laboratoire Stokes de l'université de Limerick a utilisé les essais de torsion (figure I.27 gauche) pour l'évaluation comparative entre les alliages étain-plomb et sans-plomb. Le véhicule de test (figure I.27 droite) avait des dimensions de 120 par 50 mm et était équipé des composants BGA représentant en dimensions des applications de téléphone portable. Les essais de torsion ont été réalisés avec les paramètres d'essai définis par Pang [PAN-01], 100°C de température, 8 minutes par cycle (3 minutes de temps de maintien) et 47°/m de torsion.



**Figure I-27 - A gauche, une photographie du banc de torsion ;
A droite, le véhicule de test représentatif des applications de téléphonie portable [RYA-04].**

I.5.2.6 Huawei

Sun [SUN-05] de la société Huawei a utilisé le TTC (« Thermal Torsion Cycling ») et les essais de variation thermique pour l'évaluation comparative joint brasés en alliage étain-plomb et sans-plomb. Les résultats des essais de torsion à 12° (sans référence aux dimensions de la carte) avec des cycles de 3,6 secondes de durée ont été comparés avec les résultats des essais thermomécaniques de 0/100°C avec une durée d'une heure par cycle. La figure I.28 montre le véhicule de test utilisé qui présente des empreintes de composants proches des bords de la carte.

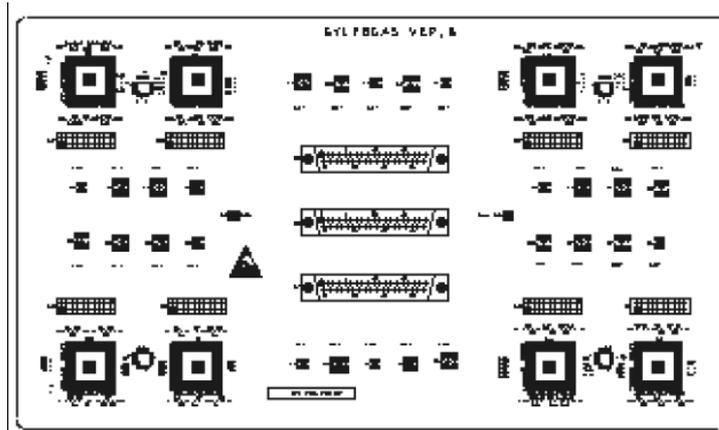


Figure I-28 - [SUN-05] Véhicule de test utilisé pour l'évaluation comparative entre les deux types d'alliage. Les empreintes de composants sont proches des bords de la carte.

I.5.2.7 Solectron

La société Solectron [SOL-06] utilise les essais de torsion pour la vérification de qualité de production entre plusieurs sites de fabrication. Les essais sont réalisés avec les équipements de torsion développés par IBM en utilisant les mêmes paramètres de torsion. La figure I.29 montre une photographie du banc de torsion utilisé.



Figure I-29 - Banc de torsion développé par IBM.

I.5.2.8 Synthèse des travaux des méthodologies de torsion

Les paramètres de torsion utilisés par les études précédentes ainsi que les caractéristiques de véhicules de test utilisés ne sont pas convergents. Une synthèse des ces conditions est présentée dans le tableau I.3.

- Premièrement, les conditions d'essai de torsion :
 - Température entre 20 et 100°C ;
 - Durée du cycle entre 3,6 secondes et 8 minutes ;
 - Angle de torsion entre 3 et 12°. Pour l'angle de torsion, l'information est fournie soit en degrés de torsion ou de degrés par mètre (division de l'angle appliqué par la longueur de la carte).
- Deuxièmement, les caractéristiques du véhicule de test :
 - Dimensions de cartes : les échantillons utilisés peuvent varier de cartes de dimensions réduites, caractéristiques de téléphones portables à des cartes de dimensions plus importantes (250 x 180 mm²).
 - Positionnement des composants : aucune règle ne semble être établie, malgré la distribution de contraintes sur la carte qui doit être instinctivement non uniforme.

Méthode	Etude	Année	Conditions de test	Caractéristiques du véhicule de test	Composants	Objectifs
MDS	IBM	1996	Angle : entre 16 et 42°/m Cycle : entre 6 et 20 s Température : 20 ~ 80°C	240 x 150 mm ² emplacement par toute la carte	TSOP, BGA	Fiabilité des assemblages Remplacement du cyclage thermique
MDS	Lockheed-Martin	1998	Angle : 16°/m Cycle : 2 min Température : 100°C	cartes fonctionnelles emplacement par toute la carte	information non disponible	Comparaison avec l'essai de cyclage thermique -55/+125°C
-	Nokia	1999	Angle : entre 9 et 12°	information non disponible	µBGA, µLGA	Comparaison avec l'essai de flexion
TMDS	Nanyang	2001	Angle : entre 3 et 7° Cycle : 8 min Température : 25 ~ 100°C	150 x 150 mm ² composant au centre	BGA, 256 billes pas de 1,27mm	Comparaison avec l'essai de cyclage thermique
TMDS	Stokes	2004	Angle : entre 3 et 7° Cycle : 8 min Température : 25 ~ 100°C	120 x 50 mm ² composants distribués sur l'axe de torsion	BGA	Evaluation comparative entre les alliages étain-plomb et sans-plomb
TTC	Huawei	2005	Angle : 12° Cycle : 3,6 s	250 x 180 mm ² emplacement latéral	BGA	Evaluation comparative entre les alliages étain-plomb et sans-plomb
MDS	Solectron	2006	information non disponible	information non disponible	information non disponible	Vérification de qualité entre différents sites de production

Tableau I-3 – Synthèse des caractéristiques des essais de torsion réalisés.

1.6 Contexte et objectifs d'étude

Dans le milieu industriel, malgré l'intérêt d'avoir un essai plus rapide et moins coûteux que l'essai de variation de température, l'essai de torsion n'a jamais été standardisé à cause de la méconnaissance de la façon dont les contraintes sont appliquées sur les joints brasés. Le développement d'une méthodologie de test de torsion pour l'évaluation de la fiabilité des assemblages électroniques dépend de la compréhension de la déformation générée sur la carte de circuit imprimé et de la distribution de contraintes dans les joints brasés.

Nous avons donc défini comme première étape d'étude de ce travail, l'analyse des caractéristiques nécessaires pour concevoir un véhicule de test adapté à la torsion. A partir d'un véhicule de test approprié, nous pourrions analyser les conditions de test de torsion optimales pour l'analyse de la fiabilité des assemblages électroniques.

Chapitre II - Développement d'un banc de torsion et d'un véhicule de test

A partir de la synthèse bibliographique sur les études déjà réalisées sur l'essai de torsion, nous avons dédié une partie de cette étude au développement d'un banc de torsion et d'un véhicule de test spécifique permettant la caractérisation de la distribution des déformations sur la carte.

II.1 Introduction

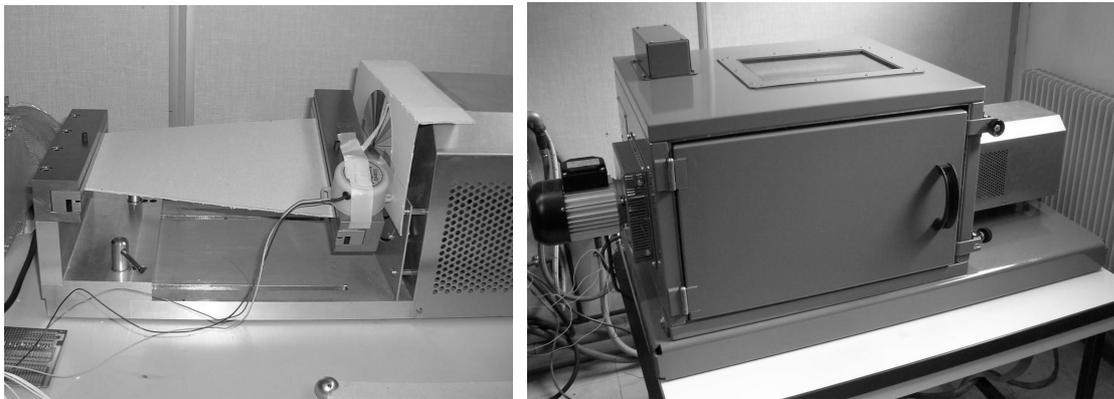
L'analyse de la fiabilité des joints brasés de composants assemblés pour des profils de mission de variation de température faite à partir des essais de cyclage thermique est généralement longue et coûteuse. Les essais de torsion peuvent fournir une solution pour l'évaluation de la fiabilité dans une période de temps d'essai plus réduite.

Dans le chapitre précédent, nous avons présenté les bancs de torsion existants et nous avons mis en évidence la variété de méthodologies utilisées pour l'emploi de ce type de test. Dans ce chapitre, nous allons présenter une analyse approfondie des paramètres d'essai comme température, angle, vitesse et temps de maintien ainsi que des dimensions et des caractéristiques du véhicule de test approprié.

Après avoir développé un véhicule de test spécifique tenant compte de trois typologies de boîtiers à bille, une analyse de construction détaillée sera faite sur les deux filières fabriquées avec deux types d'alliage, étain-plomb et sans-plomb. Nous regarderons ensuite par analyse d'extensométrie et par simulations par éléments finis les conditions nécessaires pour assurer la reproductibilité des essais de torsion en fonction de la position des composants sur la carte testée.

II.2 Description du banc de torsion développé dans ce travail

Les paramètres d'un profil de torsion sont l'angle de torsion, la vitesse de torsion, le temps de maintien sous contraintes et la température. Durant ces travaux de thèse, nous avons réalisé des modifications d'un banc de torsion préexistant pour permettre de réaliser les essais de torsion en température et aussi des modifications au niveau du contrôle du banc pour la matrice des paramètres du profil. La figure II.1 montre le banc de torsion original et celui après l'ajout de l'étuve.



**Figure II-1 – A gauche, la première version du banc de torsion ;
A droite, la nouvelle génération développée à Thales.**

La température d'essai est importante pour prendre en compte les changements des propriétés des alliages en fonction de la température. L'étuve ajoutée au banc de torsion permet la réalisation des essais de torsion en température contrôlée variant de la température ambiante jusqu'à la température de 125°C. Cette valeur de température a été choisie en fonction de la température maximale des essais de cyclage thermique.

Les dimensions maximales de la carte acceptées par le banc de torsion sont : longueur de 300 mm, largeur de 200 mm et épaisseur de 2 mm, ce qui permet la réalisation des essais de torsion avec la plupart des applications électroniques.

L'unité de l'angle de torsion peut être donnée en absolu, l'angle de torsion appliqué sur la carte ou en unité relative de torsion en fonction de la longueur de la carte. Le banc de torsion est capable d'appliquer un angle maximal de 30° en absolu sur une carte de longueur minimale de 100 mm, ce qui fait un angle maximal relatif de 300°/m. Le pas minimal de l'angle de torsion est de 0,1° avec un jeu d'engrenages de 0,5°.

Les contrôles du banc permettent d’appliquer des vitesses de torsion variant de 0,05°/s à 15°/s en angles absolus et des temps de maintien sous contraintes entre 0,5 et 1800 secondes. Le tableau II.1 donne la synthèse des valeurs maximales et minimales des paramètres du profil de torsion.

		Min	Max
Profil de torsion	Vitesse de torsion [°/s]	0,05	15
	Angle de torsion [°]	0,1	30
	Temps de maintien [s]	0,5	1800
		ambiante	125
Véhicule de test	Largeur [mm]	50	200
	Longueur [mm]	100	300

Tableau II-1 - Capacités du banc de torsion.

II.3 Véhicule de test

Afin de réaliser les expérimentations pour le développement de la méthodologie de torsion, nous avons conçu deux véhicules spécifiques de test. Deux principes ont été adoptés pour assurer que la méthodologie de test à développer était adaptée aux essais de fiabilité des technologies industrielles. Premièrement, les véhicules de test doivent être représentatifs des cartes réelles des produits de haute fiabilité et haute intégration. Deuxièmement, seules des technologies matures ont été utilisées pour éviter que la dispersion plus importante liée au processus de fabrication des nouvelles technologies perturbe les résultats d’essai. Par ailleurs, la fabrication des véhicules de test a été réalisée par des sous-traitants utilisés par Thales. Cette étude se limitera à étudier les composants à billes, BGA. Cette famille de boîtiers présente une structure interne complexe et hétérogène et est reconnue comme l’une des plus susceptibles à l’endommagement généré par la variation thermique.

La typologie d’un produit électronique réalisé par la société Thales pour des applications avioniques a été retenue. Ce type de carte a souvent des dimensions en format double-europe (environ 234 par 145 mm) et est constitué de 8 à 12 couches de circuits de cuivre avec une épaisseur d’environ 1,6 mm pour les cartes périphériques. Le matériau de base de la résine utilisée dans ces circuits imprimés doit être adapté à ce type de produit qui comporte des composants les plus variés. Parmi les composants les plus critiques, on trouve les composants à billes de grandes dimensions en substrat céramique et plastique. La difficulté majeure dans ce type de combinaison de composants est de trouver le meilleur compromis entre les propriétés thermiques et mécaniques de la carte de circuit imprimé [BRI-04].

II.3.1 Composants assemblés

Trois types de composants ont été sélectionnés pour cette étude, un grand composant à substrat céramique typique des processeurs « PowerPC® » fabriqués par la société IBM (CBGA), un large composant de substrat plastique typique des composants de logique programmable (FPGA « Field Programmable Gate Array) fabriqué par la société Xilinx (PBGA1156) et finalement un composant de substrat plastique de dimensions plus réduites. (PBGA256). Tous les composants portent une puce de silicium non fonctionnelle pour générer les contraintes thermomécaniques représentatives des composants réels. Ces composants sont fabriqués en configuration « Daisy Chain ». Le tableau II.2 montre la liste des composants utilisés avec le détail de leurs dimensions et de leurs caractéristiques.

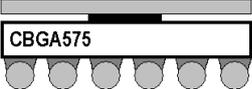
Symbole	Type de composant	Nombre de billes	Pas entre les billes [mm]	Type de substrat	Dimensions boîtier [mm]	Dimensions puce [mm]	Fabricant
	PBGA	256	1	Circuit imprimé avec enrobage plastique	17 x 17	5 x 5	Topline
	CBGA	575	1	Céramique	25 x 25	5 x 5	IBM
	PBGA	1156	1	Circuit imprimé avec enrobage plastique	35 x 35	22 x 22	Xilinx

Tableau II-2 - Description des composants utilisés.

II.3.2 Circuit en configuration « Daisy Chain »

Le circuit électrique a été conçu en configuration dite « Daisy-Chain » (traduit littéralement en Chaîne en Marguerite). Cette configuration consiste à créer un seul circuit électrique en mettant en série toutes les interconnexions entre le circuit imprimé et le composant. Ces liaisons sont faites à la fois par le circuit imprimé et par le composant comme indiqué dans la figure II.2.

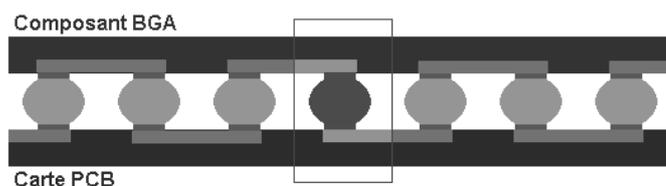


Figure II-2 – Schématique de la section transversale d'un circuit en configuration "Daisy-Chain".

Les empreintes des circuits « Daisy-Chain » développées permettent le suivi électrique de 9 circuits différents par composant. L’étude précédente à Thales [MAI-03] indiquait qu’en essai de torsion les billes les plus susceptibles à la défaillance sont celles placées sous les coins de composants. Pour le même type de boîtier (gros BGA plastique), en torsion, les joints brasés défaillants se trouvent aux coins du composant et en cyclage thermique sous les bords de la puce de silicium (figure II.3).

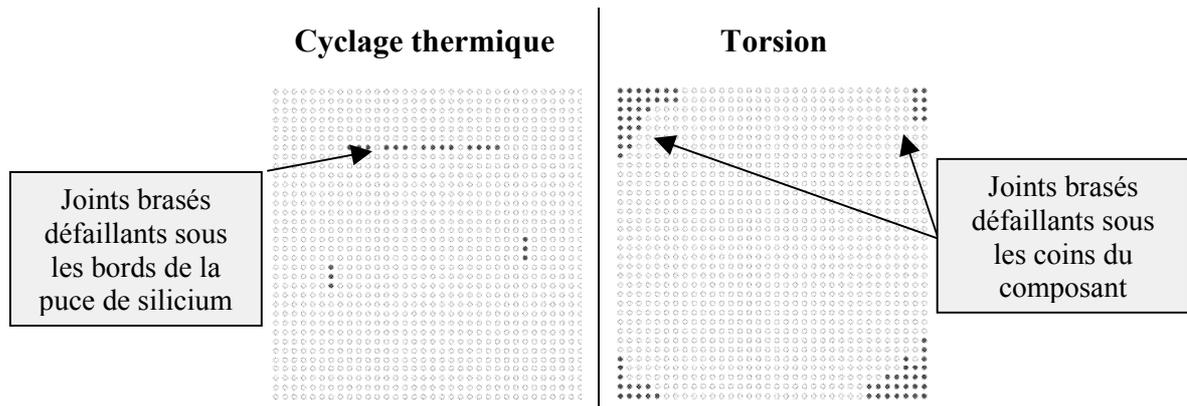


Figure II-3 – Cartographie des joints brasés défaillants.

La figure II.4 montre les schémas des circuits « Daisy-Chain » pour chaque composant. Les composants CBGA sont dépourvus des 6 billes du circuit *Daisy-Chain* de chaque coin du composant. En effet, IBM a observé une faible tenue thermomécanique de ces billes placées sur les coins de composants [IBM-02].

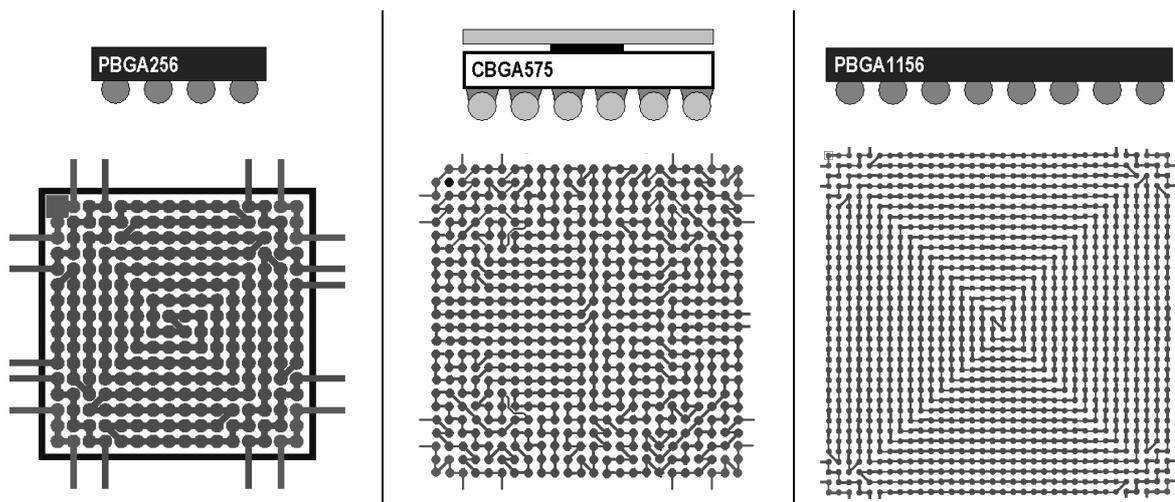


Figure II-4 - Schématique des circuits « Daisy-Chain ».

II.3.3 Carte de circuit imprimé

La carte de circuit imprimé a des dimensions représentatives des applications Thales avec 260 mm de longueur, 125 mm de largeur et 1,6 mm d'épaisseur avec 8 couches de circuit. Le substrat est en matériau de base de type FR-4 de haute performance et la finition du cuivre est en étain chimique. La structure des couches internes simule le chargement de cuivre d'une carte réelle. La figure II.5 montre une image obtenue au microscope électronique à balayage (MEB) d'une section de la carte.

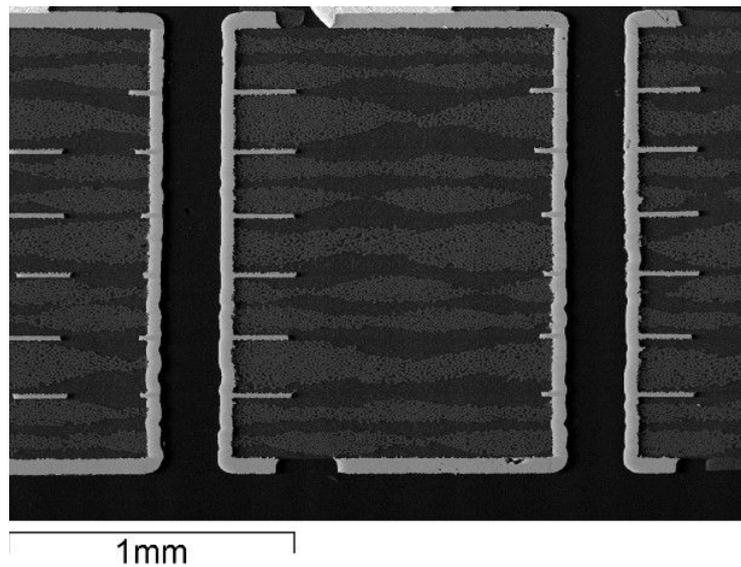


Figure II-5 – Détail d'une section d'une carte de circuit imprimé observée par MEB.

Dans un circuit imprimé, les liaisons entre les couches de cuivre sont faites par des vias traversants ou par des microvias ou vias enterrés. Les véhicules de test développés pour cette étude ont des vias traversants (figure II.5) en nombre représentatif des cartes réelles. Le véhicule de test comprend des motifs des trous traversants pour la vérification de leur intégrité pendant les essais de torsion.

II.3.4 Emplacement des composants

Un des objectifs de cette étude est de déterminer l'emplacement optimal des composants pour les essais de torsion. Pour cela, deux versions de véhicules de test ont été conçues. La première pour les composants BGA de substrat plastique de dimensions réduites pour la référence (VTT1-A) et une deuxième pour les composants de grandes dimensions (VTT1-B). La figure II.6 montre le schéma des deux véhicules développés. Plusieurs empreintes identiques ont été créées sur la carte pour permettre d'avoir diverses configurations de placement de composants.

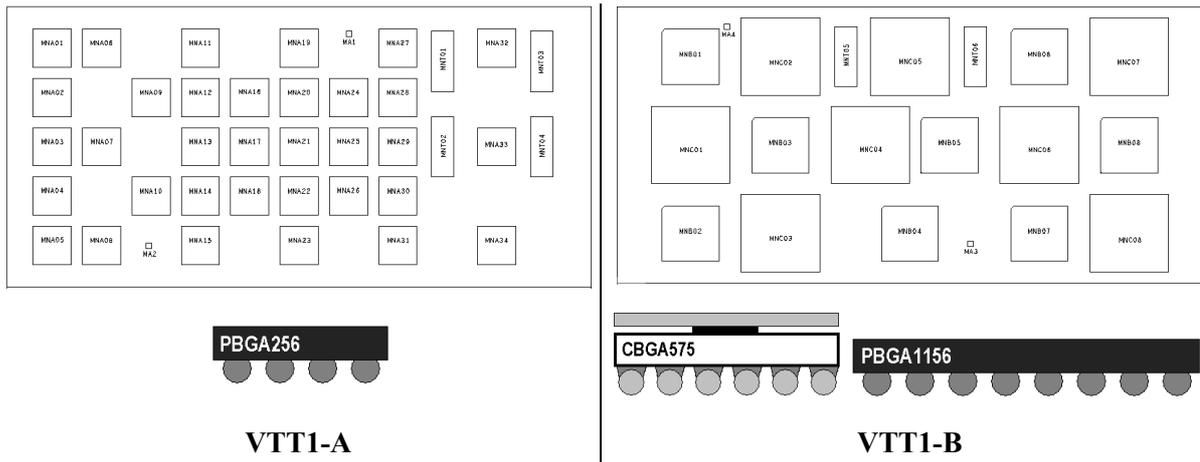
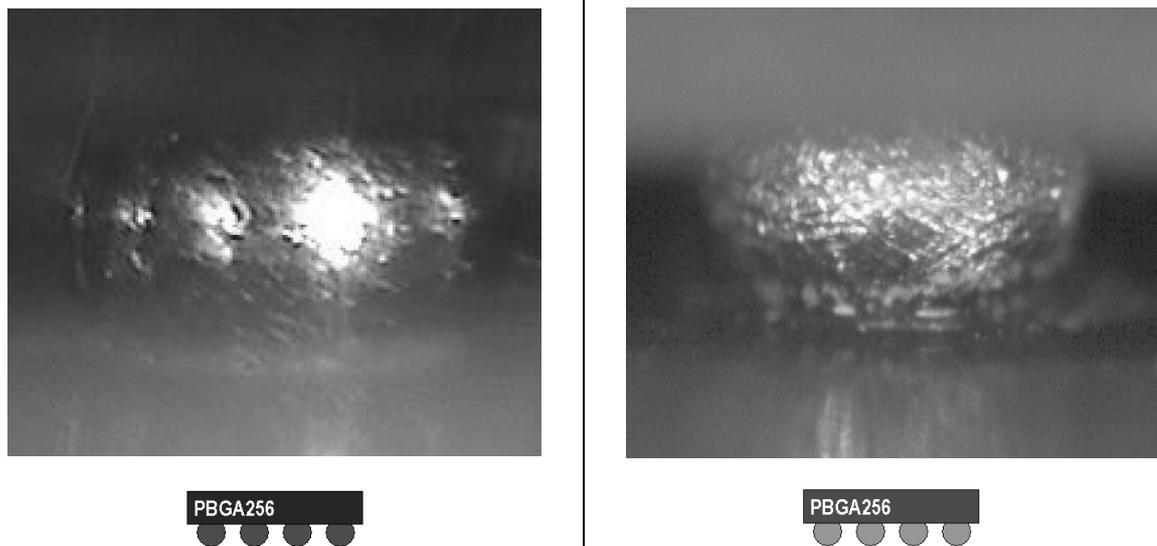


Figure II-6 - A gauche, le VTT1-A, composants PBGA256 ;
A droite VTT1-B, composants CBGA et PBGA1156.

II.3.5 Filières selon le type d’alliage

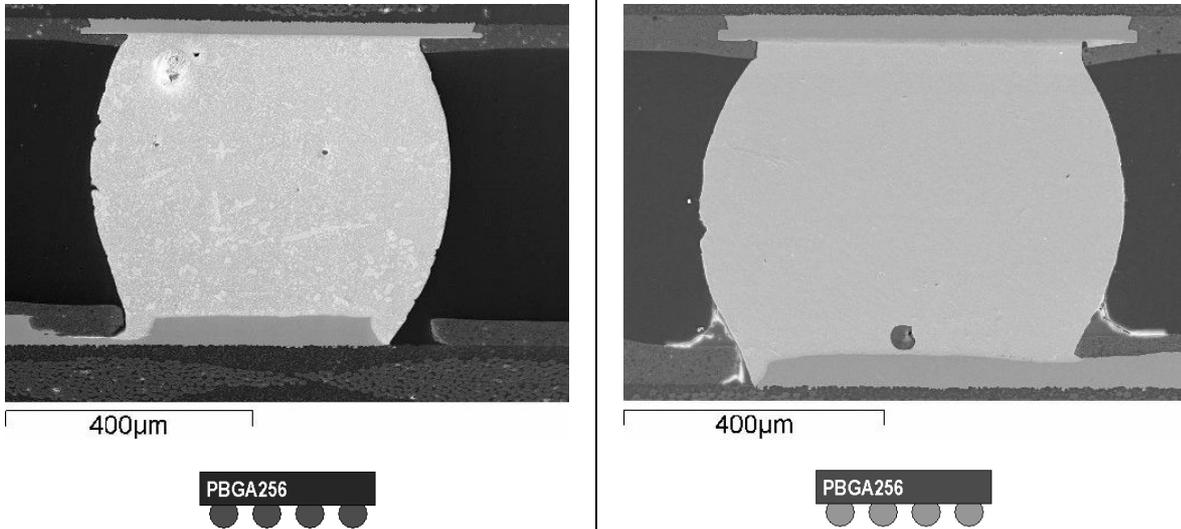
Deux filières des véhicules de test ont été fabriquées pour tenir compte de deux types d’alliages. La première est en étain-plomb (alliage Sn62Pb36Ag02) et est utilisée comme référence. La deuxième est en alliage sans-plomb, l’alliage SAC (Sn95,5Ag4,0Cu0,5). Les composants ont été assemblés dans des processus d’assemblage standards par des lignes de production de produits réels. La figure II.7 montre en exemple des analyses faites par un endoscope optique sur les échantillons des deux filières. L’assemblage de la filière sans-plomb présente un aspect plus rugueux que celui de la filière étain-plomb.



La joint brasé en alliage sans-plomb présente une surface extérieure d’aspect plus rugueux

Figure II-7 - Endoscopie optique des composants PBGA256 :
Alliage SnPb à gauche, alliage sans-plomb à droite.

La figure II.8 montre les photographies obtenues par MEB de la section des composants après assemblage pour les composants PBGA1156 en version étain-plomb et sans-plomb. La forme des joints est similaire pour les deux composants plastiques dans les deux filières.



La forme des joints brasés est similaire

**Figure II-8 - Section des composants PBGA1156 :
Filière étain-plomb à gauche, filière sans-plomb à droite.**

D’importantes variations des dimensions des joints et des relations entre hauteur et largeur ont été observées pour les composants PBGA1156. Comme montré dans la figure II.9, ce type de composant présente un grand fléchissement après assemblage. Les dimensions moyennes des billes extrêmes sont d’environ 530 µm de largeur et de hauteur et des billes du centre, sous la puce de silicium, 630 µm de largeur et 410 µm de hauteur.

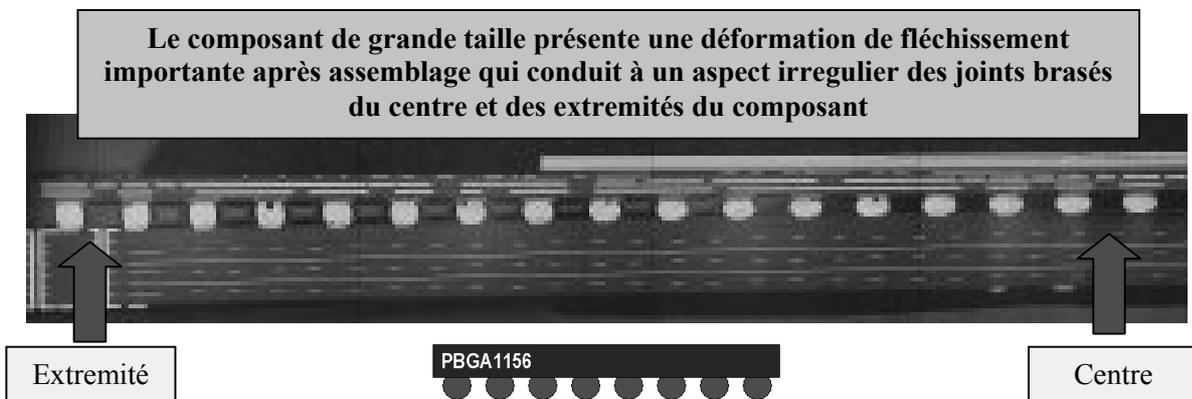
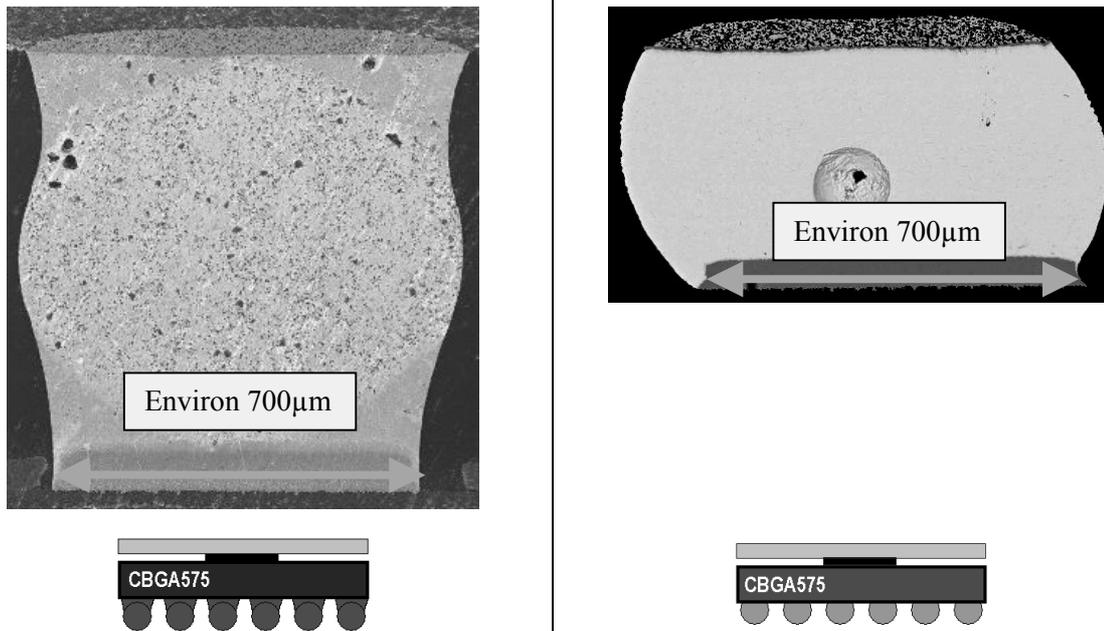


Figure II-9 – Moitié de la section diagonale d'un composant PBGA1156 en version étain-plomb après assemblage.

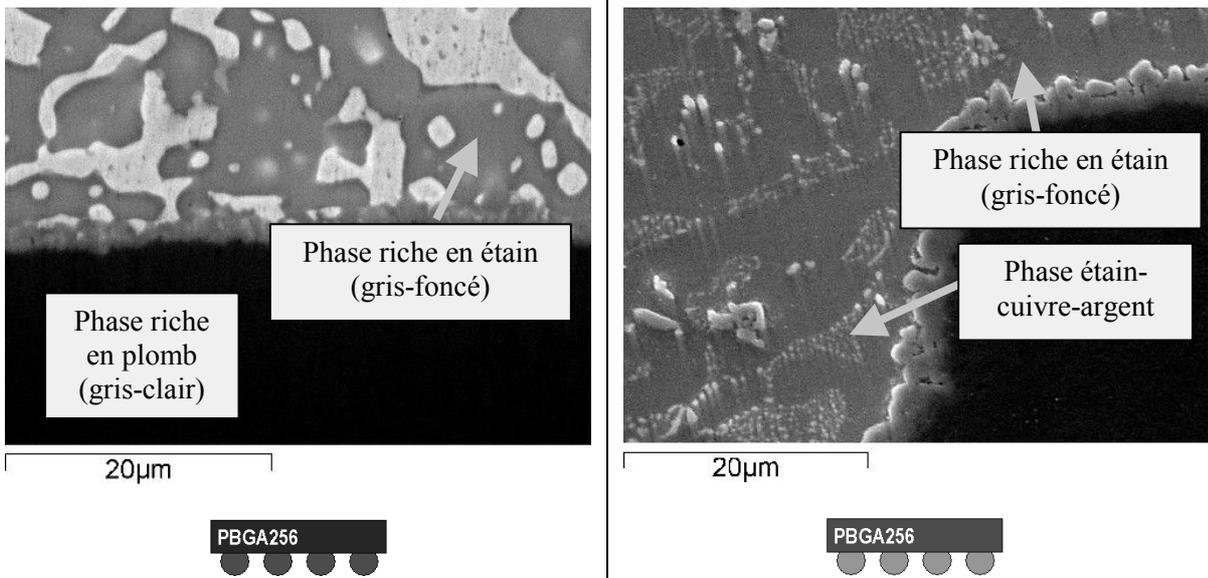
Les composants CBGA montrent une différence fondamentale entre la version étain-plomb et sans-plomb, voir figure II.10. Par le passé, pour assurer une hauteur minimale entre le composant céramique (plus lourd) et la carte, les fabricants utilisaient une bille non fusible pendant le processus d’assemblage, composée aussi de étain-plomb mais dans la proportion de 90% de plomb et 10% d’étain. Les composants sans-plomb n’ont pas cette bille non fusible, cela se traduit dans une distance plus réduite entre la carte et le composant.



Les filières étain-plomb et sans-plomb des composants BGA céramiques présentent une différence majeure par rapport à la structure du joint brasé en fonction de la présence de la bille non-fusible de la filière étain-plomb

**Figure II-10 - Section des composants CBGA :
Filière étain-plomb à gauche et sans-plomb à droite.**

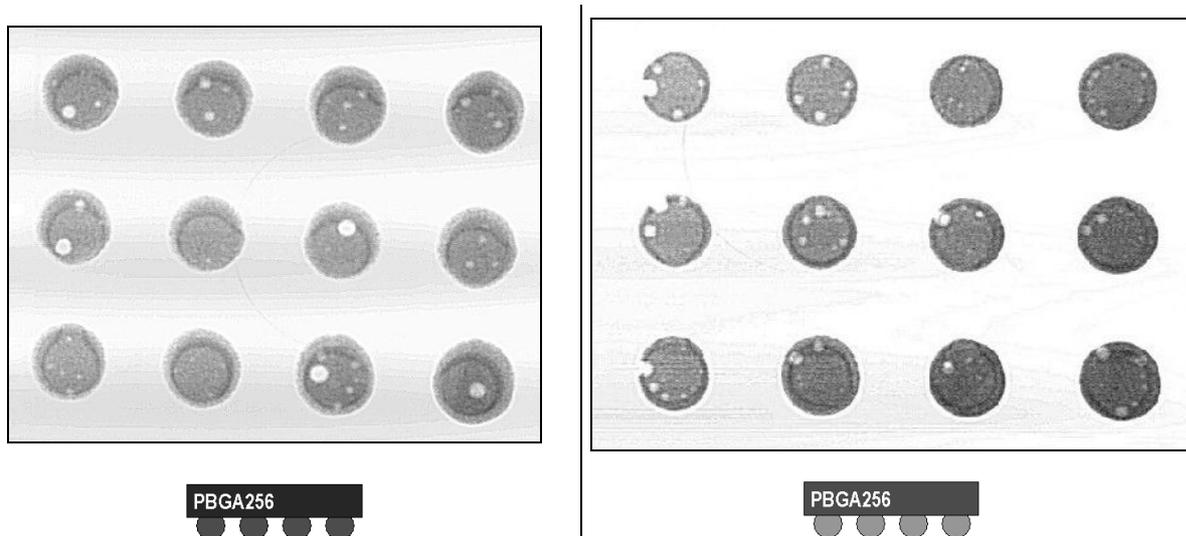
Les microstructures des deux types d’alliage utilisés sont différentes, comme il est illustré dans la figure II.11. Le détail remarquable est l’épaisseur de la couche d’intermétallique entre le joint brasé et la plage de cuivre qui est légèrement plus épaisse pour la filière sans-plomb.



Les microstructures des filières étain-plomb et sans-plomb sont différentes

Figure II-11 - Détail de la microstructure des joints brasés.
Filière étain-plomb à gauche et sans-plomb à droite.

La fréquence et les dimensions des trous dans les joints brasés des deux filières de cartes sont similaires. La figure II.12 montre deux exemples d’analyses faites par rayon X des trous dans les interconnexions. Les niveaux de trous sont conformes aux critères d’acceptation standards (< 25%).



La taille et la fréquence des boules rencontrées pour les deux filières de cette étude est similaire et conforme aux critères d’acceptation standards

Figure II-12 - Analyse des trous dans les joints brasés
Filière étain plomb à gauche, filière sans-plomb à droite.

La filière sans-plomb présente des artefacts après assemblage suivants :

- Tous les types de composants ont présenté des trous dans la surface des joints brasés (figure II.13 à gauche) générés par la rétraction de l'alliage pendant la phase de solidification (« shrinkage voids »). Ces défauts ont été identifiés dans la littérature sans conclusion sur l'impact sur la fiabilité des joints parce que le cyclage thermique ne semble pas générer des fissures à partir de ces trous dans l'alliage [HIL-05].
- Certains composants CBGA de cette filière ont présenté des fissures après assemblage dans l'interface entre le composant et le joint brasé, avec aucune relation avec les rétractions de l'alliage. Ces fissures dans la phase intermétallique du côté composant peuvent générer des défaillances prématurées et ont été indiquées par le fournisseur des composants (IBM) comme des anomalies liées à la finition utilisée du côté composant, figure II.13 à droite.

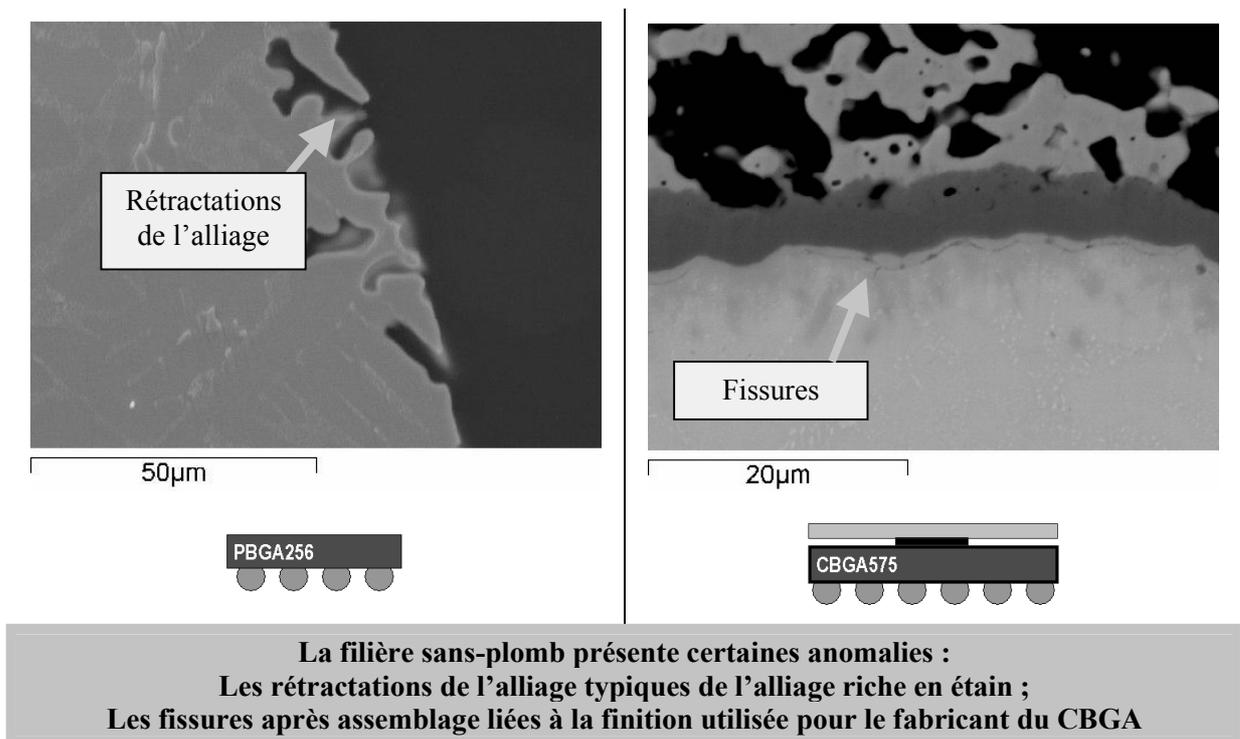


Figure II-13 – A gauche, trous de rétraction de l'alliage ;
A droite, fissures après procédés d'assemblage.

II.4 Caractérisation de déformations et de contraintes

Les études sur les essais de torsion appliqués à l’analyse des joints brasés des assemblages électroniques décrits dans la première partie de ce chapitre ont utilisé des véhicules de test divers. Les résultats de ces études ne tiennent compte ni la géométrie de la carte, ni du placement des composants. Des effets de concentration de contraintes sur les bords et de inhomogénéités de distribution des contraintes sur la carte doivent être analysés pour la conception optimale des véhicules de test utilisés pour les essais de torsion. Dans ce chapitre, nous avons mené une étude sur la distribution de déformations sur la carte de circuit imprimé et de la distribution de contraintes appliquées aux joints brasés dans l’objectif de caractériser le mécanisme de défaillance des interconnexions en torsion [MAI-06b].

II.4.1 Analyse de la déformation de la carte sous torsion

Il est important de caractériser la déformation sur la carte de circuit imprimé pour définir les positions des assemblages et les dimensions et caractéristiques optimales du véhicule de test. Lors d’un essai accéléré, les échantillons d’une même population doivent être soumis aux mêmes niveaux de contraintes pour permettre la comparaison entre les résultats. Il est donc intéressant de caractériser les régions du véhicule de test en torsion présentant de contraintes similaires. Un autre point est la caractérisation des effets de bord : comme les efforts de torsion sont appliqués aux bords de la carte, il est naturel de rencontrer des régions de concentration de contraintes proches de ces points de fixation. Cette analyse a été faite à l’aide des outils d’extensométrie et de simulations par éléments finis.

II.4.1.1 Extensométrie

Les mesures de déformation peuvent être faites de façon optique (laser, photographie, moirée, etc.) ou au travers d’outils de mesure directe (règles, dilatomètres) ou indirecte (jauges de déformation). Dans cette étude nous avons choisi les mesures par des jauges de déformation en fonction de sa précision ($1\mu\text{m}$) et aussi parce que ces jauges permettent la mesure de déformations de la carte dans l’étuve du banc de torsion. Le principe de mesure de la déformation par des jauges est basé sur le changement de la résistance électrique d’un objet en fonction de ces dimensions géométriques, la résistance augmente en fonction de la longueur du circuit électrique et se réduit en fonction de la section du conducteur.

La jauge est constituée d'une empreinte métallique conductrice en forme de serpentine. Sa déformation se traduit par une augmentation de la longueur du circuit électrique. La jauge de déformation la plus simple consiste en une serpentine avec une direction principale, figure II.14. Quand la jauge se déforme dans sa direction principale, la valeur de sa résistance électrique change. Sa valeur de résistance se réduit lors d'une compression et augmente lors d'une traction. Les déformations de la résistance de morceaux de pistes de coudes ainsi que la dilatation en épaisseur de pistes sont considérées comme négligeables. L'effet de la température doit être aussi considéré sur la mesure de la déformation, puisque la température change la valeur de la résistivité électrique du matériau. L'assemblage de la jauge sur l'objet à mesurer est un item fondamental. La jauge doit être solidaire de l'objet pour réduire les perturbations de mesure.

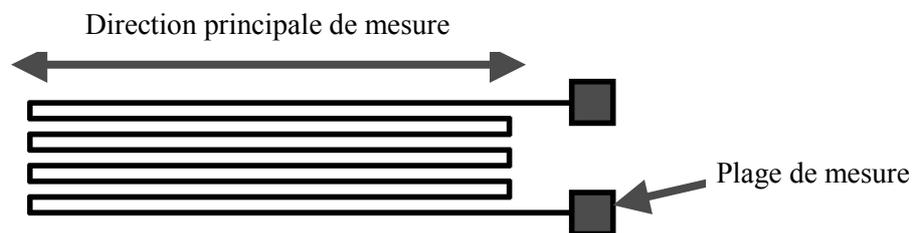


Figure II-14 - Dessin schématique simplifié d'une jauge de déformation.

L'unité de la déformation est adimensionnelle et normalement donnée par l'unité de $\mu\text{m}/\text{m}$ (ou en ppm, partie par million, soit 10^{-6}). Puisque la variation de la résistance est faible, la mesure de la résistance est faite par des circuits de mesure différentielle du type pont de Wheatstone.

La mesure effective de la déformation est faite dans une seule direction. Pour déterminer la déformation d'une zone ponctuelle de l'objet, on utilise trois jauges disposées à 45° ou à 60° d'inclinaison, voir figure II.15. Empilées ou non, ces jauges permettront la mesure de la déformation dans trois axes différents, et donc de calculer la direction de la déformation maximale et la déformation par cisaillement. Le calcul de la déformation en chacun des axes est fait par des principes fondamentaux de géométrie.

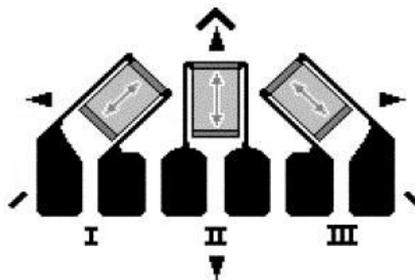


Figure II-15 - Rosette de trois jauges non superposées placées à 45° .

Le choix de jauges doit être réalisé en accord avec les conditions environnementales d'opération et aussi avec le type d'analyse à réaliser, statique ou dynamique. Les jauges utilisées dans cette étude sont des empreintes en Constantan®, constitué de 45% de nickel et 55% de cuivre, sur un substrat de polyimide flexible. La température d'utilisation peut varier de 0 à 150°C et les limites de mesure sont de $\pm 3\%$ (3000 ppm). Les jauges ont seulement 0,79 mm de section active pour améliorer la précision de mesure et ainsi réduire les effets des gradients de déformation sur la carte.

Pour déterminer les directions de déformation principale, des rosettes composées de trois jauges disposées en configuration rectangulaire de 45° ont été utilisées. Les jauges sont non empilées pour améliorer la dissipation de la chaleur produite par effet Joule. La jauge numéro 2 a été placée en parallèle avec l'axe de torsion et en conséquence les jauges 1 et 3 sont restées en position symétrique.

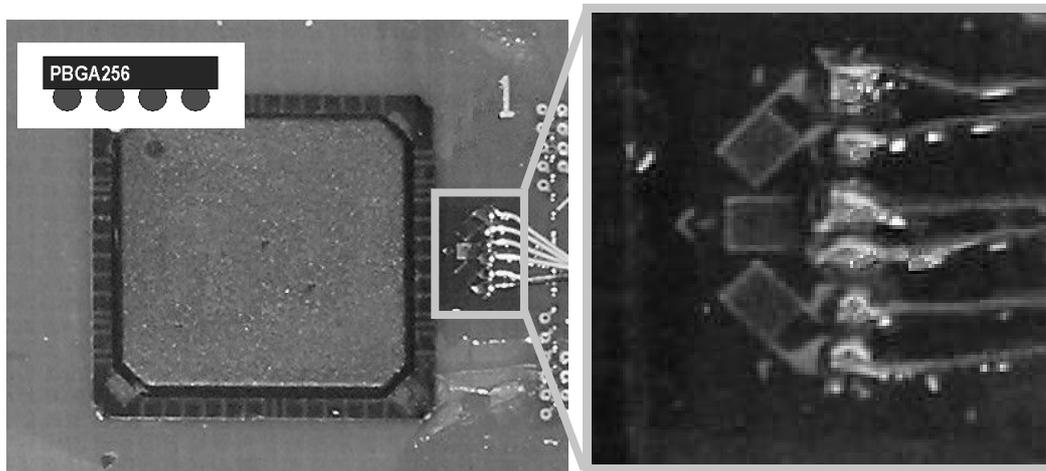


Figure II-16 - Détail d'une rosette de jauges de déformation.

Les rosettes ont été assemblées avec des colles de haute température de polymérisation adaptée aux conditions d'utilisation. La figure II.16 montre une rosette assemblée à côté d'un composant BGA. La mesure a été faite avec un équipement spécial pour l'extensométrie. La précision de déformation est de $1\mu\text{m}/\text{m}$. Les essais de torsion ont été réalisés à différents angles et températures avec la vitesse de torsion et le temps de maintien fixés. La figure II.17 montre une carte équipée avec des jauges de déformation dans le banc de torsion.

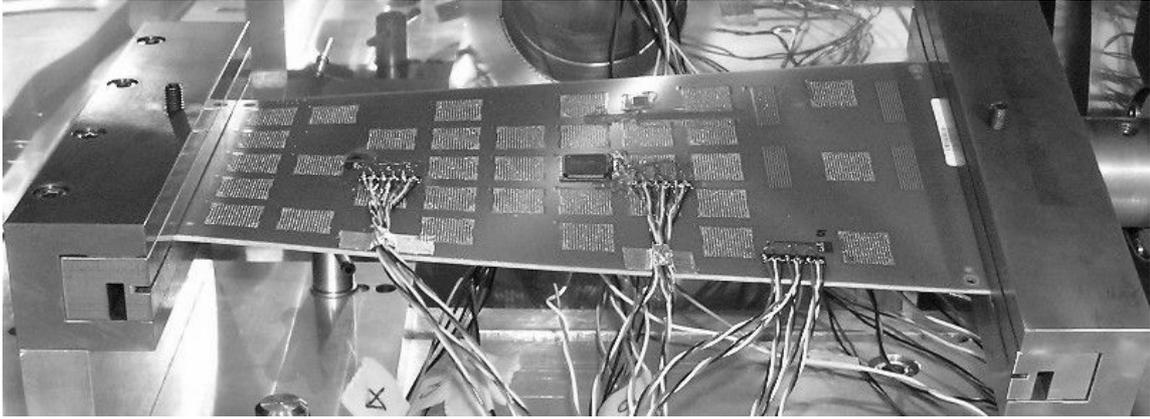


Figure II-17 - Carte équipée des rosettes dans un banc de torsion.

II.4.1.2 Simulations de déformations

Le processus de discrétisation est la base de l'analyse par éléments finis. La discrétisation permet l'analyse simplifiée de la distribution d'une fonction par des éléments réduits. Cette méthode peut être appliquée, par exemple, aux problèmes de la distribution de contraintes et de déformations sur un objet soumis à une force ou la distribution de températures pour des problèmes thermiques.

Le logiciel d'utilisation générique ANSYS, version 10.0 a été utilisé pour l'analyse par éléments finis. Pour améliorer la comparaison entre les résultats de simulation avec l'expérimentation, le modèle développé a été construit avec la même géométrie et dimensions que celles du véhicule de test VTT1. Pour vérifier correctement la déformation sur toute la carte, le modèle prend en compte toutes les dimensions réelles du véhicule sans utiliser des axes de symétrie pour permettre le placement du composant en positions différentes du centre de la carte.

II.4.1.3 Comparaison simulation et extensométrie

Les résultats de simulation et d'expérimentation ont été comparés pour la validation du modèle d'éléments finis et de la mesure.

La position numéro '1' est au centre, la position '2' sur l'axe de torsion et la position numéro '3' loin du centre et des axes de symétrie. L'emplacement des rosettes sur la carte est montré dans la figure II.18. Pour cette analyse nous avons choisi trois positions différentes. La rosette 1 est dédiée à la mesure de la déformation au centre de la carte ; la rosette 2 sert à mesurer la déformation sur l'axe de torsion ; la rosette 3 pour mesurer la déformation hors des axes de symétrie.

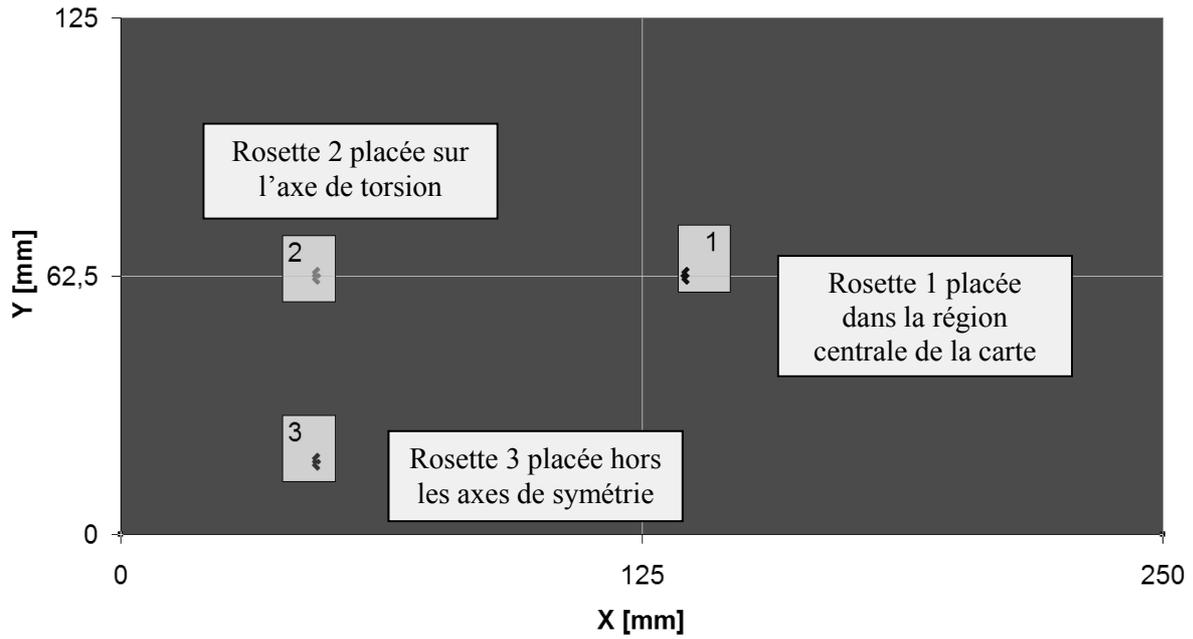


Figure II-18 - Position des rosettes de jauges de déformation.

Les essais pour la mesure de la déformation et les simulations ont été réalisées pour les angles de torsion absolus de compris entre $\pm 14^\circ$. Ensuite, les résultats de simulation et mesure pour les 3 jauges de chaque rosette ont été comparés. La figure II.19 montre le graphique de résultats obtenus pour les 3 jauges de la rosette 2.

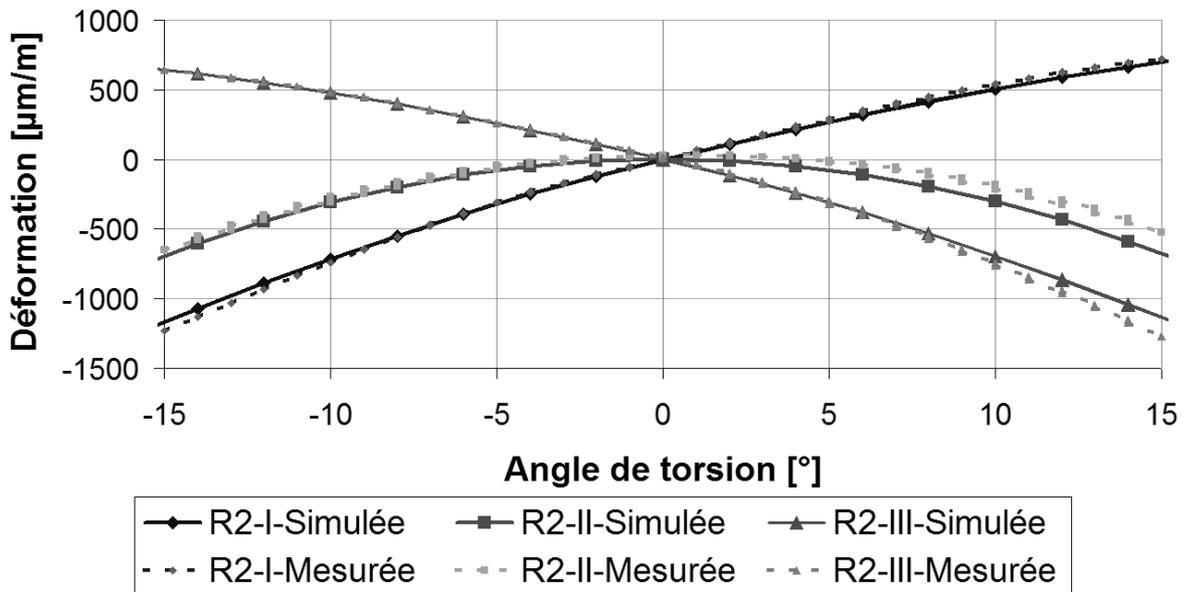


Figure II-19 - Comparaison des résultats de 3 jauges de la rosette '2'.

Les rosettes ont été assemblées d’une façon où la jauge II, celle au centre (figure II.15), est alignée à l’axe de torsion. En général, les jauges II ont montré des déformations inférieures à celles mesurées par les jauges I et III. Les déformations observées par les jauges I et III sont de même ordre de grandeur avec les sens inversés, quand une jauge est en compression, l’autre est en traction. Ces déformations de traction/compression décalées de 45° caractérisent les efforts de cisaillement et sont de même ordre de grandeur pour les trois rosettes analysées.

Nous avons créé deux indicateurs de pour quantifier la différence entre les valeurs de la mesure et de la simulation. Les valeurs de déformation de chaque jauge de chaque rosette ont été comparées séparément. Le premier indicateur, ‘Amplitude’, consiste en la moyenne des quotients entre les valeurs obtenues par simulation et par mesure pour les angles de ± 14° de torsion, équation II.1.

Équation II-1 - Formule de calcul de l’indicateur Amplitude.

$$A = \frac{\frac{\varepsilon_{simulation}(+14^\circ)}{\varepsilon_{mesure}(+14^\circ)} + \frac{\varepsilon_{simulation}(-14^\circ)}{\varepsilon_{mesure}(-14^\circ)}}{2} - 1$$

Équation II-2 - Formule de calcul de l’indicateur Facteur de Forme.

$$FacteurdeForme = \frac{\text{écart_type}(\varepsilon_{simulation})}{\text{écart_type}(\varepsilon_{mesure})} - 1$$

Le deuxième indicateur, ‘Facteur de Forme’, est défini comme le quotient entre l’écart type (la racine de la variance, la somme du carré des écarts entre chaque valeur et la moyenne) des toutes les valeurs obtenues par la simulation et par la mesure pour des d’angles de torsion compris entre ± 14°, équation II.2. La synthèse de toutes ces mesures est donnée dans le tableau II.4. Les valeurs d’amplitude de déformation ainsi que les facteurs de forme mesurés sont en corrélation avec les résultats obtenus par simulation (écart inférieur à 10%) pour les jauges I et III des rosettes 1 et 3 mesurant les déformations de cisaillement. Les variations sont dues probablement à des problèmes d’alignement des rosettes par rapport l’axe de torsion (placement des rosettes sur la carte et placement de la carte sur le banc de torsion). Les jauges II des rosettes 2 et 3 présentent des variations plus importantes de l’amplitude car les valeurs de déformation sont plus faibles, le facteur de forme de la jauge III de la rosette 3 présente un écart plus significatif probablement à cause aussi de l’alignement.

	Rosette	Jauge I	Jauge II	Jauge III
Amplitude	1	-7%	-2%	-7%
	2	-5%	14%	-4%
	3	-6%	15%	4%
Facteur de Forme	1	-5%	1%	-6%
	2	2%	1%	2%
	3	3%	13%	4%

Tableau II-3 - Relation entre Amplitude et Facteur de Forme.

Les résultats de la simulation et de l’expérimentation sont en bon accord, ce qui valide le modèle. Pour des angles de torsion faibles (inférieurs à 7° en absolu pour la carte de 250mm de longueur) :

- Les jauges centrales, parallèles à l’axe de torsion, montrent des déformations négligeables ;
- Les jauges placées à 45° de l’axe de torsion, montrent des déformations proportionnelles à l’angle de torsion. Quand une jauge est comprimée, l’autre est sous traction, ce qui résulte en comportement de cisaillement. Ce cisaillement en rotation de 45° avec l’axe de torsion est pratiquement constant sur la carte et cette déformation par cisaillement est caractéristique des déformations induites par la torsion où l’échantillon est soumis à des efforts en directions opposées.

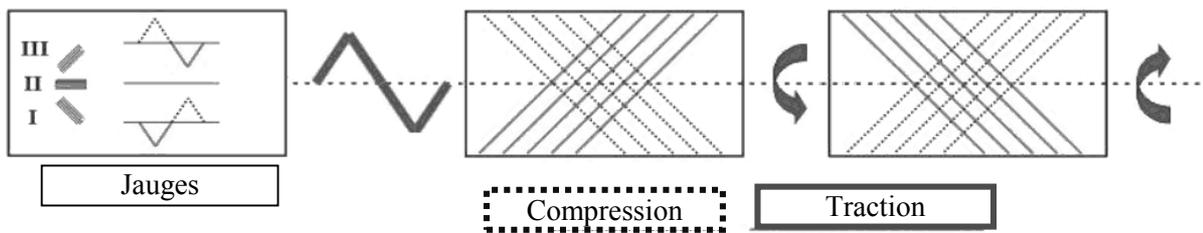


Figure II-20 - Schéma de la déformation de cisaillement sur la carte.

Le schéma de la figure II.20 montre une simplification de la déformation observée sur la carte soumise à l’essai de torsion. Les déformations des jauges placées sur l’axe de torsion sont de valeur négligeable et les déformations des jauges placées à 45° de l’axe de torsion présentent des valeurs inversées et changent de signal selon le sens de torsion.

Une cartographie de la déformation a été générée par simulation, figure II.21, et représente une carte nue sous essai de torsion. Les niveaux de couleurs indiquent principalement trois régions. Une de chaque côté avec un fort gradient de déformation induit par l’effet de bord et une troisième au centre avec une déformation de cisaillement relativement homogène. Les effets de bord sont générés par la fixation de la carte et l’intensité dépend des dimensions de la carte. Des cartes plus longues, plus larges et plus fines présentent des effets de bord moins importants et par conséquent une zone homogène plus large, c’est-à-dire, une zone utile pour les essais plus grande.

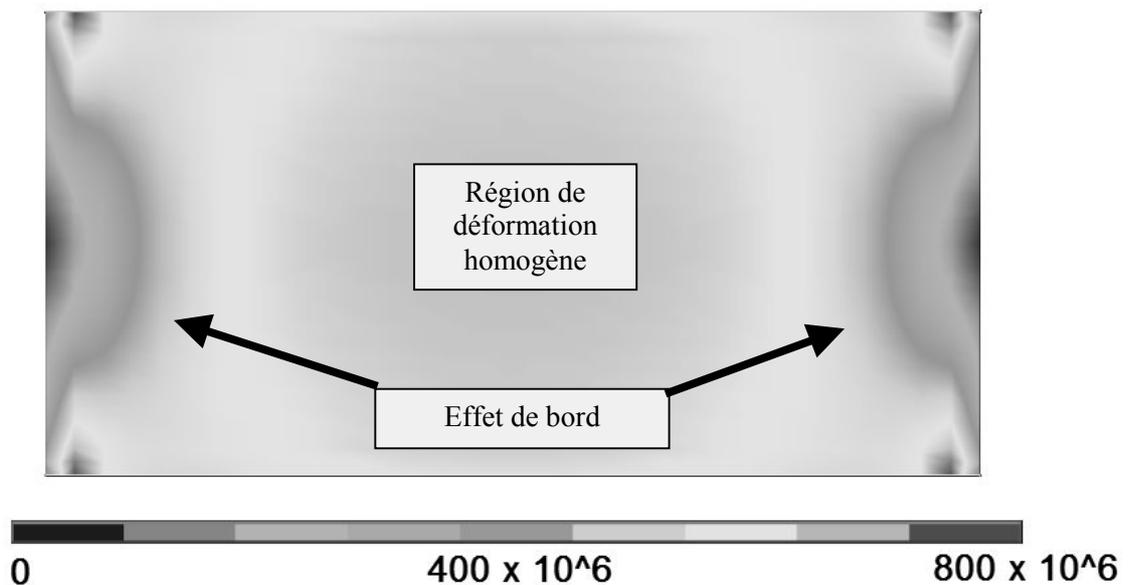


Figure II-21 - Cartographie de la déformation par simulation
Longueur de 250mm et angle de torsion de 7°.

II.4.1.4 Essais de validation de la région homogène

L’étape suivante a été de quantifier et d’établir les dimensions de la région de la carte qui peut être considérée homogène. Des courbes de déformation ont été tracées en fonction de lignes transversales, longitudinales et diagonales sur la carte. Sur toutes les mesures nous avons une région centrale avec une oscillation limitée de la valeur de déformation et vers les extrémités de la carte des changements importants de valeurs, voir exemple d’une courbe longitudinale de la figure II.22. Une limite de 10% a été choisie comme le meilleur compromis pour établir la région homogène.

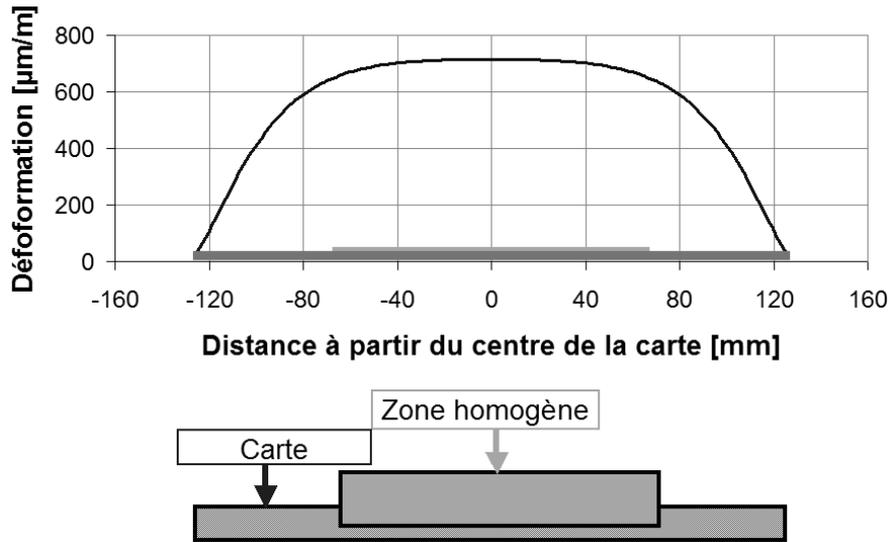


Figure II-22 - Déformation sur une ligne longitudinale sur la carte.

Deux essais de torsion ont été réalisés avec des cartes équipées de 9 composants placés en positions différentes sur la carte. Les courbes de la figure II.23 montrent les résultats obtenus pour des essais à fort (12°) et à faible (7°) angle de torsion. Les courbes de Weibull suggèrent l’existence de deux niveaux de contraintes parmi les composants, comme il est indiqué par les lignes en rouge.

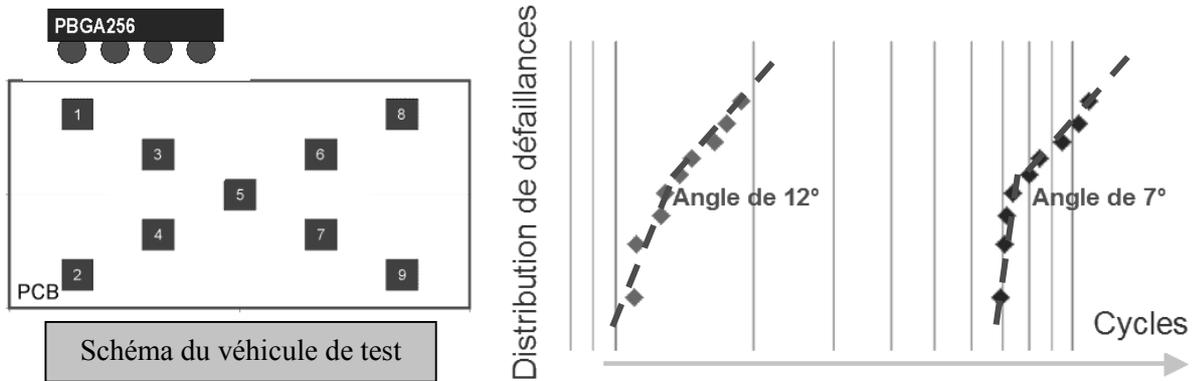


Figure II-23 – Résultats de l’ensemble des composants assemblés pour deux angles de torsion.

Dans la figure II.24, nous avons décomposé les résultats d’essai de torsion en fonction du placement des assemblages sur la carte. Les composants placés dans la zone homogène présentent une distribution de défaillances cohérente. Les composants placés hors de la zone homogène, en zone de déformation plus faible peuvent aussi être regroupés dans ce graphique puisqu’ils ont été soumis au même niveau de déformation à cause de sa symétrie par rapport au centre de la carte.

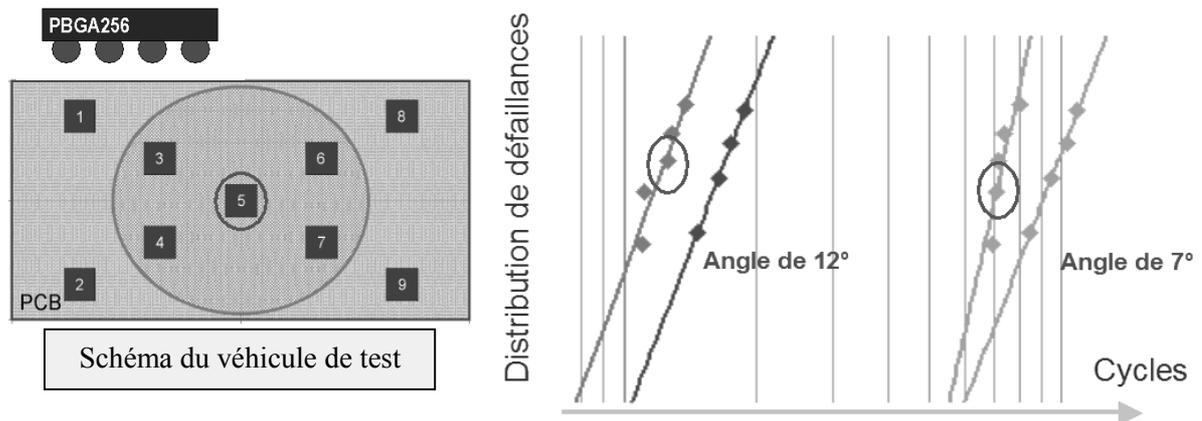


Figure II-24 - Décomposition des résultats en fonction de la zone homogène par angle de torsion
En orange les composants placés dans la région homogène ;
En vert les composants placés hors de la région homogène.

II.4.1.5 Définition de la région de déformation homogène

De l’analyse de la distribution de la déformation sur la carte soumise à la torsion, nous concluons que les composants à analyser doivent être placés dans la région considérée de déformation homogène, selon la convention adoptée d’une dispersion maximale de 10%. Ceci est nécessaire pour assurer la distribution de contraintes sur les joints brasés d’un même composant et pour permettre de comparer les résultats entre les composants d’une même carte. Nous observons également que la carte doit avoir une forme rectangulaire, sans détournages, pour permettre la distribution uniforme de déformations.

Cette analyse a mis en évidence que certains des essais de torsion décrits dans le chapitre 1 ont utilisé des composants placés dans les régions d’effet de bord, ce qui peut justifier la mauvaise compréhension des résultats d’essai.

II.4.2 Analyse de contraintes sur les joints d’un composant

La deuxième phase du développement de la méthode de torsion consiste à comprendre comment la déformation de la carte sous le composant induit les contraintes sur les joints brasés. L’objet de l’étude est maintenant une carte avec un composant BGA plastique assemblé. Le composant BGA a été choisi en raison de sa fiabilité faible en comparaison avec d’autres familles génériques de boîtiers. Les objectifs sont de clarifier la distribution de contraintes parmi les joints brasés d’un même composant, d’identifier le joint soumis aux plus grandes contraintes, de déterminer les types de contraintes en fonction de l’angle de torsion et de fournir des informations sur le mécanisme de dégradation de la brasure dans un essai de torsion.

II.4.2.1 Simulation

Le modèle considère aussi les couches internes du PCB et du composant. Le boîtier et le composant ont été modélisés avec des éléments 3D et le PCB avec des éléments coque avec un troisième type pour faire le couplage entre les deux. Tous les matériaux ont été considérés purement élastiques à l’exception de la brasure qui avait aussi des propriétés de déformation non linéaire. Dans la figure II.25 sont illustrés quelques détails du modèle. A gauche le détail du composant et à droite la section du composant avec les détails de couches internes à droite. Avant l’analyse de la déformation et des contraintes sur les joints, nous avons réalisé l’analyse des contraintes résiduelles du processus d’assemblage.

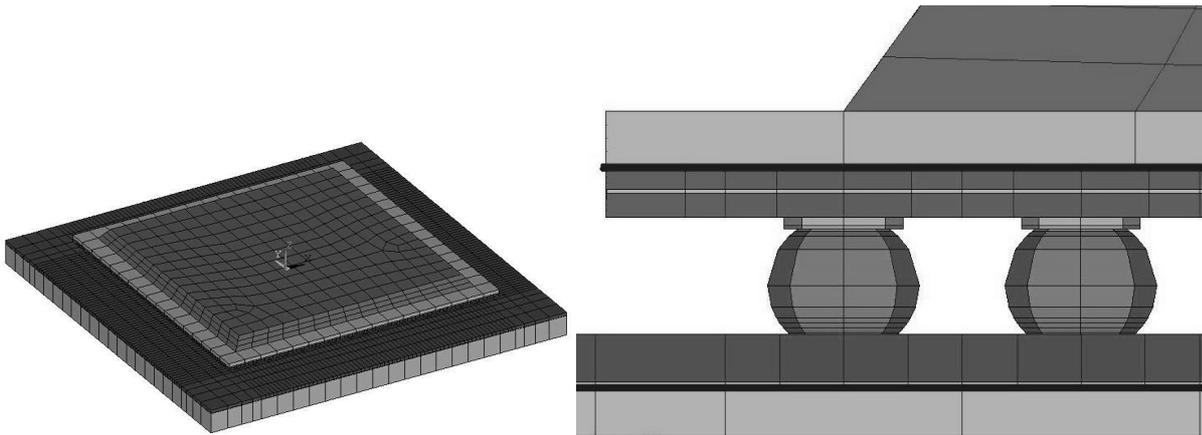


Figure II-25 - Détails du modèle d'éléments finis utilisé :
A gauche le détail du modèle du composant ;
A droite une partie de la section du composant.

II.4.2.2 Analyse de contraintes

Après avoir validé le modèle simulé par comparaison de déformations sur la carte, nous avons étudié la distribution de contraintes sur les joints brasés. L’objectif a été de comprendre comment la déformation par cisaillement de la carte induit des contraintes sur le composant assemblé. Les mouvements de torsion alternés induisent des déformations sur la carte et par conséquent des déformations de cisaillement sur les joints brasés comme illustré dans la figure II.26.

- a) La déformation de cisaillement de la carte engendre une compression sur un des axes diagonaux du composant et de traction sur l’autre ;
- b) On regarde la bille au coin d’un composant, celle soumise aux plus grandes contraintes, comme a montré la figure II.3. La déformation de la carte, vis-à-vis de la position initiale se traduit schématiquement par un déplacement vers le centre du composant dans un sens de torsion et vers l’extérieur, dans un autre sens.
- c) En considérant que les dimensions du composant ne changent pas, le résultat de la déformation de la carte est le déplacement relatif entre la plage du côté carte et celle du côté composant, générant des efforts de cisaillement sur le joint brasé.

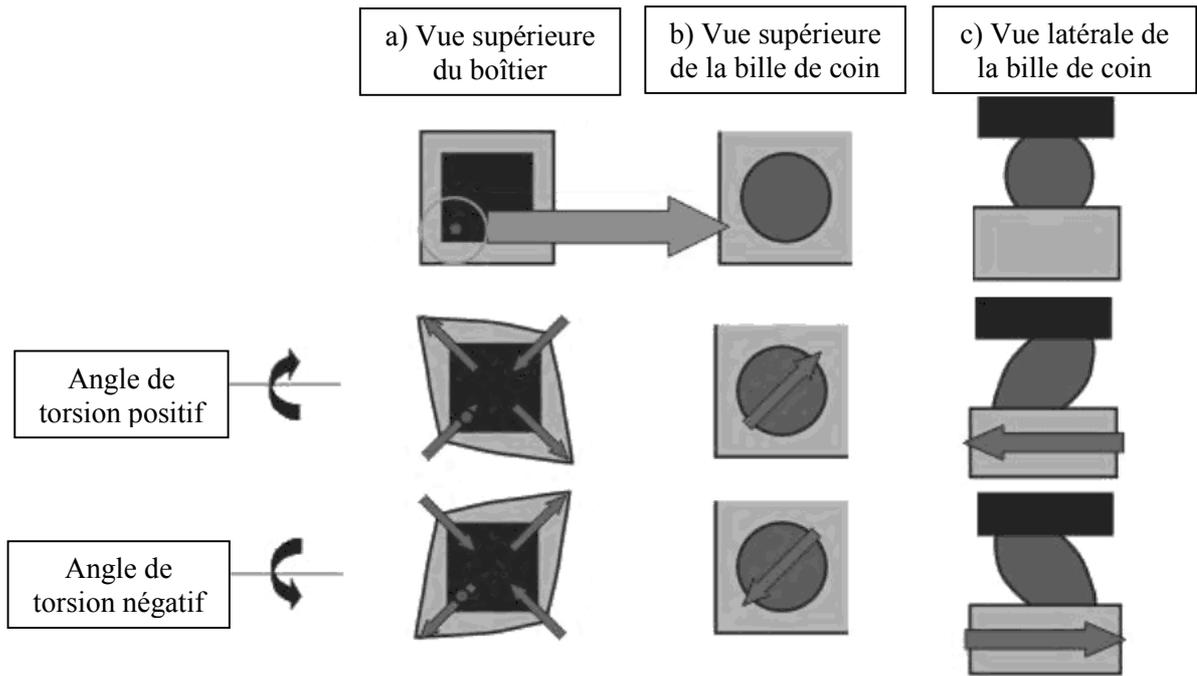


Figure II-26 – Représentation schématique de l’interprétation des efforts de cisaillement.

La figure II.27 montre la distribution de contraintes sur un quart de matrice de billes d’un composant soumis à un essai de torsion. Les niveaux les plus élevés de contrainte sont observés aux coins. Cette matrice de distribution de contraintes peut varier entre les essais de torsion et de variation thermique. Pour des composants BGA plastiques de grande taille, les cycles de variation thermique induisent des contraintes sur les billes placées sous les coins de la puce du composant.

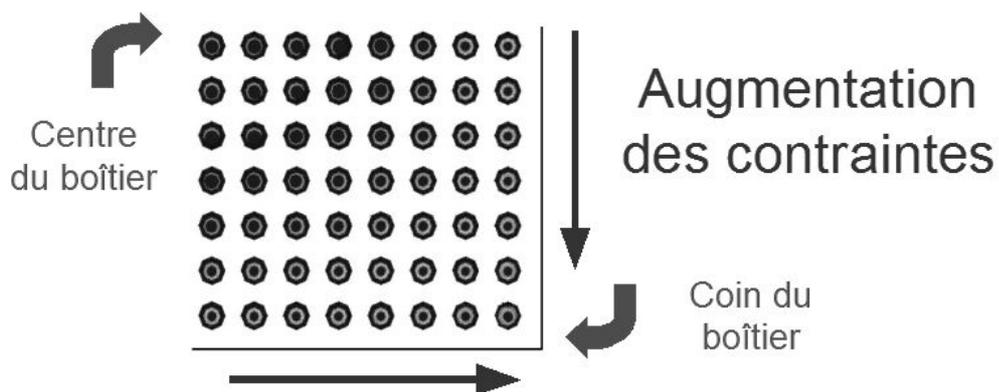


Figure II-27 - Cartographie de la distribution de déformations.

Sous des essais de torsion à des faibles angles, la concentration de contraintes dans le joints brasés est plus importante à l’interface composant/brasure. La figure II.28 montre la section d’un joint de coin d’un composant BGA soumis aux essais de torsion à 7° en angle absolu. Les efforts verticaux induits par torsion sont similaires à ceux observées en essai de cyclage thermique et les contraintes de l’interface sont de l’ordre de 20MPa [ENG-03].

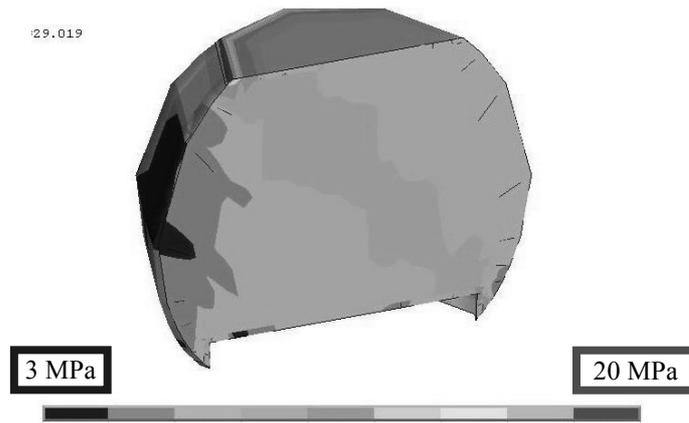


Figure II-28 - Distribution de contraintes d'une section de joint brasé.

II.5 Discussion

L’étude de la distribution des déformations sur la carte de circuit imprimé permet de définir les meilleures configurations de géométrie de la carte ainsi que la zone de placement de composants. La carte de circuit imprimé soumise aux essais de torsion doit être longue dans l’axe de torsion pour augmenter la région de déformation homogène en fonction de la région qui présente des concentrations des contraintes générées par les effets de bord. La carte doit être aussi rectangulaire, sans détourages ou des formats arrondis sur le bord. Les composants doivent être placés dans la région de déformation homogène.

De plus, la linéarité de la déformation pour des angles faibles doit être privilégiée. Un autre facteur à prendre en compte est le niveau de déformation sur la carte. En considérant que la différence du coefficient de dilatation entre la carte et le composant est de l’ordre de 10 ppm/°C (CTE composant céramique = 4 ppm/°C, CTE composant plastique 16 ppm/°C, CTE silicium 3 ppm/°C et CTE carte de circuit imprimé 16ppm/°C), un essai thermomécanique entre -55/+125°C génère une excursion de la déformation d’environ 1800 ppm. Pendant un essai de torsion à angle absolu de 7° sur une carte de 250 mm de longueur soit (28°/m), la déformation observée à l’angle maximale dans la région homogène de la carte est d’environ 700 ppm, soit 1400 ppm d’excursion des valeurs de déformation pour un cycle de torsion.

Schématiquement, le mécanisme de défaillance du joint brasé, généré par la déformation de la carte, est de déplacement relatif entre la carte et le composant, comme montre la figure II.26. Cet effet est similaire à celui généré par la variation de température. En revanche, les zones soumises aux plus grandes contraintes ne sont pas les mêmes pour les deux types d’essai. Pour les composants BGA plastiques et céramiques en essai de torsion, l’analyse de la distribution de contraintes sur les joints brasés des composants assemblés indique que la zone soumise aux plus grandes contraintes est celle des coins du composant. En cyclage de température, les défaillances des composants BGA plastiques de grandes dimensions sont générées au bord de la puce de silicium.

II.6 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté les travaux de développement des outils et équipements ainsi que la conception du véhicule de test dédié aux essais de torsion.

Les études précédentes de torsion ont présenté des résultats des essais pour des cartes de dimensions variées. Nous avons développé alors un véhicule de test spécifique aux essais de torsion pour définir les niveaux de déformations en fonction de la position du composant.

L’étude la distribution des déformations sur la carte a permis de définir l’emplacement des composants. **Ces composants doivent être assemblés dans région de déformation homogène qui a été caractérisée.** L’analyse de la distribution des contraintes sur les joints brasés indique que le mécanisme de défaillance des joints brasés en torsion est généré par des efforts de cisaillement. Les joints des coins du composant sont ceux soumis aux plus grandes contraintes.

Dans le chapitre 4, à partir de ces résultats, nous allons réaliser une étude utilisant un plan d’expériences pour définir les paramètres de torsion pour l’analyse de la tenue des joints brasés pour les composants BGA.

Chapitre III - Analyse du critère de défaillance

Nous présenterons dans ce chapitre la caractérisation de la méthode de suivi électrique des joints brasés pendant les essais et nous définirons le critère de défaillance adéquat pour les essais.

III.1 Introduction

Comme il a été déjà abordé dans le chapitre 1, le critère de défaillance est l'élément fondamental pour l'analyse prédictive de la fiabilité. Ce critère doit permettre d'établir une relation entre les résultats d'essai accéléré et le retour d'expérience des équipements en opération. Les défaillances opérationnelles sont normalement réparties en défaillances liées à des défauts de l'équipement, à des défauts de logiciel et une majorité de défauts de cause inconnue probablement liée aux défaillances intermittentes. Un exemple de cette répartition a été réalisé par le département de défense américain [RAC-99] est montré dans la figure III.1. Les défaillances de cause inconnue représentent 20% et peuvent être liées aux défauts intermittents.

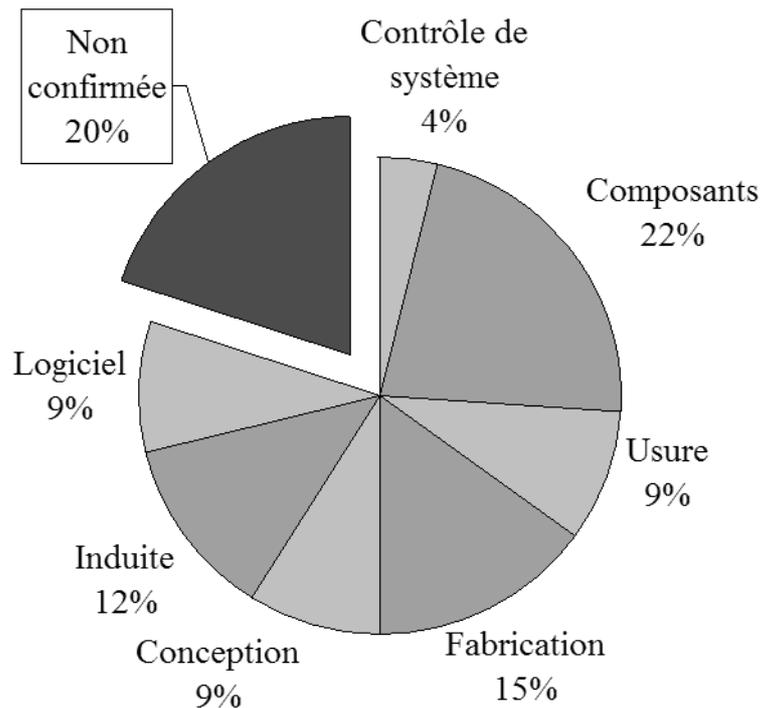


Figure III-1 - Distribution de défaillances par origine prépondérante pour des matériels électroniques, [RAC-99].

Les éléments les plus faibles d'un assemblage électronique sont les interconnexions entre les composants et le circuit imprimé. Deux approches différentes sont utilisées pour créer un critère de défaillance. La première est de créer un indicateur de vieillissement précoce. Pour les joints brasés, cet indicateur précoce peut prendre en compte le vieillissement de la microstructure de l'alliage et des dimensions de fissures avant la rupture totale du joint [DEL-03]. Ce critère présente l'inconvénient de nécessiter d'une analyse particulière à chaque type de boîtier de composant et type d'alliage. La deuxième approche consiste à détecter l'instant de l'apparition de la défaillance.

La détection de la défaillance d'un joint brasé est faite par le suivi de la continuité électrique. Les guides industriels d'analyse de la fiabilité, l'IPC-SM-785 [IPC-92] par exemple, recommandent l'utilisation de détecteurs d'évènements de haut taux d'échantillonnage pour détecter la défaillance. La raison est que l'interruption de la continuité électrique peut être intermittente (pendant une période d'environ 1 μ s) car le joint brasé peut même après la rupture totale présenter la continuité électrique [ENG-93, BRI-02, DUN-95].

Nous avons mené un travail de caractérisation de la défaillance par le suivi de la continuité électrique dans l'objectif de définir le critère de défaillance permettant d'identifier la défaillance intermittente.

III.2 Les méthodes de mesure

Les équipements de test de continuité électrique peuvent être divisés en trois catégories différentes :

- **Des méthodes par prélèvement :** Ce groupe de méthodes était le plus communément utilisé, il y a quelques dizaines d'années, et est encore utilisé par certains laboratoires. Il s'agit de mesures manuelles de résistance électrique avec un multimètre sur les échantillons lors de reprises périodiques d'essai. Parfois suivies d'analyses de microsection, ce type de méthode ne peut pas fournir des résultats d'essai de fiabilité appropriés parce que la défaillance risque d'être identifiée seulement longtemps après son origine.
- **Faible taux d'échantillonnage :** Les méthodes de mesure à bas taux d'échantillonnage utilisent normalement des multimètres ou des enregistreurs de données. Ces équipements sont moins chers, peuvent mesurer des milliers de voies en même temps dans le mode de modulation (« pooling mode »), ont une excellente résolution en résistance (normalement sub ohmique) et peuvent supporter mieux les perturbations électriques que la catégorie précédente. Le désavantage principal est lié au fait que les mesures ne voient pas les événements transitoires et nécessitent un grand nombre de câbles pour les mesures à quatre points [STE-02, SUH-04 comme exemples].
- **Fort taux d'échantillonnage :** Il s'agit de simples détecteurs d'évènements ou des enregistreurs de mesure opérant à plus de 1 MS/s (« mega samples per second » ou million d'échantillons par seconde). Ils permettent d'identifier ou d'enregistrer des évènements en dizaines ou centaines de voies de mesure en même temps. Ces équipements ont les désavantages d'être coûteux, d'avoir une résolution faible en résistance, d'être sensibles aux perturbations électromagnétiques et aussi d'avoir besoin d'un logiciel dédié pour la compilation des données enregistrées [BAR-01 comme exemple]

III.3 Essais expérimentaux

Dans l'objectif de comparer les méthodes de suivi de la continuité électrique et d'en choisir une répondant au mieux à nos besoins, nous avons réalisé des essais de torsion sur des assemblages BGA.

Le circuit « Daisy-Chain » utilisé était formé par les 4 billes du coin du composant (figure III.2 à gauche). La mesure de la continuité électrique a été faite de façon indirecte par la mesure de la tension sur les joints brasés. Deux appareils de mesure ont été utilisés en parallèle selon la figure III.2 à droite :

- L'équipement HSR (de l'anglais « High Sampling Rate ») est un enregistreur de signaux de 40 MS/s qui mesure de façon continue la tension, l'enregistrement est déclenché quand le niveau de la tension dépasse un seuil pré-établi. La valeur de seuil utilisé est de 0,1 V. Cet équipement permet de réaliser les mesures en accord avec la catégorie « **Fort taux d'échantillonnage** ».
- Le deuxième équipement, DM (de l'anglais « Digital Multimeter ») est un multimètre numérique de précision de 1 mΩ qui réalise une mesure par seconde. Cet équipement se trouve dans la catégorie « **Faible taux d'échantillonnage** ». Pour permettre l'isolation du circuit aux perturbations électriques, le câblage du circuit nécessite du raccordement des appareils de mesure ainsi que du banc de test à une masse de bonne qualité (faible impédance commune). Le blindage du circuit n'est pas nécessaire puisque les perturbations électromagnétiques n'ont pas été observées.

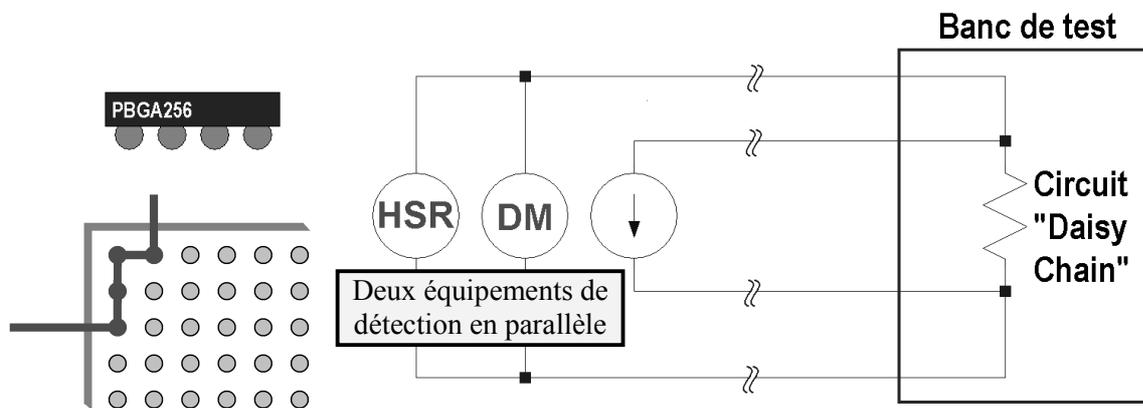


Figure III-2 – A gauche, le circuit de mesure sur 4 joints brasés ;
A droite le schéma du circuit de mesure à 4 points.

Les paramètres d'essai de torsion ont été déterminés à partir des études précédentes à ces travaux de thèse [MAI-03] dans l'objectif de générer la défaillance après environ une centaine de cycles. Les essais ont été faits avec un angle absolu de torsion de 7° sur le véhicule de test de 250 mm de longueur, soit $28^\circ/\text{m}$. La température d'essai a été définie de 125°C et le temps de maintien sous contraintes de 5 minutes, soit un cycle de torsion tous les 10,1 minutes.

III.3.1 Résultats des essais

Avant l'essai, HSR (« Fort taux d'échantillonnage ») et DM (« Faible taux d'échantillonnage ») ont été synchronisés pour permettre l'enregistrement simultané sur un même fichier informatique. Le résultat de toute la période d'essai est sur le graphique de la figure III.3. L'échelle logarithmique est nécessaire pour l'analyse concomitante de valeurs grandes et faibles de résistance électrique.

Les résultats ont été divisés en quatre phases en fonction des fluctuations de la valeur de la résistance. La première phase est caractérisée par une valeur basse et stable de la résistance. La deuxième correspond à une fluctuation faible de la valeur de la résistance due à une fissure complète ou presque complète encore en contact avec le joint brasé. La troisième phase commence avec le premier événement intermittent. Ces événements sont les premiers signes électriques liés à la défaillance et sont représentatifs d'une défaillance réelle parce qu'ils peuvent générer des fautes opérationnelles d'un circuit fonctionnel en considérant que l'augmentation de la valeur de résistance de 1Ω n'est pas gênante à la transmission de signaux. La dernière phase commence quand l'interruption électrique a une durée plus longue qu'une seconde.

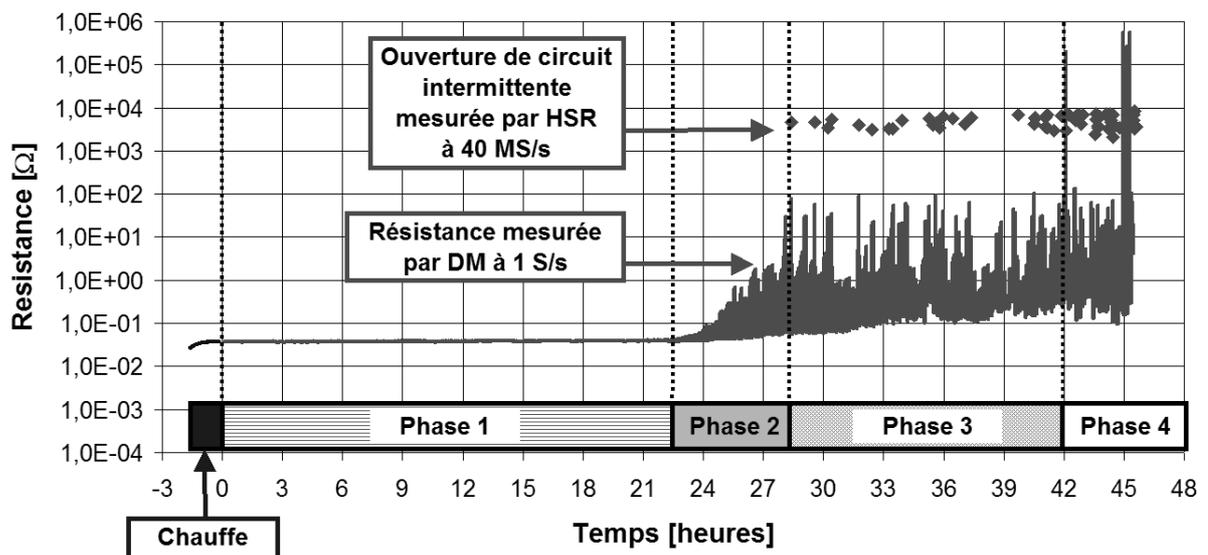


Figure III-3 - Vue globale de mesures réalisées pour l'essai de compréhension des microcoupures.

La phase préliminaire de chauffe (figure III.4) a été analysée pour vérifier le comportement ohmique de la résistance électrique mesurée par le système de 4 points de mesure. La résistance à 25°C est d'environ $27\text{ m}\Omega$ et de $37\text{ m}\Omega$ à 125°C . Le coefficient thermique de la résistance, TCR (« Thermal Coefficient of Resistance ») est donc de $3,7 \times 10^{-3} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$, résultat similaire au TCR du plomb ou du cuivre, deux des métaux constituant le circuit, de $3,9 \times 10^{-3} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$. Aucune variation de la section ou longueur du circuit n'a été considérée. Cette mesure valide la précision de la méthode de mesure avec le multimètre numérique.

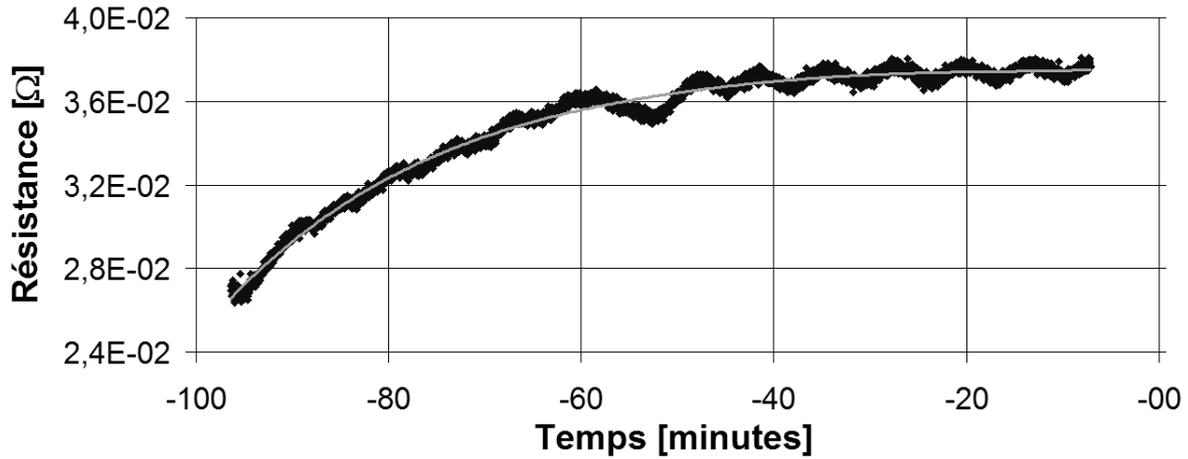


Figure III-4 - Phase préliminaire de chauffe.

La phase 1 ne présente aucune variation de la valeur de résistance. Cette période de plus de 21 heures de mesure valide l'immunité du circuit de mesure aux perturbations électriques.

La deuxième phase est illustrée dans la figure III.5 et correspond à la dernière phase de la propagation de la fissure. L'intensité des efforts verticaux appliqués sur le joint brasé est différente pour chaque sens du mouvement de torsion. Ceci induit probablement des pressions plus ou moins importantes sur la fissure créée et par conséquent augmente ou réduit la surface effective de contact et donc la fait varier la valeur de la résistance électrique.

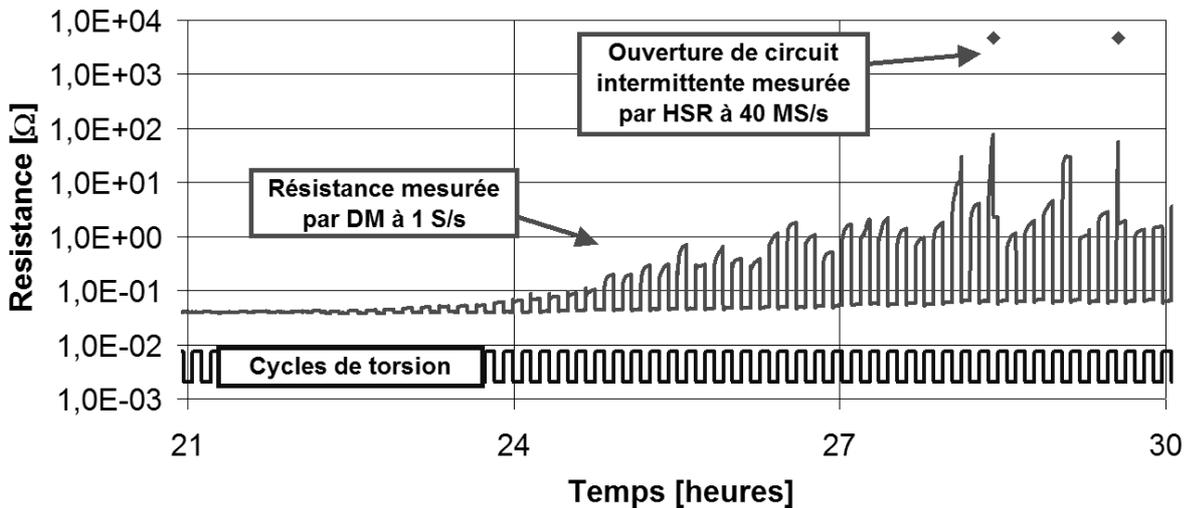


Figure III-5 - Phase 2 en détail indiquant l'augmentation faible de la résistance électrique.

Dans la figure III.6, nous avons en détail les premiers événements observés. La valeur de la résistance varie de manière synchrone avec le cycle de torsion et pendant une période de maintien de la carte sous contraintes, la valeur de la résistance se réduit brusquement. A ce moment exact, l'équipement HSR détecte le premier événement. Ce phénomène de chute de la valeur de résistance mesurée par le DM est identifié à chaque fois que HSR détecte un événement.

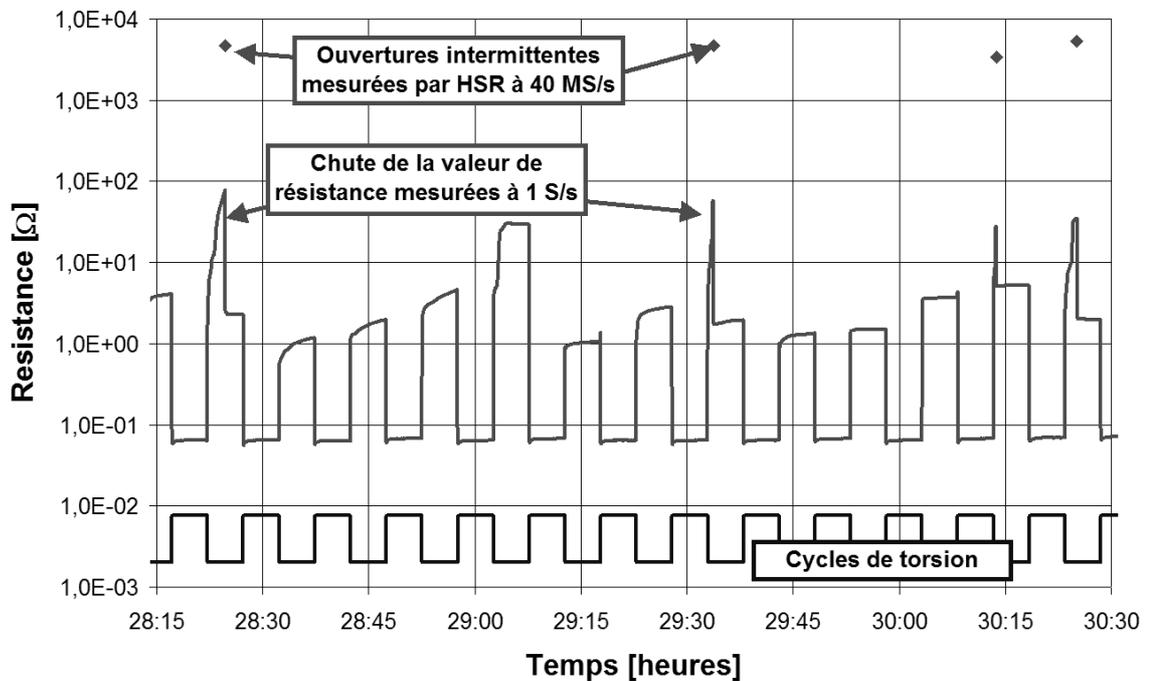


Figure III-6 - Détail du moment de la détection de la première microcoupure.

III.3.1.1 Analyse des événements transitoires (microcoupures)

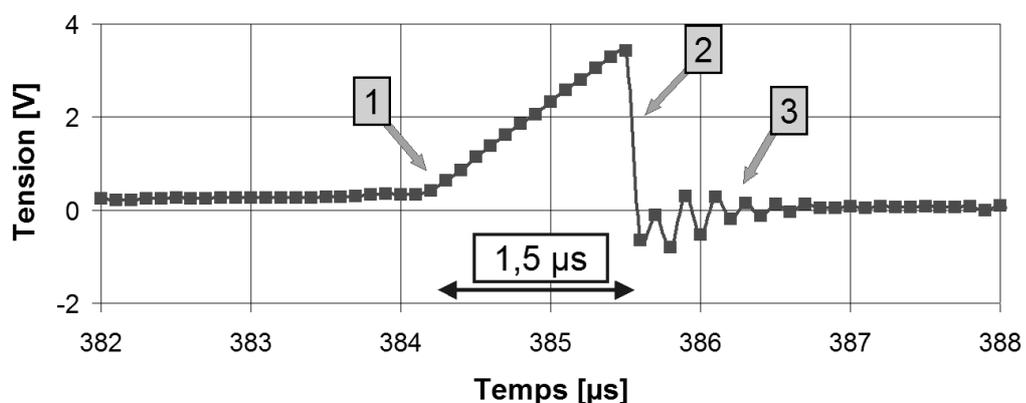


Figure III-7 - L'enregistrement d'une microcoupure à 40 MS/s, trois phases de la µcoupure :

1. Faible augmentation de tension qui précède la microcoupure ;
2. Microcoupure caractérisée par la montée rapide de la tension ;
3. Oscillation suite à la chute de tension et le retour à la valeur initiale.

Le signal transitoire lié à l'ouverture du circuit « Daisy-Chain » est le signe d'une défaillance et est appelé ici microcoupure, voir la figure III.7. La forme d'onde d'une microcoupure peut être divisée en trois phases différentes. La première dure quelques microsecondes et correspond à une augmentation de la valeur de résistance du circuit relativement lente. La deuxième phase se caractérise par une augmentation rapide de la tension pendant environ une microseconde. Finalement, la dernière partie correspond à une oscillation durant quelques microsecondes semblable à une décharge électrique. Après la microcoupure, la valeur de la résistance du circuit est inférieure à 1Ω . Ces microcoupures sont aussi observées pour les défaillances de joints brasés induites dans les essais de variation et de choc thermique, voir figure III.8 [BRI-02].

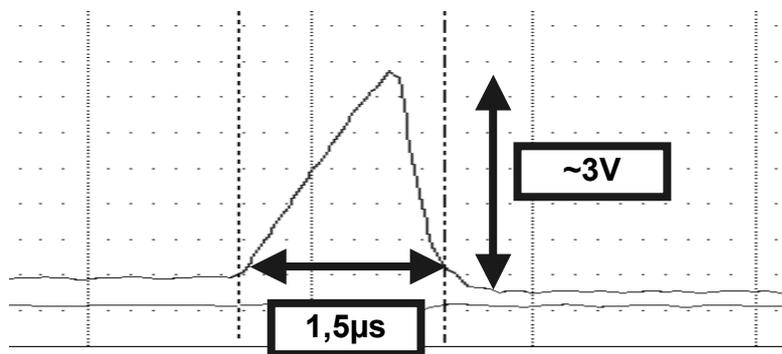


Figure III-8 - Microcoupure détectée à 1 MS/s pendant des essais thermomécaniques [BRI-02].

III.3.1.2 Synthèse de l'analyse électrique

A la lumière des résultats des essais de comparaison entre les méthodes de détection de défaillances, nous avons pu diviser les variations de la résistance électrique du circuit mesuré en 4 phases :

- Phase 1, résistance initiale stable. Conformité de la mesure à faible et à fort taux d'échantillonnage ;
- Phase 2, faible variation de la valeur de résistance. L'équipement à faible taux d'échantillonnage a mesuré la variation de la valeur de résistance de quelques miliohms à quelques ohms, sans déclenchement de l'autre équipement ;
- Phase 3, l'équipement à fort taux d'échantillonnage détecte une série d'évènements. A chaque événement, l'équipement à faible taux d'échantillonnage identifie une augmentation de la valeur de résistance de quelques dizaines d'ohms et puis, à instant de l'évènement, une chute à la valeur antérieure ;
- Phase 4, on commence à détecter à faible taux d'échantillonnage des augmentations de la résistance, à quelques dizaines de kilo-ohms, associées aux évènements détectés à fort taux d'échantillonnage.

III.3.2 Analyses physiques de défaillance

Une étude complémentaire a été réalisée dans l'objectif de vérifier l'intégrité du joint brasé juste après l'observation de la première microcoupure. En répétant le même essai réalisé précédemment, nous avons observé une microcoupure après 25 heures et 25 minutes d'essai, environ 150 cycles de torsion. A ce moment l'essai a été arrêté. La valeur de la résistance du circuit « Daisy-Chain » était $32\text{ m}\Omega$ avant essai ; après la première microcoupure, cette valeur oscillait entre $0,9$ et $1,1\Omega$. Une analyse de défaillance par microsection a été réalisée sur toutes les 4 billes du circuit présentant une augmentation de résistance, dont suspectes d'être défaillantes. Une fissure complète a été observée dans une des billes, voir la figure III.9.

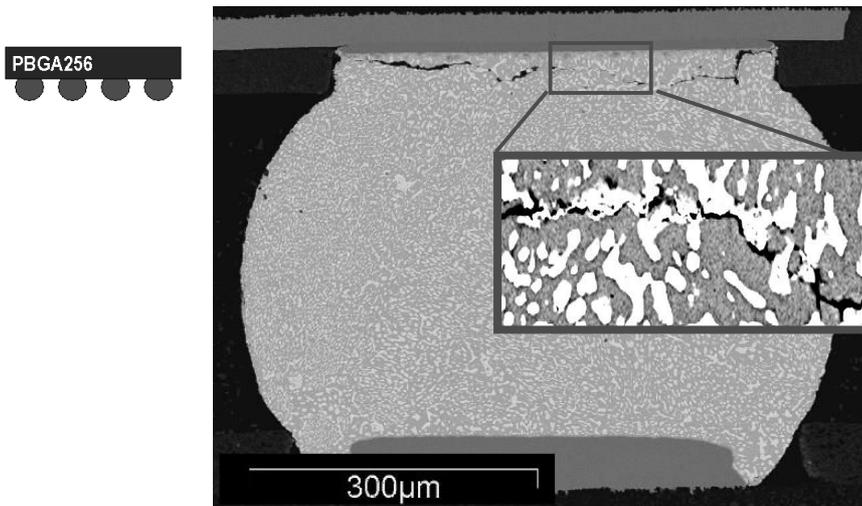


Figure III-9 - Microsection d'un joint brasé juste après la première microcoupure.

III.3.3 Synthèse des résultats expérimentaux

A partir des résultats expérimentaux, nous avons pu mettre en évidence que la première microcoupure de la continuité électrique est associée à une fissuration totale d'un joint brasé. Comme l'évènement de la microcoupure précède l'ouverture du circuit observée par le multimètre digital à faible taux d'échantillonnage, cela suggère que la méthode de détection à fort taux d'échantillonnage soit la plus adaptée au suivi de l'intégrité des joints brasés. L'étude de ces évènements par la simulation électrique est nécessaire pour d'abord expliquer l'influence du circuit de mesure sur ces signaux transitoires et pour ensuite permettre de définir les conditions de mesure optimales.

III.4 Simulation électrique

Pour mieux comprendre le mécanisme de défaillance observé par la mesure de la continuité électrique en haut taux d'échantillonnage, nous avons mené des simulations à partir de modèles électriques en utilisant un logiciel LTSpice/SwitcherCAD III basé sur l'algorithme SPICE. Les objectifs étaient d'évaluer l'influence du circuit de mesure et d'extraire le modèle électrique équivalent du joint brasé défaillant.

III.4.1 Modèle électrique

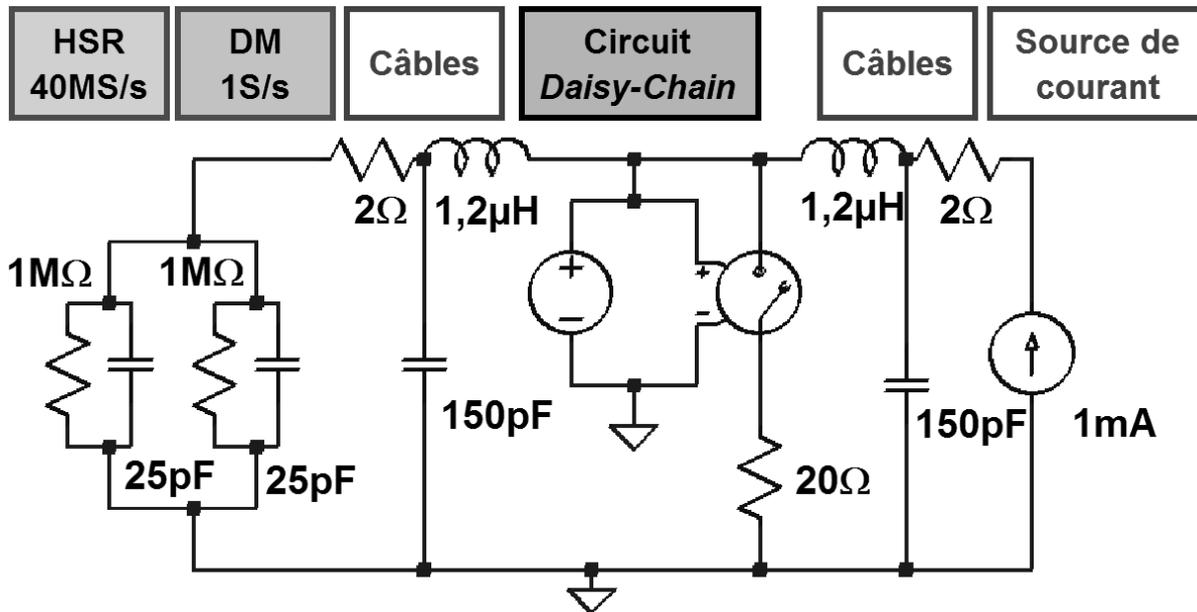


Figure III-10 - Circuit équivalent au système de double monitoring.

Les câbles et l'entrée du circuit mesure ont des capacités parasites qui peuvent interférer sur les signaux transitoires dont la durée est de l'ordre de la microseconde. Un circuit équivalent au système de mesure construit pour la mesure du circuit « Daisy-Chain » est représenté dans la figure III.10. Comme dans le circuit utilisé dans l'expérimentation, les deux équipements de mesure sont en configuration parallèle. Le circuit mesuré a été modélisé en utilisant un circuit interrupteur idéal en série avec une résistance de faible valeur.

III.4.2 Simulation

Tout d'abord, le circuit a été modélisé de la façon la plus simple possible et les éléments ont reçu des valeurs de même ordre de grandeur que les composants réels. Le signal obtenu sur les circuits de mesure, montré sur la figure III.11, a une forme d'onde semblable à celle du signal transitoire d'un joint brasé défaillant.

En deuxième lieu, l'incidence de chaque élément a été évaluée. Quand l'interrupteur est ouvert pendant une période de seulement 1 μs, la tension obtenue sur le nœud du HSR augmente. Le taux d'augmentation dépend de la valeur du courant électrique et de la valeur des capacités des câbles et des équipements de mesure. Suite à la fermeture de l'interrupteur, la durée de la période d'oscillation liée à la décharge des éléments parasites dépend principalement de la valeur de l'inductance des câbles et de l'amplitude de l'oscillation de la résistance du circuit « Daisy-Chain ».

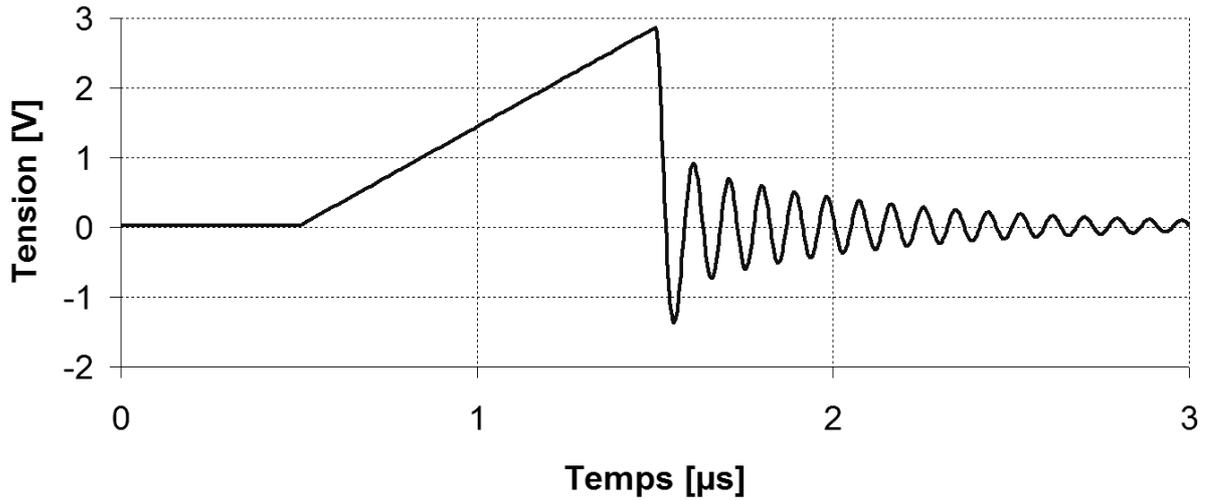


Figure III-11 - Simulation électrique d'un évènement transitoire.

III.4.3 Validation du modèle

Pour valider le modèle électrique, un composant défaillant, soumis à des cycles de torsion, a été surveillé par la méthode de monitoring en continu avec l'équipement HSR. Nous avons utilisé 4 valeurs différentes de courant et pour chaque cas nous avons effectué la mesure avec et sans l'ajout d'un condensateur de 3nF en parallèle avec le circuit de mesure.

Deux paramètres de la forme d'onde de microcoupures ont été mesurés pour chaque combinaison, le taux de montée de la tension lors de l'ouverture du circuit et la période d'oscillation induite par la chute de tension suite à la fermeture du circuit. Le tableau II.1 présente la synthèse de ces résultats obtenus par expérimentation ainsi que par simulation. Ils montrent que la période d'oscillation est indépendante des valeurs de courant et est du même ordre de grandeur en simulation et test. Ces résultats démontrent qu'un joint brasé défaillant peut être considéré comme un simple interrupteur en série avec une résistance variable de faible valeur.

	Courant électrique [A]	Taux de variation [V/µs]		Période d'oscillation [µs]	
		Mesuré	Simulé	Mesurée	Simulée
Circuit original	10m	28,60	28,5	0,08	0,10
	1m	2,91	2,85	0,09	0,10
	100µ	0,30	0,28	0,09	0,10
Avec l'ajout d'un condensateur de 3nF en parallèle	10m	2,32	3,16	0,49	0,40
	1m	0,31	0,31	0,49	0,40
	100µ	0,03	0,03	0,47	0,40

Tableau III-1 - Comparaison des indicateurs entre simulation et expérimentation.

Le taux de montée de la tension lors que le circuit est ouvert est directement proportionnel à la valeur du courant électrique. Or, la détection étant faite par le déclenchement d'un seuil de tension, plus vite la tension monte, plus la performance de détection augmente. Pour mieux simuler des valeurs de courant des circuits opérationnels, les valeurs de courant pour le circuit de monitoring doivent être de l'ordre de 1 à 10 mA. Plus grande est la valeur de courant, plus le système de mesure sera sensible aux évènements de courte durée, par l'augmentation du taux d'augmentation de la valeur de tension quand le circuit s'ouvre.

III.5 Discussions

III.5.1 Résistance électrique de contact

Les fluctuations de la valeur de résistance peuvent être expliquées par l'analyse du mécanisme de défaillances des joints brasés et du comportement du joint après fissuration complète.

Le dessin schématique de la figure III.12 représente le mécanisme de défaillance :

- a) Les efforts de cisaillement sur les joints brasés sont dus à la différence entre coefficient de dilatation thermique de la carte et celui du composant.
- b) Ces forces induisent de fissures dans les joints brasés, ces fissures se propagent avec les cycles jusqu'à une fracture complète du joint.
- c) Quand la fissure divise le joint en deux régions distinctes, les deux parties fracturées ont des formes de surface symétriques et sont encore en contact. La rugosité des surfaces fracturées est déterminée par la forme de la fissure.
- d) Sous l'action des forces de cisaillement, les deux parties du joint brasé défaillant commencent à glisser l'une sur l'autre, ce qui génère une réduction de la surface de contact.

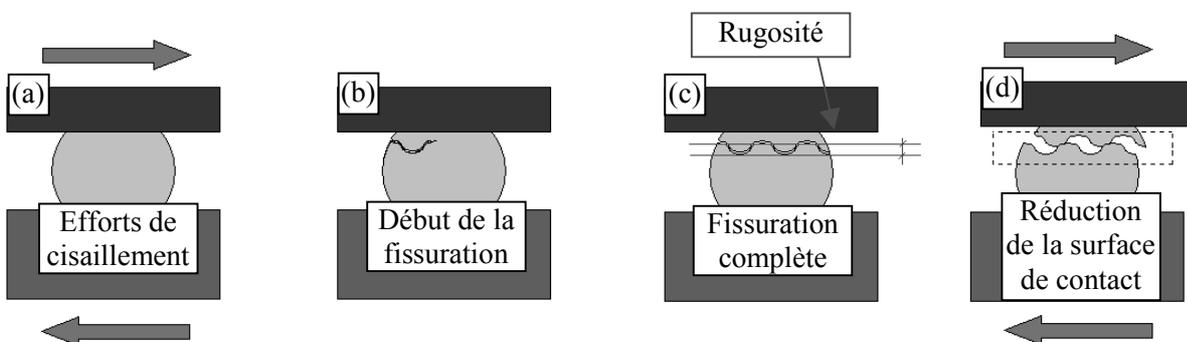


Figure III-12 - Schéma du mécanisme de défaillance.

Ce glissement génère un déplacement relatif entre la carte et le composant et finit par engendrer des changements de la surface effective de contact, c'est-à-dire, la surface capable de conduire courant électrique. Si on prend aussi en compte l'oxydation de la surface fissurée, des effets tunnel créés par la rupture électrique d'une couche d'oxyde doivent être considérés. Ce sujet est largement connu dans le domaine de connecteurs [HOL-58]. La figure III.13 illustre la surface de contact du joint fracturé.

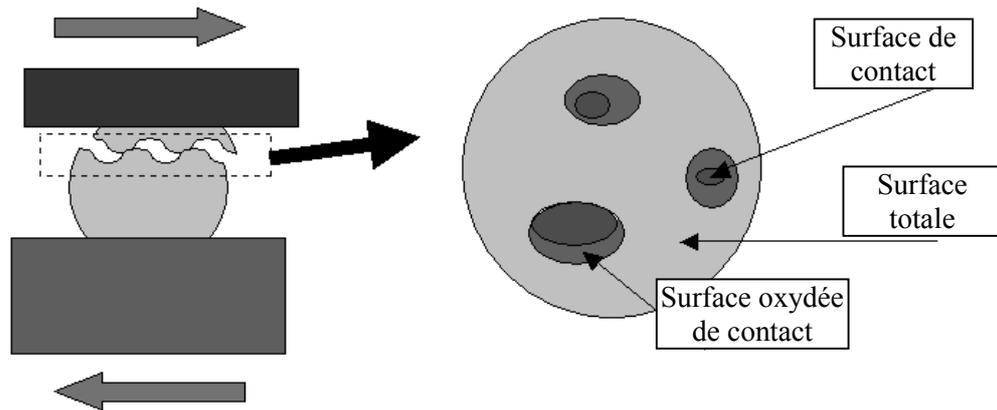


Figure III-13 - Représentation schématique de la surface de contact d'un joint fracturé.

A partir des études réalisées sur les contacts électriques, nous pouvons supposer que la résistance de contact est composée par une résistance de constriction plus une résistance d'effet tunnel. La première dépend seulement de la surface de contact et de la valeur de courant et la deuxième des paramètres de la couche d'oxyde.

La surface effective de contact dépend de la rugosité des surfaces en contact, de la pression exercée et des propriétés mécaniques du matériau qui détermineront les déformations élastiques et plastiques et par conséquent l'augmentation de la surface de contact. La température peut aussi avoir une influence car les matériaux sont normalement plus souples quand ils sont chauffés.

La fluctuation de la valeur de résistance en synchronisme avec les cycles de torsion (figure III.6) peut être expliquée par la différence entre l'intensité de forces appliquées sur les joints dans les deux sens du mouvement de torsion. Pour les composants BGA, les forces qui tiennent les deux surfaces d'un joint brasé fracturé sont créées par les autres joints brasés qui ne sont pas encore fracturés. Au fur et à mesure que les autres joints commencent aussi à être défaillants, la force appliquée sur les joints de coin du circuit de test se réduit et par conséquent la surface effective de contact sera diminuée, d'où une résistance de constriction plus importante. C'est ce qui est observé pour les deux sens de torsion pendant la phase 3.

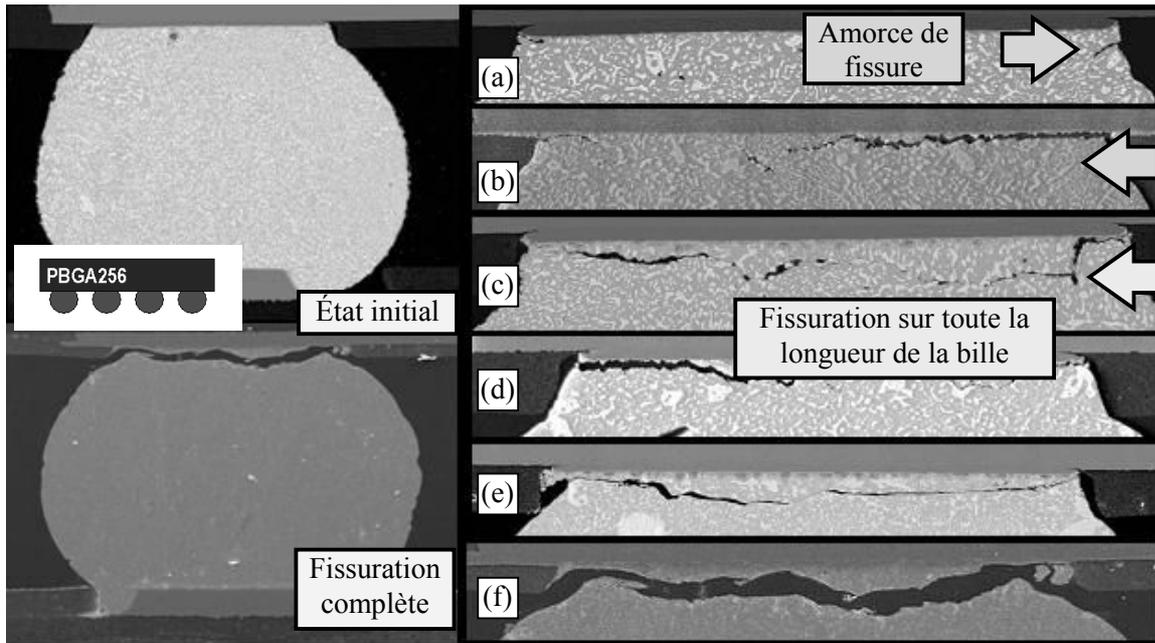


Figure III-14 - Exemples de l'évolution de la fissure.

Le mécanisme de défaillance dépend aussi de la micro érosion de la surface fracturée faite pendant les cycles de glissement générés pendant un cycle de torsion ou de température. C'est ce mécanisme qui va générer au cours des cycles, la défaillance finale où l'ouverture du circuit électrique est permanente. La micro érosion, qui est générée par des dizaines ou des centaines de cycles de déplacement relatif, fait le polissage des surfaces fracturées et augmente l'épaisseur de la fissure. Des exemples des états du processus d'évolution de la fissure, analysés sur des échantillons différents, sont montrés dans la figure III.14 : (a) le début de la fissuration ; (b) la propagation de la fissure ; (c) la fissuration complète ; (d, e, f) les différents états du mécanisme de polissage.

III.5.2 Évènements transitoires

Les évènements transitoires observés et appelés microcoupures sont générés par une ouverture du circuit « Daisy-Chain » suivi de la fermeture et de la décharge électrique des éléments réactifs. Ce phénomène peut être expliqué de deux façons.

La première par un effet tunnel. Une couche d'oxyde est formée dans la fissure du joint brasé engendrant une augmentation de la résistance car les oxydes métalliques sont normalement isolants. La chute de la valeur de résistance serait dans ce cas liée à un pont métallique créé dans la couche d'oxyde à partir d'une rupture ponctuelle. Ce mécanisme est probablement inexistant dans le cas des fissures de joints brasés. Les essais menés présentent des fissures seulement quelques heures avant le début des microcoupures. Pour des essais thermomécaniques plus longs, les microcoupures ont des formats similaires.

La microcoupure peut être également expliquée à partir de la microfusion de points de contact. Quand la surface de contact du circuit dans lequel circule un courant de 1mA se réduit à seulement quelques micromètres de section et de longueur, la résistance de constriction commence à être mesurable par la concentration de la densité de courant, figure III.15. Dans ces conditions, ce courant peut engendrer un échauffement local et fournir une énergie suffisante pour réaliser la fusion de la partie de matériau en contact. Avant que la pression de composant ne réalise à nouveau le contact, une ouverture électrique du circuit est créée et ensuite la surface de contact sera plus grande qu'avant par la réduction de la rugosité. Ainsi, l'épaisseur de la fissure augmente, la force exercée se réduit jusqu'à l'ouverture totale et permanente.

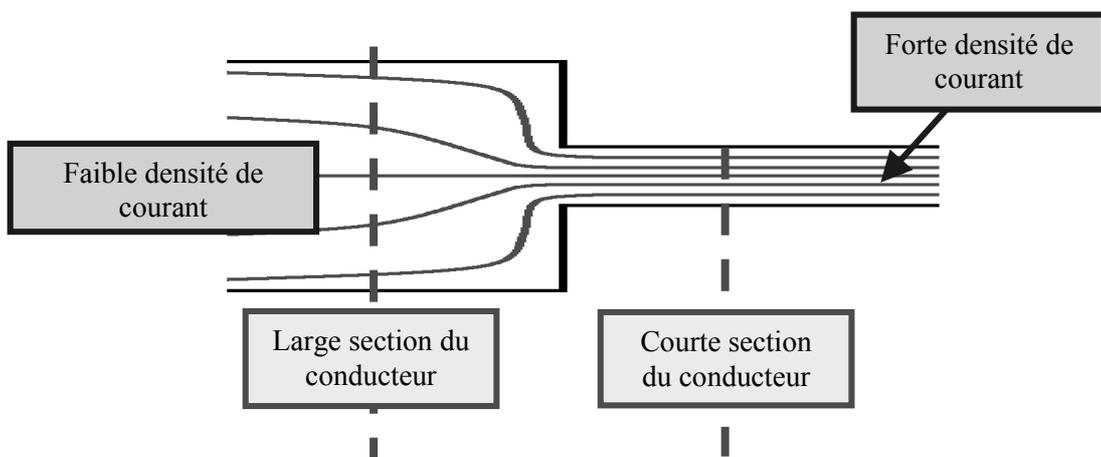


Figure III-15 - Schématisation de la génération de la résistance de constriction.

Par exemple, par effet Joule, un courant de 1mA produit, sur une résistance de 100 Ω pendant 1ms, environ 0,1 μ J. Cette énergie est suffisante pour augmenter la température jusqu'à la fusion d'un cube d'étain de 5 μ m de côté stocké à 125°C.

III.5.3 Critère de défaillance utilisé pour les essais accélérés

Avant d'utiliser ces résultats pour déterminer un critère adéquat de défaillance, il est nécessaire d'identifier quelques indicateurs clés du mécanisme de défaillance et d'évaluer quand ces événements transitoires peuvent affecter la mission d'un circuit électronique.

L'intégrité de joints brasés de composants BGA est mesurée de manière indirecte via leur continuité électrique. Les résultats d'essais obtenus sont divisés en 4 phases différentes :

- Bon fonctionnement : la résistance électrique est stable et de faible valeur ce qui indique qu'une fissure complète n'existe pas encore.
- Résistance oscille entre 0,05 et 1 Ω où probablement la fissure complète existe déjà, mais la résistance de constriction est encore faible.
- Microcoupures et la valeur de la résistance varie entre 0,1 et 100 Ω .

- Première ouverture de circuit plus longue que 1 seconde ou une ouverture permanente est observée quand l'échantillon est au repos indiquant une augmentation de l'épaisseur de la fissure.

La durée de la deuxième phase dépend de plusieurs paramètres tels que la dureté de l'alliage de la brasure, le type du boîtier (BGA, QFN...), le nombre d'entrées et de sorties, des niveaux de stress, etc. De plus, rien n'indique qu'un facteur d'accélération existe entre test et application.

Dans une application réelle, la transmission de signal, qui utilise des valeurs faibles de courant électrique de quelques microampères, ne doit pas être affectée par une augmentation faible de la résistance électrique. **Ce qui indique que le premier événement transitoire de microcoupure doit être utilisé comme indicateur de la défaillance pour être représentatif de la défaillance intermittente observée en opération.**

En utilisant les résultats d'essai comme exemple, la phase 2 commence après 21 heures d'essai, la première microcoupure est observée avec HSR à 28h30 et la première ouverture du circuit plus longue qu'une seconde a été enregistrée après 42 heures, 2 fois le temps du début du changement de résistance. Des études précédentes d'essais de variation thermique ont démontré que la durée de ces phases et leur proportion dépend du type de boîtier et peut attendre plusieurs centaines de cycles [BRI-02, ENG-93].

La valeur de la résistance du circuit « Daisy-Chain » après essai est de seulement 362mΩ. Cette valeur est considérée comme un court circuit par le détecteur de continuité électrique. De plus, il faut remarquer que cet essai a été réalisé en utilisant seulement 4 billes et que donc, ce circuit présentait une résistance initiale de l'ordre de dizaines de miliohms. Pour le suivi d'un circuit complet, cette résistance peut être de quelques dizaines d'ohms, ce qui fait qu'une augmentation de 30 à 300 mΩ peut être imperceptible. D'ailleurs, des composants PBGA qui présentent circuits ouverts au repos sont remis en courts-circuits quand une pression est exercée sur le boîtier, ce qui finit par masquer la défaillance lors de mesures manuelles. La figure III.16 montre une comparaison entre les plusieurs possibilités de critères de défaillance sur l'ensemble des résultats de l'expérimentation précédente. La détection d'évènements transitoires est donc la meilleure façon d'identifier et de caractériser la défaillance puisque ce critère est le plus représentatif d'un défaut opérationnel, puisque c'est la méthode permettant d'identifier la défaillance plus précocement.

Le standard IPC-9701 [IPC-02] dédié aux essais de fiabilité des assemblages électroniques recommande comme critère de défaillance préférentiel la détection d'une valeur de résistance plus grande que 1000 Ω durant plus d'une microseconde 10 fois pendant une période équivalente à 10% d'un cycle. Probablement, ce critère de 10 événements en 10% du cycle a été établi pour éviter qu'un simple détecteur d'évènements considère comme défaillant un composant après détection d'un simple pic de tension sur la voie de mesure induit par une perturbation électrique.

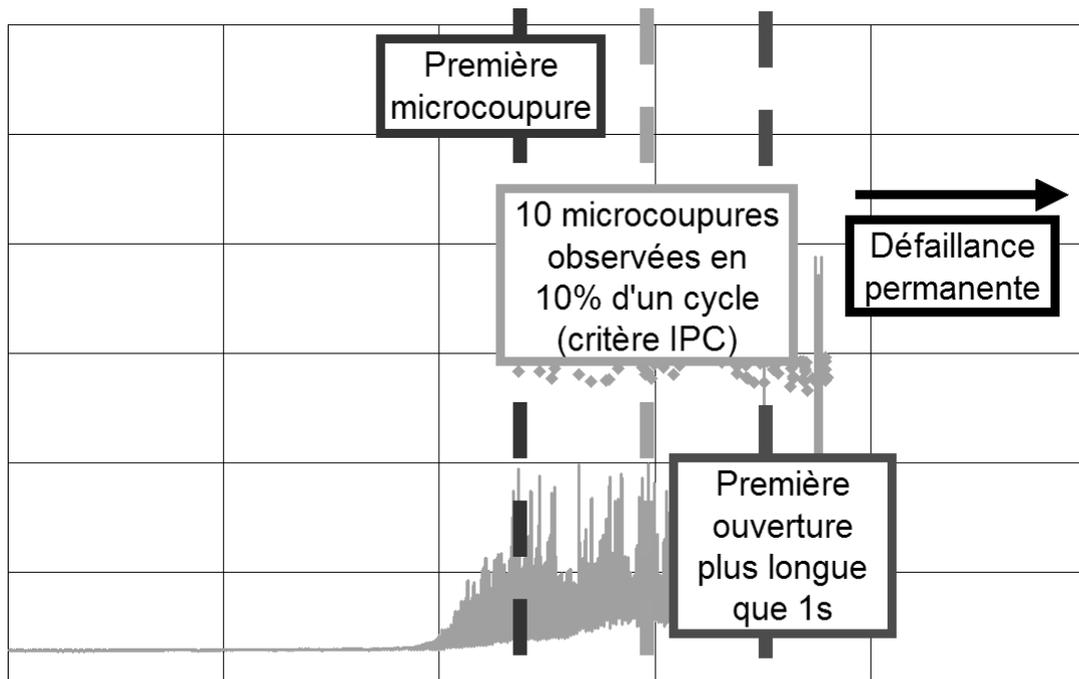


Figure III-16 - Comparaison simple entre plusieurs critères de défaillance.

Il s'agit probablement d'un critère pratique recommandé aux industriels puisqu'en même temps ce critère réduit le risque de considérer une perturbation électrique induite sur le système de mesure comme une défaillance. Ceci induit des incertitudes dans les résultats puisque le composant sera considéré défaillant seulement quand les microcoupures seront fréquentes. Une solution serait de trier les éventuelles perturbations de mesure quand deux ou plusieurs voies détectent un événement simultanément.

III.6 Conclusion

La détection de défaillances est un élément clé dans l'analyse de la fiabilité. Une étude complémentaire sur la détection de défaillances a été réalisée dans le cadre du développement de la méthodologie de test. Deux méthodes de détection de défaillances (à faible et à fort taux d'échantillonnage) ont été évaluées par l'analyse simultanée de la conductivité électrique du circuit « Daisy-Chain » des joints brasés.

Les observations saillantes de cette étude sont les suivantes :

- A partir de l'analyse physique de défaillance d'un circuit des joints brasés immédiatement après l'apparition d'un événement transitoire, nous avons pu constater que l'événement transitoire correspond à une fissuration complète d'un joint brasé ;

- L'ensemble du système de détection de défaillances, utilisant les deux équipements à fort et à faible taux d'échantillonnage, a été modélisé électriquement. Le circuit défaillant a été représenté par un interrupteur qui s'ouvre pendant une période de 1 μ s. Les signaux obtenus par simulation sur les équipements de détection correspondent aux événements transitoires détectés. Le circuit défaillant peut être représenté par un interrupteur en série avec une résistance variable de faible valeur (inférieure 10 Ω) ;
- L'événement transitoire (microcoupure électrique) est dû aux chargements de contraintes cycliques, (en cyclage thermique ou en torsion) sur un assemblage électronique défaillant, ce qui induit le frottement des surfaces de la fissure sous contact ;
- Les résultats de l'analyse comparative entre les deux méthodes de détection ont permis d'observer :
 - Une variation faible de la valeur de la résistance électrique, inférieure à 10 Ω et détectée par le système à faible taux d'échantillonnage, précède la détection d'un événement transitoire ;
 - Or, cette variation de la valeur de résistance est inférieure à la valeur typique de résistance électrique des circuits « Daisy-Chain » (d'environ quelques dizaines d'ohms). Une variation de la valeur de résistance supérieure à quelques centaines d'ohms n'a été observée que des centaines de cycles après le premier événement transitoire. Ce premier événement transitoire n'est mesurable qu'avec l'équipement à fort taux d'échantillonnage ;
 - Donc, la variation faible de la valeur de résistance avant l'événement transitoire ne peut pas être adoptée comme critère de défaillance parce que cette variation peut être masquée par les valeurs de résistance du circuit de mesure et de l'ensemble des joints brasés surveillés.

Dans l'objectif de détecter le plus tôt possible la défaillance des joints brasés des composants électroniques assemblés, nous avons choisi d'utiliser pour tous les essais de fiabilité utilisant des composants en format « Daisy-Chain » la mesure de la tension du circuit avec fort taux d'échantillonnage, supérieur à 1 MS/s.

Chapitre IV - Définition des paramètres de torsion

Ce chapitre présentera le plan d'expériences exécuté pour la définition des paramètres de torsion les plus adaptés pour conduire à des défaillances similaires à celles observées en essai de cyclage thermique.

IV.1 Introduction

A partir des outils développés dans les chapitres précédents, nous présenterons dans ce chapitre le plan d'expériences réalisé pour la définition des paramètres de l'essai de torsion. Dans l'objectif d'appliquer les essais de torsion pour évaluer la tenue des interconnexions de composants assemblés aux contraintes thermomécaniques, nous allons comparer les analyses des défaillances générées par différents profils de torsion. Le but est d'établir le ou les profils de torsion générant des défaillances similaires à celles obtenues par les essais de cyclage thermique.

IV.2 Plan d'expériences pour la torsion

Un plan d'expériences a été réalisé pour évaluer le nombre de cycles à défaillance en essai de torsion. Les valeurs des paramètres d'essai de torsion ont été définies dans l'objectif de générer des défaillances par fatigue dans les joints brasés, similaires à celles observées lors des essais de cyclage thermique.

Pour évaluer l'influence de la température, nous avons choisi deux valeurs en tenant compte de la température de fusion de l'alliage et des profils de mission des produits. La température ambiante pour la référence a été définie à 25°C et la température de 125°C, la limite de capacité du banc de torsion, pour le vieillissement accéléré. A cette température les alliages utilisés pour les produits électroniques, qui ont un point de fusion aux environs de 200°C (183°C pour l'étain-plomb et environ 230°C pour les SAC), présentent des propriétés de fluage.

Le temps de maintien a été aussi considéré dans ce plan d'expériences. Deux temps de maintien ont été choisis, la valeur minimale à 1 seconde et la valeur à 5 minutes pour tenir compte du fluage de l'alliage étain plomb [IPC-92].

Deux valeurs pour l'angle de torsion ont été prévues. Ces valeurs ont été définies préliminairement par des essais où l'angle de torsion a été augmenté progressivement jusqu'à la défaillance.

Par l'analyse des propriétés mécaniques de métaux, nous savons que la vitesse d'application de contraintes a une influence sur la limite élastique des matériaux. Pour choisir la vitesse de torsion, nous avons fixé une vitesse de torsion à 5°/s par un principe pratique de réduction de la durée de chaque cycle de torsion. Nous supposons qu'à cette vitesse, nous ne générons pas des mécanismes de défaillance supplémentaires, comme la rupture des matériaux.

IV.2.1 Sélection des niveaux de contraintes

Un programme d'essais préliminaires a été réalisé pour la caractérisation de l'angle de torsion. L'objectif est de déterminer l'angle de torsion capable d'induire une défaillance par fatigue. Nous avons pris pour hypothèse que pour que la défaillance soit due à la fatigue oligocyclique, et non à un phénomène de rupture, elle devait se produire après au moins une centaine de cycles. 100 cycles de torsion ont été appliqués à pas de 1°. Les essais ont été réalisés à température ambiante (25°C) avec une vitesse de torsion de 5°/s et sans le temps de maintien pour évaluer seulement l'effet de l'angle.

Trois cartes ont été utilisées chacune avec un type de boîtier différent. La carte VTT1-A était équipée de 5 boîtiers PBGA256 dans la région homogène et les cartes VTT1-B avec 4 composants CBGA et 4 composants PBGA1156 dans la zone homogène. Les résultats sont présentés dans le tableau IV.1 indiquent le premier cycle, et par conséquent l'angle, qui a généré la première défaillance pour chaque famille de composants testés.

	Angle [°]	Nombre de cycles		Angle [°]	Nombre de cycles		Angle [°]	Nombre de cycles
PBGA256	11	1043	PBGA1156	9	832	CBGA	17	1637

Tableau IV-1 - Résultat de l'essai préliminaire pour déterminer l'angle de torsion conduisant à la défaillance par essai d'augmentation progressive des niveaux de contraintes.

L'angle générant la première défaillance varie en fonction de la famille de composants testée. Pour les composants plastiques, cette valeur est comprise entre 9 et 11 degrés en absolu. Pour assurer des défaillances dans le domaine de la défaillance oligocyclique, et en supposant que l'effet de la température et du temps de maintien allaient réduire le nombre de cycles à la défaillance, nous avons choisi deux valeurs de torsion, une supérieur (12°) et une autre inférieur (7°), soit 48 et 28°/m respectivement.

IV.2.2 Résultats bruts

Pour chaque expérimentation, nous avons 8 composants pour le véhicule de test VTT1-B ou 9 composants pour le véhicule de test VTT1-A et donc autant de valeurs de cycles à défaillance. La figure IV.1 montre les courbes de Weibull pour les essais de torsion réalisés en température élevée (125°C) pour le composant MNA (PBGA256) dans la filière étain-plomb. Les pentes des courbes de Weibull sont légèrement différentes pour chaque profil de torsion à cause de la dispersion liée à chaque population analysée.

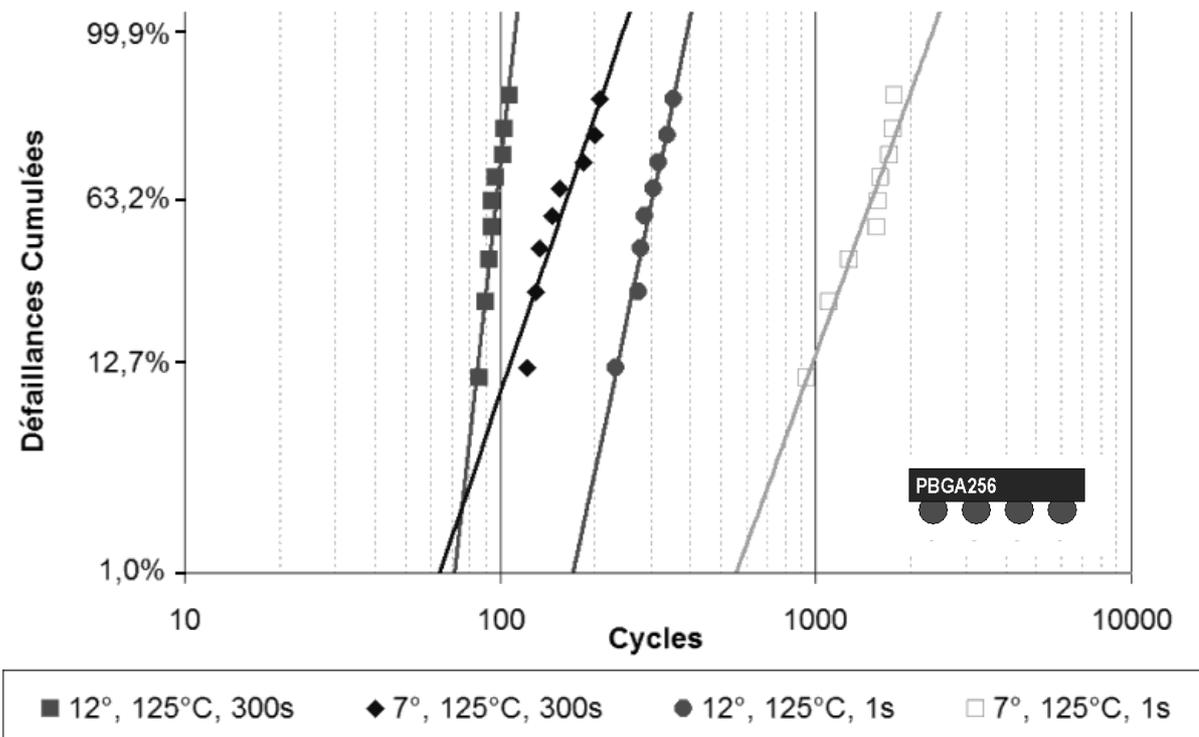


Figure IV-1 – Distribution de défaillances du plan d'expériences pour le composant PBGA256 à 125°C. Le nombre de cycles à la défaillance dépend des paramètres de torsion appliqués.

Pour l'analyse comparative entre chaque expérience, nous avons besoin de sélectionner un indicateur. Puisque la population de 8 ou 9 points n'est pas assez représentative pour permettre l'extrapolation de la courbe dans des intervalles de confiance acceptables, nous avons choisi la valeur des cycles correspondant à 50% de défaillances. Ce critère a été choisi parce que l'intervalle de confiance sur le résultat est réduit à N50%. Le tableau IV.2 donne la valeur Nf(50%) pour chaque expérience réalisée.

Le plan d'expériences complet a été réalisé pour la famille des composants la plus simple, les composants plastiques de 256 billes avec l'alliage étain-plomb. Ces essais ont indiqué que l'effet de la température diminuait le nombre de cycles à défaillance de façon considérable. Par exemple, pour un angle de 7° et un temps de maintien de 1 seconde, le nombre de cycles à la défaillance d'environ 7800 cycles pour une température de 25°C, et d'environ 1500 cycles pour une température de 125°C. Comme l'objectif de l'application des essais de torsion est de réduire le temps d'évaluation de la tenue des composants, le plan d'expériences pour les autres familles de composants a été réalisé à température de 125°C. Pour la filière des alliages SAC, le plan d'expériences a été réalisé de façon exploratoire visant seulement une pré-évaluation du comportement de ces assemblages en comparaison avec les assemblages étain-plomb.

Filière SnPb						
		PBGA256 CBGA PBGA1156				
Angle [°]	Température [°C]	Temps de Maintien [s]	Nf(50%)	Nf(50%)	Nf(50%)	
7	25	1	7813	-	-	
7	25	300	2095	-	-	
7	125	1	1519	5798	572	
7	125	300	152	422	116	
12	25	1	1747	-	-	
12	25	300	286	-	-	
12	125	1	309	983	242	
12	125	300	97	154	32	

Filière SAC						
		PBGA256 CBGA PBGA1156				
Angle [°]	Température [K]	Temps de Maintien [s]	Nf(50%)	Nf(50%)	Nf(50%)	
7	25	1	2873	-	-	
7	125	1	24189	4146	3696	
12	25	1	691	-	-	
12	25	300	158	-	-	
12	125	1	5259	304	219	

Tableau IV-2 - Résultats bruts d'essai pour le plan d'expériences en torsion.

IV.2.3 Analyse comparative des résultats

Les trois paramètres de l'essai de torsion (angle, température et temps de maintien) ont été analysés par un plan d'expériences complet pour le composant PBGA256 en version étain-plomb. Le plan d'expériences a été réduit aux paramètres angle et temps de maintien pour les autres deux composants dans la filière étain-plomb. Ces composants ont été analysés partiellement pour la version sans-plomb. L'analyse de l'influence de chaque paramètre a été réalisée en fonction du nombre de cycles correspondant à 50% de défaillances cumulées.

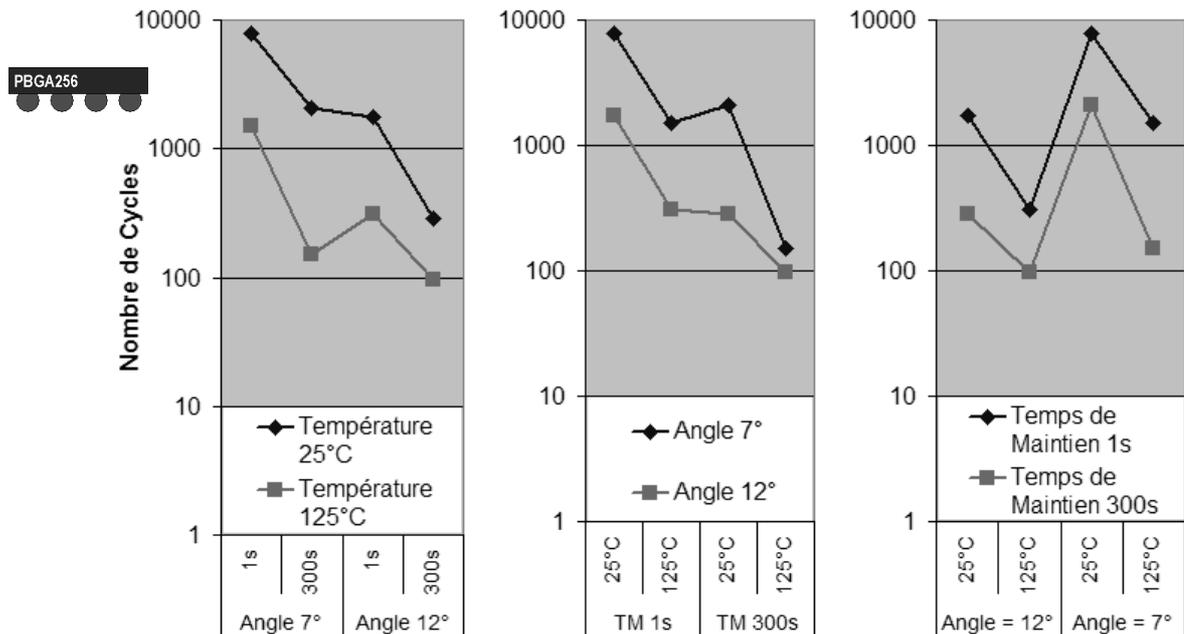


Figure IV-2 - Analyse de l'influence de chaque paramètre pour le composant PBGA256 en version SnPb.

La figure IV.2 montre les résultats pour le composant PBGA256 SnPb. A gauche, nous avons observé une réduction systématique du nombre de cycles quand la température augmente. Au milieu, nous pouvons également remarquer la réduction du nombre de cycles quand l'angle de torsion augmente et finalement, à droite, la réduction du nombre de cycles en quand le temps de maintien sous contraintes augmente. Pour les trois cas analysés, aucun rapport entre les deux niveaux de chaque paramètre n'est constant, ce qui nous suggère l'existence des interactions entre les trois paramètres.

Les trois composants de la filière étain-plomb présentent le même comportement, les résultats de la figure IV.3 indiquent la réduction du nombre de cycles lorsque l'angle de torsion augmente ou lorsque le temps de maintien sous contraintes augmente. Il est possible aussi de faire la comparaison entre le nombre de cycles pour 50% de défaillances cumulées entre les trois composants. Pour tous les cas analysés, les composants PBGA1156 sont les premiers à être défaillants, suivis par les composants PBGA256 et finalement par les composants CBGA.

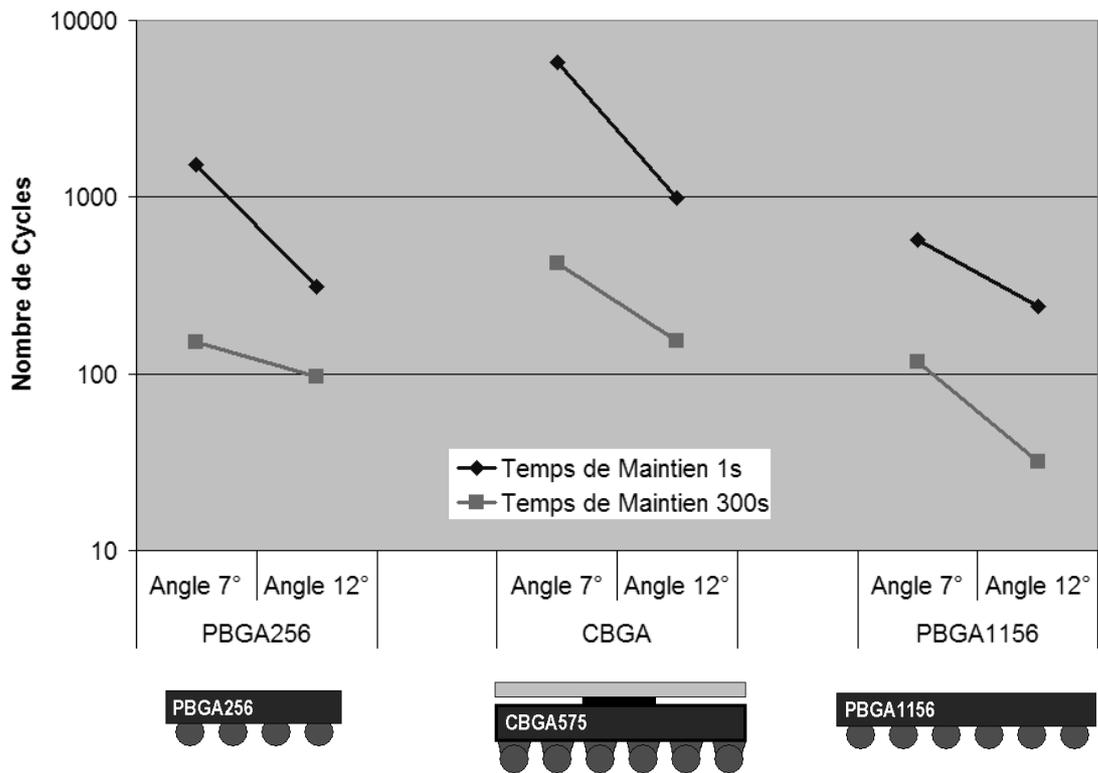


Figure IV-3 - Analyse de l'influence de l'angle et du temps de maintien pour les trois composants en version SnPb. Température de 125°C.

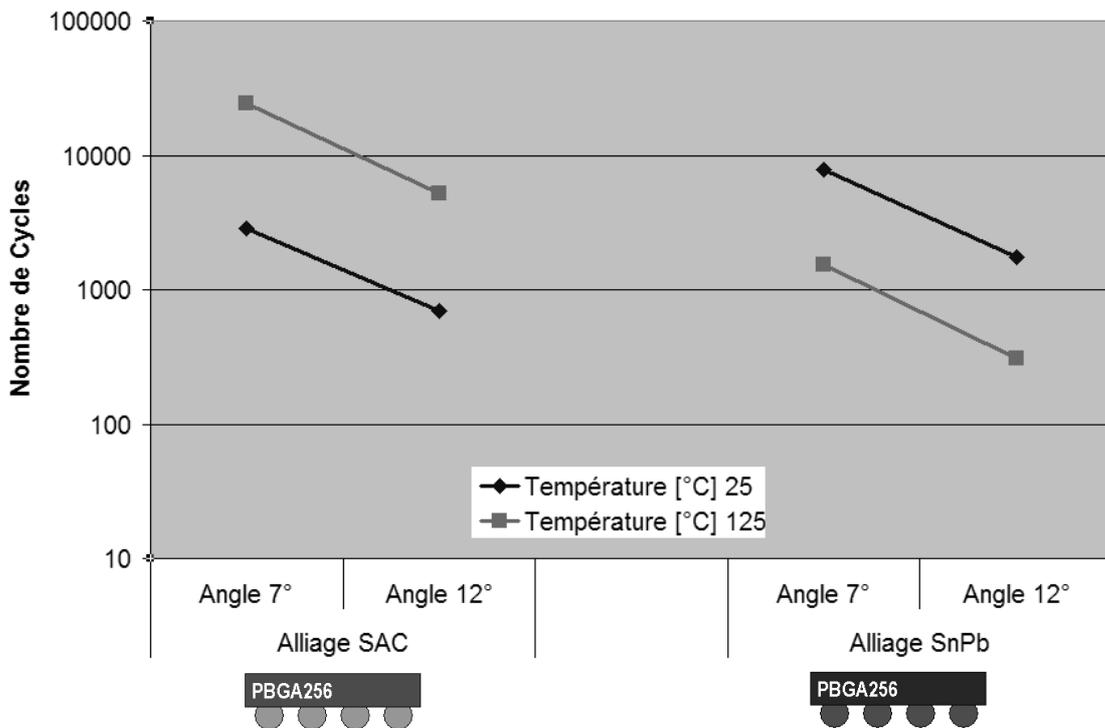


Figure IV-4 - Comparaison entre les filières sans-plomb (à gauche) et étain-plomb (à droite) pour les composants PBGA256. Temps de maintien de 1 seconde.

La figure IV.4 montre la comparaison entre les résultats obtenus pour les composants PBGA256 des deux filières analysées pour les essais avec temps de maintien égal à une seconde. Premièrement, toutes les courbes comparatives entre angles de torsion différents en températures différentes ont des pentes similaires, ce qui suggère que l'accélération soit constante dans ces deux conditions où la relaxation n'est pas prise en compte. Deuxièmement, dans tous les cas, les nombres de cycles se réduisent quand l'angle de torsion augmente. Finalement, l'effet de la température est inversé selon l'alliage utilisé ; pour l'alliage sans-plomb le nombre de cycles augmente en température élevée et pour l'étain-plomb le nombre de cycles se réduit, ce que nous avons d'ailleurs observé pour tous les composants de la filière étain-plomb.

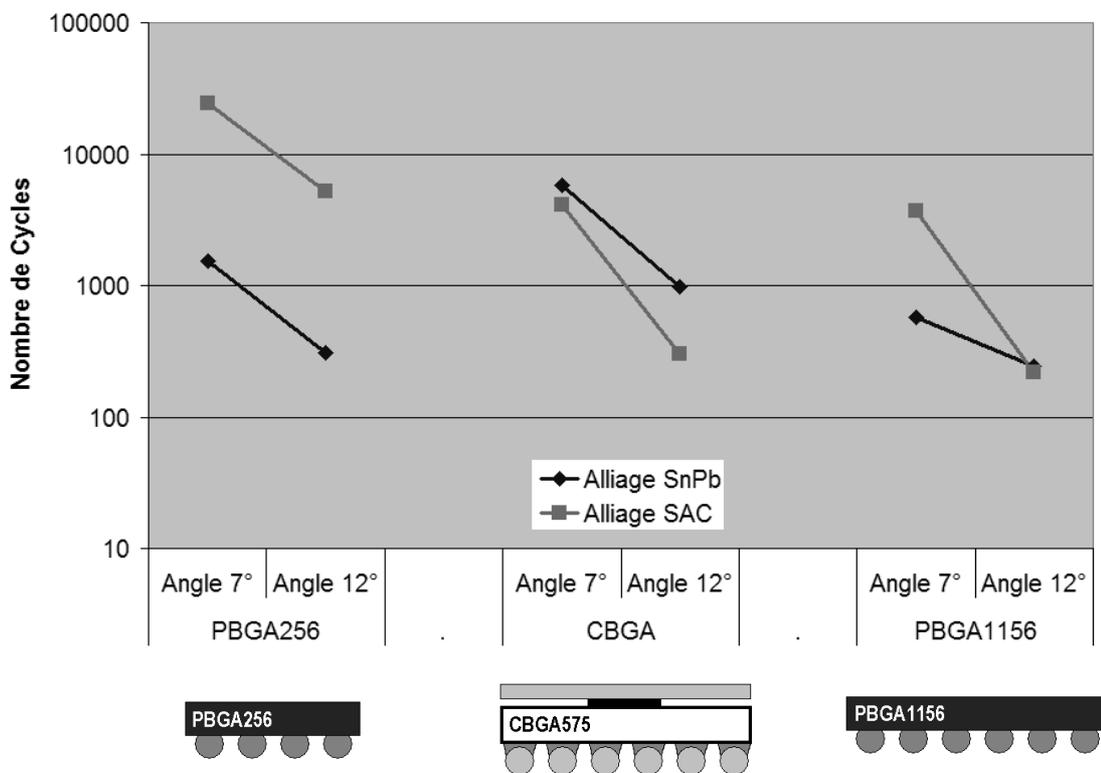


Figure IV-5 - Comparaison entre les résultats entre alliages différents pour des angles de torsion à 125°C et 1s de temps de maintien.

La figure IV.5 montre le comparatif des résultats pour tous les composants pour des angles de torsion et des alliages différents pour 125°C de température d'essai et 1s de temps de maintien. D'abord, le nombre de cycles à défaillance se réduit logiquement avec l'augmentation de l'angle de torsion. Ensuite, dans cette condition d'essai, la relation entre les alliages n'est pas la même pour tous les composants : les composants plastiques brasés à l'étain-plomb sont défaillants plus tôt que ceux assemblés avec un alliage sans-plomb. Pour les composants céramiques c'est l'inverse. Cela peut être expliqué par la nature de la bille : en version étain-plomb, le composant CBGA a une bille non fusible d'alliage Pb90/Sn10 alors qu'en version sans-plomb la bille est homogène en alliage SAC.

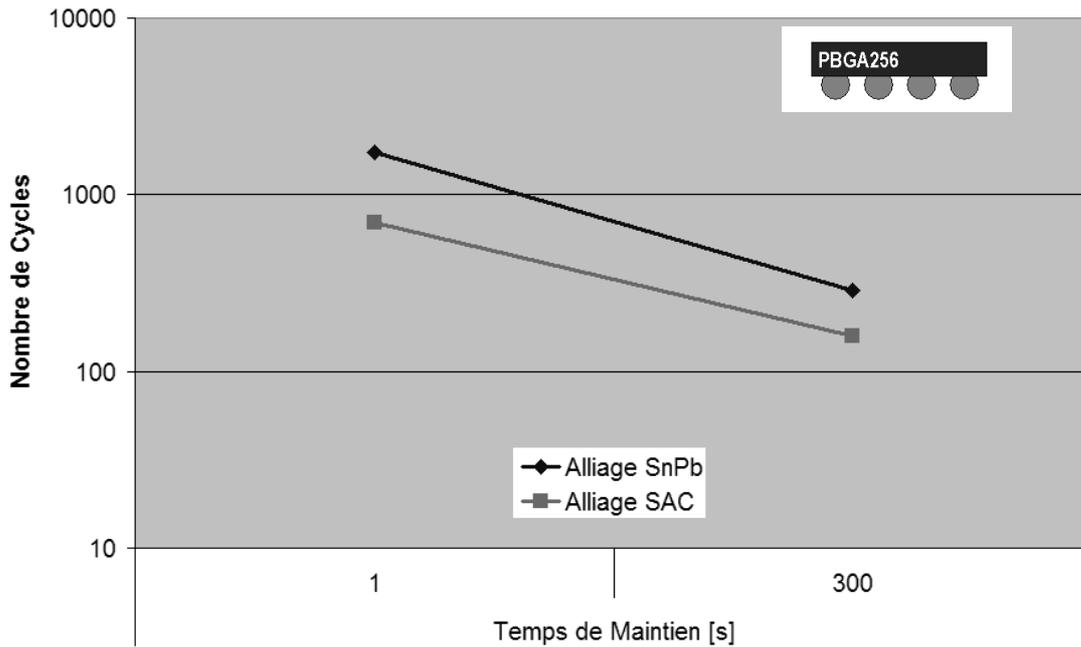


Figure IV-6 - Comparaison de l'effet du temps de maintien pour les deux alliages pour les composants PBGA256 à 25°C et 7° d'angle de torsion

Les résultats présentés dans la figure IV.6 permettent de comparer l'effet du temps de maintien sous contraintes pour les deux alliages. Dans les 2 cas, pour les composants PBGA256 à 25°C et 7° de torsion, l'augmentation du temps de maintien conduit à une défaillance plus rapidement.

IV.2.4 Analyse de défaillances

IV.2.4.1 Méthodologie d'analyse

Des analyses physiques de défaillances ont été réalisées pour chaque expérience pour localiser précisément la défaillance. Chaque essai a été arrêté quand tous les composants ont été défaillants. Ensuite, afin de comparer le lieu de défaillance de chaque expérience, les composants occupant la même position sur la carte ont été sélectionnés pour l'analyse physique. Par des mesures de continuité électrique, nous avons vérifié que ces composants présentaient plus d'un joint brasé défaillant.

Toutes les analyses par microsection ont été réalisées sur l'axe diagonal du composant et chaque bille de cet axe a été analysée. Les lieux de défaillance sont indiqués par les flèches. Pour tous les composants analysés, les défaillances se trouvent dans les billes les plus éloignées du centre du composant, aux coins.

IV.2.4.2 Échantillons avec alliage étain-plomb

Pour tous les cas du plan d'expériences analysés, la défaillance a été toujours localisée dans le joint brasé. En aucun cas du plan d'expériences, nous n'avons observé de défaillances dans la carte de circuit imprimé ou dans le composant ;

Le phénomène de la coalescence de grains de plomb et d'étain, caractéristique du vieillissement de la microstructure sous cyclage thermique, n'a pas été observé. Les fissures sont intergranulaires et dans de rares cas une fissure a été observée dans un grain. La figure IV.7 montre un détail la fissuration complète du joint brasé du composant PBGA256 soumis au profil de torsion à 7°, sans temps de maintien à 125°C, les flèches indiquent les endroits où la fissure est clairement intergranulaires.

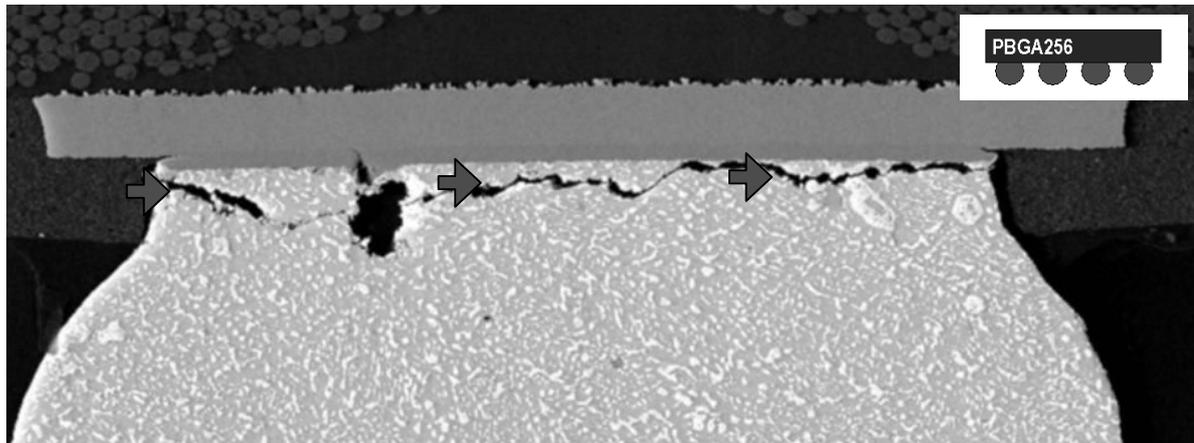


Figure IV-7 - Détail de la fissuration du composant PBGA256 de l'essai à 7°, 1s et 125°C.

Les tableaux IV.3 et IV.4 montrent les analyses de défaillances réalisées pour les composants plastiques à billes. Les composants BGA plastiques (PBGA256 et PBGA1156) présentent des fissures à la fois dans la partie du joint brasé du côté composant et dans celle côté carte à l'exception du profil de torsion à 7°, sans temps de maintien et à 125°C qui induit des fissures seulement du côté composant, mise en évidence par les bords jaunes.

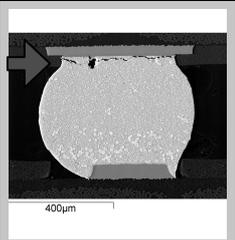
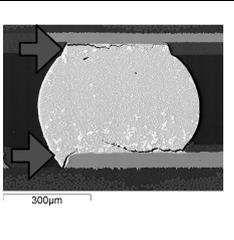
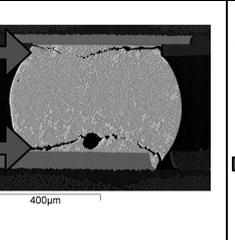
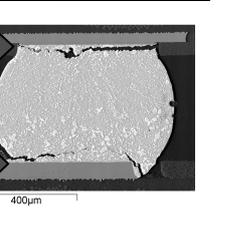
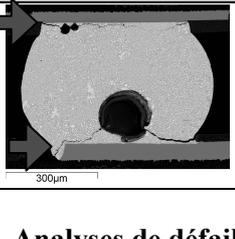
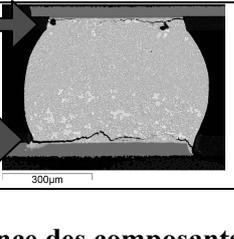
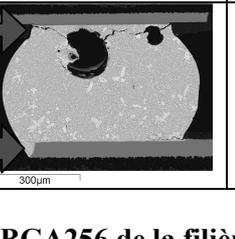
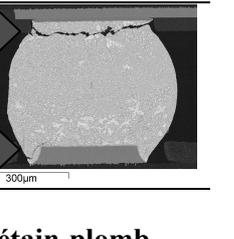
	Temps de maintien 1s		Temps de maintien 300s	
	Angle 7°	Angle 12°	Angle 7°	Angle 12°
 PBGA256 SnPb T=125°C				
 PBGA256 SnPb T=25°C				

Tableau IV-3 - Analyses de défaillance des composants PBGA256 de la filière étain-plomb.

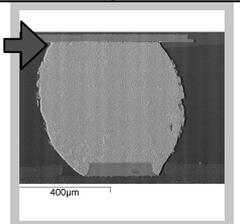
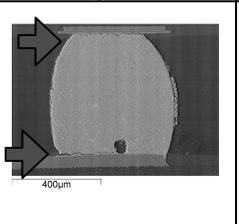
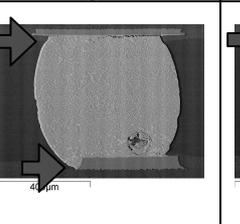
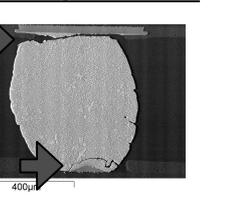
	Temps de maintien 1s		Temps de maintien 300s	
	Angle 7°	Angle 12°	Angle 7°	Angle 12°
 <p>PBGA1156 SnPb T=125°C</p>				

Tableau IV-4 - Analyses de défaillance des composants PBGA1156 de la filière étain-plomb.

Les composants céramiques (CBGA) (tableau IV.5) présentent des fissures dans la partie inférieure de la bille (côté carte). Cette fissure commence du côté inférieur externe du composant et devient une fissuration complète de la bille dans l'interface entre les alliages fusible et non fusible du côté inférieur interne du composant.

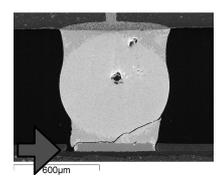
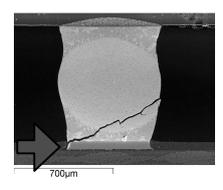
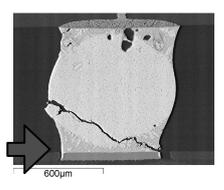
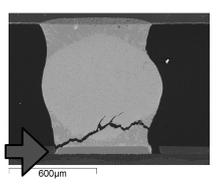
	Temps de maintien 1s		Temps de maintien 300s	
	Angle 7°	Angle 12°	Angle 7°	Angle 12°
 <p>CBGA575 SnPb T=125°C</p>				

Tableau IV-5 - Analyses de défaillance des composants CBGA575 de la filière étain-plomb.

IV.2.4.3 Échantillons avec alliage sans-plomb

Les tableaux IV.6, IV.7 et IV.8 montrent les analyses de défaillance des expériences de la filière sans-plomb. En général, les défaillances se trouvent dans les deux côtés des joints brasés, comme observée pour les composants plastiques de la filière étain-plomb.

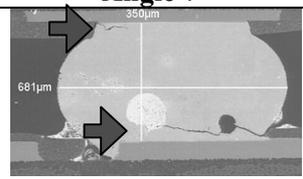
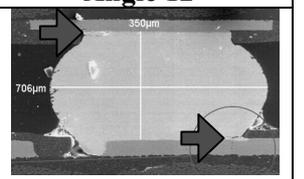
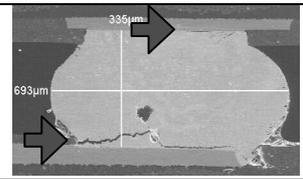
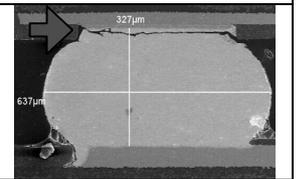
	Temps de maintien 1s	
	Angle 7°	Angle 12°
 <p>PBGA256 SAC T=25°C</p>		
 <p>PBGA256 SAC T=125°C</p>		

Tableau IV-6 - Analyses de défaillance des composants PBGA256 de la filière sans-plomb.

Dans deux des cas, PBGA256 soumis au profil de torsion de 12° à 25°C et CBGA aussi à 12°, la défaillance se trouve dans le matériau de la carte électronique. Ce phénomène a été observé aussi pour l'étain-plomb lors des essais préliminaires avec des angles de l'ordre de 20°, ce qui suggère que ce type de défaillance se produise lors de contraintes trop élevées sur l'axe normal du composant.

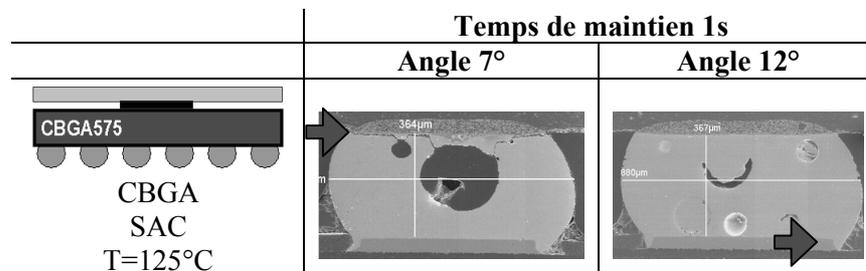


Tableau IV-7 - Analyses de défaillance des composants CBGA575 de la filière sans-plomb.

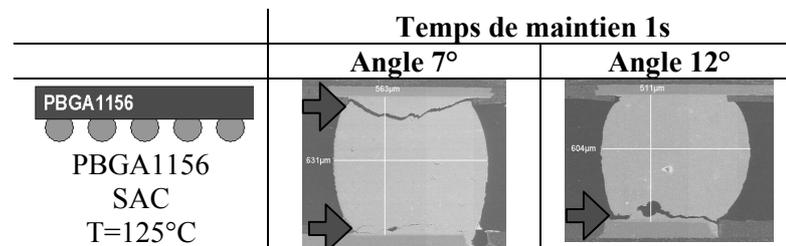


Tableau IV-8 - Analyses de défaillance des composants PBGA1156 de la filière sans-plomb.

IV.2.5 Comparaison avec des essais thermomécaniques

Nous avons appliqué des essais thermomécaniques pour l'évaluation des mêmes cartes lors d'un essai thermomécanique. L'objectif était d'identifier le type de défaillance en contraintes thermomécaniques et de faire la comparaison avec des essais de torsion. Seule la filière étain-plomb a été évaluée.

IV.2.5.1 Description de l'essai

L'essai a été réalisé avec une population de 16 composants de chaque type. Le profil de température appliqué, décrit dans la figure IV.8, est recommandé dans le standard IPC-9701 pour des applications militaires. La température maximale est de 125°C et la minimale de -55°C, le temps des deux paliers est de 15 min avec 5 min de transition.

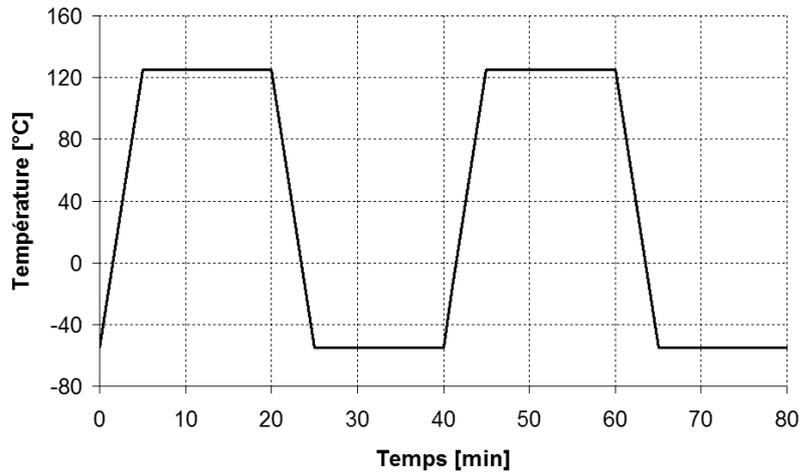


Figure IV-8 - Profil thermique de l'essai de cyclage thermique.

La continuité électrique des circuits « daisy-chain » des composants a été suivie par un banc de détection d'évènements ANATECH. Le seuil de déclenchement (critère de défaillance) a été fixé à 1V. Cet équipement permet de suivre la continuité électrique des centaines de voies en même temps en identifiant des ouvertures de circuit jusqu'à 1µs et donc compatible avec le critère de défaillance défini dans l'étude précédente.

IV.2.5.2 Résultats d'essai

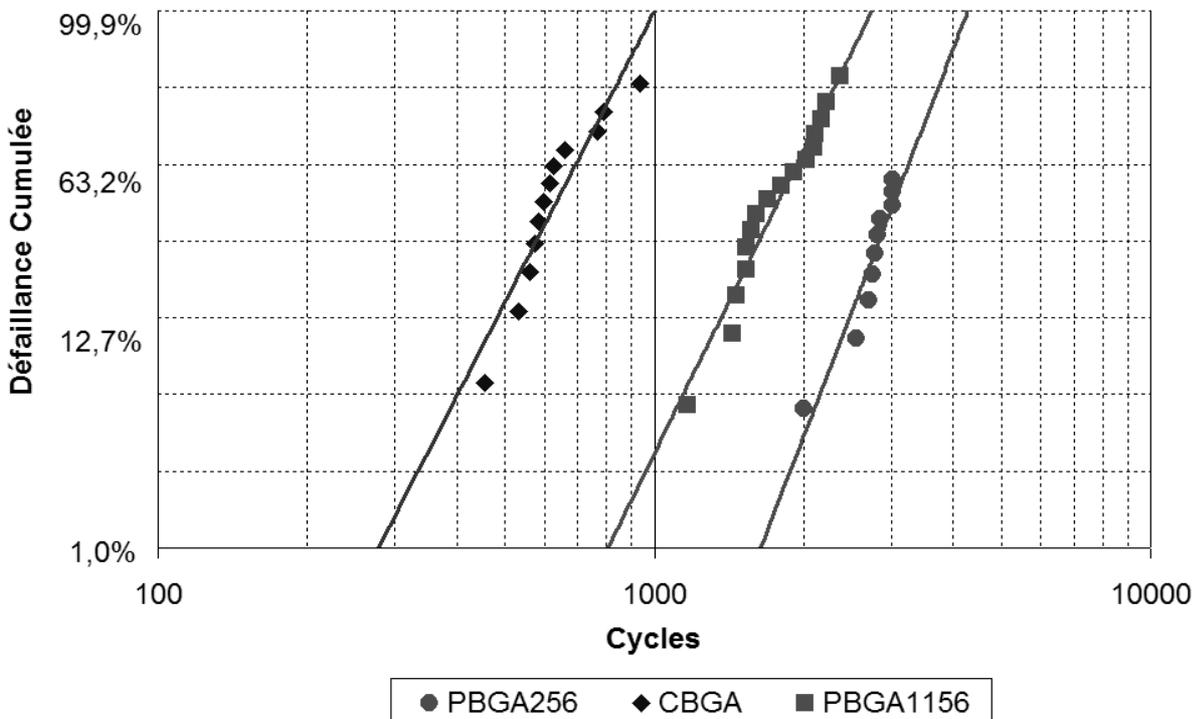


Figure IV-9 - Distribution de défaillances par des courbes de Weibull pour les essais de cyclage thermique entre -55 et +125°C avec 15 minutes de temps de maintien.

La figure IV.9 montre la distribution de défaillances pour l'essai de cyclage thermique. Ces courbes de Weibull permettent l'observation comparative entre les types de composants utilisés. Les composants CBGA sont les premiers à présenter des défaillances suivis de composants PBGA1156 et puis des composants plastiques de taille plus petite, PBGA256, ce qui est conforme à la remarque du §II.2.

IV.2.5.3 Analyses de défaillance

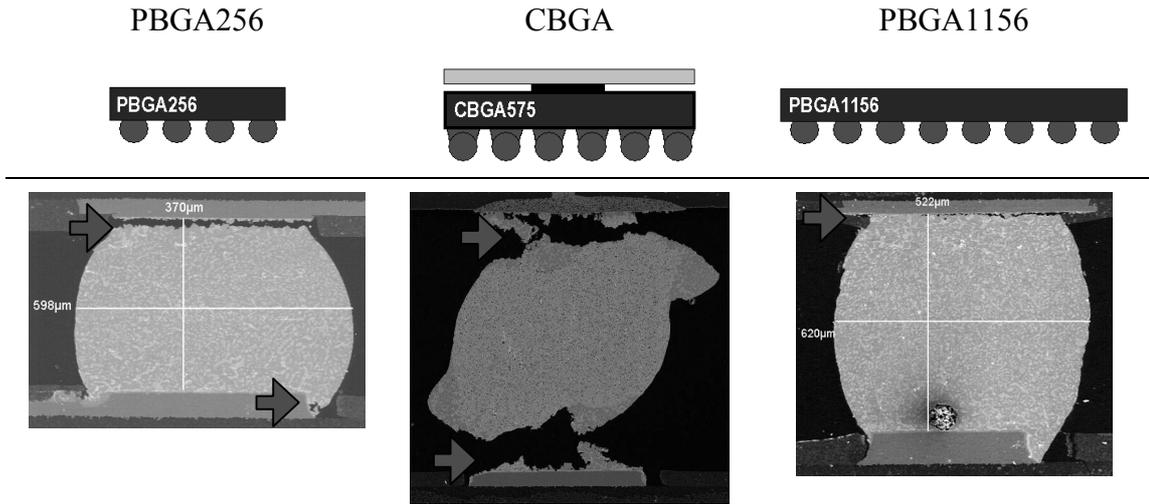


Tableau IV-9 - Analyses de défaillances pour les essais thermomécaniques après 3000 cycles.

Le tableau IV.9 montre les analyses de défaillance pour l'essai thermomécanique réalisé. Les remarques générales sont :

- Pour les composants plastiques, les billes défaillantes se trouvent sous les coins de la puce, les composants céramiques présentent les défaillances dans les billes les plus éloignées du centre du composant ;
- Nous avons pu observer le phénomène de coalescence des grains proche des fissures, comme montré dans le détail d'une fissure dans la figure IV.10. Cette fissure apparaît principalement dans l'interface entre l'intermétallique et la brasure ;
- Les fissures ont été observées dans les deux côtés du composant plastique PBGA256, mais seule la fissure du côté composant est complète. Pour les composants PBGA1156 seule l'interface avec le composant est défaillante ;
- Les billes de composants céramiques ont été beaucoup déformées et la fissuration complète se trouve côté carte.

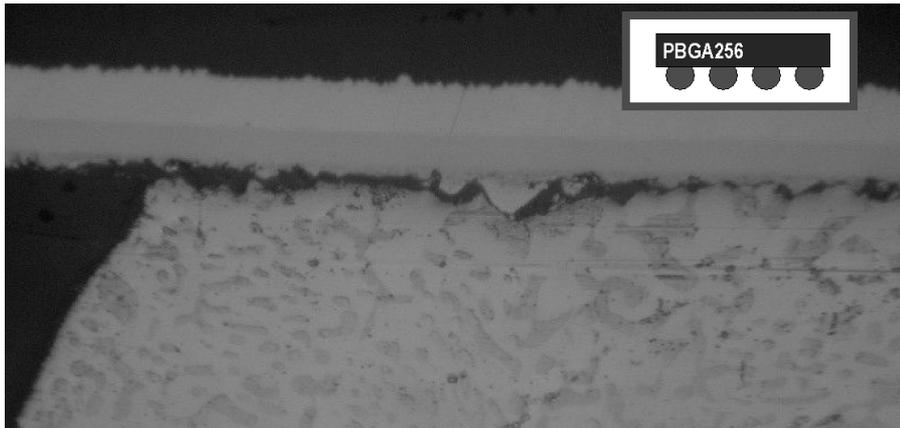


Figure IV-10 - Détail d'une fissure d'un composant PBGA256 SnPb lors d'un essai thermomécanique.

IV.2.6 Comparaison entre cyclage thermique et torsion

La comparaison entre des essais de natures différentes est un sujet sensible de l'analyse de la fiabilité. Plusieurs études ont déjà proposé des comparaisons entre des essais de vibration et de choc mécanique, entre des essais cyclage thermique conventionnels et des cycles d'opération du circuit (« power cycling ») [POP-03]. Le but de cette comparaison consiste à voir s'il est possible de remplacer un essai coûteux ou de longue durée par un essai plus simple.

Par contre, il faut éviter la comparaison entre des essais qui génèrent des mécanismes de défaillance différents sur les échantillons. La définition des paramètres de comparaison est donc essentielle. Le premier indicateur est le type de défaillance rencontré. Le deuxième est le changement de la microstructure. Il faut aussi s'assurer que l'influence des paramètres est cohérente avec les mêmes tendances et que cela soit valide pour des familles différentes de composants.

Les principales observations de la comparaison entre les résultats des essais thermomécaniques et de torsion sont les suivants:

- Pour les composants plastiques, les billes défaillantes ne sont pas les mêmes : dans un essai de torsion, elles se trouvent aux coins et pour les essais thermomécaniques sous le bord de la puce de silicium (comme décrit en §II.4.2) ;
- Pour les composants CBGA, les billes défaillantes sont toujours celles les plus éloignées du centre du composant quel que soit l'essai, mais en torsion elles ne se déforment pas comme en essai thermomécanique. La déformation doit se créer principalement lors de paliers en températures négatives des essais thermomécaniques où le déplacement relatif entre les côtés carte et composant de la bille sont plus importants à cause de la différence entre le coefficient d'expansion thermique du composant et celui de la carte de circuit imprimé.

On peut donc en tirer les deux principales conclusions suivantes :

- Le déplacement relatif induit par la torsion est le même quel que soit le type de matériau du substrat du composant. En essai thermomécanique cela dépend de la différence entre les coefficients d'expansion thermique ; en torsion cela dépend seulement de la déformation de la carte. De ce fait, nous supposons que les paramètres de torsion optimaux pour simuler les contraintes de cyclage thermique pourront être différents pour les composants de dimensions différentes ;
- Cependant, pour les composants à billes de pas de 1 mm analysés dans cette étude, le mécanisme et le type de défaillance identifiés sont les mêmes pour les deux types d'essai (torsion et cyclage thermique). Les paramètres de torsion sont angle de torsion de 7° , le temps de maintien 1s et à température de 125°C .

IV.3 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons mené un plan d'expériences de torsion pour identifier les paramètres d'essai. **Pour des composants de pas de 1mm, le profil de torsion le plus adapté à générer le même mécanisme de défaillance que dans un essai de cyclage thermique a été fixé, à savoir 7° de torsion, 1 seconde de temps de maintien et 125°C de température d'essai.**

Le banc de torsion présente fondamentalement trois limitations dans l'objectif de remplacer les essais thermomécaniques :

- La première est liée au format de la carte analysée, comme il a été discuté dans le deuxième chapitre.
- La deuxième limitation est le changement de la microstructure pendant l'essai et la forme de la fissure. Dans les essais de cyclage thermique, on observe des mécanismes de diffusion, coalescence et grossissement de grains, les fissures sont plus proches des interfaces avec les plages de cuivre. **Pour les essais de torsion, les effets de l'évolution de la microstructure sont moins présents ou inexistantes et les fissures ont origine dans les extrêmes et s'éloignent des interfaces.**
- La dernière limitation concerne les composants céramiques à billes. Les lieux de défaillance et le format de fissures en torsion sont complètement différents de ceux observés en essai de cyclage thermique.

Chapitre V - Démonstrations industrielles de l'essai de torsion

Nous présenterons, dans ce chapitre, deux applications industrielles de l'essai de torsion à l'analyse comparative de la fiabilité des assemblages électroniques. Ces résultats de cette analyse ont été validés par la comparaison avec ceux des essais de cyclage thermique.

V.1 Introduction

Ce chapitre a pour objectif de démontrer l'application de l'essai de torsion à l'analyse de la durée de vie des interconnexions des composants électroniques assemblés. Cette étude compare la tenue à l'endommagement cyclique des joints brasés des composants électroniques assemblés de façon comparative des deux procédés industriels. La première porte sur les composants BGA sans-plomb rebillés en alliage étain-plomb ; la deuxième sur l'analyse du volume de brasure côté carte des composants CBGA.

V.2 Première démonstration industrielle : procédé de rebillage

Certains domaines de l'industrie sont exemptés de la directive européenne [ROH-03] qui interdit l'utilisation du plomb dans les assemblages électroniques. Ces secteurs de l'industrie comme l'aérospatial, le militaire ou encore le médical utilisent encore et pour une phase de transition indéterminée la technologie étain-plomb pour assurer les besoins de fiabilité de leurs produits.

La principale problématique pendant cette phase de transition entre les filières sans-plomb et étain-plomb est la disponibilité du matériel. Les fournisseurs de composants n'offrent désormais que des composants avec une finition en alliage sans-plomb pour les nouveaux modèles et commencent à ne plus produire des anciennes versions en étain-plomb. Certains composants ne sont plus disponibles sur le marché en filière étain-plomb car le volume de production des industries exemptées ne justifie pas le maintien de deux lignes de production de composants, une avec les alliages anciens et une autre avec les alliages sans-plomb.

V.2.1 Mixité d'alliages sans-plomb et étain-plomb

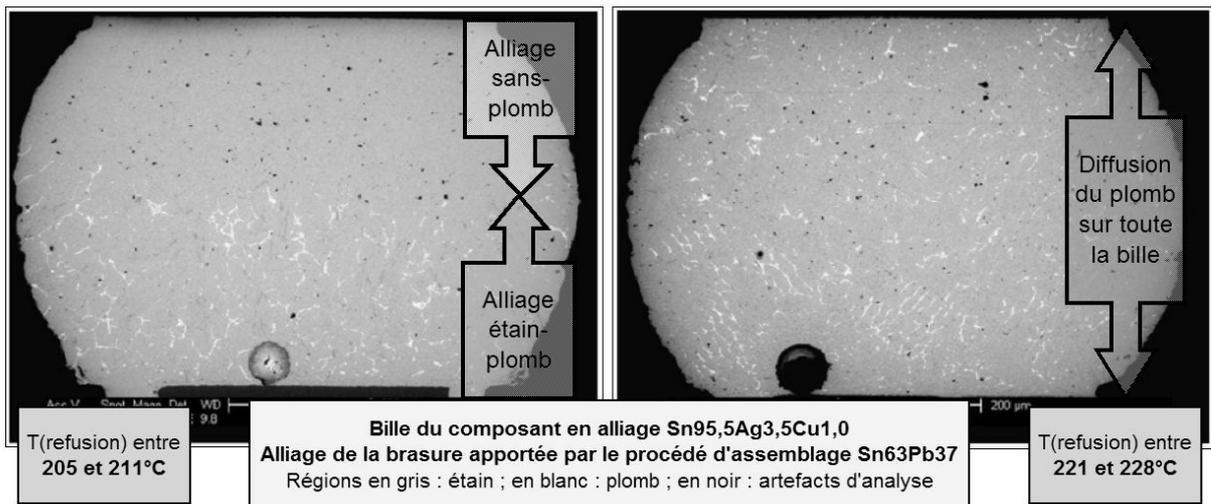
Les utilisateurs sont donc obligés d'utiliser quelques composants en version sans-plomb dans un processus d'assemblage avec des pâtes à braser contenant du plomb. Ce mélange d'un composant à finition en alliage sans-plomb avec un processus plombé est appelé de procédé « Backward ».

V.2.1.1 Composants à pattes

Les composants à pattes ne sont pas concernés directement puisqu'ils n'apportent pas de l'alliage à la constitution du joint brasé. Il existe seulement une finition sur les pattes, en général constituée d'étain pur pour les composants sans-plomb, pour assurer la mouillabilité pendant l'assemblage.

V.2.1.2 Composants à billes

Les composants à billes sont particulièrement concernés puisque l'alliage du joint brasé est fourni en proportions semblables par la bille du composant (en alliage sans-plomb) et par l'alliage déposé pour le procédé d'assemblage (étain-plomb).



**Figure V-1 – Billes de composants BGA sans-plomb assemblés avec un procédé d’assemblage étain-plomb générant des joints brasés mixtes [WIL-05];
Analyse de la diffusion du plomb en fonction de la température d’assemblage**

Cela génère des joints brasés mixtes comme montré dans la figure V.1. Le travail de Wilcox [WIL-05] a étudié la mixité des alliages du procédé « Backward », les problématiques remarquées sont les suivantes :

- L’assemblage requiert l’homogénéisation de la diffusion du plomb sur tout le joint brasé car les alliages étain-plomb sont plus ductiles que les alliages sans-plomb, générant par conséquent, une distribution de contraintes non uniforme ;
- La température de l’assemblage doit être plus élevée pour assurer cette homogénéisation. Ceci engendre un risque d’endommagement des composants étain-plomb présents sur la même carte pendant le procédé d’assemblage. Le contrôle de la température de refusion doit donc être amélioré pour réduire ce risque ;

Dans l’objectif de trouver une solution aussi fiable que l’assemblage étain-plomb et facile à utiliser dans l’industrie, **le procédé de rebillage a été étudié comme une solution alternative pour l’utilisation des composants sans-plomb dans un processus d’assemblage plombé.**

V.2.1.3 Procédé de rebillage comme solution alternative à la mixité d’alliages

Une solution pour l’utilisation des composants BGA sans-plomb dans un processus d’assemblage étain-plomb est la conversion de l’alliage des billes par un procédé de rebillage. Une évaluation de la fiabilité des composants rebillés est nécessaire puisque les composants peuvent s’endommager pendant le procédé de rebillage et parce que l’interface du côté composant du joint brasé peut être fragilisée par une possible modification des phases intermétalliques entre l’alliage et la plage du composant.

L'évaluation de la fiabilité des assemblages de composants rebillés est l'objet de cette première démonstration de l'application des essais de torsion.

V.2.1.4 Description du procédé de rebillage

Le procédé de rebillage consiste à enlever les billes d'un composant BGA et à les remplacer par des nouvelles. Dans le cas de cette étude, il consiste à remplacer les billes existantes en version sans-plomb par des nouvelles en version étain-plomb. La description du procédé de rebillage est la suivante :

Etape I. La première étape du procédé de rebillage est 'débillage' :

- A. D'abord les composants sont étuvés pour s'assurer de l'élimination de l'humidité et ainsi éviter le délaminage ou l'explosion du composant par l'augmentation de la pression interne du boîtier induite par la vaporisation de l'humidité (effet connu par « pop-corning »).
- B. Chaque bille est enlevée une à une, dans un processus manuel.
- C. Après l'enlèvement des billes, le composant est nettoyé et une couche de pâte à braser est appliquée sur les plages de billes du substrat du composant.

Etape II. La deuxième étape, le placement de billes : deux variations de procédés sont possibles :

- A1. Dans une première méthode, les billes sont placées une à une par une machine automatique et la fusion de la bille avec la pâte à braser est faite par un faisceau laser.
- A2. Dans une deuxième méthode, toutes les billes sont placées en même temps et la refusion est faite sur toutes les billes en même temps, par le passage du composant dans un four.
- B. Quelques étapes complémentaires de nettoyage et d'inspection peuvent être appliquées.

Etape III. L'étape finale consiste à analyser la qualité du procédé :

- A. Le test électrique est obligatoire après le procédé de rebillage.
- B. Normalement, pour s'assurer de la bonne qualité des ces joints rebillés, on applique la méthode de test de cisaillement des billes (« shear ball test ») décrite dans le standard JEDEC-22B-117.
 - Dans ce test, la tenue mécanique de la bille sur le composant est mesurée.
 - L'objectif est d'évaluer si la couche intermétallique créée entre la bille et la plage côté composant, nécessaire pour la fixation de la bille, n'est pas trop épaisse ou cassante, ce qui pourrait compromettre la qualité du joint.

La reproductibilité et la robustesse du processus de rebillage sont nécessaires parce que le fournisseur de composants n’est plus obligé, après le changement de billes, d’assurer la garantie du composant. L’utilisateur doit donc s’assurer que le procédé de rebillage ne va pas affecter la fiabilité. La traçabilité et l’identification de tous les outils, des procédures et les équipements utilisés sont aussi obligatoires et les vérifications des indicateurs de qualité doivent être appliquées.

Quelques restrictions sont imposées, telles que la limitation à une unique fois de l’application du procédé de rebillage sur le même boîtier et la limitation du niveau de contamination ionique à un niveau préétabli, par la mesure de conductivité électrique de la solution dans laquelle le composant est immergé.

A la fin du procédé de rebillage, le contrôle et l’inspection visuelle sont impératifs. Le contrôle dimensionnel doit vérifier le centrage du placement de la bille, le pas et le diamètre des billes ainsi que le format de la bille qui doit être le plus rond possible. Les autres points qui doivent être vérifiés sont : l’intégrité du vernis épargne (vernis utilisé entre les plages de billes du côté composant) qui peut être endommagé pendant le procédé de « débillage », les courts-circuits, les billes manquantes, les résidus de flux entre les billes ainsi que l’alignement et la planéité du composant.

V.2.2 Technologies sélectionnées et définition des essais réalisés

V.2.2.1 Familles de composants à billes étudiées

Cette étude a utilisé des composants différents de ceux étudiés dans le chapitre II et IV. L’intérêt est d’analyser l’effet du procédé de rebillage sur la fiabilité de la plupart des types de BGA critiques tels que le CSP à pas de 0,5 mm, le μ BGA à pas de 0,8 mm et le CBGA à pas de 1mm. Les caractéristiques de ces composants sont montrées dans le tableau V.1. La fiabilité des assemblages a été déjà évaluée pour la version étain-plomb par des programmes conventionnels d’analyse de la fiabilité et a été validée pour quelques applications.

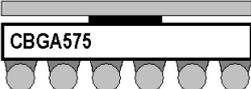
Symbole	Type de composant	Nombre de billes	Pas entre les billes [mm]	Type de substrat	Finition	Dimensions boîtier [mm]	Fabricant
	CSP	132	0,5	Conducteur Cu/Ni/Au Polyimide dielectrique	Sans-plomb et Etain-plomb	8 x 8	Amkor
	μ BGA	288	0,8	BT (Bismaleimide-Triazine)	Sans-plomb et Etain-plomb	19 x 19	Amkor
	CBGA	575	1	Céramique	Sans-plomb et Etain-plomb	25 x 25	IBM

Tableau V-1 - Description des composants utilisés pour l’étude du procédé de rebillage.

V.2.2.2 Procédé de rebillage utilisé

Les opérations de rebillage ont été réalisées par des sociétés spécialisées dans la réparation des produits électroniques utilisant un alliage eutectique étain-plomb Sn63Pb37. Une filière supplémentaire d'essais a été réalisée pour analyser la fiabilité des assemblages de composants CBGA rebillés utilisant une bille non fusible d'alliage Pb90Sn10, comme celle utilisée dans la version étain-plomb.

V.2.2.3 Conception d'un véhicule de test

Le véhicule de test a été développé spécifiquement pour cette étude. Il s'agit d'une carte 12 couches, représentative des cartes de haute densité. En utilisant les conditions de symétrie et de la zone de contrainte homogène de l'étude du chapitre II, quatre emplacements différents pour chaque composant ont été utilisés utilisant les mêmes dimensions que celles du véhicule de test des chapitres précédents. Ce véhicule de test présenté dans la figure V.2. L'assemblage a été réalisé avec un profil d'un processus étain-plomb.

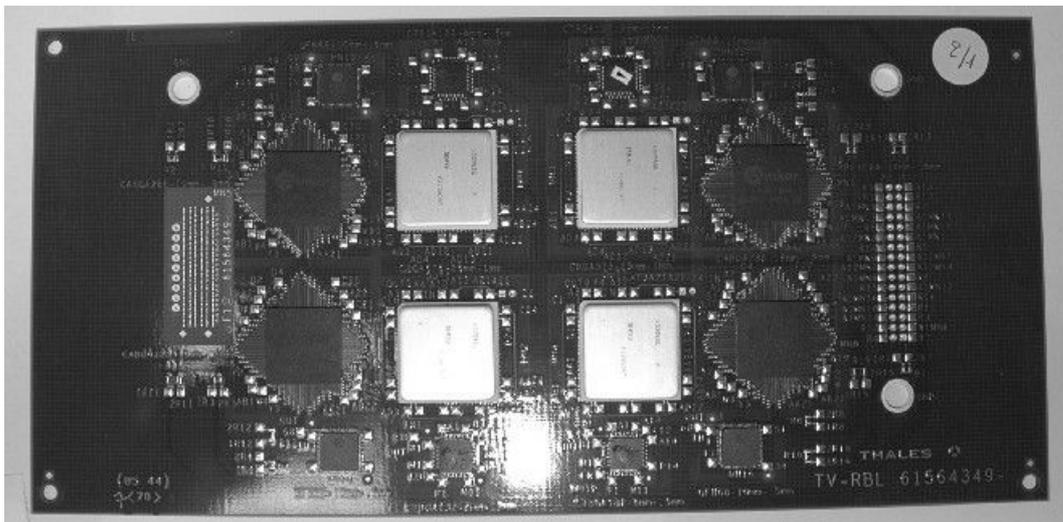


Figure V-2 - Véhicule de test de l'étude « rebillage » développé conformément aux résultats de caractérisation de la région de déformation homogène obtenus au chapitre II.

V.2.2.4 Plan de test et filières analysées

La tenue des assemblages de composants sans-plomb rebillés en alliage étain-plomb a été comparée avec celle des composants en version étain-plomb originaux, n'ayant donc pas été soumis aux procédés de rebillage et ayant exactement le même joint brasé.

Les essais de torsion ont été utilisés en comparaison avec les essais de cyclage thermique. Les conditions d'essai de cyclage thermique sont celles appliquées à l'évaluation des produits avioniques et militaires, à savoir $-55/+125^{\circ}\text{C}$ et temps de palier de 15 minutes. Les conditions d'essai de torsion ont été définies par l'étude du chapitre précédent qui indique une similarité entre les défaillances en torsion et en cyclage thermique pour les composants plastiques

Une synthèse des filières analysées est présentée dans le tableau VI.2. Toutes les filières de composants ont été analysées par les deux types d’essai, à l’exception du composant CBGA rebillé avec des billes non fusibles qui a été étudié qu’en torsion. Cette filière a été réalisée et analysée en complément à cette étude pour offrir une solution de rebillage à ce type de composants.

Analyse	Filière	Finition originale	Finition après rebillage	Torsion	Cyclage thermique
CSP rebillé	Référence	étain-plomb	Composants non rebillés	x	x
	Rebillé	sans-plomb	étain-plomb Sn63Pb37	x	x
μ BGA rebillé	Référence	étain-plomb	Composants non rebillés	x	x
	Rebillé	sans-plomb	étain-plomb Sn63Pb37	x	x
CBGA rebillé Billes eutectiques	Référence	étain-plomb, avec bille Pb90Sn10	Composants non rebillés	x	x
	Rebillé	sans-plomb	étain-plomb Sn63Pb37	x	x
CBGA rebillé Billes non fusibles	Référence	étain-plomb, avec bille Pb90Sn10	Composants non rebillés	x	
	Rebillé	sans-plomb	étain-plomb, avec bille Pb90Sn10	x	

Tableau V-2 - Synthèse des filières analysées.

V.2.3 Résultats des essais et analyses de défaillances

A la lumière des résultats et des analyses de construction et de défaillances, nous allons présenter les résultats et les analyses séparément entre les composants plastiques (CSP et μ BGA) et le composant céramique CBGA.

Les résultats des essais de torsion ont été comparés avec ceux de l’essai de cyclage thermique présentés dans le chapitre précédent. Ces résultats indiquent que quel que soit le profil de torsion utilisé, le nombre de cycles à la défaillance en torsion ne sera pas exactement le même que celui obtenu en cyclage thermique. Or, l’objectif de cette étude est d’analyser comparativement la fiabilité des assemblages de composants rebillés avec celle des composants originaux en étain-plomb. Nous avons donc décidé de présenter les résultats de ces deux types d’essai ensemble, mais de façon normalisée.

Le nombre de cycles correspondant à la défaillance de 50% de la filière de référence de chaque type d’essai a été considéré comme 1 pour la normalisation. Les résultats seront présentés sous la forme de courbes de Weibull.

V.2.3.1 Composant CBGA rebillés avec des billes eutectiques Sn63Pb37

Cette analyse porte sur les composants CBGA en finition sans-plomb rebillés avec des billes en alliage étain-plomb eutectique Sn63Pb37.

V.2.3.1.1 Analyse de construction

Comme il a été déjà décrit dans le chapitre II, sur l'analyse de construction des composants CBGA du premier véhicule de test, les composants CBGA montrent une différence fondamentale entre la version étain-plomb et sans-plomb, voir figure II.10. Par le passé, pour assurer une hauteur minimale entre le composant céramique (plus lourd) et la carte, les fabricants utilisaient une bille non fusible pendant le processus d'assemblage, composée aussi de étain-plomb mais dans la proportion de 90% de plomb et 10% d'étain. Les composants sans-plomb n'ont pas cette bille non fusible, cela se traduit dans une distance plus réduite entre la carte et le composant.

Nous avons alors choisi, dans un premier temps d'analyser le procédé de rebillage en utilisant l'alliage eutectique Sn63Pb37. L'analyse de construction des composants rebillés avec des billes fusibles et celle du composant de référence est montrée dans le tableau V.3. La réduction de la distance entre le composant est de 900µm pour la filière de référence à 400µm pour le composant rebillé, dans un effet similaire à celle observée pour les composants CBGA sans-plomb.

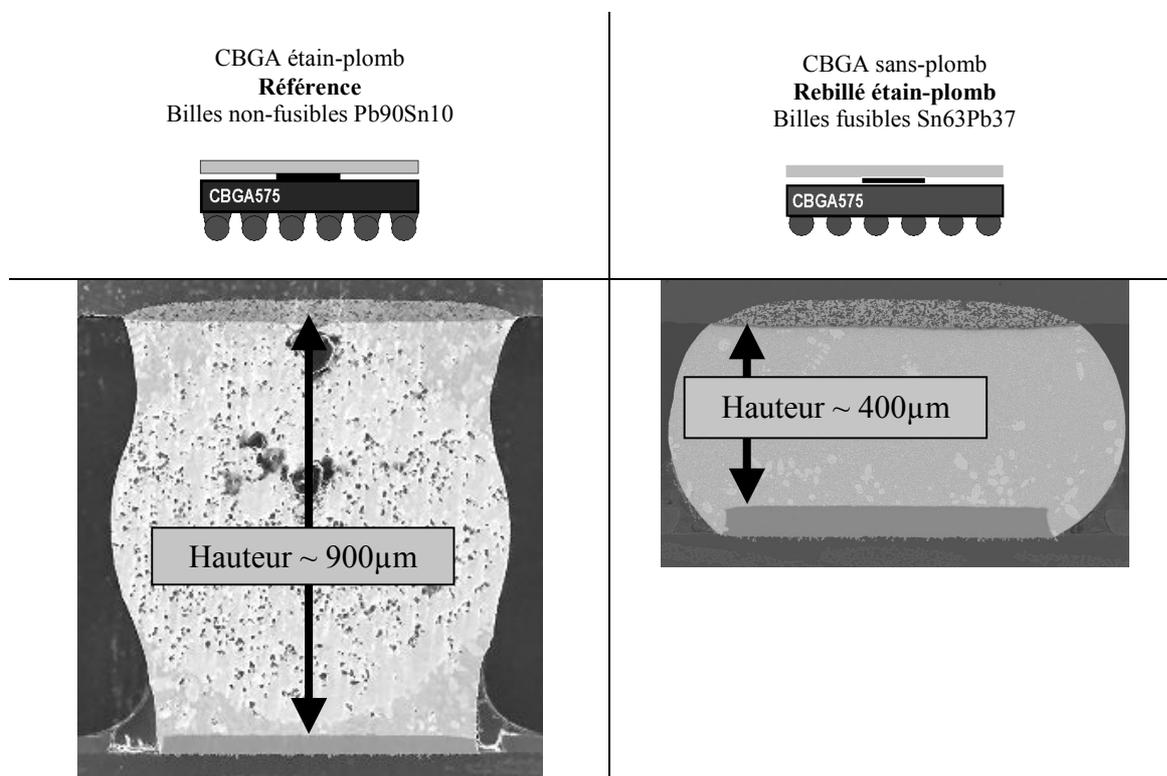


Tableau V-3 – Analyse de la hauteur des joints brasés de composants CBGA.

V.2.3.1.2 Résultats d'essai

La figure V.3 montre les résultats des essais de torsion et de cyclage thermique des assemblages de composants CBGA de la filière de référence et de ceux rebillés en alliage eutectique étain-plomb. Les résultats des deux types d'essai sont très similaires, même en considérant la distribution de défaillance caractérisée par l'inclinaison des courbes de Weibull. On observe une réduction du nombre de cycles à la défaillance d'environ 2,5 fois pour les composants rebillés par rapport aux composants originaux. Ces résultats sont aussi conformes à ceux publiés par le fournisseur du composant qui indiquait un rapport d'environ 2,3 (700/250 cycles 0/100°C, 3 cycles par heure) entre les composants avec bille non fusible pour ceux assemblés seulement avec alliage eutectique [IBM-02].

Cet effet est probablement dû à la distance entre le composant et la carte, qui engendre une concentration plus importante de contraintes distribuées sur la hauteur du joint brasé pour les composants rebillés pour un même déplacement relatif entre le composant et la carte.

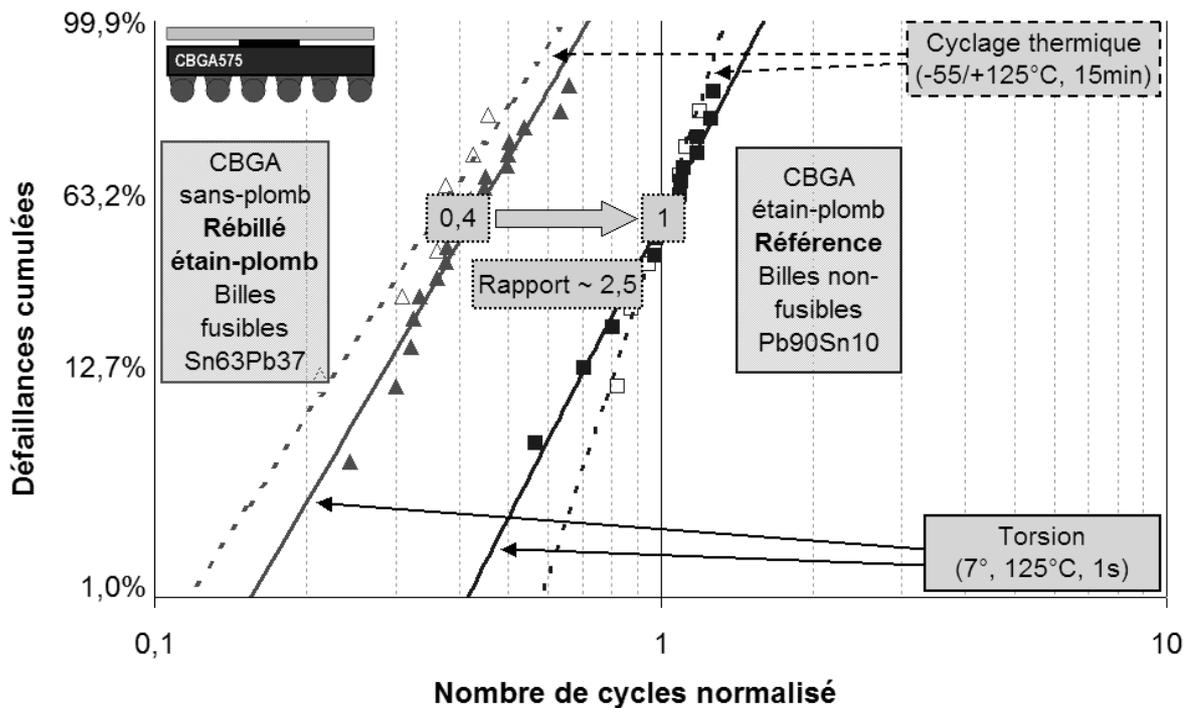


Figure V-3 - Comparaison des résultats des essais de torsion et de cyclage thermique ; Analyse des assemblages de CBGA rebillés avec des billes fusibles en analyse Sn63Pb37.

V.2.3.1.3 Analyse de défaillances

Des analyses par microsection ont été réalisées sur les joints brasés défaillants des deux filières pour les deux types d'essais. Ces analyses sont montrées dans le tableau V.4.

On observe à nouveau, la forme plus aplatie des joints brasés de la filière rebillée. On peut également constater que la forme du joint après essai de cyclage thermique est très déformée pour la filière de référence, comme il a été déjà observé dans le chapitre IV. Le composant rebillé en revanche, présente une fissure semblable à celle observée pour les composants plastiques.

Pour les essais de torsion, la filière de référence présente une fissure parallèle à la plage de cuivre du côté carte. Cette fissuration est légèrement différente de celle observée dans le chapitre IV. La différence entre ces deux résultats sera analysée dans la deuxième démonstration industrielle de ce chapitre. Le composant rebillé présente également une fissuration du côté carte.

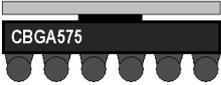
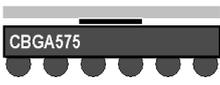
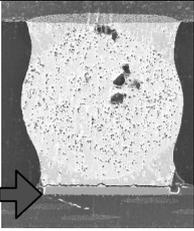
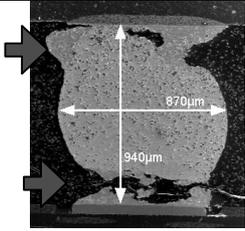
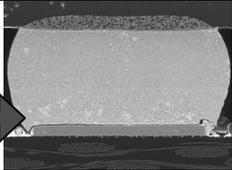
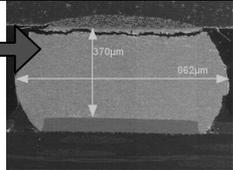
CBGA étain-plomb Référence Billes non-fusibles Pb90Sn10		CBGA sans-plomb Rebillé étain-plomb Billes fusibles Sn63Pb37	
			
Torsion	Cyclage thermique	Torsion	Cyclage thermique
			

Tableau V-4 - Analyses de défaillance des assemblages de CBGA rebillés.

V.2.3.2 Composant CBGA rebillés avec des billes non fusibles Pb90Sn10

Comme le procédé de rebillage des composants CBGA utilisant des billes eutectiques ne représente pas une solution alternative à la phase de transition « Backward », nous avons décidé de réaliser une étude complémentaire utilisant des composants CBGA rebillés avec une bille non-fusible en alliage Pb90Sn10. Ces essais ont été réalisés seulement par la méthode de torsion.

V.2.3.2.1 Analyse de construction

Les composants CBGA en version sans-plomb ont été légèrement modifiés par le fabricant (IBM) par rapport aux composants de la version étain-plomb. Le matériau de la céramique qui dicte le comportement de dilatation thermique du composant n’a pas été modifié. Le changement consiste en la réduction de la taille de la plage de cuivre du côté composant de 800 à 700 µm.

La raison pour laquelle le fabricant a décidé de changer le diamètre de la plage est probablement liée au fait que les joints brasés de composants CBGA sans-plomb sont plus larges car ils ont une forme aplatie, effet observé dans la figure II.10. La réduction sert alors à réduire la largeur des joints brasés pour éviter le risque de court-circuit entre deux billes pendant l’assemblage. Le tableau V.5 montre les analyses de mesure de diamètres de plages.

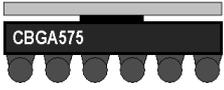
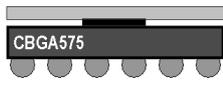
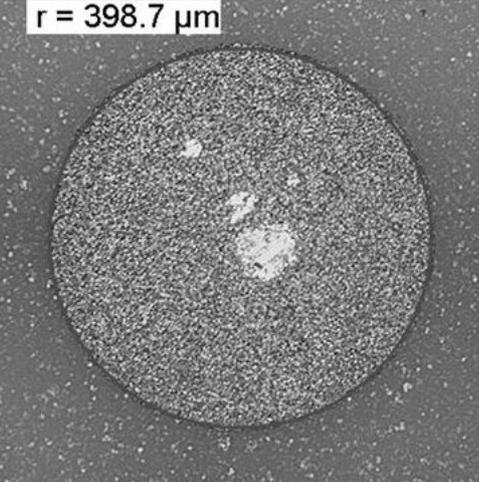
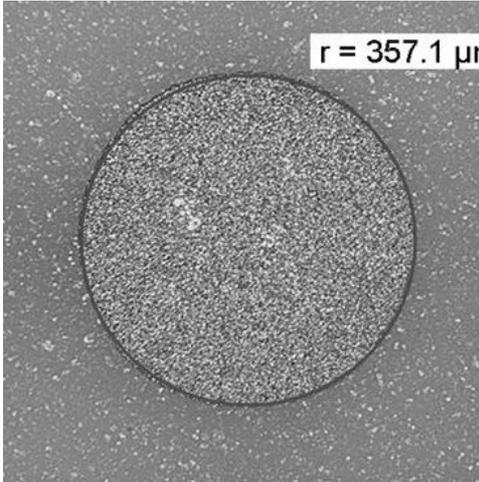
<p>CBGA étain-plomb</p> 	<p>CBGA sans-plomb</p> 
<p>Plage de cuivre côté composant Diamètre de 800µm</p>	<p>Plage de cuivre côté composant Diamètre de 700µm</p>
 <p>$r = 398.7 \mu\text{m}$</p>	 <p>$r = 357.1 \mu\text{m}$</p>

Tableau V-5 – Mesure de la taille des plages des billes du côté composant.

Le tableau V.6 montre en détail la forme du joint brasé du côté composant obtenues par l'analyse de microsection après assemblage. Nous observons une légère différence de forme du joint brasé générée par la cumulation de deux facteurs : le diamètre de la plage du côté composant a été modifié dans la version sans-plomb ; Le diamètre de la bille utilisée et le volume de brasure eutectique appliqué par le fabricant du composant ne sont pas obligatoirement les mêmes que ceux utilisés par le laboratoire de réparation qui a réalisé le rebillage.

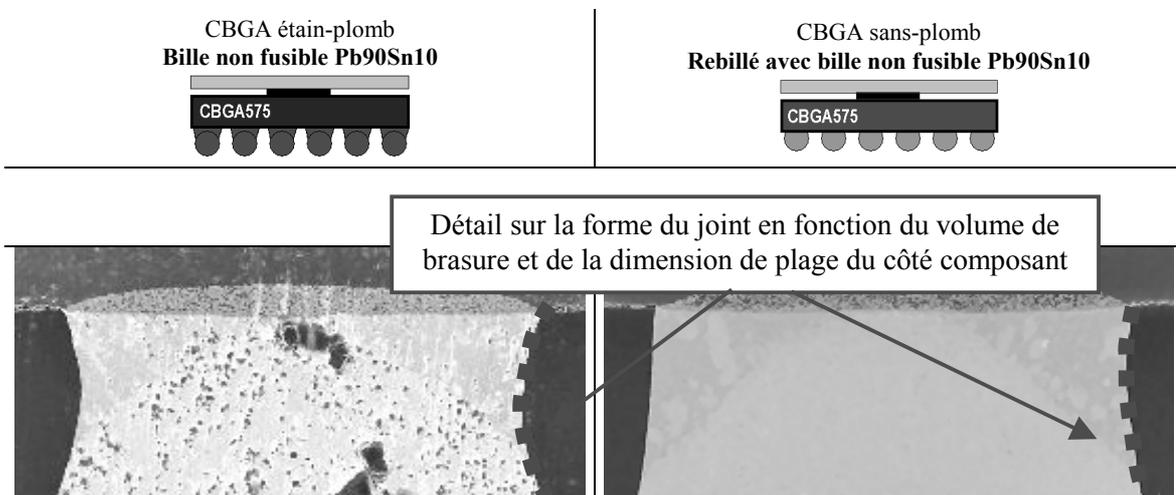


Tableau V-6 – Détail du côté composant des composants CBGA.

V.2.3.2.2 Résultats d'essai et analyse de défaillances

La figure V.4 montre les résultats des essais de torsion obtenus pour les assemblages de CBGA de référence et ceux de la filière rebillée utilisant des billes non-fusibles. On observe que les composants rebillés assemblés présentent une performance en torsion 50% supérieure à celle des composants de référence.

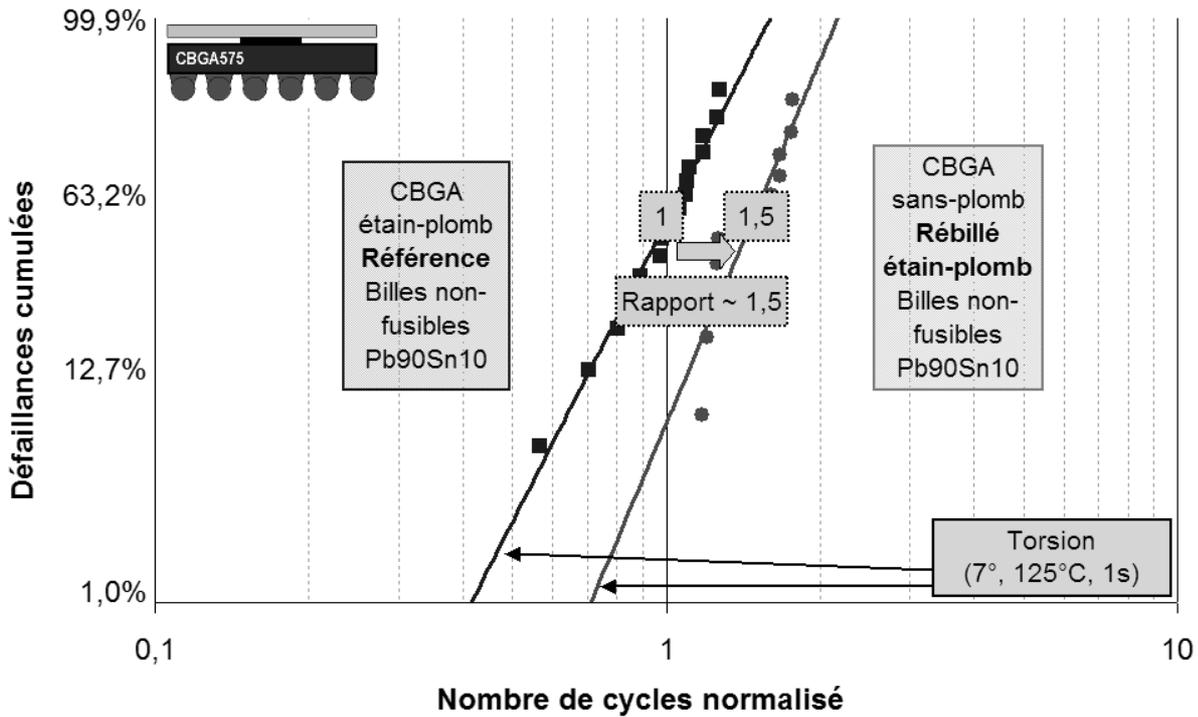


Figure V-4 – Analyse des assemblages de CBGA rebillés avec des billes non-fusibles en torsion

Les fissures générées lors des essais de torsion sur les deux filières analysées sont très similaires. Les résultats en essai et l'analyse de défaillance n'indiquent pas forcément que les joints des composants rebillés ont une meilleure tenue que les composants de référence. Ces résultats indiquent seulement qu'il n'y a pas de différence majeure entre ces deux filières.

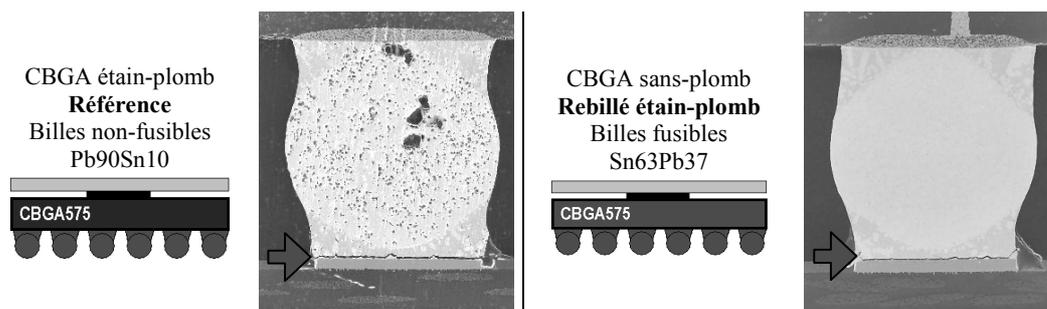


Tableau V-7 - Analyses de défaillance des assemblages de CBGA rebillés.

V.2.3.3 Composant μ BGA rebillés avec des billes eutectiques Sn63Pb37

V.2.3.3.1 Analyse de déformation en fonction de la température

Les analyses de construction des composants plastiques μ BGA et CSP ne montrent pas de différences remarquables entre la filière étain-plomb et sans-plomb rebillés en alliage étain-plomb. Cela peut être aussi vérifié par les analyses de défaillance de ces deux types de composants qui seront présentés après dans les tableaux V.8 et V.9. Cette analyse n'a pas été appliquée aux composants céramiques parce que la céramique utilisée pour ces composants ne présente pas de différence entre les deux versions d'alliage.

Nous avons réalisé alors une analyse de la déformation des deux types de boîtiers plastiques par la méthode de mesure profilométrique TDM® (« Topography and Deformation Measurement »). Cette mesure consiste à obtenir par méthode optique la forme en trois dimensions de la surface du composant. La figure V.5 présente à gauche un schéma du principe de cette méthode. A droite on observe un exemple de mesure faite sur un composant BGA de 33mm de côté. Cette mesure indique un fléchissement du composant entre le centre et les bords d'environ 100 μ m, généré par un effet bilame dû à la dilatation différentielle des éléments de la structure du boîtier.

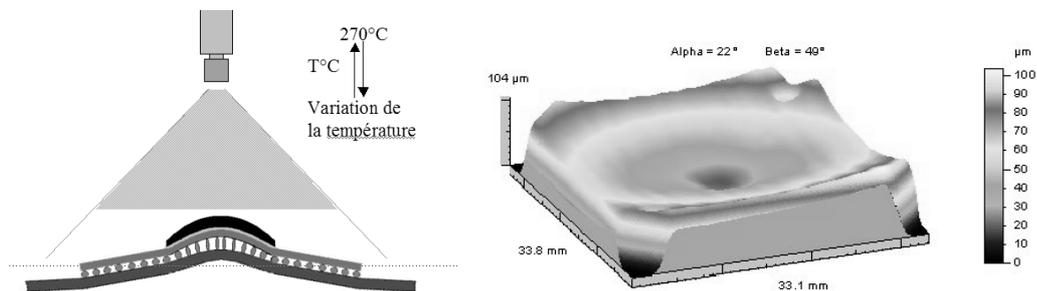


Figure V-5 –A gauche, la description de la méthode de mesure profilométrique TDM® ; A droite, un exemple le profil d'un composant BGA [LEC-04].

La figure V.6 montre les résultats de la mesure profilométrique sur deux boîtiers de composants μ BGA non assemblés, pendant une variation thermique équivalente à celle observée par les composants pendant un cycle de refusion du procédé d'assemblage. L'objectif de cette analyse est de mettre en évidence le comportement différent sous l'effet de la température entre les boîtiers de la filière étain-plomb et sans-plomb.

Les résultats montrent la hauteur de la surface des composants sur un des axes diagonaux de chaque boîtier. Afin de pouvoir comparer la différence de hauteur de ces surfaces pendant la variation de la température, nous avons calé ces courbes au milieu, dans la région occupée par la puce de silicium. C'est nécessaire car l'analyse par profilométrie ne permet pas de mesurer directement la variation de la hauteur des points de la surface pendant la variation de la température.

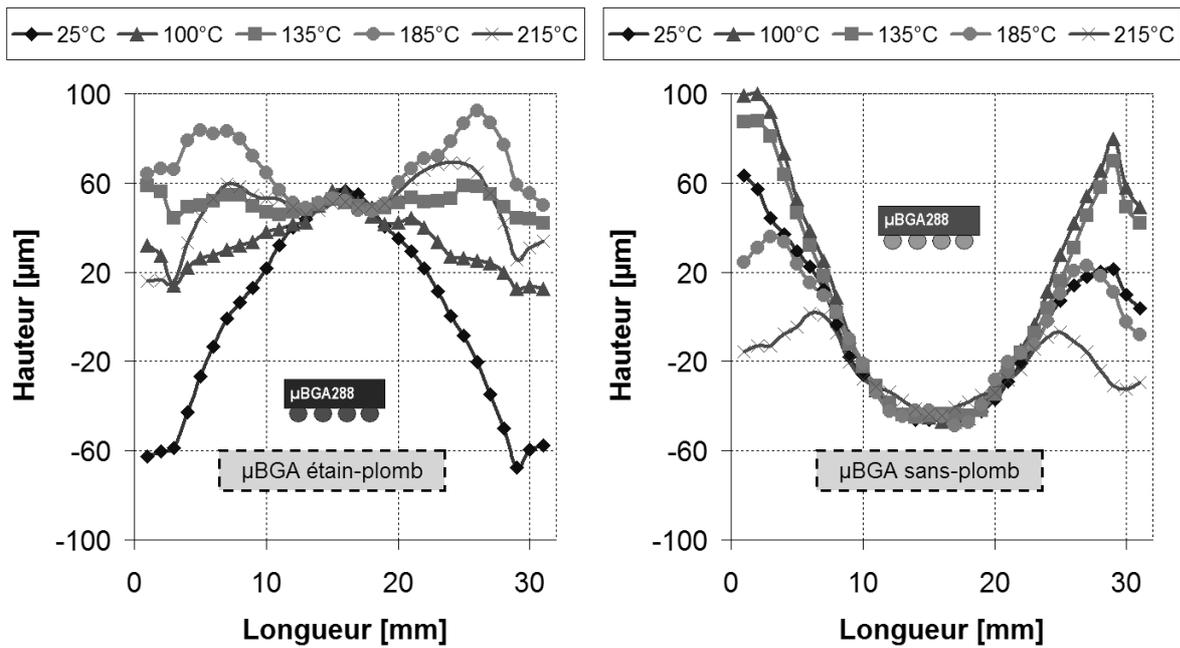


Figure V-6 - Fléchissement du boîtier μBGA par profilométrie ;
 Mesure réalisée sur un des axes diagonaux du boîtier.

On observe sur ces analyses une différence importante entre le comportement de ces deux boîtiers en faisant la comparaison entre chaque point de la surface. Dans le but de quantifier cette différence de déplacement dans l'axe vertical de chaque composant, nous avons réalisé une moyenne des résultats pour les régions autour de la puce de silicium, utilisée pour caler des courbes. Les résultats de la figure V.7 montrent la synthèse du déplacement pendant la variation de la température pour les deux boîtiers.

La différence importante entre la version étain-plomb (valeur maximale de 73μm) et la version sans-plomb (valeur maximale de 23μm) indiquent que les matériaux utilisés pour chaque type de boîtier sont différents.

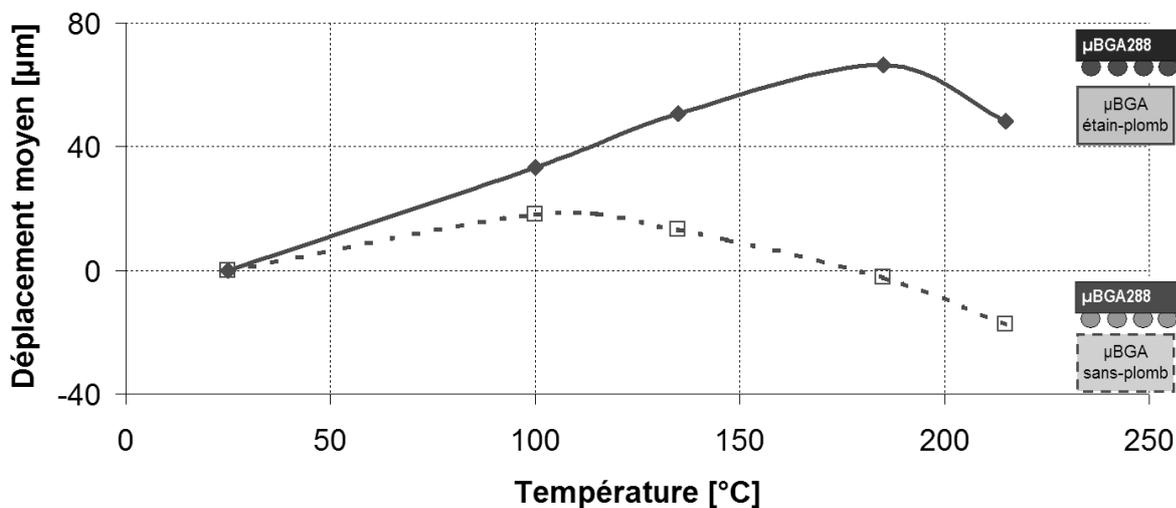


Figure V-7 - Synthèse du déplacement moyen pour les boîtiers μBGA.

La raison du changement des matériaux est probablement liée à l'augmentation de la température de fusion des alliages et, par conséquent, le profil de température de l'assemblage des composants. Cette augmentation de température engendre une augmentation du risque de délaminage entre les éléments de la structure du boîtier. Les fabricants de composants ont dû alors, pendant la conversion de technologies d'alliage, changer la composition de ces matériaux.

V.2.3.3.2 Résultats d'essai

La figure V.8 montre les résultats des essais obtenus pour les composants μ BGA. Pour les deux types d'essais, la filière des composants μ BGA rebillés présente une performance légèrement supérieure à celle des composants de référence.

Cette différence peut être justifiée par la meilleure stabilité thermique des composants sans-plomb en comparaison avec celle de la version étain-plomb démontrée par les analyses de profilométrie. Pendant l'assemblage de ces composants, la température augmente jusqu'à la température de fusion de l'alliage, générant la déformation observée par la caractérisation de la stabilité thermique. Lors du refroidissement, les joints brasés sont déjà solides, le boîtier tend alors à retourner à son état initial et en conséquence applique aux joints brasés des contraintes et des déformations. Nous supposons que les différences de performance pendant ces deux types d'essai sont liées aux contraintes et déformation résiduelles après assemblage.

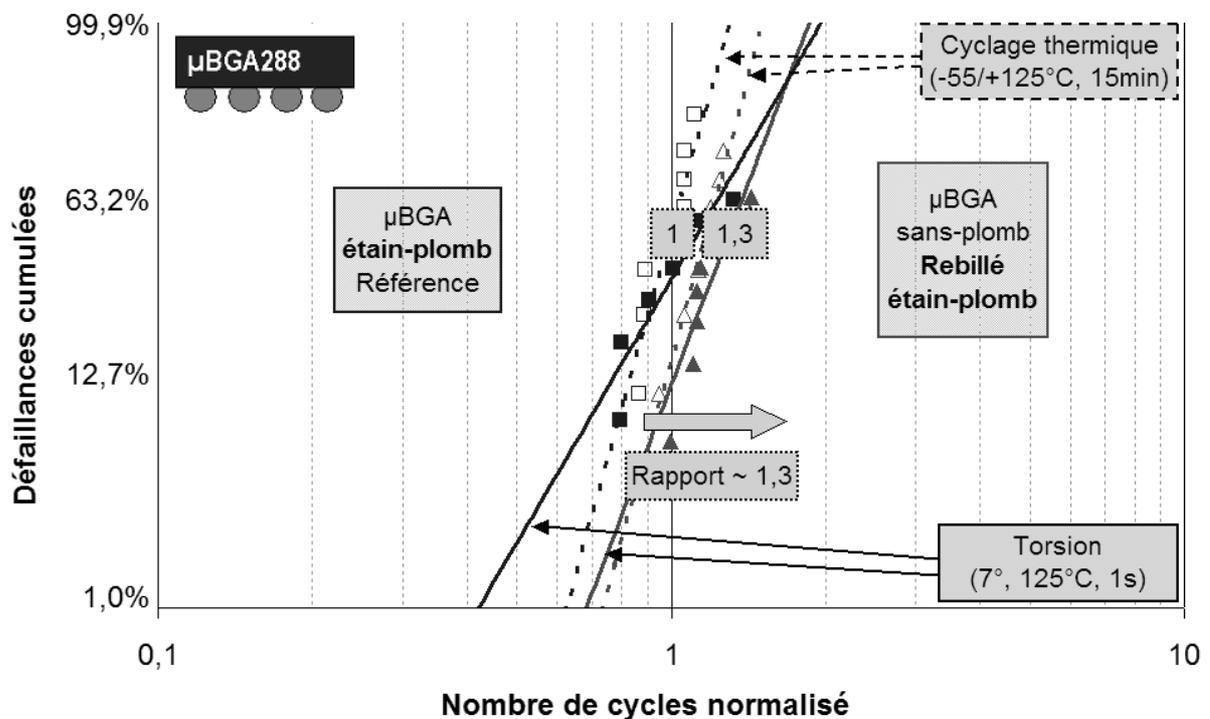


Figure V-8 - Comparaison des résultats des essais de torsion et de cyclage thermique ; Analyse des assemblages μ BGA rebillés avec des billes fusibles en alliage Sn63Pb37.

V.2.3.3.3 Analyse de défaillances

Le tableau V.8 montre les analyses de défaillance des assemblages de μ BGA. Premièrement, on observe le même types de défaillances entre les assemblages de composants μ BGA de la filière rebillée et de référence pour les deux types d’essai. Deuxièmement, les fissurations présentes dans toutes les analyses se trouvent à proximité des interfaces entre la bille, le composant et la carte. Cependant les fissures générées par le cyclage thermique sont plus épaisses que celles générées par la torsion.

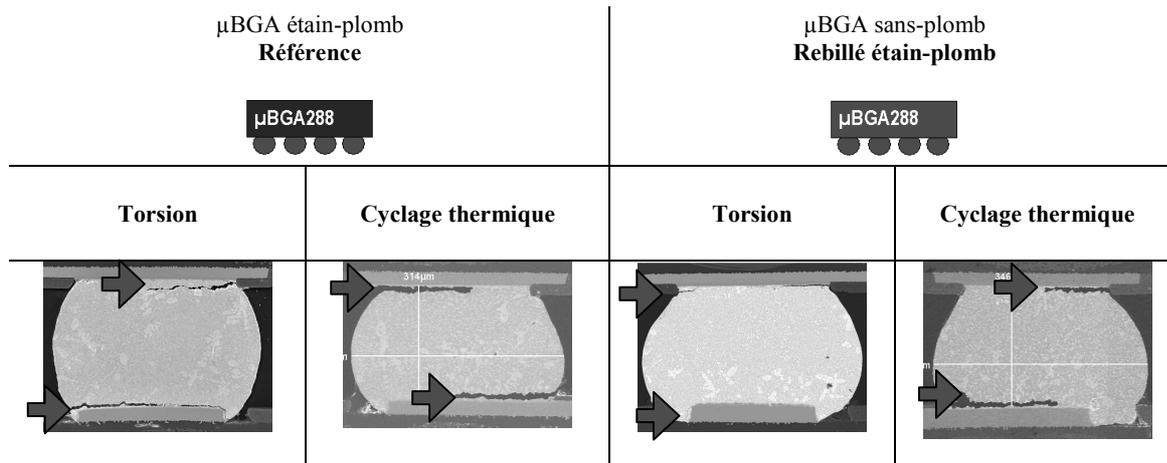


Tableau V-8 - Analyses de défaillance des composants μ BGA rebillés.

V.2.3.4 Composant CSP rebillés avec des billes eutectiques Sn63Pb37

V.2.3.4.1 Analyse de déformation en fonction de la température

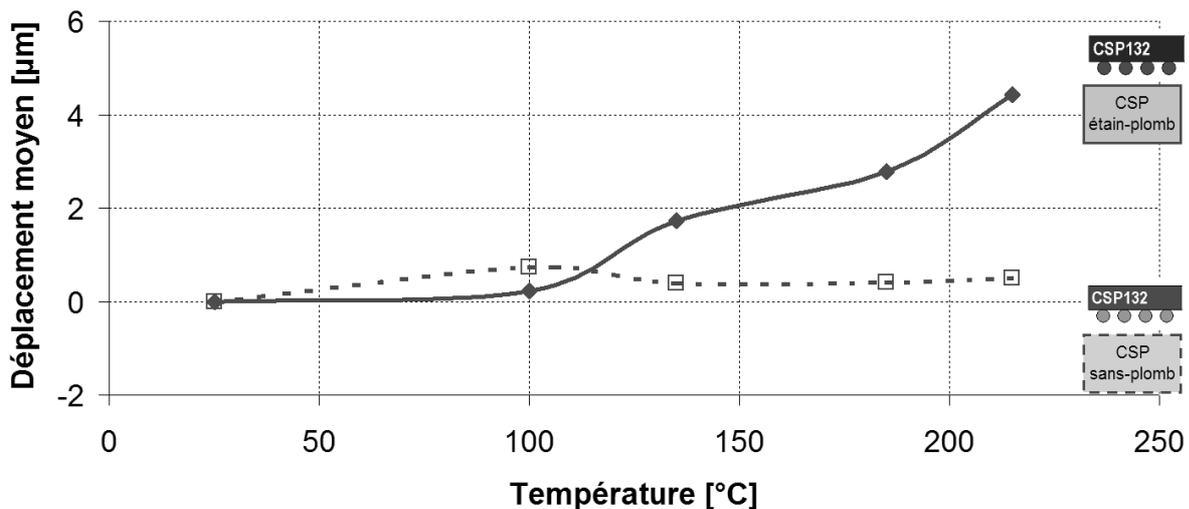


Figure V-9 - Synthèse du déplacement moyen pour les boîtiers CSP.

Les mêmes analyses par profilométrie pour la mesure de la stabilité thermique des boîtiers réalisée pour les μ BGA ont été faites pour les composants CSP. La figure V.9 montre la synthèse du déplacement moyen des boîtiers CSP en fonction de la variation de la température.

Le résultat observé pour les analyses par profilométrie indique une grande stabilité thermique pour ce type de composant. Cela peut être expliqué par la structure du boîtier. Les composants CSP (de l'anglais « Chip Scale Package ») ont une puce de silicium de taille comparable avec les dimensions du boîtier. Le silicium ayant une rigidité plus élevée que celle du boîtier assure cette stabilité en fonction de la température. La différence observée entre les deux versions de boîtiers CSP ne peut pas être considérée comme significative sur les résultats.

V.2.3.4.2 Résultats d'essai

La figure V.10 montre les résultats pour les deux types d'essais pour les composants CSP.

En cyclage thermique les deux résultats peuvent être considérés comme équivalents. La valeur de nombre de cycles à 50% de défaillances de la population est le même, on observe seulement une dispersion de résultats légèrement supérieure pour les composants rebillés. Cela nous permet de valider les procédés de rebillage pour les composants CSP.

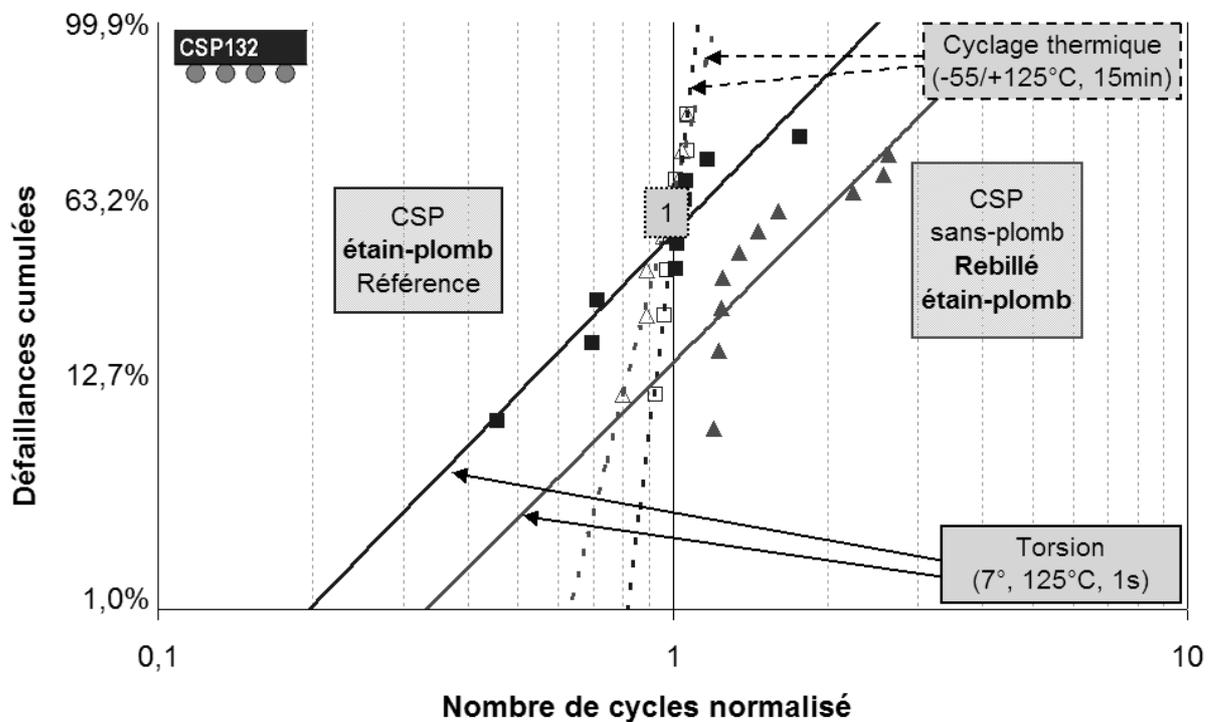


Figure V-10 - Comparaison des résultats des essais de torsion et de cyclage thermique ; Analyse des composants μ BGA sans-plomb rebillés avec des billes en alliage étain-plomb.

En torsion, on observe une évidente grande dispersion des résultats. On peut expliquer cette dispersion par le fait que les paramètres de torsion utilisés ont été définis à partir de l’analyse des composants BGA à pas de 1 mm : ces paramètres peuvent alors ne pas être adaptés aux composants CSP qui ont une distance entre les billes de seulement 0,5 mm. Cette dispersion du nombre de cycles à la défaillance limite l’analyse sur la meilleure tenue aux essais de torsion des assemblages de composants rebillés par rapport aux composants de référence.

V.2.3.4.3 Analyse de défaillances

Les analyses de défaillance des assemblages de composants CSP montrent des fissures dans le côté composant du joint brasé pour tous les cas d’analyse. Toutefois, les fissurations des billes en cyclage thermique sont dans l’interface du composant avec le joint brasé et en torsion sont un peu éloignées de cette interface.

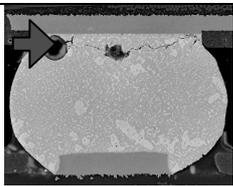
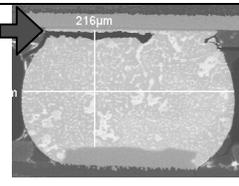
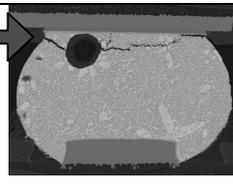
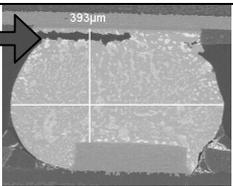
CSP étain-plomb Référence		CSP sans-plomb Rebillé étain-plomb	
CSP132		CSP132	
Torsion	Cyclage thermique	Torsion	Cyclage thermique
			

Tableau V-9 - Analyses de défaillance des composants µBGA rebillés.

V.2.4 Conclusion de la première démonstration industrielle

V.2.4.1 Procédé de rebillage

Les analyses menées ici par cyclage thermique et par torsion, ont permis de qualifier le procédé de rebillage comme une solution alternative pour l’utilisation des composants à billes sans-plomb en assemblages utilisant de l’alliage étain-plomb en configuration appelé « Backward ».

Cependant, la validité de ces résultats repose sur la qualité avec laquelle ces composants ont été rebillés. Il est nécessaire de remarquer également que les composants rebillés ne sont plus considérés sous le couvert de la garantie fournie par le fabricant des composants et que ce procédé spécifique engendre un surcoût de fabrication de l’assemblage électronique.

Analyse	Finition originale	Finition après rebillage	Résultat sur le procédé
CSP rebillé	sans-plomb	étain-plomb Sn63Pb37	Qualifié
µBGA rebillé	sans-plomb	étain-plomb Sn63Pb37	Qualifié
CBGA rebillé Billes eutectiques	sans-plomb	étain-plomb Sn63Pb37	Non qualifié
CBGA rebillé Billes non fusibles	sans-plomb	étain-plomb, avec bille Pb90Sn10	Qualifié

Tableau V-10 – Résultats de l’étude sur le procédé de rebillage.

Le tableau V.10 montre une synthèse des résultats de cette qualification. A noter que le procédé de rebillage a été validé pour les composants CBGA seulement dans le cas où les billes non-fusibles, d’alliage Pb90Sn10, sont utilisées.

V.2.4.2 Comparaison entre les essais de torsion et de cyclage thermique

L’applicabilité des essais de torsion a été démontrée dans l’analyse du procédé de rebillage pour les composants CBGA et µBGA, présentant des résultats similaires à ceux obtenus pour le cyclage thermique.

Par contre, nous avons pu noter que l’équivalence des résultats entre torsion et cyclage thermique n’est pas présente dans l’analyse du procédé de rebillage pour les composants CSP. La cause est très probablement liée aux paramètres du profil de torsion utilisés qui ont été définis pour des composants de pas de 1 mm.

Une analyse complémentaire a été possible par cette campagne d’essais. L’analyse de défaillances par microsection a permis de montrer une évolution de l’alliage étain-plomb pendant les essais de torsion. Le tableau V.11 montre une synthèse de ces analyses. Cependant, l’évolution de la microstructure en cyclage thermique reste supérieure à celle observée en torsion. Probablement cette évolution est liée au temps pendant lequel l’alliage reste à température élevée pendant l’essai, où la diffusion des atomes est activée. Ceci peut également justifier l’aspect des fissures qui dépendent de la taille de grains : en cyclage thermique les fissures sont plus épaisses qu’en torsion.

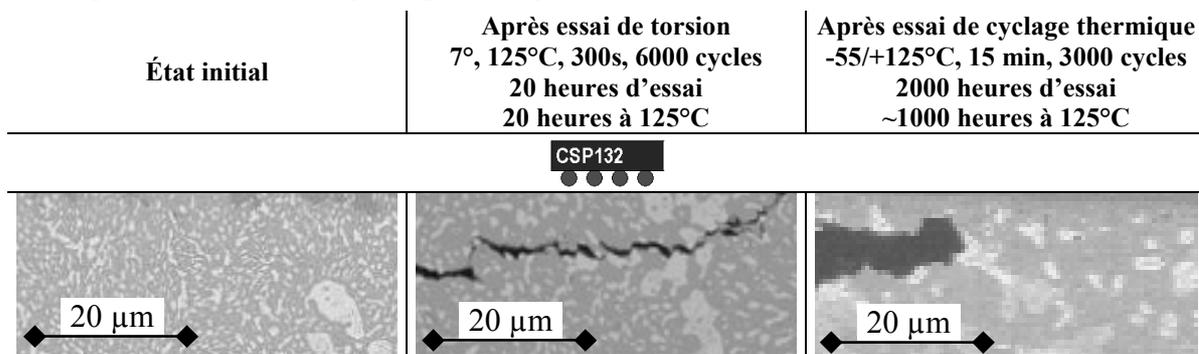


Tableau V-11 – Analyse de l’évolution de la microstructure de l’alliage étain-plomb Sn63Pb37.

V.3 Deuxième démonstration industrielle : Procédés d'assemblage

L'étude précédente a démontré le comportement particulier des assemblages utilisant des composants CBGA. Pour assurer un certain niveau de fiabilité thermomécanique de ces assemblages, il est nécessaire d'utiliser des billes non fusibles pendant le processus d'assemblage. Cela se fait afin d'obtenir une distance minimale entre le composant et la carte de circuit imprimé et ainsi assurer une réduction de la concentration de contraintes générées par la dilatation différentielle entre le composant et la carte.

En revanche, le joint brasé avec la bille non fusible impose une attention spéciale en ce qui concerne le volume de brasure eutectique déposée entre la bille non fusible et la carte par le procédé d'assemblage. Les volumes de brasure recommandés par un fournisseur de ce type de composant [IBM-02] sont les suivants :

- Volume minimum de $0,019 \text{ mm}^3$ pour assurer un minimum de tenue au cyclage thermique ;
- Volume maximal inférieur à $0,035 \text{ mm}^3$ pour éviter les court circuits entre les billes pendant l'assemblage.

L'évaluation de la fiabilité utilisée par ce fournisseur visait les profils de mission peu sévères puisque les essais accélérés ont été réalisés dans des conditions de cyclage thermique de $0/100^\circ\text{C}$ avec un temps de palier de 5 minutes.

L'objectif de cette démonstration industrielle est d'évaluer l'effet du volume de brasure pour des profils de mission des produits avioniques et militaires.

V.3.1 Technologies sélectionnées et définition des essais réalisés

En utilisant le même véhicule de test que celui de l'étude précédente, nous avons réalisé deux filières de cartes en faisant varier le volume de brasure du côté de la carte de circuit imprimé, les volumes de brasure adoptés sont les suivants :

- Volume de brasure de $0,035\text{mm}^3$, la valeur spécifiée comme maximale par le fournisseur de composants ;
- Volume de brasure de $0,024\text{mm}^3$, valeur supérieure à la limite inférieure de la recommandation du fournisseur.

La même campagne d'essai de la première démonstration industrielle a été appliquée. Les essais de cyclage thermique entre $-55/+125^\circ\text{C}$ avec 15 minutes de palier et les essais de torsion à 7° de torsion, 125°C et 300 secondes de temps de maintien.

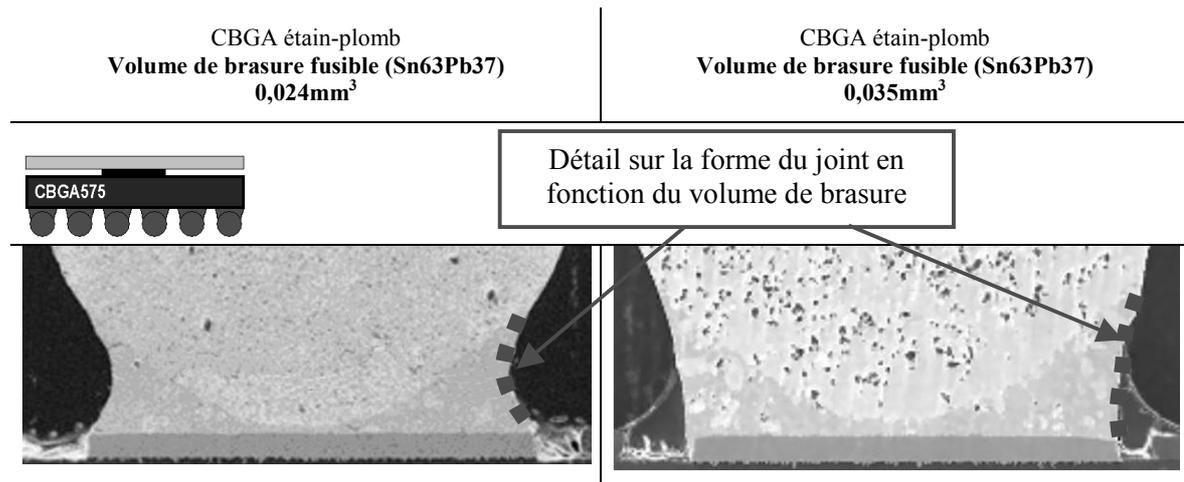


Tableau V-12 – Détail sur la forme du joint brasé des composants CBGA.

Le tableau V.12 montre, en détail, la forme du joint brasé en fonction du volume de brasure utilisé. On observe la formation d'un ménisque pour le volume de brasure le moins important et un remplissage plus important de l'espace entre la bille et la plage de cuivre pour le volume maximal.

V.3.2 Résultats des essais et analyses de défaillances

La même méthode d'analyse a été employée pour présenter les résultats des essais. La comparaison entre torsion et cyclage thermique est réalisée par la normalisation des résultats de test. La filière avec le volume maximal de brasure a été utilisée comme référence.

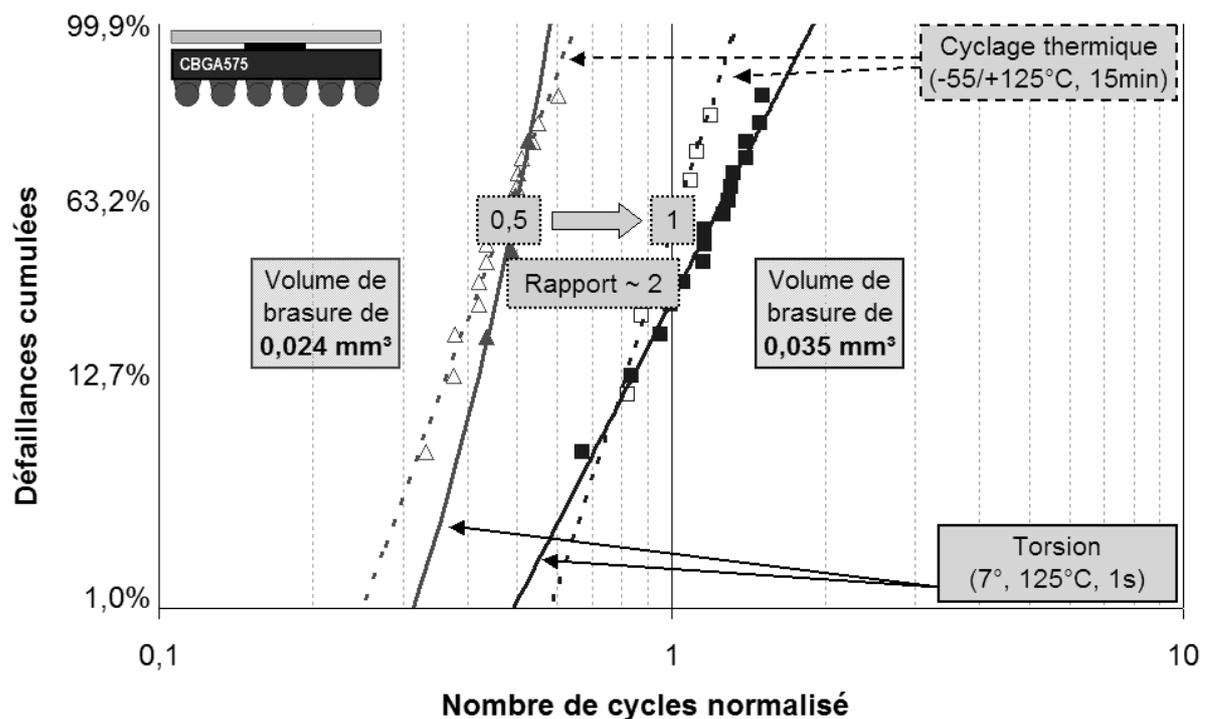


Figure V-11 – Comparaison des résultats des essais de torsion et de cyclage thermique.

On observe une importante différence entre les résultats des deux filières analysées. Les joints brasés de composants CBGA assemblés avec un dépôt de $0,024\text{mm}^3$ de brasure présentent une réduction de la performance en cyclage thermique et en torsion d'environ 50%.

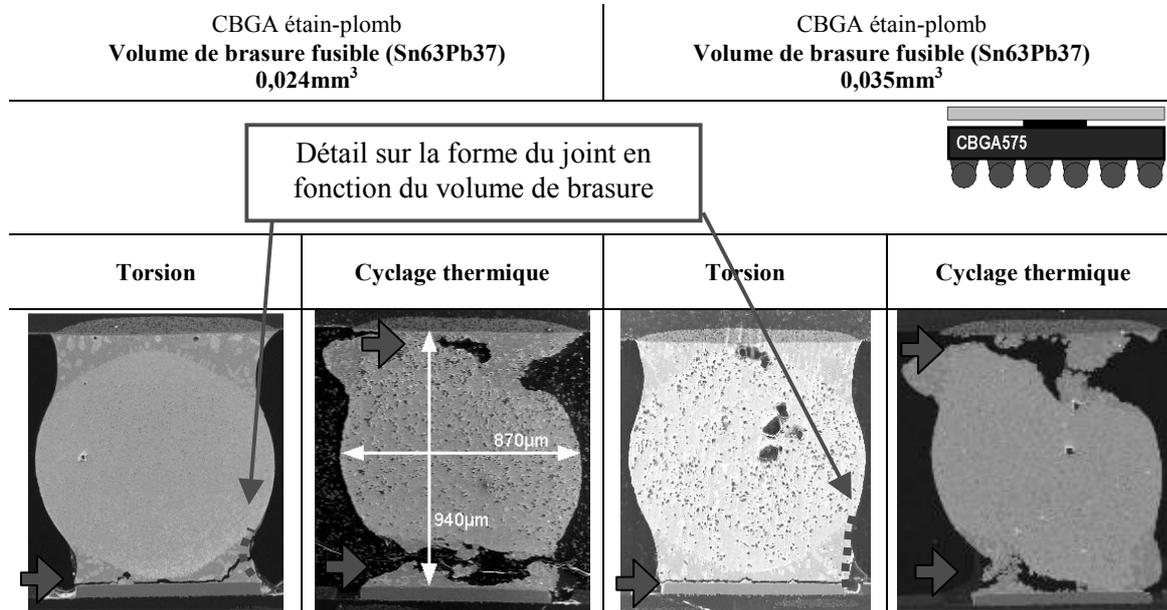


Tableau V-13 - Analyses de défaillance des composants CBGA en version étain-plomb.

Le tableau V.13 montre les analyses de défaillance des deux filières. En torsion, les fissures sont similaires et on peut observer la différence de la forme du joint du côté carte. En cyclage thermique, l'aspect très déformé du joint brasé ne permet pas l'observation du volume de brasure qui a été déposé.

V.3.3 Conclusion de la deuxième démonstration industrielle

V.3.3.1 Analyse du volume de brasure déposé par l'assemblage des composants CBGA en version étain-plomb équipés d'une bille non-fusible

Les résultats de ces essais ont montré clairement la forte dépendance de la performance en cyclage thermique des assemblages de composants CBGA en version étain-plomb équipés d'une bille non fusible en fonction du volume de brasure déposé par l'assemblage. Un facteur d'environ 2 a été trouvé entre les résultats de deux filières analysées.

V.3.3.2 Comparaison entre les essais de torsion et de cyclage thermique

Ces résultats ont confirmé encore une fois l'applicabilité de la méthodologie de test de torsion pour l'évaluation comparative de la fiabilité des assemblages électroniques.

V.4 Conclusion

Deux démonstrations de l'application des essais de torsion ont été réalisées.

La première démonstration est faite sur des composants rebillés. Le procédé de rebillage est proposé comme une solution alternative pour la phase de transition entre les alliages étain-plomb et sans-plomb. Les résultats des essais réalisés en torsion et en cyclage thermique démontrent que :

- Les assemblages utilisant des composants plastiques originellement sans-plomb et rebillés avec des alliages étain-plomb présentent une performance supérieure à celle des composants étain-plomb originaux. Ce résultat est probablement lié à la meilleure stabilité thermique des composants sans-plomb, dû au changement de tous les matériaux constituant le composant (substrat, colle, résine d'enrobage...) ;
- Les composants céramiques sans-plomb rebillés avec un alliage eutectique étain-plomb présentent une performance de tenue des joints brasés au cyclage thermique inférieure à celle des composants étain-plomb. Il est donc nécessaire que ces composants soient rebillés avec des billes non fusibles en alliage 90Pb/10Sn pour assurer une performance comparable à celle des composants étain-plomb originaux, comme démontre les essais de torsion.

La deuxième comparaison a été faite à partir des deux séries de cartes assemblées dans des procédés d'assemblage légèrement différentes. Les résultats des essais réalisés en torsion et en cyclage thermique démontrent que le volume de brasure utilisé est un paramètre clé pour les composants CBGA ayant une bille non fusible.

Toutes les conclusions de cette étude obtenues par les essais de torsion ont été validés par les essais de cyclage thermique. En torsion ou en cyclage thermique, le rapport entre les procédés industriels analysés est très similaire pour les composants de pas de 1mm. Il reste pourtant à définir les paramètres de torsion pour des composants à pas de l'ordre de 0,5mm.

Les deux démonstrations réalisées en essai de torsion en comparaison avec les essais de cyclage thermique montrent que l'essai de torsion est un outil pratique pour l'évaluation comparative entre les paramètres de design et entre les procédés d'assemblage.

Chapitre VI - Analyse de l'endommagement cyclique par FEA

L'objectif de ce chapitre est d'analyser l'endommagement généré dans les joints brasés d'un composant BGA par la méthode des éléments finis (FEA de l'abréviation en anglais pour « Finite Element Analysis »). Une loi d'endommagement sera établie en s'appuyant sur les résultats du plan d'expériences du chapitre IV.

VI.1 Introduction

Dans ce chapitre nous étudierons la prédiction de la durée de vie en torsion des joints brasés des composants électroniques assemblés par la relation entre l'endommagement cyclique et le nombre de cycles à la défaillance. L'analyse de l'endommagement cyclique sera faite par la FEA et nous utiliserons les résultats expérimentaux des essais de torsion du chapitre IV pour étudier cette relation.

Nous allons d'abord décrire les différences fondamentales entre les cyclages mécanique et de variation de la température. Les mécanismes physiques de déformation des métaux seront mis en évidence, suivie de la description de la méthode des éléments finis. Ensuite nous présenterons l'analyse simplifiée des essais de torsion par la méthode des éléments finis. Enfin, nous ferons une étude de l'indicateur d'endommagement représentatif des essais de torsion. A partir des résultats du plan d'expériences du chapitre IV, il sera proposé une loi d'endommagement spécifique pour ce type d'essai.

VI.2 Analyse prédictive de la durée de vie des interconnexions des composants électroniques

La prédiction de la durée de vie appliquée aux interconnexions de deuxième niveau des composants électroniques repose sur la définition d'une relation entre l'endommagement cyclique estimé et le nombre de cycles à la défaillance obtenu par expérimentation. **Cette relation est appelée dans ce travail loi d'endommagement.**

L'objectif de ce type d'analyse est de pouvoir, à partir des résultats d'essais accélérés, estimer la durée de vie probable de l'assemblage électronique (joints brasés) en opération ou comparer entre deux objets similaires la durée de vie estimée. Cette analyse se fait donc à partir d'un modèle d'endommagement cyclique et de nombre de cycles à la défaillance. En estimant l'endommagement généré en essai et celui en opération et en connaissant le nombre de cycles à la défaillance en essai accéléré, on estime la durée de vie en opération. Cela suppose que le profil de mission du produit en opération est bien caractérisé.

VI.2.1 Analyse selon les types de mécanismes de défaillance oligocyclique

Avant tout propos, nous voudrions mettre en évidence les différences entre les mécanismes de défaillance oligocyclique (avant environ 10^4 cycles) par le cyclage de contraintes mécaniques, comme dans le cas des essais de torsion, et par le cyclage en température qui caractérise les contraintes typiques d'endommagement des assemblages électroniques en opération.

VI.2.1.1 Fatigue par contraintes mécaniques cycliques

Les contraintes mécaniques cycliques peuvent mener à une défaillance oligocyclique quand une déformation plastique est générée à chaque cycle.

L'analyse de la fatigue par des contraintes mécaniques s'effectue en général à température constante. Cela a du sens puisque l'on peut considérer qu'un système mécanique opère à une température stable ou de faible dispersion et permet aussi de simplifier l'analyse de la fatigue car les propriétés mécaniques de matériaux (module de Young, limite d'élasticité...) sont fortement dépendantes de la température.

Les études menées par Manson, décrites dans le sous-chapitre I.2.4.4, ont été réalisées pour des cycles de contraintes mécaniques relativement rapides (cycles de traction ou de flexion dans l'ordre de 1 Hz). Ainsi, les effets de déformation par fluage sont négligeables puisque le matériau n'a pas le temps de relaxer les contraintes. De plus, les matériaux comme l'acier ou le fer pur présentant une température de fusion à environ 1600°C la température d'opération (normalement la température ambiante) est bien en-deçà de la température à partir de laquelle les effets de relaxation et fluage deviennent significatifs (environ 50 % de la température en Kelvin ou température homologue égale à 0,5) pour les métaux.

Les essais de torsion appliqués aux assemblages électroniques utilisent le même principe de chargement mécanique cyclique à température constante. Toutefois, la déformation plastique de fluage doit être considérée pour l'analyse de l'endommagement en torsion pour deux raisons principales :

- Les alliages (étain-plomb ou sans-plomb) utilisés pour les interconnexions de composants électroniques assemblés ont un comportement viscoplastique pour toute la gamme de température d'opération (température de fusion entre 180 et 240°C, les valeurs équivalentes des températures homologues de 0,5 se trouvent entre -46 et -16°C) ;
- Les temps de maintien sous contraintes sont suffisamment longs pour permettre la relaxation de contraintes et le fluage du matériau. Par exemple, selon le guide IPC-TM-785 [IPC-92], le temps nécessaire pour apercevoir les effets de la relaxation de l'alliage étain-plomb à 100°C doit être supérieur à environ 5 minutes.

VI.2.1.2 Fatigue par le cyclage thermique

La fatigue par le cyclage thermique est typique des structures hétérogènes, constituées de différents matériaux avec écart significatif de coefficient de dilatation thermique. L'analyse de la fatigue par le cyclage thermique des interconnexions de composants électroniques assemblés doit prendre en compte les aspects du matériau de l'alliage et du profil de température appliqué. De plus, il faut aussi prendre en compte la variation des propriétés mécaniques des alliages puisque ces propriétés sont fortement dépendantes de la température. Les contraintes générées par le procédé d'assemblage du composant doivent aussi être considérées.

On peut donc constater que la transposition directe des relations d'endommagement développées pour le cyclage mécanique ne peut pas être directement réalisée pour les cycles de variation de température.

VI.2.2 Mécanismes de déformation plastique

Le plan d'expériences des essais de torsion du chapitre IV, montre une forte réduction (entre 3 et 10 fois) du nombre de cycles à la défaillance en fonction de la valeur du temps de maintien, comme il est montré dans le tableau VI.1.

Angle [°]	Température [K]	Temps de maintien		Facteur entre 1 et 300s
		1s	300s	
7	298	7813	2095	3,7
7	398	1519	152	10,0
12	298	1747	286	6,1
12	398	309	97	3,2

Tableau VI-1 – Analyse de l'influence du temps de maintien sous contraintes pour les résultats expérimentaux du chapitre IV.

Les résultats du plan d'expériences de torsion indiquent aussi une forte dépendance du nombre de cycles à la défaillance de la température. Le tableau VI.2 montre l'analyse de l'influence de la température pour les essais de torsion. On observe une réduction du nombre de cycles à la défaillance entre environ 3 et 13 fois quand la température d'essai passe de 25 à 125°C.

Angle [°]	Temps de maintien [s]	Température		Facteur entre 298 et 398K
		298K	398K	
7	1	7813	1519	5,1
7	300	2095	152	13,8
12	1	1747	309	5,7
12	300	286	97	2,9

Tableau VI-2 - Analyse de l'influence de la température pour les résultats expérimentaux du chapitre IV.

L'explication physique pour ces résultats est basée sur l'analyse des mécanismes d'endommagement par le changement de la microstructure des matériaux cristallins [FRA-92, FRA-93] :

- Les déformations plastiques instantanées se traduisent dans la microstructure par le glissement des plans d'atomes. Pour cela, les niveaux de contraintes appliquées doivent être suffisants pour franchir les obstacles intrinsèques (friction de réseau atomique) et étrangers (impuretés, précipités) aux plans d'atomes de glissement. Cet effet est certainement dépendant de la valeur de la température, car la friction entre atomes dans la structure cristalline diminue en fonction de l'augmentation de la température. Cela suppose donc que l'endommagement généré par une même contrainte est plus important à une température plus élevée.
- Les déformations viscoplastiques, représentées par les effets de fluage et de relaxation de contraintes et dépendantes du temps, sont très dépendantes de la valeur de température. La diffusion thermique détermine la dépendance en température du fluage.
- En considérant les périodes de temps inférieures à quelques dizaines d'heures, le comportement viscoplastique des métaux est le suivant :
 - Pour les températures inférieures à 30% de la température absolue de fusion matériau : le fluage est négligeable. Les matériaux ne peuvent se déformer plastiquement que par les déformations plastiques instantanées, (le cas typique des aciers) ;

- Pour les températures entre 30 et 70% de la température absolue de fusion : la déformation se réalise plus facilement par la diffusion des atomes qui réduisent les obstacles des dislocations dans les plans de glissement ;
- Pour les températures supérieures à environ 70% de la température de fusion : la diffusion rapide d'atomes au sein des grains, de manière anisotrope dans la direction de contraintes, permet la création de déformations permanentes par la modification de la forme de grains.

Les alliages utilisés dans l'électronique ont une particularité d'être utilisés à des températures où les déformations viscoplastiques sont importantes puisque leur point de fusion est aux environs de 500 K (entre 183°C pour l'étain-plomb et 245°C pour certains alliages sans-plomb). La température d'opération est normalement comprise entre 0 et 100°C, c'est-à-dire, dans le domaine de fluage par dislocation et de fluage par diffusion.

L'analyse de l'endommagement appliquée aux essais de torsion doit donc prendre en compte ces deux mécanismes physiques de déformation plastique : la déformation plastique instantanée, dépendante de la valeur de température, et la déformation plastique générée par le fluage, également dépendante de la valeur de la température et aussi de celle du temps de maintien sous contraintes.

VI.2.3 Méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis est utilisée pour chercher une solution approchée des problèmes de physique, plus généralement des problèmes mécaniques. Elle consiste à résoudre un système d'équations aux dérivées partielles avec des conditions limites, qui permettent d'assurer l'existence et l'unicité d'une solution. L'élaboration d'un problème physique est faite à partir de la discrétisation d'un système par des éléments ayant une loi de comportement associée.

VI.2.3.1 Méthode des éléments finis appliquée aux assemblages électroniques

L'application de cette méthode aux assemblages électroniques dépend du type de problème à résoudre.

Pour la plupart des analyses de mode vibratoire, cette méthode permet d'aider à la conception des cartes électroniques en déterminant les modes vibratoires et les amplitudes de flexion d'un système embarqué. Pour ce type d'analyse la carte de circuit imprimé est modélisée comme une structure simple ayant des éléments de masse équivalente à celle des composants assemblés dessus. Les lois de comportement sont alors réduites aux propriétés fondamentales comme le coefficient de Poisson, le module de Young et le coefficient d'expansion thermique.

Les analyses de l'endommagement des interconnexions des composants assemblés requièrent une modélisation de maillage plus fin et des lois de comportement qui considèrent le comportement non-linéaire des alliages électroniques. Quelques considérations sont d'abord nécessaires sur la FEA pour mieux comprendre les simplifications nécessaires pour l'étude de l'endommagement et, par conséquent, les considérations qui doivent être faites pour l'interprétation des résultats.

Une première difficulté pour la modélisation d'un assemblage électronique est liée à l'échelle de chaque élément de la structure. Parmi les éléments difficiles à modéliser, nous pouvons citer la structure de la carte de circuit imprimé, des composants ayant un nombre important d'interconnexions, les plages de cuivre, etc. Cela impose donc des simplifications du modèle qui doivent être judicieuses pour éviter de réduire la pertinence des résultats.

Ensuite, les lois de comportement doivent être caractérisées pour les différents matériaux de la structure. Cette problématique est particulièrement importante pour les alliages à cause du comportement plastique fortement dépendant de la valeur de la température, du temps et de la contrainte appliquée. De plus, les phénomènes de vieillissement de la microstructure et des interfaces intermétalliques sont difficiles à modéliser. Ceci demande un **travail de base important et coûteux pour la caractérisation du comportement de ces matériaux**, avec la nécessité de prendre en compte le fluage relativement important et qui est généralement négligé pour d'autres métaux ou alliages avec une température de fusion plus élevée.

Finalement, les simulations réalisées pour l'étude de l'endommagement nécessitent le calcul de plusieurs cycles de chargement pour converger vers une solution stable. La grande dimension des modèles et de pas de chargement imposent des limitations liées au stockage de données et de puissance de calcul des ordinateurs actuels, qui exigent de choisir un compromis entre la complexité du modèle, le type de maillage, la définition des lois de comportement et le temps de calcul.

Toutefois, même si on considère un assemblage électronique bien modélisé, si les lois de comportement sont bien représentatives des matériaux utilisés et si la simulation converge après plusieurs cycles, l'analyse critique des résultats du modèle est indispensable pour l'interprétation des résultats. De surcroît, les modèles à structures hétérogènes présentent certaines singularités de calcul qui ne doivent pas être considérées.

VI.2.4 Objectifs du travail de ce chapitre

Les méthodes d'estimation de l'endommagement par FEA semblent se présenter comme l'approche incontournable et complémentaire aux expérimentations pour l'étude de la fiabilité des assemblages électroniques.

Les résultats des essais de torsion dans plusieurs profils différents présentent un avantage important par rapport aux essais de cyclage thermique dans la compréhension de l'endommagement :

- L'endommagement en torsion est généré à température constante ce qui permet de s'affranchir des perturbations liées au changement des propriétés de matériaux à des températures différentes ;
- Les temps de maintien sous contraintes peuvent varier de quelques secondes à plusieurs minutes et par conséquent l'endommagement généré par le fluage peut être évalué.

Dans cette étude, nous allons étudier l'indicateur d'endommagement adapté pour les essais de torsion pour le développement d'une loi d'endommagement appliquée à ce type d'essai.

VI.3 Analyse simplifiée de l'essai de torsion par FEA

Afin d'étudier l'indicateur d'endommagement pour les essais de torsion en s'appuyant sur les résultats expérimentaux du plan d'expériences du chapitre IV, nous avons mené un plan d'expériences par FEA.

La comparaison des résultats de simulation avec nos résultats expérimentaux présente deux avantages majeurs dans l'objectif d'apporter une contribution à l'étude de la prédiction de la durée de vie :

- Premièrement, il s'agit d'un plan d'expériences complet d'analyse de la fatigue des interconnexions d'assemblages électroniques par expérimentation ;
- Deuxièmement, les essais de torsion sont réalisés à différentes températures constantes. Cela permet d'analyser l'effet de la fatigue des joints brasés en fonction de la température.

VI.3.1 Description de la méthodologie employée

Les modèles utilisés ont été simplifiés à l'extrême pour éviter toute perturbation qui puisse engendrer des effets secondaires. Nous nous sommes intéressés seulement à l'effet des paramètres d'essai (température, l'angle de torsion et temps de maintien) sur le nombre de cycles à défaillance.

VI.3.1.1 Principe de caractérisation simplifiée de la torsion

Le modèle utilisé (figure VI.1) est constitué de trois éléments principaux représentant un seul joint brasé de composant BGA, un volume avec des propriétés de l'alliage représentant la bille et deux volumes de matériaux non déformables représentant la carte de circuit imprimé et le composant.



Figure VI-1 - Schéma du modèle utilisé.

Le chargement de contraintes en torsion a été simplifié dans un mécanisme simple de déplacement relatif entre le composant et la carte. Cette simplification est justifiée à partir des résultats de l'étude de distribution de contraintes sur les joints brasés du chapitre II. La figure II.26 montre un schéma du mécanisme de défaillance représenté de façon simplifiée.

Ce chargement de contraintes, appelé ici de chargement de déplacement isothermique, est représenté dans le schéma de la figure VI.2. Pour ce modèle la partie représentant la carte a été encastrée et la partie représentant le composant a été déplacée dans les deux sens à une amplitude de déplacement constante. La température d'essai est maintenue constante.

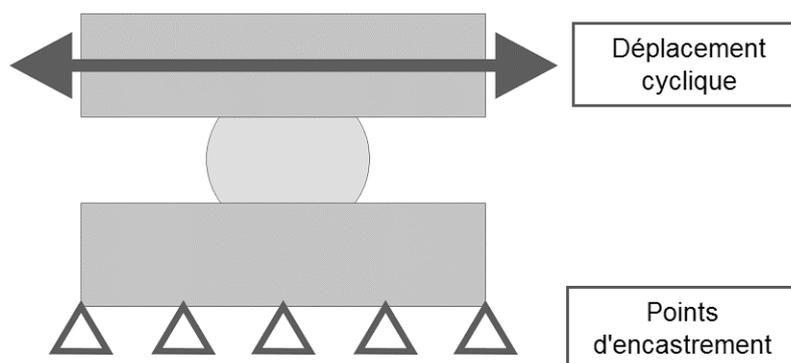


Figure VI-2 - Schéma d'encastrement et chargement du modèle de déplacement isothermique.

Les paramètres du profil de chargement de contraintes sont le temps de maintien (t_m), identique pour les deux côtés de déplacement, la valeur de l'amplitude de déplacement (D), le temps de transition de déplacement entre deux côtés t_t associé à la vitesse de torsion et la température d'essai (T). Le schéma de la figure VI.3 représente le cycle de chargement.

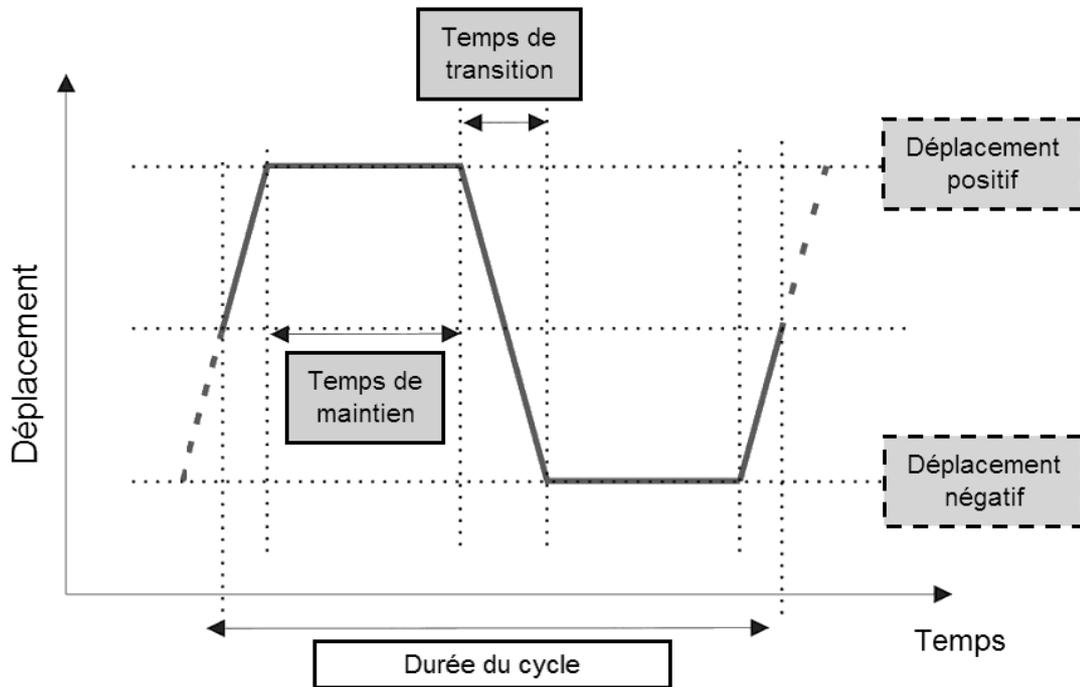


Figure VI-3 - Cycle de chargement pour le modèle de déplacement isothermique.

Ces travaux ont été réalisés avec le logiciel de FEA ANSYS, version 10.0.

Le modèle a été construit en deux dimensions et avec un nombre très réduit d'éléments pour permettre la réalisation d'un nombre important de cas de simulations à grand nombre de cycles. L'ensemble du modèle utilise l'élément PLANE182. Les couches représentant le composant et la carte ont des propriétés mécaniques simplifiées : le comportement est linéaire, le module de Young utilisé est de 10^{18} Pa, le coefficient de Poisson de 0,3 et coefficient de dilatation thermique égal à zéro.

VI.3.1.2 *Modèle de comportement du matériau de l'alliage*

Les volumes représentant la bille d'alliage utilisent les propriétés de l'alliage eutectique étain-plomb (Sn63Pb37). Le modèle de comportement de cet alliage a été construit à partir de la bibliographie. Le comportement élastoplastique est représenté par un modèle multilinéaire créé à partir des résultats de Wiese [WIE-02] et le comportement de fluage est représenté par un modèle de Garofalo selon les propriétés publiées par Lau [LAU-03]. Les différentes propriétés qui constituent la loi de comportement de l'alliage sont montrées dans le tableau VI.3.

Coefficient de Poisson	Coefficient d'Expansion Thermique	Modèle Multilinéaire (comportement plastique) [WIE-02]	Modèle Garofalo (comportement de fluage) [LAU-03]
0,35	24,6.10 ⁻⁶ [°C ⁻¹]	T = 278K $\epsilon = 7.10^{-4} - \sigma = 21\text{MPa}$ $\epsilon = 3.10^{-3} - \sigma = 41\text{MPa}$ $\epsilon_{\text{max}} - \sigma = 600\text{MPa}$ T = 323K $\epsilon = 7.10^{-4} - \sigma = 19\text{MPa}$ $\epsilon = 3.10^{-3} - \sigma = 31\text{MPa}$ $\epsilon_{\text{max}} - \sigma = 400\text{MPa}$	$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} = C_1 [\sinh(C_2 \sigma)]^{C_3} \exp\left(-\frac{C_4}{T}\right)$ où : $C_1 = 462 (508-T)/T [1/s]$ $C_2 = 1/(37,78.10^6 - 74414.T) [K^{-1}]$ $C_3 = 3,3$ $C_4 = 6360 [K]$

Tableau VI-3 – Loi de comportement utilisée pour l’alliage.

VI.3.1.3 Valeur des paramètres du plan d’expériences

Nous avons appliqué un plan d’expériences complet pour analyser l’influence des paramètres sur les indicateurs d’endommagement. Le choix des valeurs pour chaque paramètre a été fait pour représenter au mieux les cycles de torsion. Le tableau VI.4 montre une synthèse des valeurs utilisées pour chaque paramètre selon les critères suivants :

- Les valeurs de température utilisées ont été choisies à partir des valeurs de température des essais de torsion (25 et 125°C) et aussi de celles utilisées pour la définition des lois de comportement utilisées (5 et 50°C) ;
- Le temps de transition a été fixé à 2,5 secondes, le temps approximatif pour une transition entre +7° à -7° avec une vitesse de 5°/s ;
- Les valeurs du temps de maintien utilisées sont celles utilisées pour l’expérimentation (1 et 300 s) ainsi que des valeurs plus élevées pour prendre en compte une relaxation complète.
- Les valeurs de déplacement ont été choisies en fonction de la valeur de déplacement relatif observée pour les essais de torsion. Cette équivalence a été faite de façon approximative en tenant compte de la déformation résultante observée sur la carte par analyse d’extensométrie, analyse de la figure II.22, et en appliquant cette déformation sur la moitié de la taille du composant PBGA256 utilisé pour les essais. A titre d’exemple, on donne dans l’équation VI.1 les ordres de grandeur obtenus pour les deux valeurs d’angle étudiées.

Paramètres	Alliages	Température	Déplacement	Temps de Transition	Temps de Maintien
Valeurs sélectionnées	Sn63Pb37	125°C			1s
		100°C	2µm		120s
		75°C	5µm	2,5s	300s
		50°C	10µm		900s
		25°C	20µm		3600s

Tableau VI-4 - Paramètres utilisés pour le plan d'expériences complet de simulation.

Équation VI-1- Calcul de la valeur de déplacement

$$Dép = Déf(A) * Dist$$

$$A = 7^\circ \rightarrow Dép = 450 \cdot 10^{-6} * 11,3 \cdot 10^{-3} = 5,09 \mu m$$

$$A = 12^\circ \rightarrow Dép = 800 \cdot 10^{-6} * 11,3 \cdot 10^{-3} = 9,02 \mu m$$

Où :

Dép : Déplacement

Déf(A) : Moitié de la déformation de la carte dans la région homogène pour l'excursion positive et négative en torsion à une valeur d'angle A

Dist : Distance entre le centre du composant et le centre de la bille de coin (Pas de billes*Nombre de billes dans la diagonale*racine de 2)

VI.3.1.4 Considérations sur le modèle utilisé

Le modèle représentant le mécanisme de torsion a été extrêmement simplifié car nous avons décidé de privilégier la vitesse de calcul pour réaliser le plan d'expériences complet avec un nombre de cycles permettant d'observer la convergence des valeurs des indicateurs d'endommagement vers un régime permanent stable. Les procédés d'assemblage du composant sur la carte n'ont pas été simulés, le système présente des contraintes nulles à la température de la simulation.

VI.3.2 Résultats complets pour un cas du plan d'expériences

D'abord, nous présenterons l'analyse des contraintes et des déformations observées dans le modèle pour un des cas du plan d'expérience. Le cas choisi est celui de déplacement (D) de 10 μm à une température (T) de 125°C avec un temps de maintien (t_m) de 300 secondes. Le chargement des 10 cycles de déplacement en fonction du temps est montré dans la figure VI.4.

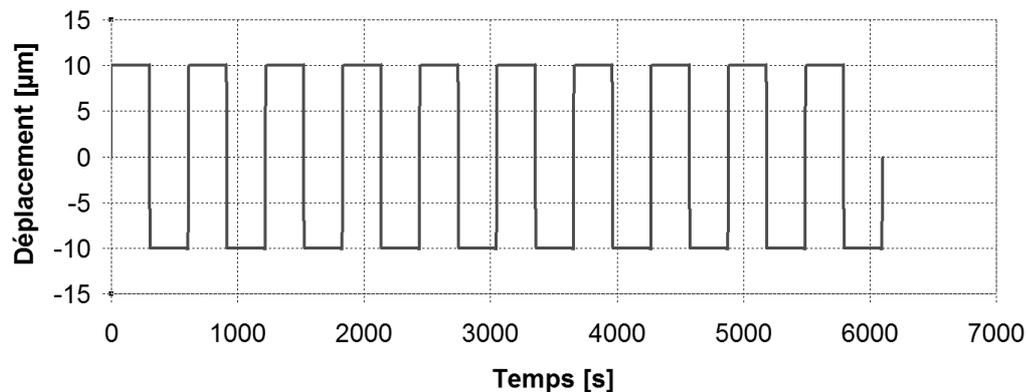


Figure VI-4 - 10 cycles de chargement de déplacement ; Temps de maintien de 300s, déplacement de 10μm et température de 125°C.

VI.3.2.1 Sélection de la région pour l'analyse comparative

Avant toute analyse, nous avons étudié la distribution des contraintes et des déformations. La figure VI.5 montre la distribution des déformations inélastiques (plastiques et de fluage) sur l'ensemble de la région de l'alliage.

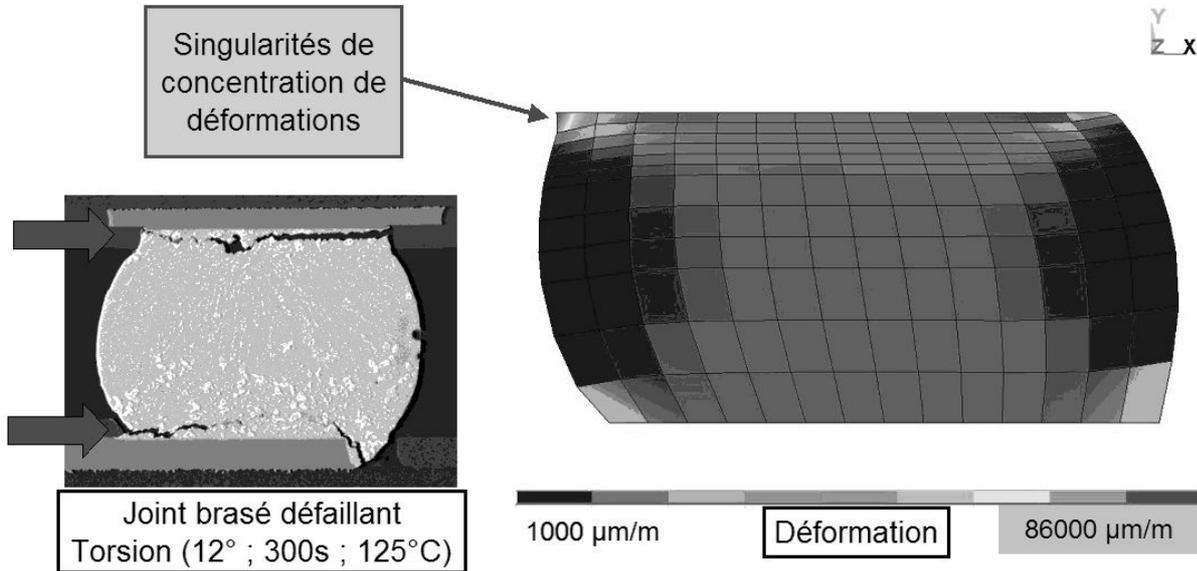


Figure VI-5 – Distribution des déformations inélastiques sur la région de l'alliage. Le déplacement est augmenté d'un facteur 10 pour mettre en évidence la déformation de la bille.

La distribution de déformations sur la bille met en évidence la concentration des déformations dans les extrémités des interfaces entre la bille, la carte et le composant. Ceci peut être également observé dans les analyses de défaillance du chapitre IV. La photo de la bille fissurée en détail sur la figure VI.5 montre les fissures dans les régions de concentration de déformations.

On observe encore sur la figure VI.5 les singularités de calcul qui ne doivent pas être considérées. Ce phénomène de singularités de calcul est justifié par le fait qu'en utilisant un maillage d'éléments de dimensions de plus en plus réduites dans ces régions, la valeur de déformation fournie par le logiciel peut varier de façon importante. Nous avons alors choisi d'étudier l'endommagement sur la région adjacente à celle qui présente les singularités, comme il est indiqué dans la figure VI.6.

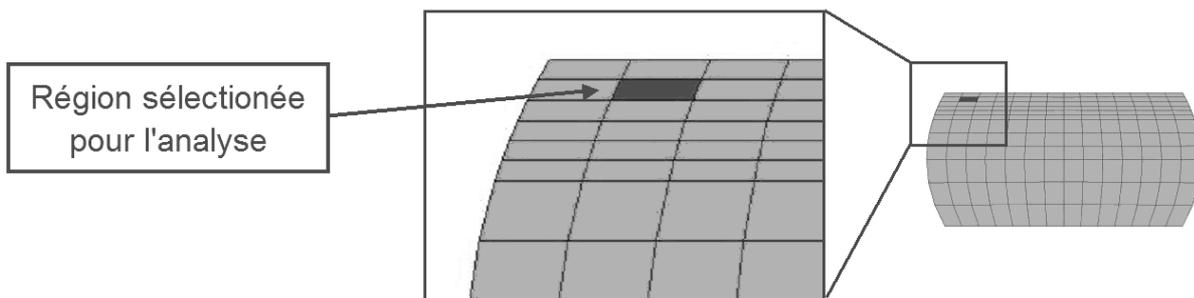


Figure VI-6 – Région sélectionnée pour l'analyse de l'endommagement.

VI.3.2.2 Analyse préliminaire de contraintes et déformations

Les valeurs des contraintes et des déformations ont été moyennées utilisant la pondération par volume des éléments dans la région d'analyse pour chaque pas de calcul. L'intérêt de cette procédure est de déduire une valeur représentative de l'endommagement de la brasure. Nous avons utilisé la formule employée par Darveaux [DAR-02], montrée dans l'équation VI.2.

Équation VI-2 - Calcul de la moyenne pondérée par volume.

$$\Delta Var_{moyen} = \left(\sum_i^n \Delta Var_i \times V_i \right) / \left(\sum_i^n V_i \right)$$

Où :

- Var : variable (déformation ou contrainte)
- V : volume
- n : nombre d'éléments
- i : indice de l'élément

La figure VI.7 montre les valeurs de contrainte de cisaillement XY moyennées par volume pour le deuxième cycle de déplacement simulé. On observe d'abord la symétrie de contraintes pour les deux sens de déplacement et ensuite la relaxation de contraintes. Pour ce cas, la valeur de contrainte initiale est d'environ 8,7 MPa et à la fin du déplacement la contrainte mesure environ 0,58 MPa. **On observe donc une relaxation d'environ 90% de la valeur de contrainte initiale.**

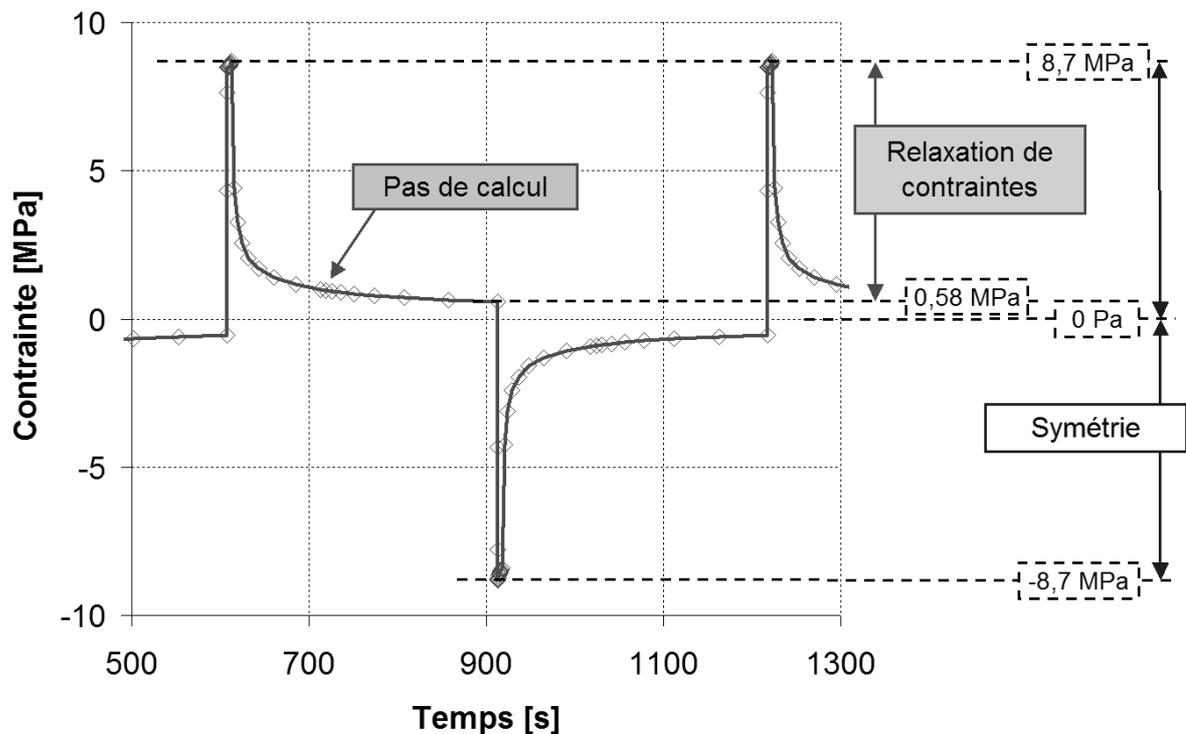


Figure VI-7 - Contrainte de cisaillement XY pour un cycle ($t_m = 300s$, $D = 10\mu m$, $T = 125^\circ C$)
Indication de symétrie des valeurs par rapport la position initiale et la relaxation de contraintes.

Les valeurs de déformation de cisaillement XY totale, (élastique + plastique + fluage) moyennées par volume dans la tranche analysée sont présentées dans la figure VI.8. Ces déformations correspondent au chargement des contraintes de la figure VI.7. La symétrie des valeurs est aussi observée par rapport à la position initiale en correspondance avec les valeurs de contraintes.

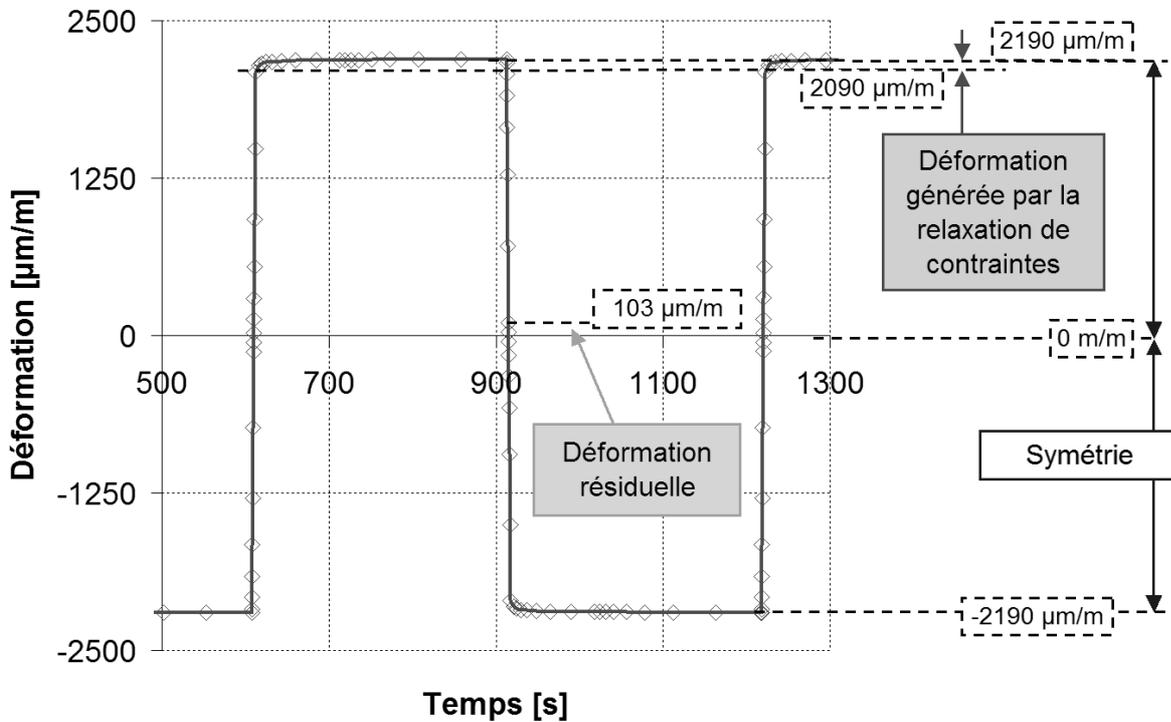


Figure VI-8 – Déformation de cisaillement XY pour un cycle ($t_d = 300s$, $D = 10\mu m$, $T = 125^\circ C$) Indication de symétrie des valeurs par rapport à la position initiale et à la déformation générée par la relaxation des contraintes.

On observe une déformation résiduelle à la fin de chaque palier de déplacement de $103 \mu m/m$. Cette déformation est induite par la valeur de contrainte résiduelle de $0,58 \text{ MPa}$, observée dans la figure VI.7. Une part de cette déformation peut être considérée comme élastique puisqu'une contrainte de $0,58 \text{ MPa}$ sur un matériau de module de Young de $27,1 \text{ GPa}$ génère environ $21,4 \mu m/m$. La différence d'environ $80 \mu m/m$ peut être imputée aux imprécisions du modèle ou à l'endommagement résiduel par plasticité.

Il est important également de noter les valeurs de déformation en fonction du temps de maintien. Au début de cette période, la déformation totale est mesurée à environ $2090 \mu m/m$ et à la fin du palier de déplacement, à $2190 \mu m/m$. **La valeur de déformation générée par la relaxation de contraintes équivaut alors à environ $100 \mu m/m$, soit seulement 5% de la déformation totale mesurée.**

VI.3.3 Choix de l'indicateur de l'endommagement

Comme il a été discuté dans le sous-chapitre VI.2.2, les alliages utilisés pour les joints brasés des composants électroniques ont une température de fusion relativement faible par rapport à la température d'utilisation et à la température ambiante. La fatigue oligocyclique est alors générée par deux mécanismes de déformation, la déformation plastique instantanée et la déformation plastique générée par le fluage.

En utilisant les observations des résultats des essais de torsion (tableau VI.1), qui ont montré une réduction importante du nombre de cycles à la défaillance en fonction de la température et du temps de maintien, et les observations sur la déformation générée pendant la période de maintien sous contraintes calculée par FEA (figure VI.8), nous avons conclu que l'endommagement généré par la déformation plastique et celui généré par le fluage doivent être pondérés. C'est-à-dire, la relation entre la déformation en fluage et l'endommagement est différente de celle entre la déformation plastique et l'endommagement.

A la lumière de ces résultats, nous avons calculé les valeurs de déformation plastique et en fluage séparément pour chaque cas du plan d'expériences en torsion pour réaliser l'analyse de l'endommagement.

VI.3.4 Résultats du plan d'expérience

Le tableau VI.5 montre les résultats du plan d'expériences en simulation correspondant aux mêmes cas des essais de torsion réalisés dans le chapitre IV. Les résultats pour l'ensemble des expériences sont donnés dans l'annexe A.

Angle de torsion équivalent	Déplacement	Temps de Maintien	Température	Valeur maximale de la déformation	
				plastique instantanée	Déformation plastique par fluage par cycle
[°]	[μ m]	[s]	[K]	[mm/m]	[mm/m]
7	5	1	298	61,21	29,05
7	5	1	398	0,63	33,55
7	5	300	298	61,25	34,47
7	5	300	398	0,63	35,25
12	10	1	298	102,26	101,65
12	10	1	398	1,36	106,53
12	10	300	298	102,28	109,68
12	10	300	398	1,36	116,93

Tableau VI-5 – Valeurs de déformation plastique instantanée et de celle générée par le fluage relatives au plan d'expériences en simulation

VI.4 Étude d'une loi d'endommagement pour l'essai de torsion

Les travaux de Manson, décrits dans le I.2.4.4, associent la déformation plastique mesurée sur un cycle de chargement mécanique au nombre de cycles à la défaillance par une loi en puissance (équation I.12). Nous avons choisi de réaliser la même démarche pour établir une loi d'endommagement appliquée aux essais de torsion.

VI.4.1 Détermination d'une loi d'endommagement

Contrairement aux travaux de Manson, qui utilisaient des métaux à température de fusion élevée (acier, aluminium), les alliages utilisés dans l'électronique ont un point de fusion relativement faible. Pour cette raison, nous avons choisi de considérer les effets de l'endommagement des déformations plastiques et également celles générées par le fluage. L'équation VI.3 montre la relation entre le nombre de cycles à la défaillance et l'endommagement par une loi en puissance et l'endommagement généré par la somme des effets de la déformation plastique et celle de fluage.

Équation VI-3 - Relation entre le nombre de cycles à la défaillance et l'endommagement.

$$Nf = \frac{A}{End^B} \quad \rightarrow \quad End = End(plastique) + End(flUAGE)$$

Où :

Nf : nombre de cycles à la défaillance

End : indicateur d'endommagement

A et B : coefficients dépendants des matériaux et de la technologie analysée

Comme il a été discuté précédemment, les déformations plastiques sont dépendantes de la température et les déformations de fluage dépendent également de la température mais aussi du temps de maintien sous contraintes. Nous avons alors choisi d'ajouter ces paramètres pour calculer les effets de l'endommagement de ces variables à la valeur de déformation, selon les équations VI.4 et VI.5.

Équation VI-4 – Endommagement généré par les déformations plastiques dépendant de la température.

$$End(plastique) = K_1 \cdot Déf_{plastique} \cdot \exp\left(-\frac{E_a(plastique)}{k \cdot T}\right)$$

Où :

K_1 : coefficient de l'effet de la déformation plastique

$Déf_{plastique}$: déformation plastique maximale

E_a : énergie d'activation [eV], effet de la température

k : constante de Boltzmann ($8,6 \cdot 10^{-5}$ eV.K⁻¹)

T : température [K]

L'effet de la température peut être également représenté par une énergie d'activation dans l'unité « joule par mole ». Dans ce cas, la constante de Boltzmann « k » doit être remplacée par la constante de gaz parfaits « R » qui équivaut à $8,134 \text{ J.mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$.

Équation VI-5 –Endommagement généré par les déformations de fluage dépendant de la température et du temps de maintien.

$$End(flUAGE) = K_2 \cdot Déf_{fluAGE} \cdot \exp\left(-\frac{K_3}{t_m}\right) \cdot \exp\left(-\frac{E_a(flUAGE)}{k \cdot T}\right)$$

Où :

- K_2 : coefficient de l'effet de la déformation par fluage
- $Déf_{fluAGE}$: déformation plastique générée par le fluage par cycle
- t_m : temps de maintien [s]
- K_3 : coefficient de l'effet du temps sous contrainte
- E_a : énergie d'activation [eV], effet de la température
- k : constante de Boltzmann ($8,6 \cdot 10^{-5} \text{ eV} \cdot \text{K}^{-1}$)
- T : Température [K]

A partir de l'analyse graphique, nous avons calculé la valeur des coefficients des équations d'endommagement à partir des résultats expérimentaux. La figure I.9 montre le graphique du nombre de cycles à la défaillance. Ces résultats ont été obtenus par les essais de torsion pour les 8 cas du plan d'expériences, en fonction de la valeur de l'endommagement calculée à partir des résultats de simulation. La dispersion du nombre de cycles de torsion pour la population analysée est également indiquée. Cette relation nous a permis de calculer graphiquement les valeurs des coefficients A et B de la loi en puissance de l'équation VI.3.

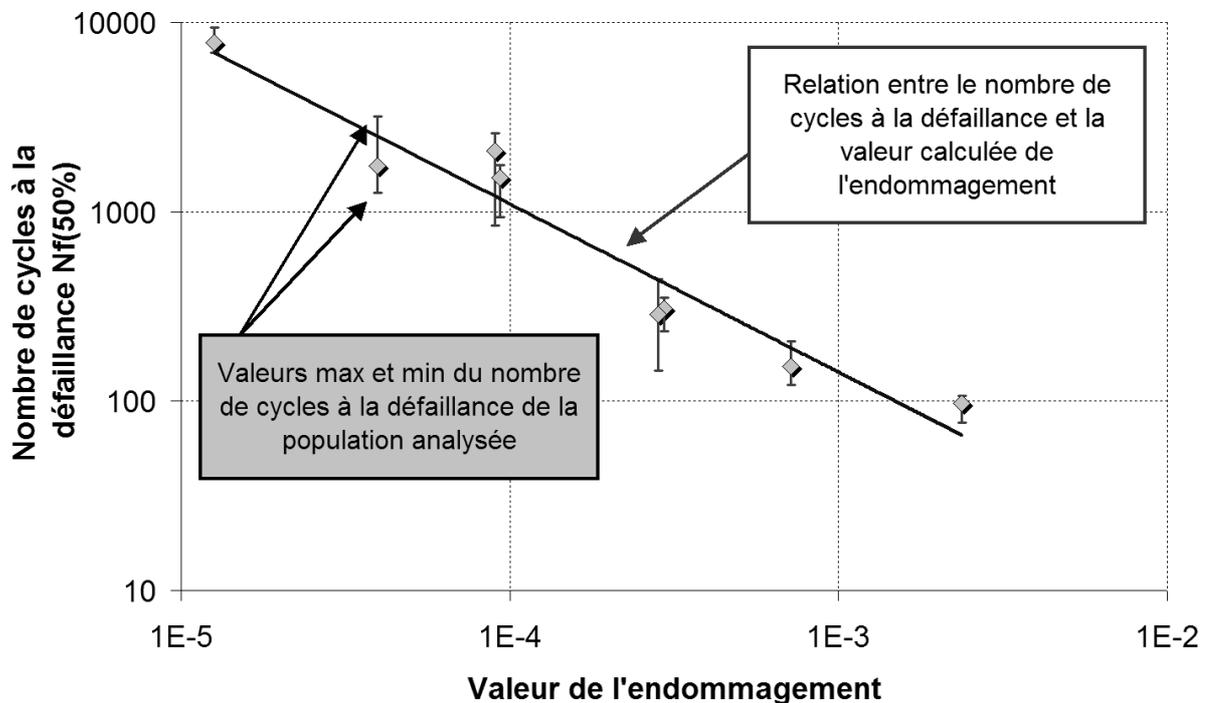


Figure VI-9 –Nombre de cycles à la défaillance des essais de torsion en fonction de la valeur de l'endommagement (grandeur sans dimension) calculée à partir des résultats de simulation.

Équation VI-6 – Relation entre les déformations calculées par simulation et le nombre de cycles à la défaillance.

$$Nf = \frac{A}{\left[K_1 \cdot Déf_{plastique} \cdot \exp\left(-\frac{E_a(plastique)}{k \cdot T}\right) + K_2 \cdot Déf_{fluage} \cdot \exp\left(-\frac{K_3}{t_m}\right) \cdot \exp\left(-\frac{E_a(fluage)}{k \cdot T}\right) \right]^B}$$

Où :

Coefficients : A = 0,29 et B = 0,89

Effet plastique : K₁ = 1 et E_a = 0,26 eV (E_a = 25kJ.mol⁻¹)

Effet fluage : K₂ = 10 ; K₃ = 2s⁻¹ et E_a = 0,21eV (E_a = 20,4kJ.mol⁻¹)

k : constante de Boltzmann (8,6.10⁻⁵ eV.K⁻¹)

L'équation VI.6 donne la relation entre les déformations calculées par simulation et le nombre estimé de cycles à la défaillance pour l'essai de torsion utilisant le composant PBGA256. Le tableau VI.8 présente la valeur de la différence entre les nombres de cycles à la défaillance obtenus expérimentalement et ceux estimés à partir des résultats de simulation. L'erreur d'estimation est comprise entre +46% et -45%. Ce qui est tout à fait acceptable puisque l'erreur d'estimation est du même ordre de grandeur que la dispersion des résultats observée pour la population des composants analysée en torsion.

Essais de torsion		Analyse par éléments finis				
Angle	Nombre de cycles à la défaillance	Déplacement	Temps de Maintien	Température	Nombre estimé de cycles à la défaillance	Erreur
[°]	Nf(50%)	[µm]	[s]	[K]		
7	7813	5	1	298	6644	-15%
7	1519	5	1	398	1122	-26%
7	2095	5	300	298	1154	-45%
7	152	5	300	398	183	20%
12	1747	10	1	298	2407	38%
12	309	10	1	398	402	30%
12	286	10	300	298	417	46%
12	97	10	300	398	63	-35%

Tableau VI-6 – Relation entre le nombre de cycles à la défaillance en expérimentation et celui estimé utilisant les résultats de simulation.

VI.4.2 Essais complémentaires de validation

Nous avons décidé de réaliser des essais complémentaires au plan d'expériences du chapitre IV pour la validation de la loi d'endommagement. Les paramètres de torsion ont été modifiés en température, en angle et en temps de maintien en relation aux valeurs du plan d'expériences.

Le tableau VI.7 montre résultats expérimentaux et de simulation pour les 4 cas complémentaires. L'erreur d'estimation du nombre de cycles à la défaillance est comprise entre -16% et 23%.

Essais de torsion		Analyse par éléments finis						Nombre calculé de cycles à la défaillance	Erreur
Angle	Nombre de cycles à la défaillance	Déplacement	Temps de Maintien	Temp.	Déformation plastique instantanée	Déformation plastique par fluage			
[°]	Nf(50%)	[µm]	[s]	[K]	[mm/m]	[mm/m]			
4	8250	2	1	398	0,08	3,48	8414	2%	
7	2751	5	1	348	15,52	32,73	2382	-13%	
7	220	5	120	398	0,63	35,14	185	-16%	
7	148	5	900	398	0,63	35,34	181	23%	

Tableau VI-7 – Relation entre le nombre de cycles à la défaillance expérimental et estimé pour les essais de validation.

Le graphique de la figure VI.10 montre la relation entre le nombre de cycles à la défaillance en expérimentation et celui estimé à partir des résultats de simulation. Toutes les valeurs se trouvent entre une bande de +/- 30%.

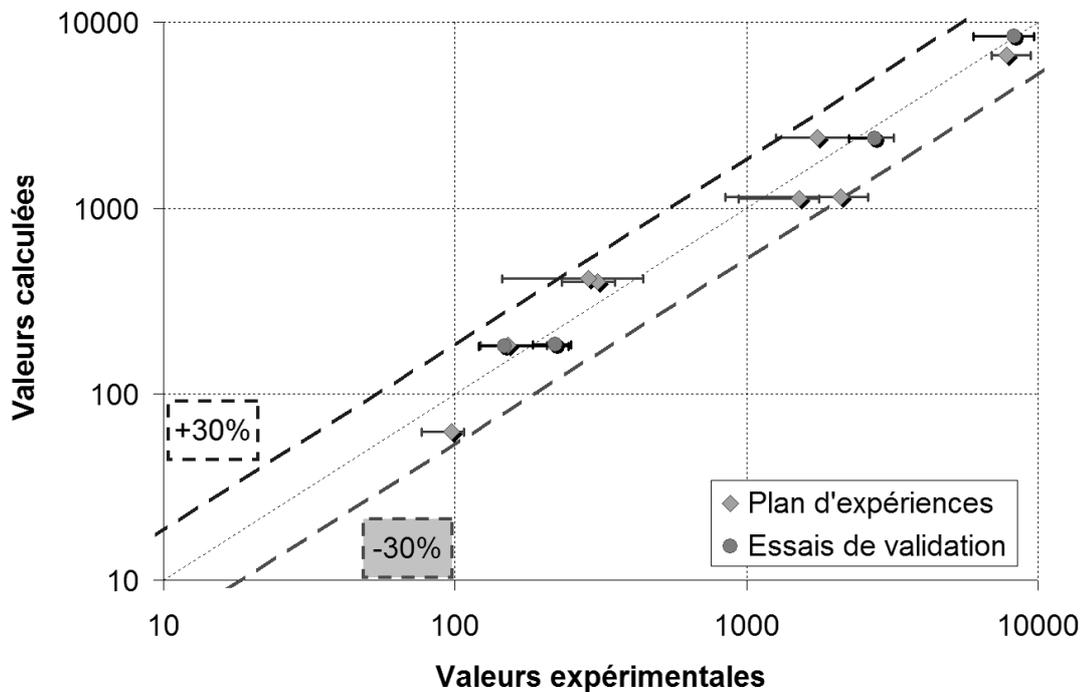


Figure VI-10 - Relation entre le nombre de cycles à la défaillance expérimental et estimé pour les essais de validation.

VI.4.3 Synthèse sur la loi d'endommagement

A partir des résultats des essais de torsion du chapitre IV et de l'analyse des mécanismes d'endommagement des alliages métalliques utilisés dans l'électronique, nous avons pu créer une loi d'endommagement qui utilise des valeurs de déformation obtenues par la méthode des éléments finis. Les nombres de cycles à la défaillance en essai et estimés par la loi d'endommagement sont en bon accord car l'erreur d'estimation du nombre de cycles à la défaillance est inférieure à $\pm 46\%$ et du même ordre de grandeur que la dispersion des résultats d'une population des composants.

VI.4.4 Analyse de la sensibilité aux paramètres de torsion

La figure VI.11 présente une analyse de la sensibilité du nombre de cycles à la défaillance en fonction des valeurs de la température et du temps de maintien, réalisée à partir des résultats du plan d'expériences complet en simulation. La représentation graphique de l'influence de la température sur l'estimation du nombre de cycles à la défaillance, pour les simulations réalisées avec un temps de maintien de 1s, est montrée à gauche de la figure. A droite de la même figure, on observe la diminution du nombre estimé de cycles à la défaillance en fonction de la température pour les simulations réalisées avec un déplacement de 5µm (représentant un angle de torsion de 7°) et deux valeurs de temps de maintien.

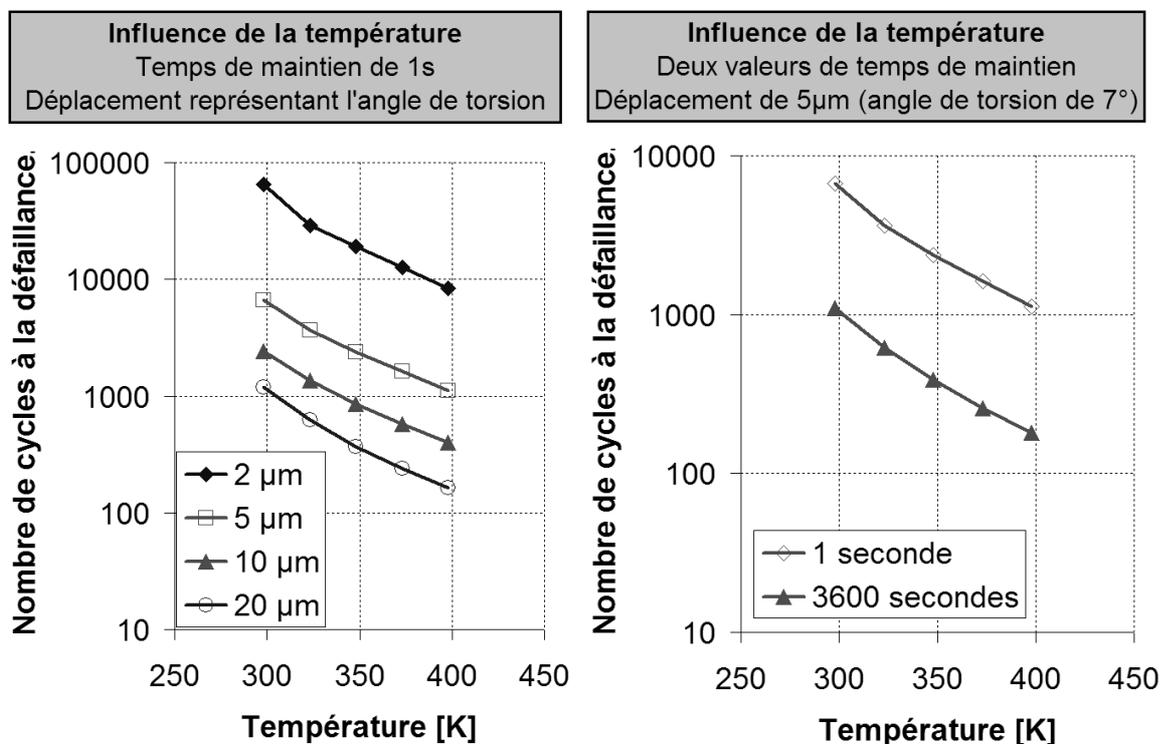


Figure VI-11 – Sensibilité du nombre de cycles à la défaillance en fonction de la température et du temps de maintien

Comme il a été discuté dans le sous-chapitre V.2.3.4.2, les paramètres de l'essai de torsion établis pour les composants BGA de pas de 1mm semblent ne pas être adaptés aux composants CSP de pas de 0,5mm car la dispersion des résultats était plus importante que celle observée en cyclage thermique. Cette étude de l'analyse de sensibilité aux paramètres de torsion peut être utilisée dans l'étude des paramètres de torsion adaptés à différentes technologies de composants, en réduisant le nombre des essais nécessaires pour la définition des paramètres d'essai optimaux.

VI.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons réalisé une analyse de l'endommagement des joints brasés des assemblages électroniques du type BGA à partir des résultats des essais de torsion du chapitre IV et des mécanismes de déformation plastique des métaux. Une loi d'endommagement a été créée en utilisant les valeurs de déformations plastiques instantanées et de fluage obtenues par la méthode des éléments finis.

Un modèle simplifié a été conçu pour l'analyse du mécanisme de défaillance généré par la torsion sur une bille de composant BGA assemblé. A partir des résultats de la distribution de déformations, nous avons sélectionné la région analysée pour l'étude de l'endommagement. Une analyse préliminaire de la déformation pendant un cycle de torsion associée à l'analyse des mécanismes physiques de déformation, nous a permis d'établir les indicateurs d'endommagement à considérer, à savoir, la déformation plastique instantanée et la déformation plastique généré par le fluage pendant un cycle.

En utilisant les résultats du plan d'expériences en torsion et de celui en simulation, nous avons pu déterminer une loi d'endommagement appliquée aux essais de torsion. Des essais de torsion complémentaires ont été réalisés dans l'objectif de valider cette loi.

Cette étude de l'endommagement utilisant la méthode des éléments finis et s'appuyant sur les résultats expérimentaux de torsion a mis en évidence que l'endommagement dépend de deux mécanismes physiques différents, la déformation plastique instantanée et la déformation plastique générée par le fluage.

Les résultats de ce travail ouvrent des perspectives d'étude très encourageantes pour améliorer la compréhension sur l'endommagement des alliages sous différents types de contraintes :

- Les simulations réalisées dans ce chapitre nécessitent d'être validées par un modèle en trois dimensions représentant l'assemblage électronique complet et avec des lois de comportement plus précises ;
- Seul l'alliage étain-plomb a été analysé dans ce chapitre, les modèles de comportement pour les alliages sans-plomb disponibles dans la bibliographie sont incomplets ou très variés selon la référence bibliographique ;
- Le développement d'un plan d'expériences de profils de température différents pour le cyclage thermique appliquant la même méthodologie développée pour les essais de torsion.

Conclusion générale

L'analyse de la fiabilité est fondamentale pour les produits électroniques de longue durée de vie ou utilisés pour des applications critiques en environnements sévères. Un des mécanismes de défaillance de l'usure du matériel le plus commun est la fatigue thermomécanique des joints brasés des composants électroniques assemblés sur la carte de circuit imprimé. La durée de vie des joints brasés, soumis à la fatigue thermomécanique, est caractérisée par l'usure. Pour l'analyse de la fiabilité du point de vue de la durée de vie, il est important de caractériser le profil de mission des produits, le mécanisme de défaillance et son accélération ainsi que de détecter l'instant précis de la défaillance.

L'analyse de la fatigue de ces interconnexions est traditionnellement réalisée par les essais de cyclage thermique, où l'accélération du mécanisme est faite par l'augmentation de l'excursion de la température entre les paliers chauds et froids et par l'augmentation de la fréquence de changement thermique. Ces essais, utilisés pour la reproduction de l'endommagement de plusieurs années de variation thermique, peuvent atteindre de nombreux mois et sont donc à la fois très coûteux et peu adaptés à des évolutions rapides de processus industriels. Afin de réduire ce temps d'évaluation de la durée de vie des produits électroniques et de réduire son coût associé, nous avons décidé d'étudier une solution alternative d'essai pour reproduire l'endommagement généré par la fatigue thermomécanique des joints brasés des composants électroniques.

Ce travail a porté sur l'analyse de la fiabilité, et la prédiction de la durée de vie, des joints brasés de composants électroniques à billes, par la méthode de test de torsion.

Définition d'un indicateur de défaillance appliqué aux essais accélérés

Les activités menées sur la méthode de détection de défaillance des joints brasés de composants électroniques ont mis en évidence qu'un événement transitoire d'interruption électrique de l'ordre de la microseconde correspond bien à une fissuration complète du joint brasé et à une augmentation de la résistance électrique d'environ 1 ohm. Ainsi la méthode de suivi électrique utilisée pour les essais accélérés doit permettre de détecter ces événements ou de mesurer l'augmentation faible de la résistance de la chaîne suivie.

La méthode de test préconisée consiste à suivre la continuité électrique des joints brasés avec une fréquence d'échantillonnage supérieure à 1 million d'échantillons par seconde capable de détecter une augmentation de tension supérieure à 300 mV pour une valeur de courant de 1 mA.

Des travaux complémentaires seront conduits pour caractériser les défaillances intermittentes pour d'autres boîtiers que le BGA et aussi sur d'autres types d'interconnexions telles que les vias dans la carte de circuit imprimé.

Caractérisation de la méthode de test de torsion

L'étude de la distribution des déformations et des contraintes induites par les essais de torsion, faite à partir des analyses par jauges de déformation et complétée par les simulations par éléments finis, a permis de développer les règles de conception adéquates pour les véhicules de test. Ces résultats ont permis d'identifier une zone homogène de déformation sur une carte de circuit imprimé, pour laquelle la différence maximale de déformation entre deux points est inférieure à 10%.

Un plan d'expériences a été conduit sur un véhicule de test comportant trois types de boîtiers BGA pour la détermination des paramètres du profil optimal de torsion. L'analyse statistique des résultats et l'analyse de défaillance sur les échantillons nous a permis de caractériser les défaillances générées par les essais de torsion selon l'angle, le temps de maintien sous contraintes et la température pendant l'essai. Ensuite nous avons comparé ces résultats avec une filière de référence soumise à l'essai de cyclage thermique conventionnel.

Pour les composants à pas de 1mm, un profil de torsion a été sélectionné pour générer les défaillances similaires à celles produites par les contraintes thermomécaniques, à savoir, 28°/m, 125°C et 1 seconde de temps de maintien sous contraintes.

La deuxième conclusion de cette étude porte sur les limitations de l'essai de torsion pour le remplacement des essais thermomécaniques. Les déformations générées par la torsion sont dépendantes des dimensions du boîtier et l'influence du circuit intégré qu'il contient semble négligeable. Pour les grands composants plastiques à billes (BGA plastique), les premières défaillances en torsion sont produites sur les billes placées aux coins du composant, ce sont sans doute aussi celles soumises aux plus fortes contraintes. Alors que dans les essais de cyclage thermique, les billes localisées sous le bord de la puce sont celles soumises aux plus grandes contraintes.

Les fissures générées en torsion sont similaires à celles produites en cyclage thermique. Par contre, nous avons observé un effet de grossissement de grains et coalescence plus faible en torsion qu'en cycles thermiques. De plus, les fissures en cyclage thermique sont produites dans une région plus proche de l'interface entre la bille et le composant.

Les composants de substrat céramique à billes (CBGA) non fusibles ont une différence de comportement significative entre les deux types d'essai. Les fissures induites par les efforts de torsion se trouvent dans l'interface entre le composant et la carte. En cyclage thermique, nous observons une déformation complète de la bille non fusible avec des fissures dans les deux interfaces.

Une filière utilisant un alliage sans-plomb a également été évaluée. Nous avons observé que les résultats des essais de torsion sont très différents pour cette filière par rapport aux résultats de la filière étain-plomb. Le nombre de cycles à la défaillance augmente quand la température d'essai augmente pour les assemblages sans-plomb, pendant que ce nombre de cycles se diminue pour les assemblages étain-plomb. Aucune comparaison directe entre les résultats des deux alliages n'a été possible car la composition des boîtiers (matériaux de base de l'enrobage principalement) des deux filières est différente, et de ce fait, les niveaux de contraintes générés sur les joints brasés sont différents.

Des travaux complémentaires sont nécessaires pour vérifier que les essais de torsion sont applicables à d'autres types de boîtiers comme les composants sans broches tels que les « chips » passifs et les composants à broches. Il faut également définir les paramètres de torsion pour générer des défaillances similaires aux essais de cyclage thermique pour les composants à billes à pas inférieurs à 0,8 mm.

Deux applications industrielles ont permis de démontrer l'intérêt de l'essai de torsion par rapport aux essais de cyclage thermique, utilisés comme référence.

La première porte sur l'analyse de la fiabilité des boîtiers à bille soumis au procédé de rebillage. Le procédé de rebillage a été utilisé pour remplacer les billes de composants sans-plomb en alliage étain-plomb. Ce procédé est nécessaire pour l'utilisation de BGA qui ne sont plus fournis par les fabricants qu'en version avec des billes sans-plomb et lorsque la réglementation RoHS ne s'applique pas de manière obligatoire aux produits fabriqués. Cette étude a permis de montrer que les composants sans-plomb rebillés en alliage étain-plomb, dans un processus qualifié, ne présentent pas de dégradation de la fiabilité. De plus, les assemblages de la version sans-plomb utilisent des matériaux compatibles avec un procédé d'assemblage sans-plomb, avec une température de fusion plus élevée. Ces assemblages présentent, en général, une meilleure stabilité thermique que celles en étain-plomb en fonction des matériaux utilisés pour le composant, générant moins de contraintes sur les joints brasés.

La deuxième application porte sur l'analyse de la dépendance de la tenue des composants en substrat céramique à billes non fusibles en fonction du volume de brasure utilisé entre le joint brasé et la carte de circuit imprimé. Cette étude a permis de montrer la forte dépendance de la tenue de ce type de boîtier en fonction du volume de brasure utilisé pour l'assemblage. Les résultats acquis permettent de mieux comprendre les défaillances de ces joints brasés observées lors des essais de qualification sur des produits.

Ces deux applications démontrent l'applicabilité des essais de torsion. Ce type d'essai est clairement utile pour l'analyse comparative entre deux procédés de fabrication ou entre deux règles de conception d'un même type d'assemblage électronique. L'essai de torsion peut également être utilisé avec profit pour la comparaison rapide de la qualité d'assemblage entre plusieurs sites de fabrication d'un même produit. L'étude avec l'essai de torsion représente une économie importante de temps d'analyse puisque la durée de test est de l'ordre d'une semaine pendant qu'une analyse par cyclage thermique peut atteindre plusieurs mois.

L'essai de torsion ne peut pas remplacer les essais de cyclage thermique mais peut fournir des informations qualitatives complémentaires et de façon plus rapide sur la tenue des joints brasés.

Contribution à l'analyse de l'endommagement par FEA

Une analyse de l'endommagement à partir des indicateurs obtenus par FEA a été appliquée aux essais de torsion, en s'appuyant sur les résultats expérimentaux du plan d'expériences. L'intérêt particulier de ces résultats provient du fait que les essais de torsion sont réalisés sous une température constante : cela permet d'évaluer les relations entre le nombre de cycles à la défaillance et les paramètres du profil d'essai, comme la température et le temps de maintien, de façon différente de celle en cyclage thermique. En effet, pendant le cyclage thermique, deux températures différentes doivent être utilisées et le temps de palier ne peut pas être réduit à zéro.

Le modèle utilisé du mécanisme de défaillance de l'essai de torsion est très simplifié, il s'agit d'un modèle en deux dimensions d'une bille de composant BGA soumise à des déplacements constants de même ordre de grandeur que ceux produits en torsion. Les propriétés des matériaux ont été aussi simplifiées, les volumes représentant le boîtier et la carte de circuit imprimé sont constitués de corps rigides stables en température.

L'endommagement des alliages utilisés en électronique, qui ont des températures de fusion relativement faibles, est généré par deux mécanismes physiques différents. La déformation plastique instantanée, caractéristique du glissement des plans d'atomes, et la déformation par le fluage, activée par la diffusion d'atomes.

Une loi d'endommagement a été établie pour les essais de torsion en associant les résultats expérimentaux et l'endommagement, représenté par la somme des effets de fluage et de déformation plastique.

Les conclusions de cette étude de simulation, qui montrent un bon accord entre les résultats d'essai et de simulation, doivent être d'abord vérifiées par des modèles plus complets (trois dimensions, éléments plus évolués). Ensuite, les lois de comportement des matériaux doivent être caractérisées pour assurer la pertinence des résultats obtenus par simulation, notamment pour les alliages sans-plomb. La caractérisation du comportement d'un matériau est faite par des analyses de traction et compression statiques et dynamiques faites sur des échantillons spécialement conçus. Ces analyses doivent considérer les aspects liés aux interfaces et à la microstructure.

Nous envisageons d'étudier l'application d'une méthodologie similaire de plan d'expériences en simulation en s'appuyant sur des résultats expérimentaux pour la détermination d'une loi d'endommagement appliquée au cyclage thermique. Cette loi d'endommagement doit considérer les effets de déformations plastiques et de celles générées par le fluage.

Références Bibliographiques

- [ANS-07] ANSYS Release 11.0 Documentation. 2007.
- [BAR-02] J. BARTELO. "Thermomechanical Fatigue Behavior of Selected LF Solders." IPC APEX 2001.
- [BER-93] Ludwig BERTELE, André PAPACK, Karl-Heinz WICHMANN. "Testing Device for Performing Four-point Fatigue Strength Tests under Alternating Bending Stresses." United States Patent, 5,231,882, Aug. 03, 1993.
- [BRI-02] M. BRIZOUX et al. "Continuous Monitoring Test." Design for Reliability in a Lead-Free World. NPL, Teddington, UK. January 2002.
- [BRI-05] M. BRIZOUX, A. LECLERC, W. C. MAIA FILHO. "Long-term reliability of 'x'BGA solder joints drastically depends on PCB raw material & design." In *Proceedings of iMAPS, EMPC 2005*, Brugge, Belgium
- [CLI-98] Tom CLIFFORD. "Mechanical Deflection System - A Low-Cost Fast-Response Alternative to Thermal Cycling." In *EEE Links NASA Electronic Packaging & Space Parts News*, January 1998, Vol. 4 N°1.
- [DAR-02] R. DARVEAUX. "Effect of simulation methodology on solder joint crack growth correlation and fatigue life prediction." In *ASME Journal of Electronic Packaging*, 124(3): p. 147, 2002.
- [DEL-03] J-Y. DELETAGE "Etude de la durée de vie d'assemblages microélectroniques par l'utilisation de simulations, de modèles de dégradation et de circuits intégrés spécifiques de test." Thèse de doctorat présentée à l'Université de Bordeaux 1. 2003.
- [DIC-96] G. DICKINSON, J. MCGINNISS, R. TOKARZ, A. ZUBELEWICZ. "Circuit Board Assembly Torsion Tester and Method." United States Patent, 5,567,884, Oct. 22, 1996. Expiré en novembre 2004.
- [DIC-98] G. DICKINSON, J. MCGINNISS, R. TOKARZ, A. ZUBELEWICZ. "Circuit Board Assembly Torsion Tester and Method," United States Patent, 5,789,682, Aug. 04, 1999. Expiré en juin 2006.
- [DUP-06] L. DUPONT. "Contribution à l'étude de la durée de vie des assemblages de puissance dans des environnements de haute température et avec des cycles thermiques de grande amplitude." Thèse de Doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2006.
- [DRE-00] W. DREYER, W. MULLER. "A Study of Coarsening of Tin/Lead Solders." In *Int. J.Solids Structures* 37, pp. 3841-3871, 2000.
- [DUN-95] S. DUNWOODY, E. BOCK, J. SOPHIA. "A Practical and Reliable Method for Detection of Nanosecond Intermittency." In *20th Annual Connector and Interconnection Symposium*, San Jose, USA. 1995.
- [ENC-77] "Encyclopaedia des Sciences." ed. Atlas. Paris. 1977.
- [ENG-03] W. ENGELMAIER. "Reliability of lead-free (LF) solder joints revisited." In *Global SMT & Packaging*, No. 3-8 (2003), pp. 33-34.

- [ENG-93] W. ENGELMAIER. "Generic Reliability Figures of Merit Design Tools for Surface Mount Solder Attachments." In *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*, Vol. 16, No. 1, février 1993.
- [FID-04] "Guide FIDES 2004 Edition A - Méthodologie de fiabilité pour les systèmes électroniques DGA - DM/STTC/CO/477-A." Direction Générale de l'Armement, Ministère Français de la Défense, 2004.
- [FRA-92] Dominique FRANCOIS, André PINEAU, André ZAOUI. "Elasticité et plasticité." Série Comportement Mécanique des Matériaux, éd. Hermes, 1992.
- [FRA-93] Dominique FRANCOIS, André PINEAU, André ZAOUI. "Viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture et mécanique du contact." Série Comportement Mécanique des Matériaux, 3ème édition, éd. Hermes, 1993.
- [FRE-01] D.R. FREAR, J.W. JANG, J.K. LIN, C. ZHANG. "Pb-Free Solders for Flip-Chip Interconnects." *JOM*, 53 (6) (2001), pp. 28-32.
- [GAL-01] J.E. GALLOWAY, L. LI, R. DUNNE, H. TSUBAKIET. "Analysis of Acceleration Factors Used to Predict BGA Solder Joint Field Life." In *Proceedings of SMTA International Conference*, 2001
- [GRO-02] G. GROSSMANN, G. NICOLETTI, U. SOLER. "Results of Comparative Reliability Tests on Lead-free Solder Alloys." 52nd Electronic Components & Technology Conference. San Diego, EU, mai 2002.
- [GUE-05] A. GUEDON-GRACIA "Contribution à la conception thermo-mécanique optimisée d'assemblages sans-plomb." Thèse de doctorat présentée à l'Université de Bordeaux 1. 2005.
- [HAR-91] P. HARRIS, K.S. CHAGGAR, M.A. WHITMORE. "The effect of ageing on the microstructure of 60-40 tin-lead solders." In *Soldering and Surface Technology*, 7, pp. 20-23.
- [HIJ-93] A. HIJAZI "Étude du comportement thermomécanique et de la fiabilité d'assemblages de composants montés en surface, utilisés en environnement automobile severe." Thèse de doctorat présentée à l'Université de Bordeaux 1. 1993.
- [HIL-05] D. HILLMANN et al. "The Impact of Reflowing a Pbfree Solder Alloy Using a Tin Lead Solder Alloy Profile on SolderJoint Integrity." In *CMAF Conference Proceedings*, 2005.
- [HOL-58] R. HOLM. "Electric Contacts Handbook." Ed. Springer-Verlag. Berlin, 1958.
- [IBM-02] IBM Corporation. "CBGA Surface Mount Assembly and Rework User's Guide." May 23, 2002.
- [IBM-06] Isabel DE SOUZA. "The Influence of Copper Plating on the Thermal Evolution of Lead-Free Solder Joints." IBM, mars 2006. <http://www.ibm.com>

- [IPC-02] “IPC/JEDEC 9701 – Performance Test Methods and Qualification Requirements for Surface Mount Solder Attachments.” Institute for Interconnecting and Packaging Electronic Circuits IPC, 2002.
- [IPC-04] “IPC/JEDEC 9702 – Monotonic bend characterization of board level interconnects.” Institute for Interconnecting and Packaging Electronic Circuits IPC, 2004.
- [IPC-92] “IPC-SM-785 – Guidelines for Accelerated Reliability Testing of Surface Mount Solder Attachments.” Institute for Interconnecting and Packaging Electronic Circuits IPC, 1992.
- [LAL-04] P. LALL, M. N. ISLAM, N. SINGH, J. C. SUHLING, R. DARVEAUX. “Model for BGA and CSP Reliability in Automotive Underhood Applications.” In *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*, Vol. 27, No. 3, September 2004.
- [LAU-97] J. H. LAU, Yi-Hsin PAO. “Solder joint reliability of BGA, CSP, flip-chip, and fine pitch SMT assemblies.” éd. McGraw-Hill, 1997, pp 11-45.
- [LAU-03] J. H. LAU et al. “HDPUG's Design for Lead-Free Solder Joint Reliability of High-Density Packages.” Conférence IPC APEX 2003.
- [LEC-04] J-C. LECOMTE, R. FAYOLLE. “Topography and Deformation Measurement, TDM® Under Thermo-mechanical Solicitation.” Symposium PC2A. Grenoble, France 2004.
- [LEI-00] L. LEICHT, A. SKIPOR. “Mechanical cycling fatigue of PBGA package interconnects,” In *Microelectronics Reliability 40* (2000) 1129-1133.
- [MAI-03] W. C. MAIA FILHO. “Fiabilité des assemblages de BGA en torsion.” Rapport de stage de DESS – Université de Bordeaux 1, 2003.
- [MAI-06a] W. C. MAIA FILHO, M. BRIZOUX, H. FREMONT, Y. DANTO. “Improved Physical Understanding of Intermittent Failure in Continuous Monitoring Method.” In *Microelectronics Reliability 46* (2006) 1886–1891. Elsevier.
- [MAI-06b] W. C. MAIA FILHO, M. BRIZOUX, H. FREMONT, Y. DANTO. “Solder Joint Loading Conditions under Torsion Test.” IEEE, CPMT, EUROSIME 2006, Italy.
- [MAI-06c] W. C. MAIA FILHO, A. GRIVON, M. BRIZOUX. “Evaluation of BGA Reballing Process as a Solution for Backward Issue.” IPC/JEDEC International Conference on Lead Free Electronic Components and Assemblies, Frankfurt, Germany, 2006.
- [MAN-66] S. S. MANSON. “Thermal Stress and Low-cycle fatigue.” ed. McGraw-Hill. New York, 1966.
- [MIL-00] “MIL-STD-810F – Test Methods Standard for Environmental Engineering Considerations and Laboratory Tests.” US Department of Defence, 2000.
- [NOR-69] K. C. NORRIS, A. H. LANDZBERG. “Reliability of Controlled Collapse Interconnections.” In *IBM J. Res. Develop., Interconnection Reliability*, pp. 266-271. 1969.

- [OCO-91] Patrick D. T. O'CONNOR. "Practical Reliability Engineering." 3^{ème} édition, éd. Wiley, 1991, pp 45-49.
- [PAI-72] Thomas O. PAINE, Christos DEMOGENES, Connie E. RICHARD. "Low-cycle fatigue testing machine." United States Patent, 3,665,751, May 30, 1972.
- [PAN-01] John H. L. PANG, Kar Hwee ANG, Xunquig Q. SHI, Z.P. WANG. "Mechanical Deflection System (MDS) Test and Methodology for PBGA Solder Joint Reliability." In *IEEE Transactions on Advanced Packaging*, Vol. 24, No. 4, Nov. 2001.
- [PER-99] U. DAYA PERERA. "Evaluation of reliability of μ BGA solder joints through twisting and bending." In *Microelectronics Reliability 39* (1999) pp. 391-399.
- [PER-07] A. E. PERKINS. "Investigation and prediction of solder joints reliability for ceramic area array packages under thermal cycling, power cycling, and vibration environments." Dissertation de PhD présentée à School of G.W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology en mai 2007.
- [POP-03] D. H. POPPS, A. MAWER, G. PRESAS. "Flip Chip PBGA Solder Joint Reliability: Power Cycling Versus Thermal Cycling." iMAPS 2003.
- [RAC-99] Reliability Analysis Center. "The Journal of the RAC." 3^{ème} trimestre, 1999.
- [RIC-05] I. RICHARD, R. FAYOLLE, J-C. LECOMTE. "New Experimental Approach For Failure Prediction In Electronics: Topography And Deformation Measurement Complemented With Acoustic Microscopy." Interconnex 2005.
- [ROH-03] European Parlement. "Directive 2002/95/CE – Restriction of Hazardous Substances." Février 2003. http://www.europa.eu.int/eur-lex/pri/en/oj/dat/2003/l_037/l_03720030213fr00190023.pdf
- [RYA-04] C. RYAN. "A Reliability Evaluation of Lead-Free Ball Grid Array Solder Joints." Thèse de "Master of Sciences", Stockes Research Institute, University of Limerick, 2004.
- [SCH-96] W. SCHUTZ. "A history of fatigue." In *Engineering Fracture Mechanics 54*: 263-300. 1996.
- [SOL-06] "Deployment of RoHS/Lead free Assembly Process Worldwide." Solectron Design and Engineering, Milpitas, California, USA, Février 2006. http://www.solectron.com/pdfs/RoHS_article_FINAL.pdf (fichier téléchargé le 27 août 2006).
- [STE-02] F. STEPNIAK. "Failure criteria of flip chip joints during accelerated testing." In *Microelectronics Reliability 42* (2002). Pp. 1921-1930.
- [SUH-04] J. C. SUHLING et al. "Thermal Cycling Reliability of Lead Free Solders for Automotive Application." In *2004 Upter Society Conference on Thermal Phenomena*. 2004. pp. 350-357.

- [SUN-05] F. SUN. "Solder Joint Reliability of Sn-Ag-Cu BGA and Sn-Pb Solder Paste." In *6th International Conference on Electronic Packaging Technology*, 2005.
- [UBA-05] René UBACHS. "Thermomechanical modelling of microstructure evolution in solder alloys." Thèse de doctorat. Eindhoven : Technische Universiteit Eindhoven, 2005. Pays-Bas.
- [VIN-07] A. VICENZO. "Tin Whiskers." ELFNET Quality Color Book. European Lead Free Network, avril 2007. <http://www.europeanleadfree.net>
- [WAN-01] G. Z. WANG. "Applying Anand Model to Represent the Viscoplastic Deformation Behavior of Solder Alloys". In *ASME, Journal of Electronic Packaging*, septembre 2001, Vol. 123, p. 249.
- [WEE-03] European Parlement. "Directive 2002/96/CE - Waste Electrical and Electronic Equipment." Février 2003. http://www.europa.eu.int/eur-lex/pri/en/oj/dat/2003/l_037/l_03720030213fr00240038.pdf
- [WIE-02] S. WIESE, S. RZEPKA, E. MEUSEL. "Time-independent elastic-plastic behaviour of solder materials." In *Proceeding of EUROSIME 2002*, pp. 79-85.
- [WIL-05] J. R. WILCOX, T. C. GODOWN, J. A. ADAMS. "A Pb-Free Transition Strategy for Servers." In *IPC Soldertec Global Conference on Lead Free Electronics 2005*, Barcelona, Spain.

**ANNEXE A – NOMBRE ESTIME DE CYCLES POUR LES ESSAIS DE TORSION –
BOITIER PBGA256 ET CARTE DE 250 MM DE LONGUEUR**

Déplacement	Température	Temps de maintien	Déformation par fluage par cycle	Déformation	Nombre de cycles à la défaillance
				plastique maximale	
[μm]	[K]	[s]	[mm/m]	[mm/m]	
2	298,15	1	1,32	12,35	65039
2	298,15	120	2,64	14,19	10893
2	298,15	300	2,87	14,41	10093
2	298,15	900	3,11	14,60	9385
2	298,15	3600	3,36	14,77	8798
2	323,15	1	2,27	10,40	28696
2	323,15	120	3,39	10,77	5050
2	323,15	300	3,55	10,81	4818
2	323,15	900	3,70	10,84	4636
2	323,15	3600	3,82	10,87	4501
2	348,15	1	3,01	2,22	19288
2	348,15	120	3,81	2,22	2917
2	348,15	300	3,90	2,23	2831
2	348,15	900	3,98	2,23	2771
2	348,15	3600	4,03	2,23	2733
2	373,15	1	3,31	0,31	12591
2	373,15	120	3,91	0,31	1885
2	373,15	300	3,97	0,31	1845
2	373,15	900	4,01	0,31	1820
2	373,15	3600	4,04	0,31	1805
2	398,15	1	3,48	0,08	8414
2	398,15	120	3,93	0,08	1298
2	398,15	300	3,97	0,08	1276
2	398,15	900	3,99	0,08	1264
2	398,15	3600	4,01	0,08	1257
5	298,15	1	29,05	61,21	6644
5	298,15	120	33,69	61,21	1187
5	298,15	300	34,47	61,25	1154
5	298,15	900	35,29	61,23	1126
5	298,15	3600	36,08	61,26	1103
5	323,15	1	31,26	46,46	3646
5	323,15	120	34,99	46,49	652
5	323,15	300	35,55	46,51	638
5	323,15	900	36,05	46,53	627
5	323,15	3600	36,49	46,56	620
5	348,15	1	32,73	15,52	2382
5	348,15	120	35,52	15,59	401
5	348,15	300	35,85	15,61	394
5	348,15	900	36,13	15,62	390
5	348,15	3600	36,32	15,62	387
5	373,15	1	33,36	1,45	1625
5	373,15	120	35,45	1,45	265
5	373,15	300	35,65	1,45	261
5	373,15	900	35,79	1,45	259
5	373,15	3600	35,89	1,45	258
5	398,15	1	33,55	0,63	1122
5	398,15	120	35,14	0,63	185
5	398,15	300	35,25	0,63	183
5	398,15	900	35,34	0,63	181
5	398,15	3600	35,39	0,63	181

**ANNEXE A – NOMBRE ESTIME DE CYCLES POUR LES ESSAIS DE TORSION –
BOITIER PBGA256 ET CARTE DE 250 MM DE LONGUEUR**

Déplacement	Température	Temps de maintien	Déformation par fluage par cycle	Déformation plastique maximale	Nombre de cycles à la défaillance
[μm]	[K]	[s]	[mm/m]	[mm/m]	
10	298,15	1	101,65	102,26	2407
10	298,15	120	108,57	102,29	424
10	298,15	300	109,68	102,28	417
10	298,15	900	110,89	102,30	411
10	298,15	3600	112,13	102,35	407
10	323,15	1	104,21	80,72	1347
10	323,15	120	109,91	80,77	238
10	323,15	300	110,76	80,84	234
10	323,15	900	111,54	80,87	232
10	323,15	3600	112,22	80,92	230
10	348,15	1	105,95	32,65	856
10	348,15	120	110,40	32,64	146
10	348,15	300	110,89	32,66	145
10	348,15	900	111,33	32,66	144
10	348,15	3600	111,65	32,68	143
10	373,15	1	106,94	3,07	578
10	373,15	120	110,27	3,10	97
10	373,15	300	110,57	3,10	95
10	373,15	900	110,81	3,11	95
10	373,15	3600	110,97	3,11	95
10	398,15	1	106,53	1,36	402
10	398,15	120	109,04	1,36	67
10	398,15	300	116,93	1,36	63
10	398,15	900	109,36	1,36	66
10	398,15	3600	109,43	1,36	66
20	298,15	1	234,96	149,87	1184
20	298,15	120	246,06	149,89	206
20	298,15	300	248,14	149,91	203
20	298,15	900	250,66	149,92	200
20	298,15	3600	253,67	149,93	198
20	323,15	1	258,53	122,13	621
20	323,15	120	267,73	122,13	108
20	323,15	300	269,63	122,12	107
20	323,15	900	271,71	122,12	105
20	323,15	3600	273,69	122,15	105
20	348,15	1	278,47	55,86	367
20	348,15	120	286,57	55,97	63
20	348,15	300	287,82	56,01	62
20	348,15	900	288,96	55,97	62
20	348,15	3600	290,02	56,00	61
20	373,15	1	288,86	11,18	238
20	373,15	120	294,61	11,22	40
20	373,15	300	295,29	11,20	40
20	373,15	900	295,86	11,22	40
20	373,15	3600	296,30	11,22	39
20	398,15	1	290,85	2,36	164
20	398,15	120	295,06	2,36	28
20	398,15	300	295,44	2,36	28
20	398,15	900	295,75	2,36	27
20	398,15	3600	295,97	2,36	27

RESUME

MÉTHODOLOGIE D'ESSAIS ACCÉLÉRÉS DE TORSION ET DE DETECTION DE DÉFAILLANCE APPLIQUÉE AUX ASSEMBLAGES ÉLECTRONIQUES À BILLES

L'analyse de la fiabilité des assemblages électroniques, et la prévision de la durée de vie associée, sont fondamentales, surtout pour des applications en environnement sévère ou avec un profil de mission de longue durée .

Ce travail présente le développement d'une méthodologie de test par torsion pour l'évaluation de la fiabilité des assemblages microélectroniques à billes. Le but est de générer des défaillances similaires à celles produites en cyclage thermique.

Le critère de défaillance a été caractérisé expérimentalement et analytiquement.

Un banc de torsion de nouvelle génération et un véhicule de test spécifique permettant la caractérisation de la distribution des déformations sur la carte et la reproductibilité des essais ont été développés. Un plan d'expériences et deux applications industrielles ont permis de valider la démarche et de définir les limites d'applications du test en torsion

Enfin, une loi d'endommagement a été établie, à partir de l'utilisation conjointe des résultats du plan d'expériences et de simulation par éléments finis.

MOTS-CLES

Essais de torsion, assemblages électroniques, composants BGA, évaluation de la fiabilité, mécanismes d'endommagement

ABSTRACT

TORSION TEST AND CONTINUOUS MONITORING METHOD APPLIED TO BGA ASSEMBLIES

Reliability assessment of electronic assemblies under harsh environmental conditions and long mission profiles is fundamental. It is particularly important to verify if lifetime is adequate to a specific mission profile application. One of the most critical elements of an electronic assembly using BGA (Ball Grid Array) components is the solder joint interconnection. Its lifetime is evaluated currently by costly and time-consuming ATC (Accelerated Temperature Cycling) tests.

In this thesis, torsion tests were used in comparison to ATC in order to evaluate BGA assemblies' solder joint wear-out reliability.

Firstly, a new generation of torsion bench and a specific test vehicle were developed for strain distribution characterization on the board. Torsion test parameters were defined by a complete design of experiments in order to induce failures similar to the ones produced in ATC. Two industrial applications were analyzed both by torsion and ATC tests.

Secondly the failure criteria were analyzed by torsion test, physical failure analysis and electrical simulation. The results suggest that high sampling rate in-situ monitoring methods must be used to have an appropriate failure criterion and to be more representative of reliability results.

Finally, we carried out the analysis of the cyclic damage generated by torsion test using FEA (Finite Element Analysis). Torsion test has an important advantage in interconnections damage analysis, since this kind of test is run at stable temperature and also because dwell time can be insignificant. A damage law was developed based on a power law function and on the damage effect generated by each kind of inelastic strains.

KEYWORDS

Torsion test, Electronic assemblies, BGA packages, Reliability, Damage mechanisms