



HAL
open science

Modélisation et simulation multi-physiques pour la fiabilisation des composants électroniques

Ayda Halouani

► **To cite this version:**

Ayda Halouani. Modélisation et simulation multi-physiques pour la fiabilisation des composants électroniques. Electronique. Université de Technologie de Troyes; Université de Sfax (Tunisie), 2020. Français. NNT : 2020TROY0008 . tel-03808647

HAL Id: tel-03808647

<https://theses.hal.science/tel-03808647>

Submitted on 10 Oct 2022

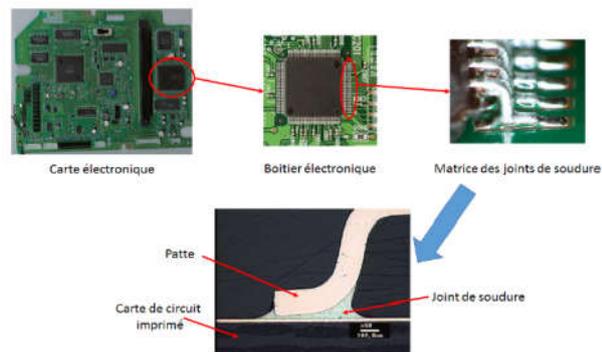
HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

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

Thèse
de doctorat
de l'UTT

Ayda HALOUANI

Modélisation et simulation multi-physiques pour la fiabilisation des composants électroniques



Champ disciplinaire :
Sciences pour l'Ingénieur

2020TROY0008

Année 2020

Thèse en cotutelle avec Université de Sfax - Tunisie



THESE

pour l'obtention du grade de

DOCTEUR

de l'UNIVERSITE DE TECHNOLOGIE DE TROYES

EN SCIENCES POUR L'INGENIEUR

Spécialité : MATERIAUX, MECANIQUE, OPTIQUE, NANOTECHNOLOGIE

présentée et soutenue par

Ayda HALOUANI

le 25 septembre 2020

**Modélisation et simulation multi-physiques
pour la fiabilisation des composants électroniques**

JURY

M. Fakher CHAARI

M. Abdelkhalek EL HAMI

M. Rachid NASRI

M. Tarak BEN ZINEB

Mme Mariem MILADI CHAABANE

M. Abel CHEROUAT

M. Mohamed HADDAR

PROFESSEUR

PROFESSEUR DES UNIVERSITES

PROFESSEUR

PROFESSEUR DES UNIVERSITES

MAITRE ASSISTANTE

PROFESSEUR DES UNIVERSITES

PROFESSEUR

Président

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examinatrice

Directeur de thèse

Directeur de thèse

Remerciements

Le présent travail, qui s'inscrit dans le cadre d'une convention en cotutelle internationale de thèse, a été mené au sein du Laboratoire de Génération Automatique de Maillage et Méthodes Avancées Troyes (GAMMA3) de l'Université de technologie de Troyes et du Laboratoire de Mécanique, Modélisation et Production (LA2MP) de l'École Nationale d'Ingénieurs de Sfax.

Je remercie tout d'abord, mes directeurs de thèse, qui m'ont accordé leurs confiances en acceptant de diriger mon travail de recherche. J'exprime ma profonde gratitude à Messieurs :

Prof. Abel CHEROUAT pour son accueil, et sa disponibilité et pour son aide et ses précieux conseils pendant mes séjours au Laboratoire de Génération Automatique de Maillage et Méthodes Avancées à l'Université de Technologie de Troyes.

Prof. Mohamed HADDAR pour sa grande disponibilité, sa rigueur scientifique, et pour son soutien permanent durant toute la durée de ma thèse.

Mes sincères remerciements et ma profonde reconnaissance à madame Mariem MILADI CHAABANE, Maitre assistante à l'Institut Préparatoire aux Études d'Ingénieurs de Kairouan, qui a co-encadré ce travail de recherche et qui a bien voulu m'aider pendant la durée de ma thèse.

Je remercie profondément Messieurs :

Prof. Rachid NASRI et Prof. Abdelkhalek EL HAMI d'avoir accepté d'évaluer et de rapporter mes travaux de thèse.

Prof. Tarak BEN ZINEB et Prof. Fakher CHAARI d'avoir accepté d'examiner ce mémoire.

Enfin, je tiens à remercier spécialement mon mari, ma famille et mes amis qui m'ont supporté et encouragé pendant toute la période de mes travaux de thèse.

Résumé

Ce travail de thèse porte sur l'évaluation de la fatigue thermomécanique des composants électroniques (BGA et LQFP) et l'étude de fiabilité de ces systèmes en tenant en compte des incertitudes des paramètres matériaux.

La première partie de ce mémoire présente les résultats majeurs sur les mécanismes de défaillance du composant d'électroniques, utilisés dans l'industrie, lorsqu'ils sont soumis à des variations cycliques de température. Les défaillances de ces composants électroniques est analysé numériquement et nous a permis d'appréhender les dégradations qui peuvent apparaître pour dans les composants électroniques.

La deuxième partie a été consacrée à la simulation par éléments finis (COMSOL Multiphysics) du modèle de fatigue thermomécanique afin de d'analyser le comportement de joint de soudure et étudier leur sensibilité aux cycles thermique et d'expliquer précisément les mécanismes à l'origine de l'endommagement de ces interfaces. Ainsi, des essais normatifs de fatigue thermique sont effectués suivis des observations microscopiques dans le but d'évaluer la durée de vie des composants LQFP et valider le modèle thermomécanique proposé.

La dernière partie de ce mémoire est consacrée à déterminer la fiabilité des composants électroniques en tenant compte des incertitudes. La technique de référence de Monte Carlo et la technique de chaos polynomiaux sont analysées en termes de précision, capacité de calcul et limites.

Mots-clés :

Composants électroniques, modélisation multi-physiques, soudures, fatigue, endommagement, mécanique de l'(milieu continu), incertitude, fiabilité.

Abstract:

This thesis work focuses on the evaluation of thermomechanical fatigue of electronic components (BGA and LQFP) and the reliability study with uncertainties material parameters of components.

First, the state the art of the major results on the failure mechanisms of the electronic components, used in industry, when subjected to cyclical temperature variations is presented. The failures of these electronic components are analyzed numerically and allowed us to apprehend the degradations of the electronic components.

The second part was devoted to finite element simulation (COMSOL Multiphysics) the thermomechanical fatigue model in order to analyses the weld joint behaviour and to study their sensitivity to thermal cycles and to understand precisely the mechanisms that cause the damage to these interfaces. As a result, normative thermal fatigue tests are performed followed by microscopic observations to assess the lifetime of the LQFP components and validate the proposed thermomechanical model.

The last part is devoted to determining the reliability of electronic components taking into account uncertainties. The Monte Carlo reference technique and the polynomial chaos technique are used to analyses in terms of precision, time calculation and limits.

Key-words:

Electronic apparatus and appliances, multi-physical modelling, welded joints, fatigue, continuum damage mechanics, uncertainty, reliability (engineering).

Sommaire

Liste des figures	viii
Liste des tableaux	xii
Introduction générale.....	1
Chapitre 1: Étude bibliographique	3
1. Introduction	3
2. Les structures complexes et les composants électroniques.....	3
2.1. Différents types de boîtiers électroniques.....	6
2.2. Procédure d'assemblage.....	11
2.3. Joints de soudure et leurs matériaux	13
3. Modes de défaillance des équipements électroniques.....	19
4. Analyse des sollicitations appliquées aux cartes électroniques	23
4.1. Sollicitations thermomécaniques	23
4.2. Sollicitations vibratoires	25
4.3. Fiabilité des composants électroniques.....	26
5. Conclusion.....	28
Chapitre 2: Modélisation thermo mécanique de la fatigue des composants	29
1. Introduction	29
2. Modélisation thermo-mécanique.....	29
3. Équations de dissipation thermique.....	30
3.1. Équations thermiques en milieu isotrope.....	31
3.2. Transfert de chaleur par conduction	31
3.3. Transfert de chaleur par convection.....	33
4. Couplage thermomécanique.....	33
5. Lois de comportement des joints des soudures en Sn-Ag-Cu.....	36
5.1. Lois de comportement en fluage.....	36

5.2.	Les différents modèles de fatigue	41
6.	Modélisation numérique.....	44
6.1.	Description du modèle géométrique	44
6.2.	Propriétés thermomécaniques de l'assemblage	47
6.3.	Chargement thermique.....	49
6.4.	Conditions aux limites thermomécaniques	51
6.5.	Non linéarité Elasto-Viscoplasticité	52
7.	Discrétisation spatiale : Maillage	54
8.	Discrétisation temporelle.....	55
8.1.	Méthode de MULTIFRONTAL MASSIVELY PARALLEL SOLVER pour les problèmes linéaires.....	55
8.2.	Méthode de Newton pour les problèmes non-linéaires.....	56
9.	Conclusion.....	58
Chapitre 3: Résultats des simulations et validation expérimentale des modèles numériques..		59
1.	Introduction	59
2.	Etude expérimentale.....	59
3.	Observations microscopiques.....	61
4.	Simulation numérique et validation	62
4.1.	Résultats du modèle BGA.....	63
4.2.	Résultats du modèle LQFP	66
5.	Influence de la géométrie des joints de soudure sur la durée de vie des LQFP	72
6.	Résultats de simulation de l'endommagement.....	73
7.	Étude de la microstructure.....	78
8.	Conclusion.....	81
Chapitre 4: Étude de fiabilité des composants électroniques.....		82
1.	Introduction	82
2.	Origine des incertitudes dans les composants électroniques.....	83

3. Méthode de Monte Carlo.....	85
4. Approche du Chaos polynomial généralisé.....	87
5. Fiabilité thermomécanique d'un assemblage BGA.....	93
5.1. Etude déterministe	93
5.2. Etude probabiliste	95
6. Conclusion.....	102
Conclusion générale et perspectives	103
Publications scientifiques	105
Références	106
Annexes.....	119

Liste des abréviations

CMS	Composant Monté en Surface
DIP	Dual-In-line Package
ZIP	Zig-zag In line Package
PGA	Pin Grid Array
SIP	Single In Package
TO	Transistor Outline package
BGA	Ball Grid Array
QFN	Quad Flat No-lead package
SOP	Small Outline Package
SOT	Small Outline Transistor
PLCC	Plastic Leaded Chip Carrier
CSP	Chip-Scale Package
MLF	Micro Lead Frame package
SAC305	96.5Sn-3.0Ag-0.5Cu

Liste des figures

Figure 1.1 : Carte électronique assemblée avec un boîtier Quad Flat Package (QFP)	4
Figure 1.2 : Connexion défaillante par fissuration de la patte	5
Figure 1.3 : Connexions défaillantes par fissuration de la soudure	5
Figure 1.4 : Connexion défaillante par fissuration de la broche	5
Figure 1.5 : Connexion défaillante par fissuration de la soudure	5
Figure 1.6 : LQFP	9
Figure 1.7 : BGA.....	10
Figure 1.8 : QFN	10
Figure 1.9 : Procédé d'assemblage des composants SMT	12
Figure 1.10 : Différents modes d'interconnexion entre les composants montés en surface et la carte électronique.....	13
Figure 1.11 : Pourcentage des deux types d'alliages de joint de soudure expédié à travers le monde entre les années 2004 et 2015 (IPC, 2018)	14
Figure 1.12 : Diagramme de phase ternaire des alliages de type Sn-Ag-Cu (Bertheau, 2014)	17
Figure 1.13 : Diagramme d'équilibre de phases des systèmes Sn-Cu (à droite), Sn-Ag (à gauche) (Bertheau, 2014).....	17
Figure 1.14 : Schéma éclaté du LQFP package	20
Figure 1.15 : Défaillances des composants électroniques	21
Figure 1.16 : Courbe en baignoire	22
Figure 1.17 : Causes majeures de défaillances (El Hami & Pougnet, 2020), (El Hami & Pougnet, 2020).....	23
Figure 1.18 : Effet de la variation de coefficient de dilatation thermique sur la déformation de la soudure.....	25
Figure 1.19 : Contraintes mécaniques de cisaillement induites par la flexion du circuit imprimé soumise à la vibration	26

Figure 2.1 : Définition du domaine thermomécanique.....	29
Figure 2.2 : Évolution de la déformation lors d'un essai de fluage.....	37
Figure 2.3 : Modèle d'un quart de l'assemblage BGA.....	45
Figure 2.4 : Maillage de l'assemblage BGA (maillage raffinée au niveau des billes de soudure)	45
Figure 2.5 : Modèle d'un quart de l'assemblage LQFP48	46
Figure 2.6 : Différentes dimensions de la patte et joint de soudure.....	46
Figure 2.7 : Maillage de l'assemblage LQFP48 (maillage raffinée au niveau de la patte et joint de soudure).....	47
Figure 2.8 : Cycle de fonctionnement de BGA	49
Figure 2.9 : Cycle de température	50
Figure 2.10 : Représentation schématique de joint de soudure d'un BGA lors d'une élévation de température.....	52
Figure 3.1 : Étapes du protocole expérimental	60
Figure 3.2 : Observation soudure numéro 7	62
Figure 3.3 : Observation soudure numéro 6	62
Figure 3.4 : Observation soudure numéro 1 (Gauche : vue de haut, Droite : vue de coté).....	62
Figure 3.5 : Densité de dissipation d'énergie de fluage dans la bille de soudure	63
Figure 3.6 : Surface de déformation dans la bille de soudure la plus critique (mm/mm)	64
Figure 3.7 : Déformation en fonction du temps (point A)	64
Figure 3.8 : Contrainte de Von Mises en fonction du temps (point A).....	65
Figure 3.9 : Densité de dissipation d'énergie de fluage en fonction du temps (point A)	66
Figure 3.10 : Contrainte de cisaillement à différents instants du cycle thermique	67
Figure 3.11 : Courbe de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation du premier cycle.....	67
Figure 3.12 : Cycle d'hystérésis	68

Figure 3.13 : <i>Contrainte de cisaillement maximale et déformation de cisaillement en fonction du temps</i>	69
Figure 3.14 : <i>Contrainte de cisaillement en fonction du temps</i>	70
Figure 3.15 : <i>Nombre de cycles à la rupture, comparaison avec l'expérience au point de soudure (S1)</i>	71
Figure 3.16 : <i>Différents angles de soudure</i>	72
Figure 3.17 : <i>Nombre de cycles à la rupture en fonction de l'angle de la soudure</i>	72
Figure 3.18 : <i>Distribution de contrainte de Von Mises à différents nombres de cycles et différentes températures</i>	73
Figure 3.19 : <i>Distribution de déformation plastique équivalente à différents nombres de cycles et différentes températures</i>	74
Figure 3.20 : <i>Déformation de cisaillement équivalent accumulé dans le joint de soudure</i>	74
Figure 3.21 : <i>Evolution de la contrainte de Von-Mises dans le circuit imprimé et le joint de soudure</i>	75
Figure 3.22 : <i>Evolution des déformations et des contraintes de Von-Mises dans l'interface entre le circuit imprimé et le joint de soudure</i>	76
Figure 3.23 : <i>Facteur d'endommagement des soudures par rapport au nombre de cycles de fatigue</i>	77
Figure 3.24 : <i>Propagation de fissure dans le joint de soudure sous cycles thermiques</i>	78
Figure 3.25 : <i>Étapes de propagation de fissure</i>	79
Figure 3.26 : <i>Observations du MEB sur l'initiation, la propagation et d'une fissure du joint de soudure</i>	80
Figure 4.1: <i>Propagation de l'incertitude et de l'analyse de sensibilité dans le modèle thermomécanique</i>	83
Figure 4.2 : <i>Algorithme de la méthode de Monte Carlo</i>	96
Figure 4.3 : <i>Algorithme de l'approche de CPG</i>	97
Figure 4.4 : <i>Loi de distribution du chargement</i>	98
Figure 4.5 : <i>Loi de distribution du coefficient de dilatation thermique</i>	98

Figure 4.6 : <i>Amplitude de la déformation de cisaillement maximale en fonction du chargement thermique</i>	99
Figure 4.7 : <i>Amplitude de la déformation de cisaillement maximale en fonction coefficient de dilatation thermique</i>	99
Figure 4.8 : <i>Erreur relative dans le sens des moindres carrés en cas d'un paramètre incertain (α)</i>	100
Figure 4.9 : <i>Erreur relative dans le sens des moindres carrés en cas d'un paramètre incertain (Q)</i>	100
Figure 4.10 : <i>Amplitude de la déformation de cisaillement maximale en fonction de (α) et (Q)</i>	100
Figure 4.11 <i>Erreur relative dans le sens des moindres carrés en cas de deux paramètres incertains (α) et (Q)</i>	100

Liste des tableaux

Tableau 1-1 : <i>Différents types de composants électroniques</i>	8
Tableau 1-2 : <i>Exemples d'alliages de joints de soudures dans l'électronique avec leurs températures solidus et liquidus (Liu & Liu, 2011) (Libot, et al., 2020)</i>	15
Tableau 2-1 : <i>Paramètres du matériau du modèle Garofalo Sinus Hyperbolique pour les joints de soudure (Syed, 2004)</i>	38
Tableau 2-2 <i>Paramètres du matériau du modèle d'Anand pour les joints de soudure (ZN, et al., 2000)</i>	40
Tableau 2-3 : <i>Constantes des matériaux du modèle Johnson-Cook pour la soudure SAC305 (Tong, et al., 2018)</i>	41
Tableau 2-4 : <i>Résumé des modèles de fatigue des joints de soudures (Lee, et al., 2000), (Motalab, 2013)</i>	43
Tableau 2-5 : <i>Constantes de matériau du modèle Coffin-Manson (Engelmaier, 1993)</i>	43
Tableau 2-6 : <i>Constantes de matériau du modèle Morrow (Morrow, 1965)</i>	44
Tableau 2-7 : <i>Propriétés thermiques des matériaux des assemblages BGA et LQFP (MOREAU, 2006)</i>	48
Tableau 2-8 : <i>Propriétés mécaniques des matériaux des assemblages BGA et LQFP (MOREAU, 2006)</i>	48
Tableau 2-9 : <i>Propriétés thermomécaniques de soudures (Qiang, et al., 2007)</i>	49
Tableau 2-10 : <i>Différentes conditions de services selon JEDEC (JESD22-A104)</i>	50
Tableau 2-11 : <i>Paramètres du modèle de l'endommagement pour la soudure SAC305 (Xuming, et al., 2011)</i>	54
Tableau 4-1 : <i>Correspondance entre le type de distribution et la base orthogonale du chaos polynômial</i>	89
Tableau 4-2 : <i>Valeurs nominales des paramètres incertains de l'assemblage électronique ...</i>	94
Tableau 4-3 : <i>Résultats de l'étude déterministe</i>	95
Tableau 4-4 : <i>Caractéristiques des paramètres incertains</i>	98
Tableau 4-5 : <i>Comparaison des résultats MC et CPG</i>	101

Introduction générale

L'industrie électronique évolue pour répondre aux besoins croissants des secteurs public et militaire. La conception des systèmes d'automatisation modernes nécessite l'intervention de dispositifs électroniques. La défaillance de ces systèmes peut avoir des conséquences catastrophiques sur la vie humaine.

L'échec peut provenir de diverses raisons. Souvent, l'effet thermique est l'un des principaux facteurs énumérés pour la plupart des facteurs. Par conséquent, il est nécessaire de faire attention à la recherche thermique le plus tôt possible dans la conception.

Plusieurs niveaux d'apprentissage peuvent être identifiés : niveau de la puce, niveau du composant, niveau de la carte et niveau du système.

Par conséquent, en plus de la dissipation thermique, le procédé doit également combiner plusieurs domaines physiques. Les composants critiques peuvent être testés au niveau de la carte pour optimiser la solution de refroidissement. Enfin, le niveau système fournit une vue d'ensemble et une interaction avec l'environnement externe.

En outre, avec l'augmentation des fonctions requises des systèmes électroniques modernes, le nombre d'entrées / sorties dans les composants électroniques a également augmenté ces dernières années. Les packages représentant des composants passifs discrets sont remplacés par des systèmes plus complexes.

L'objectif de ce travail de thèse, est de déterminer la durée de vie des composants électroniques soumis à des cycles de températures et d'étudier leur fiabilité en présence des paramètres incertains. Le présent manuscrit est composé de quatre chapitres :

Dans le premier chapitre, les principes fondamentaux de la modélisation thermique d'une carte électronique ont été abordés, en focalisant sur l'approche analytique. Les méthodes de simplification de la carte, ont été également étudiées dans le but de réduire la taille des modèles numériques.

Dans le deuxième chapitre, l'impact des différents matériaux du composant, sur l'aspect thermique, sera étudié. Des simulations thermomécaniques par éléments finis ont été réalisées à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics, afin de montrer la capacité d'un tel outil à confirmer le mécanisme de dégradation des composants électroniques (BGA, LQFP).

Le troisième chapitre consiste à une étude expérimentale des composants électroniques exposés à des cycles de température entre -40°C et 125°C . Les résultats expérimentaux, basés sur les

observations microscopiques, nous ont permis, dans un premier temps, d'élaborer une corrélation de la valeur limite du nombre de cycles entre les simulations numériques et résultats expérimentaux et d'identifier ensuite les zones d'initiation et de propagation des fissures dans les joints de soudures.

Le quatrième chapitre a commencé par l'analyse des approches robustes permettant la quantification des incertitudes. L'étude des avantages et des inconvénients de chacune des méthodes disponibles dans la littérature a permis d'orienter notre choix vers l'approche probabiliste en particulier vers la méthode basée sur le concept du chaos polynomial généralisé. Une bonne partie de ce chapitre concerne l'étude de fiabilité des boîtiers électroniques, plus précisément le BGA, en présence des incertitudes liées aux paramètres des matériaux et les conditions aux limites. Pour ce fait, la théorie du chaos polynomial généralisé et la technique référentielle de Monte-Carlo ont été choisies pour traiter l'effet de variabilité de ces paramètres sur le comportement des joints de soudures. Les descriptions détaillées des formalismes mathématiques et des schémas numériques d'implémentation ont été également présentés.

Enfin, le mémoire est clôturé par une conclusion ouvrant sur quelques perspectives de cette recherche.

Chapitre 1: Étude bibliographique

1. Introduction

Dans ce chapitre, nous proposons d'étudier, d'une manière générale, les composants électroniques ainsi que leurs joints de soudure et les alliages de soudure utilisés. La microstructure et le comportement de l'alliage SAC (étain – argent – cuivre) seront associés au processus d'assemblage de la carte électronique. Enfin, une analyse des différentes sollicitations appliquées aux cartes électroniques est présentée.

De nombreuses causes de défaillance peuvent être identifiées dans un dispositif électronique : par exemple, un défaut dans un composant ou une carte assemblée. Cependant, la défaillance en fatigue de l'ensemble se situe généralement dans le joint de soudure. La résistance mécanique de ces joints dépend de nombreux paramètres, liés notamment, à la conception de la carte assemblée (alliage sélectionné, géométrie de la soudure, conception de la carte imprimée, matériau de base et normes de qualité de la fabrication), et aux conditions opératoires (contraintes thermiques : refroidissement/échauffement ou/et mécanique : vibration).

2. Les structures complexes et les composants électroniques

Un dispositif électronique se compose d'un groupe de cartes électroniques assemblées et connectées les unes aux autres pour effectuer une fonction souhaitée. Chaque carte électronique assemblée peut être décomposée en trois sous-éléments permettant ainsi une connexion mécanique et électrique entre les composants et la carte (figure 1.1) (Libot, et al., 2020) :

1. Une carte électronique nue
2. Des composants ou boîtiers électroniques
3. Une matrice de joints de soudure.

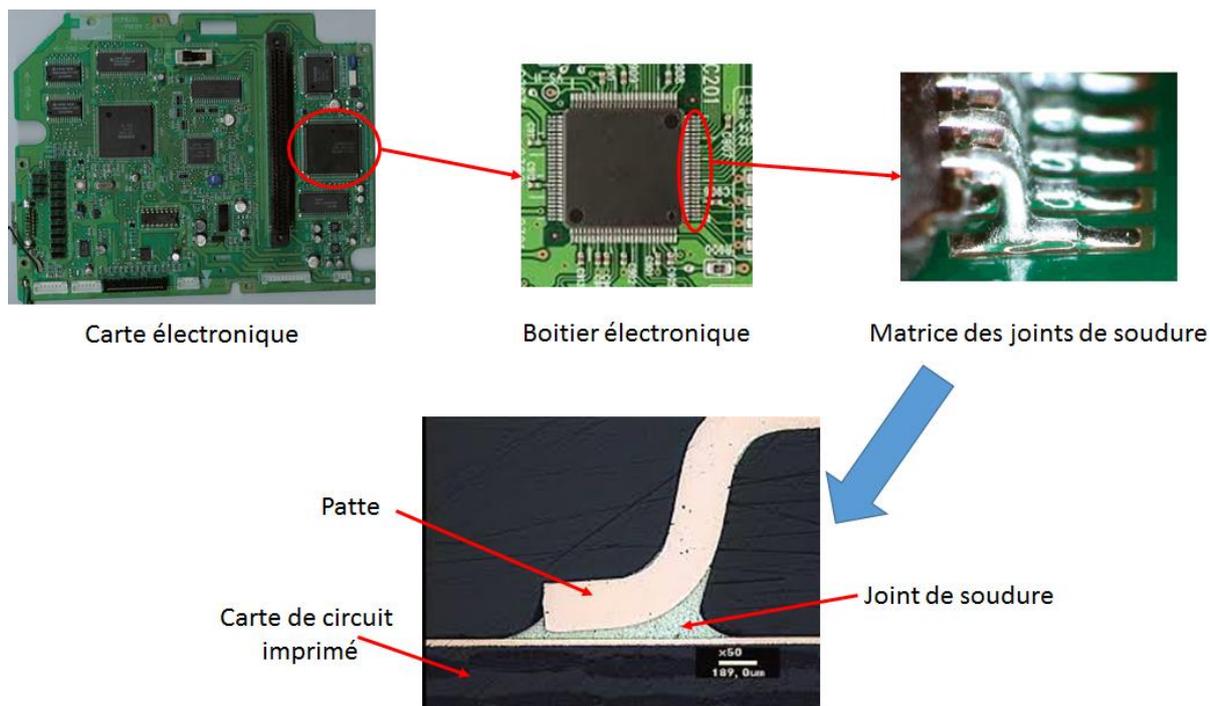


Figure 1.1 : Carte électronique assemblée avec un boîtier Quad Flat Package (QFP) (Libot, et al., 2020)

Les boîtiers électroniques sont composés d’une matrice de silicium, d’un substrat et du moulage. La matrice en silicium est programmée avec des algorithmes pour effectuer des calculs spécifiques et est connectée au substrat de l’emballage. Cette connexion est les interconnexions de premier niveau. Le substrat, qui peut être assimilé à un circuit imprimé, connecte les sorties de la matrice aux joints de soudure. Le substrat a une structure stratifiée avec des couches de cuivre et des stratifiés, qui sont des matériaux composites avec de la résine et des fibres de verre (Bertheau, 2014).

Le joint de soudure assure le lien électrique entre les boîtiers électroniques et la carte de circuit imprimé (interconnexions de deuxième niveau). Les boîtiers électroniques sont connectés pour effectuer des fonctions complexes. Le joint de soudure maintient également mécaniquement les composants électroniques sur le circuit imprimé. Les matrices en silicium se réchauffent pendant l’utilisation. Les joints de soudure sont également utilisés pour dissiper la chaleur au cours du fonctionnement. Les types de joints de soudures sont généralement classés selon la forme géométrique sur la carte. En fait, ces types de connexions ont une incidence directe sur la fiabilité des cartes électronique, car il y a souvent des défaillances dans les interconnexions. Les figures 1.2, 1.3, 1.4 et 1.5 illustrent les deux types de défaillances, fissuration au niveau de la patte et au niveau de la soudure (Grieu, 2010).

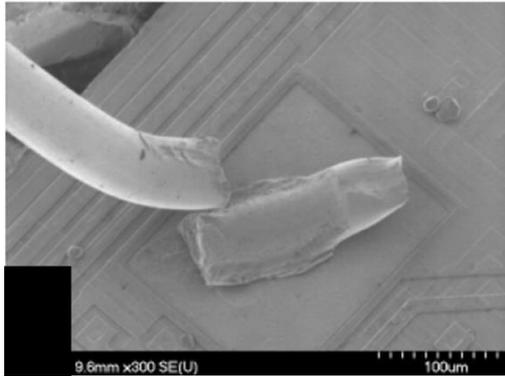


Figure 1.2 : *Connexion défaillante par fissuration de la patte*

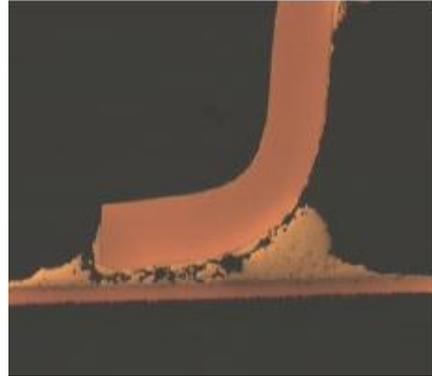


Figure 1.3 : *Connexions défaillantes par fissuration de la soudure*

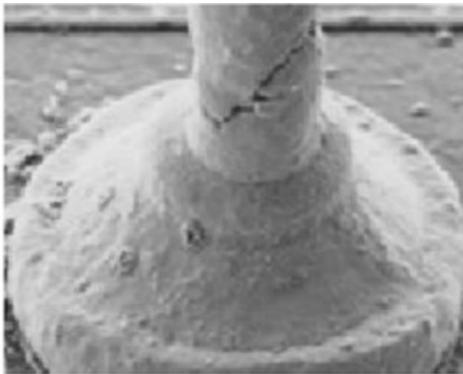


Figure 1.4 : *Connexion défaillante par fissuration de la broche*

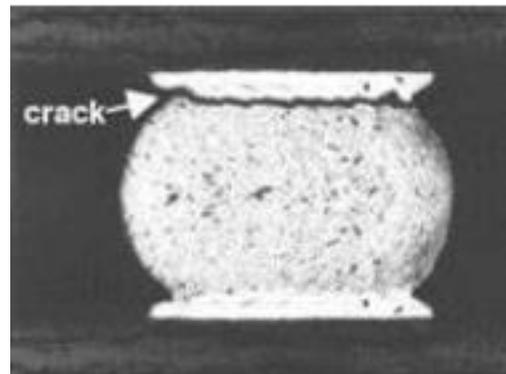


Figure 1.5 : *Connexion défaillante par fissuration de la soudure*

Comprendre la structure des cartes électroniques est important pour analyser son comportement durant le fonctionnement et construire des modèles mécaniques et numériques pertinents à des fins de simulation. Les cartes électroniques sont utilisées pour exécuter des fonctions complexes dans des systèmes plus grands. Les cartes électroniques sont essentiellement composées d'une carte de circuit imprimé (PCB) sur laquelle les boîtiers électroniques sont assemblés avec des joints de soudure et sont connectés à d'autres systèmes avec des connecteurs. La carte électronique assemblée avec ses paquets est appelée Carte de circuit imprimé (PCB).

L'objectif principal des PCB est d'interconnecter les paquets électroniques pour créer des fonctions plus complexes. Historiquement, PCB où les panneaux monocouches : uniquement composé d'un support diélectrique avec une seule couche de cuivre imprimé. Les PCB sont aujourd'hui composés de plusieurs couches de cuivre et de diélectrique (stratifiés) empilées alternativement. Cette structure multicouche du PCB est nécessaire en raison de la densité

croissante d'interconnexion des paquets électroniques de nos jours. Les couches stratifiées sont de structure composite : la matrice de résine est renforcée par des verres en fibre. La teneur en résine du stratifié est un paramètre important pour déterminer les propriétés mécaniques du stratifié (MOREAU, 2006).

Différentes natures de résines peuvent être utilisées comme résines époxydes ou polyamides. Les résines, avec le coefficient de dilatation thermique (CTE) autour de 20 ppm/K , sont renforcées avec des verres de fibre qui donnent au stratifié un CTE dans la direction de la fibre autour de 13 ppm/K . Cette valeur doit être considérée comme approximation de premier ordre. Le calcul des propriétés mécaniques des PCB est complexe et hors du cadre de cette thèse. Il faut tenir compte d'un grand nombre de paramètres, y compris l'accumulation de BPC et la teneur en résine (Davuluri, et al., 2002).

Le processus de fabrication des BPC peut être décomposé en quatre étapes principales.

1. La première étape est la gravure des couches de cuivre pour former des lignes et des plans pour interconnecter les paquets selon le schéma électrique. Les empreintes des paquets sont ajoutées dans les deux couches externes pour l'assemblage des paquets.
2. La seconde étape est la fabrication de la structure multicouche en stratifiant les différentes couches de cuivre avec diélectrique entre les deux pour l'isolation.
3. En troisièmement étape et après laminage, les différentes couches de cuivre sont reliées entre elles par perçage mécanique ou laser et placage de cuivre de vias. Ce processus est répété plusieurs fois pour obtenir la pile de BPC souhaitée.
4. Enfin, le placage de finition et le masque de soudure sont déposés sur les couches extérieures pour préserver le cuivre exposé aux empreintes de pied de l'oxydation et pour aider à l'assemblage des paquets.

2.1. Différents types de boîtiers électroniques

Le développement technologique du boîtier dépend du marché actuel, tel que les systèmes électronique, informatiques et automatique, les ordinateurs portables et les téléphones portables, où l'intégration est un facteur majeur. Cet élan a entraîné la disparition de la technologie la plus ancienne en raison de coûts de production ou de performance, l'obsolescence. Une fois qu'une nouvelle version optimisée mature est proposée, la taille de l'appareil peut être réduite en permanence. Le boîtier électronique peut être caractérisé par sa technologie de génération de rapports sur la carte électronique. Par conséquent, deux catégories peuvent être distinguées :

- Les composants dits traversants : les connexions électriques vont traverser la structure de la carte. Ceux-ci sont dotés de pattes, lesquelles sont insérées puis soudées dans des trous métallisés percés dans l'épaisseur de la carte. Cette technique est désignée par "Plated Through Hole" (PTH) par les anglo-saxons (Cheng, et al., 2017).
- Les composants dits Monté en Surface (CMS) ou en anglais "Surface Mounted Devices" (SMD). Ceux-ci sont montés sur les deux faces d'un substrat constitué de multiples couches par un soudage dit à la vague (Cheng, et al., 2017).

Les principaux boîtiers caractéristiques de ces deux catégories sont listés ci-après (tableau 1.1) Through-hole Package : Dual-In-line Package (DIP), Zig-zag In line Package (ZIP), Pin Grid Array (PGA), Single In Package (SIP), Transistor Outline package (TO).

Surface Mount Package (SMT): Ball Grid Array (BGA), Quad Flat Pack (QFP), Quad Flat No-lead package (QFN), Small Outline Package (SOP), Small Outline Transistor (SOT), Plastic Leaded Chip Carrier (PLCC), Chip-Scale Package (CSP), Micro Lead Frame package (MLF).

La plupart de ces boîtiers sont des composants en plastique. En 2008, les composants en céramique ne comptaient que 1% sur le marché. Leur utilisation est aujourd'hui limitée à la mise en œuvre des microprocesseurs et à certaines applications spécifiques à l'ASIC ou de boîtiers étanches pour le secteur spatial. Le développement de la technologie des composants montés en surface (CMS) sur les cartes électroniques est introduit au milieu des années 1980, dans le but de répondre à la demande croissante de densification (Buttay, 2010). En 2020, environ 125 milliards de composants sont soudés par cette technologie (Prismark, 2017). Les composants de type CMS permettent de densifier la hauteur de la carte électronique, réduisant ainsi la distance entre les composants, limitant ainsi les effets parasites et améliorant le temps de réponse du signal. Le développement de la technologie des composants montés en surface (CMS) sur les cartes électroniques est introduit au milieu des années 1980, dans le but de répondre à la demande croissante de densification (Buttay, 2010). En 2020, environ 125 milliards de composants sont soudés par cette technologie (Prismark, 2017). Les composants de type CMS permettent de densifier la hauteur de la carte électronique, réduisant ainsi la distance entre les composants, limitant ainsi les effets parasites et améliorant le temps de réponse du signal.

Composants traversant

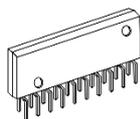
Composants Montés en Surface



DIP (dual in line package)



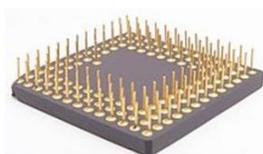
BGA (Ball Grid Array)



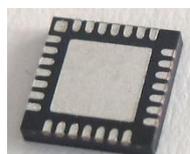
ZIP (Zig-zag In line Package)



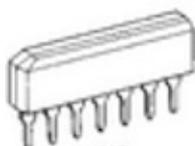
QFP (Quad Flat Package)



PGA (Pin Grid Array)



QFN (Quad Flat No leads)



SIP (Single In Package)



PLCC (Plastic Leaded Chip Carrier)



SOP (Small Out Packages)

Tableau 1-1 : Différents types de composants électroniques (El Hami & Pougnet, 2020)

Cette transition est d'abord réalisée dans la forme de la patte, passant d'une forme droite à une géométrie pliée pour permettre au composant d'être transféré en surface. Les capacités d'installation de ces composants ont évolué jusqu'au début des années 2000. Par conséquent, l'espacement entre les pattes est augmenté de $1,27\text{ mm}$ à $0,5\text{ mm}$, de sorte que le nombre de pattes augmente dans chaque cas. Depuis lors, la nouvelle technologie BGA à base de billes a augmenté le nombre de paquets d'entrée et de sortie. Ils ne sont plus disposés du côté du composant, mais directement au-dessous de la plate-forme dans laquelle est logée la puce électronique. Par conséquent, pour un boîtier de $15\text{ mm} \times 15\text{ mm} \times 1,6\text{ mm}$, le nombre d'interconnexions sera le suivant : 64 E/S pour un boîtier PQFP avec un pas de $0,65\text{ mm}$ et 196 E/S pour un BGA avec un espacement de 1 mm (Dasgupta, et al., 2001).

Au fur et à mesure de l'évolution du nombre de connexions de composants, celles-ci se sont progressivement ajustées à la taille de la puce à protéger, par exemple le type de composant

Chip-Scale Package, dont la puce représente la surface occupée par les carrés de la carte. La hauteur de l'ensemble est également considérablement réduite de $2,33\text{ mm}$ à $0,5\text{ mm}$. En conséquence, de nombreux boîtiers CMS ont une version « aplatie », telle que « mince ou rétractable » ou « mince rétractable » (TSOP, SSOP, TSSOP), « mince » ou « fin quad-at pack » (TQFP, FQFP) (figure 1.6).

Actuellement, ces produits sont jetés et remplacés par des boîtes dont les pieds ne sont plus en dehors du scellant, comme le QFN et le BGA, ils assurent un contact direct entre la boîte et la carte et sont de plus en plus utilisés en raison de leur capacité à dissiper la chaleur. Cette évolution du type de boîte est montrée dans les figures 1.6 et 1.7. Il décrit également l'émergence de la technologie 3D pour les boîtiers de circuits intégrés, tels que les modules dits « système en Boîtier » (SiP) (Libot, et al., 2020).

Seules, les composants montés en surface, seront considérées dans la suite de cette étude :



Figure 1.6 : *LQFP*

- Les boîtiers QFP (Quad Flat Package) Il s'agit d'une boîte à pattes placées sur les quatre côtés de l'ensemble pour augmenter le nombre d'interconnexions. Il existe de nombreuses variations, dépendant notamment du nombre et de l'espacement des pattes (de $0,4$ à 1 mm) et de l'épaisseur du boîtier.



Figure 1.7 : BGA

- Les BGA (Ball Grid Array) sont équipés d'une matrice de billes sous l'ensemble pour une interconnexion avec la carte. Pour ce type de composant, la composition du joint de soudure dépend à la fois, de la composition des billes d'alliage du composant et aussi, de la composition de l'alliage d'apport lors de l'assemblage. Le principal avantage de cette approche est de fournir une densité d'interconnexion supérieure à celle des autres types de composants. Les dimensions sont variables, de 5 à 50 *mm* d'un côté, avec un espacement entre 0,4 et 1,27 *mm* entre deux billes successives.

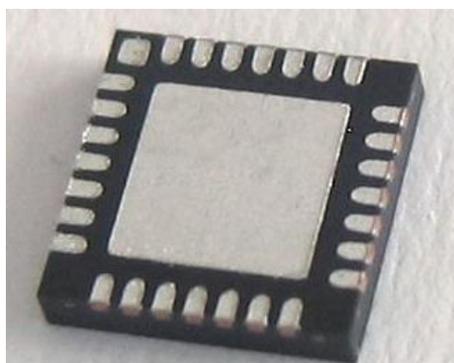


Figure 1.8 : QFN

- Les QFN (Quad Flat No lead) appartiennent à la technologie des composants plats sans broches, c'est une des technologies de boîtiers qui relient les composants électroniques à la surface de la carte électronique sans trous traversant. Une grille de connexion plane en cuivre sont équipés des zones de connexion plane cuivrée utilisée pour soudée directement sur le circuit imprimé afin de de gagner de place sur la carte électronique. Dans ce cas, ce sont des composants à assemblage direct. Pour augmenter le nombre d'interconnexions, la nouvelle génération de QFN possèdent jusqu'à trois rangées de zones métallisées autour du bord du composant. Le boîtier présente de nombreux

avantages, notamment une petite taille proche de la taille de la puce, un profil mince et un poids léger.

2.2. Procédure d'assemblage

Les joints de soudure sont formés pendant l'assemblage de la carte électronique. Un schéma avec les étapes principales et le profil de température de la carte de circuit imprimé pendant l'assemblage dans la figure 1.9. Plus précisément, le processus d'assemblage se compose des étapes suivantes :

- La pâte à souder est déposée sur les empreintes de PCB par sérigraphie.
- Le boîtier est déposé sur le côté supérieur à l'aide d'un bras de chargement.
- Le panneau est chauffé dans un four de refoulement suivant un profil thermique dédié.

Le profil thermique atteint une température maximale au-dessus du point de fusion de la soudure et présente des rampes de chauffage et de refroidissement spécifiques pour minimiser les contraintes résiduelles thermiques. Pour les architectures PCB recto-verso, le processus est répété afin d'assembler une série supplémentaire de paquets de l'autre côté du PCB (Bath, 2007). Le processus se termine par une série d'inspections et d'essais électriques pour vérifier l'assemblage final du colis. Une couche protectrice peut être appliquée par revêtement conforme sur la carte complète, sans ajouter de contraintes thermiques supplémentaires sur les emballages. Notons en outre que plusieurs paramètres du procédé ont un impact direct sur la fiabilité des joints de soudure et, par conséquent, sur l'ensemble du circuit imprimé. Les contraintes résiduelles sont le résultat des différents coefficients de dilatation thermique et des changements de température pendant l'assemblage, car elles peuvent faciliter l'ouverture ou la fermeture des fissures si elles ont un caractère de traction ou de compression. De plus, les vitesses de refroidissement détermineront le processus précis de cristallisation des joints de soudure et influenceront en tant que telle leur microstructure (Hongtao Luke, et al., 2006).

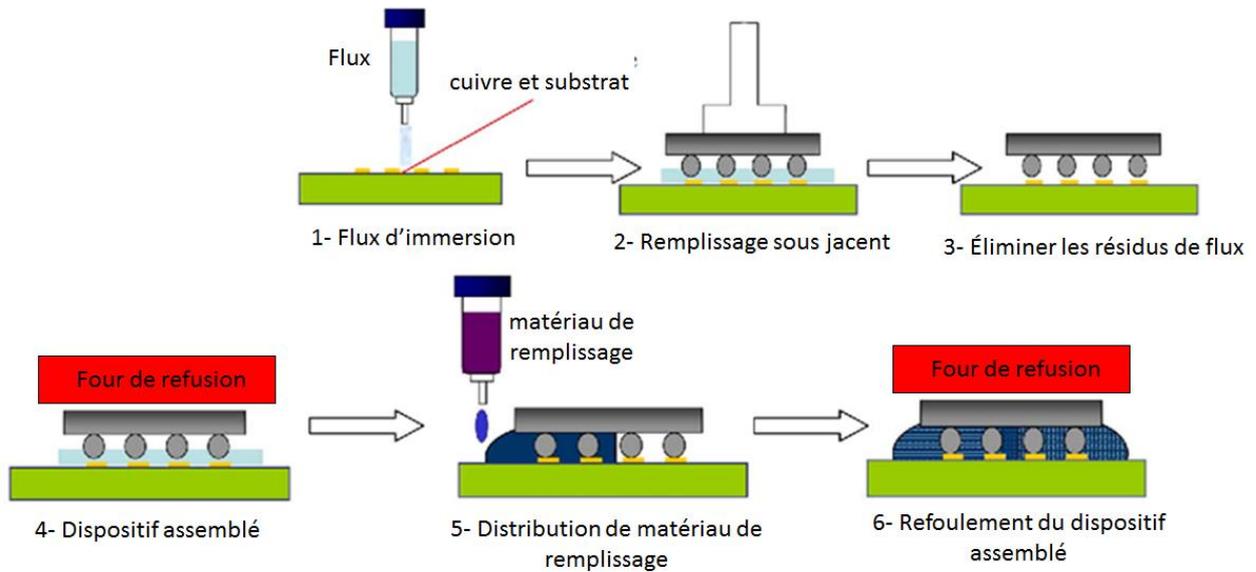


Figure 1.9 : *Procédé d'assemblage des composants SMT (Bath, 2007)*

Le procédé d'assemblage conventionnel pour la puce à bascule est basé sur un processus de sous-remplissage de flux capillaire. Un autre procédé pour l'assemblage à puce à bascule à faible coût est basé sur des charges sans écoulement (Suhir & Ghaffarian, 2018) (Lu, et al., 2002). Les sous-couches sans écoulement contenant des agents de remplissage et les sous-couches sont déposées sur la sous-couche avant le placement des copeaux. Ensuite, le biocapteur est placé dans le sous-remblai, ce qui provoque le pressage du matériau de sous-remblai pendant la mise en place. Les interconnexions de soudure métallurgique sont réalisées simultanément pendant le traitement de "reflow" avec un sous-remplissage entre une puce et un substrat. Par conséquent, plusieurs étapes des processus conventionnels d'assemblage de la puce à bascule peuvent être éliminées en éliminant le matériau de sous-remplissage sans écoulement afin d'économiser du temps et des coûts par rapport au procédé classique de sous-remplissage par flux capillaire est illustré comparativement à la figure 1.9 (Lee, et al., 2008).

Les assemblages de ce procédé avec un joint de soudure sans plomb (SAC305) et avec un alliage contenant du plomb (60Sn-40Pb) seront étudiés dans les chapitres suivants. Si les joints sans plomb sont la norme dans l'électronique grand public, l'utilisation du plomb reste tolérée dans des applications critiques comme l'aérospatiale et la défense. Dans le procédé d'assemblage SAC305 sans plomb, les billes de soudure et la pâte à souder sont fabriquées à partir de l'alliage SAC305. L'alliage SAC305 est composé chimiquement de 3 constitutions.

L'hétérogénéité des procédés d'assemblage est une tâche difficile et complexe de point de vue industriel. Un faible volume de production augmente le coût relatif du développement et de la fabrication et peut justifier le mélange des technologies d'assemblage, ce qui entraîne

l'augmentation des coûts. Un exemple de la complexité de l'assemblage est la taille du pas du colis, défini comme la distance entre deux joints de soudure. Les cartes électroniques actuelles ont des paquets avec des pas allant de 0,4 à 1,27 mm. Avoir cette variété sur une ligne de montage exige l'existence de pochoirs avec différentes épaisseurs dans différentes zones pendant le processus de montage. Par conséquent, la qualification d'un tel procédé d'assemblage devient très difficile et coûteuse.

2.3. Joints de soudure et leurs matériaux

L'interconnexion du composant avec le circuit imprimé est réalisée entre la plage en cuivre de la carte électronique et le terminal métallique du côté du composant. Ces terminaisons ont été présentées de manière simplifiée. Les joints de soudure assurent l'interconnexion entre les plages de transfert de PCB et les bornes des composants (Cheng, et al., 2017). La figure 1.10 montre trois modes d'interconnexion communs : l'assemblage à billes, l'assemblage par patte et le mode directement assemblé.

Dans le cas d'une bille à souder, la forme de l'articulation est presque sphérique, le diamètre étant d'environ 500 µm. Pour les assemblages des composants passifs, le joint présente un ménisque et une épaisseur d'alliage mince (inférieure à 100 µm) entre l'assemblage et la carte.

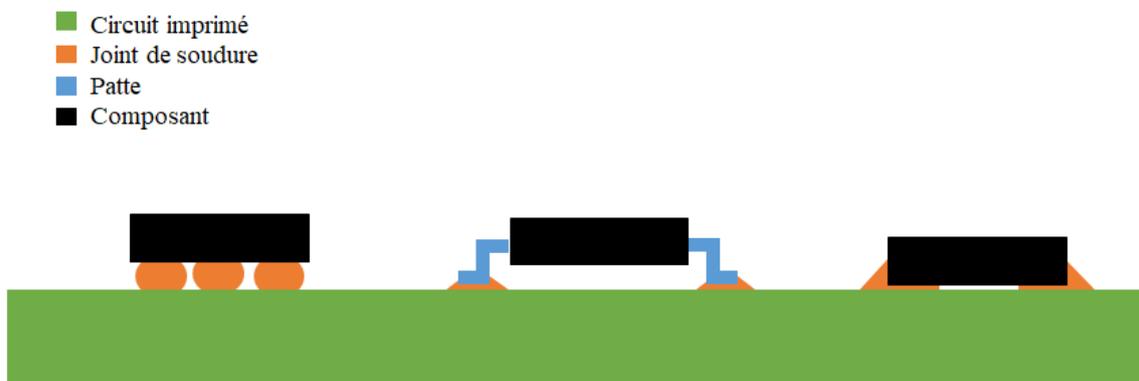


Figure 1.10 : *Différents modes d'interconnexion entre les composants montés en surface et la carte électronique*

Étant donné que la plage de températures d'utilisation des matériaux électroniques dans le profil de mission AHP couvre la plage « $-55\text{ °C} / 125\text{ °C}$ », la plage d'utilisation de l'alliage SnPb couvre 0,5 à 0,8 fois la température de fusion du matériau en Kelvin. Cependant, on pense qu'à partir d'une température homogène de 0,5 fois la température de fusion du matériau (le rapport de la température d'utilisation à la température de fusion en Kelvin), le mécanisme de fluage

rencontré à des températures élevées devient significatif. En conséquence, l'alliage 60Sn-40Pb est utilisé à des températures élevées sur toute la plage d'utilisation et sa microstructure de se compose de deux phases, la première est riche en plomb (90%) et la seconde est riche en étain (97%).

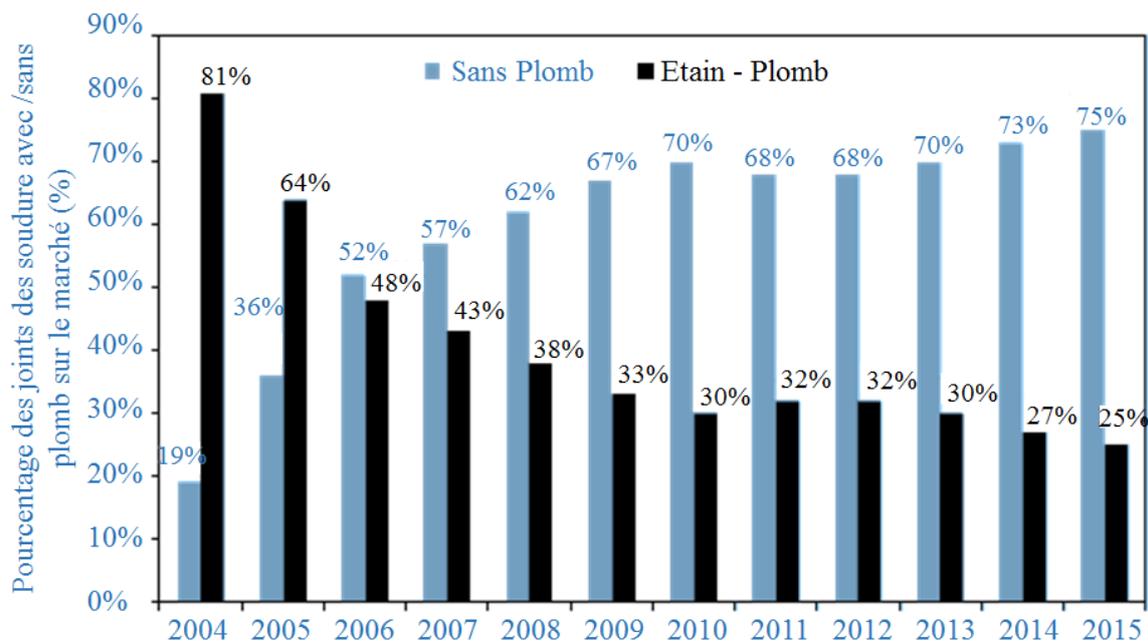


Figure 1.11 : *Pourcentage des deux types d'alliages de joint de soudure expédié à travers le monde entre les années 2004 et 2015 (IPC, 2018)*

Alliage	Sn	Ag	Cu	Pb	Ag	Bi	Sb	Ni	Solidus	Liquidus
63Sn-37Pb	63	-	-	37	-	-	-	-	183	183
60Sn-40Pb	60	-	-	40	-	-	-	-	183	191
SnPb36Ag2	36	2	-	36	-	-	-	-	179	185
SAC105	98.5	1	0.5	-	-	-	-	-	217	225
SAC205	97.5	2	0.5	-	-	-	-	-	217	222
SAC305	69.5	3	0.5	-	-	-	-	-	217	219
SAC387	95.5	3.8	0.7	-	-	-	-	-	217	217
SAC396	95.5	3.9	0.6	-	-	-	-	-	217	221
SAC405	95.5	4	0.6	-	-	-	-	-	217	225
SAC405	95.5	4	0.6	-	-	-	-	-	217	225
SACX0807	98.5	0.8	0.7	-	-	-	-	-	217	228
SACBSbN	90.9	3.8	0.7	-	-	3	1.45	0.15	212.6	221.7
SACsb	90.6	3.2	0.7	-	-	-	5.5	-	222.9	231.9

Tableau 1-2 : Exemples d'alliages de joints de soudures dans l'électronique avec leurs températures solidus et liquidus (Liu & Liu, 2011) (Libot, et al., 2020)

La figure 1.11 présente l'évolution du pourcentage des d'alliages de joint de soudure avec et sans plomb expédié à travers le monde. Depuis l'interdiction de l'utilisation du plomb sur le marché de consommation, le pourcentage de leur expédition chute de 56 % et beaucoup de travail a été fait pour trouver des substituts d'alliages SnPb possibles. Ces paramètres requis sont techniques (assemblage et propriétés mécaniques) et économiques (coût des matériaux et coût du processus d'assemblage). D'un point de vue technique, les principaux critères sont la température de fusion et la différence de température entre le solidus et le liquidus. Le tableau 1.2 présente les différents alliages disponibles dans le marché avec leurs températures de de solidus et liquidus correspondante. Une étude du NCMS (National Manufacturing Science Center) a recommandé que la limite supérieure de la température de fusion soit de 225 °C et que l'intervalle maximum entre le solidus et le liquidus soit de 30 °C (Lau, et al., 2016) (Bath, 2007), car contrairement au Sn63Pb37, le SAC l'alliage n'est pas eutectique. La température de fusion maximale est appliquée pour éviter d'endommager les matériaux et composants de la carte et pour limiter l'apport d'énergie, ce qui est synonyme de surcoûts. La faible différence entre la température du liquidus et la température du solidus permet d'obtenir une microstructure uniforme et de limiter certains défauts, tels que le "pad lift" (séparation entre soudure et gamme

cuivre). D'autres contraintes techniques sont liées à divers aspects, tels que la mouillabilité, l'oxydation et même le coefficient de dilatation thermique. La température de fusion maximale est appliquée pour éviter d'endommager les matériaux et composants de la carte et pour limiter l'apport d'énergie, ce qui est synonyme de surcoûts. La faible différence entre la température du liquidus et la température du solidus permet d'obtenir une microstructure uniforme et de limiter certains défauts, tels que le "pad lift" (séparation entre soudure et gamme cuivre). D'autres contraintes techniques sont liées à divers aspects, tels que la mouillabilité, l'oxydation et même le coefficient de dilatation thermique. Ces différentes recherches d'alliage de substitution ont convergé vers des solutions parmi lesquelles prédominent les alliages de type SAC (étain – argent – cuivre). On retrouve aussi des variantes sans argent, sans cuivre, ou avec des additions d'autres éléments tels que le bismuth, le zinc ou encore le nickel. D'un point de vue général, ces alliages sans plomb présentent des caractéristiques similaires aux alliages SnPb en termes de comportement mécanique et de point de fusion, ce qui est un critère prépondérant pour le choix de l'alliage. Concernant le comportement mécanique, comme première méthode, nous proposons de faire une moyenne des résultats de différents travaux (Fouassier, et al., 2006), (Ma, et al., 2008), (Wang, et al., 2009), (Bath, 2007), (Kim, et al., 2002), (Poh, et al., 2008), (Cuddalorepatta, et al., 2007), (Darveaux, 2005), (Pei, et al., 2006), (Che, et al., 2006), (Chaillot, et al., 2007), (Jun, et al., 2007), (Pei & Qu, 2005), (Qiang, et al., 2006), (Hegde, et al., 2007). Ainsi, on peut noter que le module de Young est à 20 °C, est d'environ 48 *GPa* et la limite élastique est d'environ 31 *MPa*. La microstructure de l'alliage SAC est basée sur le diagramme de phase ternaire (figure 1.12). La phase est tirée du diagramme de phase binaire de SnAg et SnCu (figure 1.13).

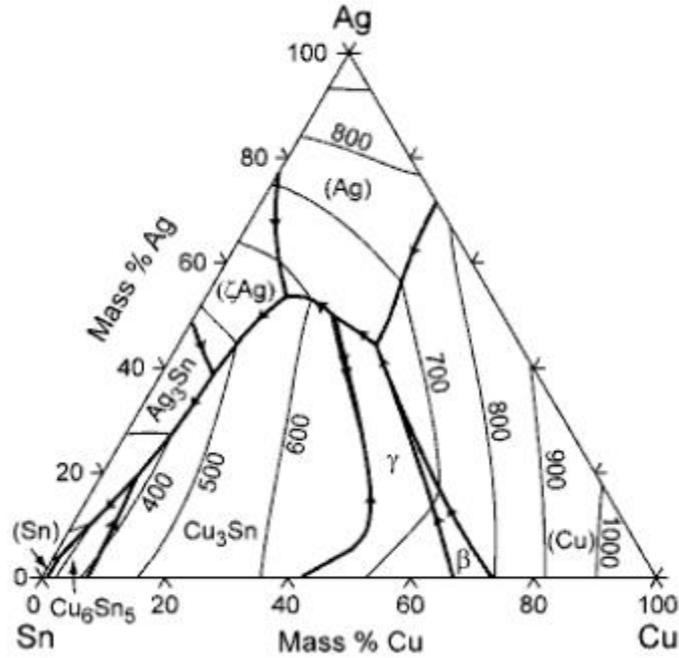


Figure 1.12 : Diagramme de phase ternaire des alliages de type Sn-Ag-Cu (Bertheau, 2014)

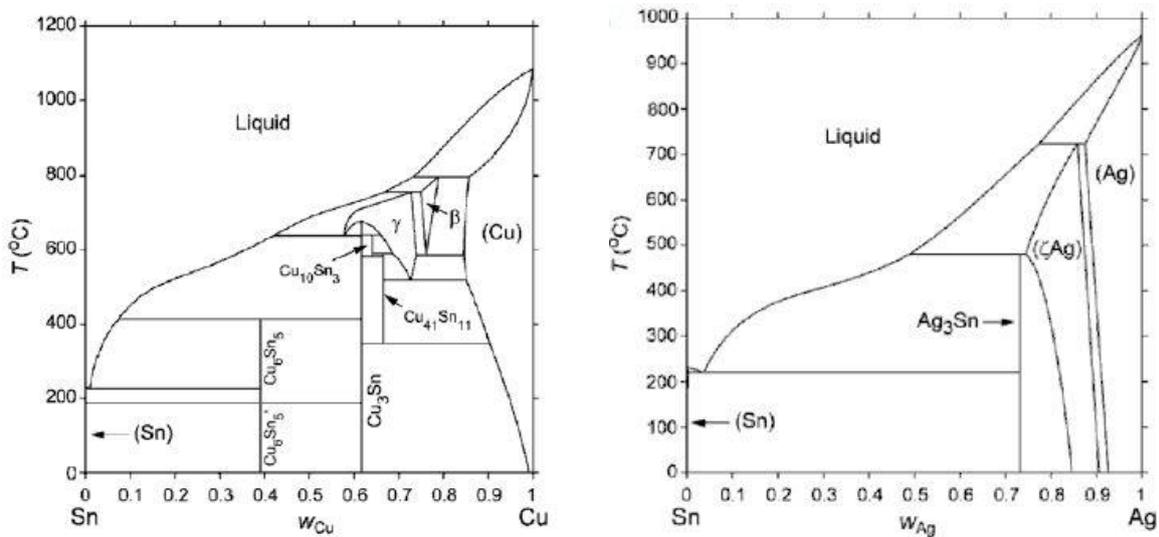


Figure 1.13 : Diagramme d'équilibre de phases des systèmes Sn-Cu (à droite), Sn-Ag (à gauche) (Bertheau, 2014)

(Suhir, et al., 2007), (Ghaffarian, 2019), (Bath, 2007), (Davuluri, et al., 2002), (Stam & Davitt, 2001), (Lall, et al., 2010), (Chung, et al., 2015), (Keller, et al., 2011), (Huang, et al., 2016), (Zeng, et al., 2012), (Menon, et al., 2015), (Woodrow, 2003), (Dorso, et al., 2016), (Ni, et al., 2014), (Wondrak, et al., 2001), (Hagler, et al., 2010), (Guarnieri, et al., 2009).

Une partie du diagramme ternaire centrée sur le faible rapport argent / cuivre (figure 1.13) montre que les phases proches de la composition eutectique formée lors du refroidissement de l'alliage SAC sont : Sn (tétraogonal), Ag_3Sn (orthorhombique) et phase Cu_6Sn_5 six parties).

Selon ces figures, les alliages de type SAC proches de la composition eutectique devraient avoir une microstructure proche d'une microstructure eutectique uniforme. Cependant, la solidification de l'alliage n'est pas conforme à ce qui peut être vu sur le diagramme ternaire. (Yang, et al., 2019). Différentes études ont montré que l'étain est trop froid. Par exemple, dans le cas de l'alliage phase Sn_{4.7}Ag_{1.7}Cu (Dompierre, 2011), l'étain peut rester liquide jusqu'à 198,5 °C, soit environ 20 °C de moins que la température de solidification de l'alliage. (Kang, et al., 2003) ont prouvé que, selon la composition de l'alliage, l'étain peut être inférieur de 34 °C à la température de fusion (alliage Sn_{2.5}Ag_{0.9}Cu).

La principale conséquence de ce phénomène de surfusion est la structure dendritique de l'étain. En effet, lors de la solidification de l'alliage, le composé intermétallique d'argent et de cuivre se solidifie d'abord, augmentant ainsi la concentration d'étain dans la phase liquide. Lorsque l'étain commence à se solidifier, il adopte une structure dendritique à croissance rapide, puis l'espace entre les dendrites suit une structure eutectique binaire (Sn-Ag ou Sn-Cu) ou ternaire (Sn-Ag-Cu), selon la composition Il existe toujours (LaLonde, et al., 2004).

Dans la suite du document, on considérera que l'association d'une dendrite et de l'espace inter dendritique constitue un grain. Les alliages SAC proches de la composition eutectique sont donc constitués d'un assemblage de grains dont l'orientation peut être assimilée à l'orientation de la matrice d'étain composant la dendrite. Comme pour l'étain pur, ces orientations de grains peuvent s'observer par lumière polarisée et par technique EBSD (Electron Back Scattered Diffraction) (Henderson, et al., 2004).

Le deuxième résultat du refroidissement excessif de l'étain est que le durcissement se produit si rapidement que, dans de nombreux cas, un seul point de germination peut être déterminé. La caractéristique de ce phénomène est généralement le joint brasé, qui est constitué de grains configurés selon seulement six orientations cristallines, tous les six cristaux sont liés par une relation d'orientation qui correspond à l'axe autour de l'axe [0 1 0] tourné d'environ 60 degrés.

Enfin, le résultat final de cette surfusion implique la formation de composés intermétalliques. Bien que selon le diagramme de phase, l'étain doit d'abord être durci, en réalité, le métal intermétallique peut être durci avant l'étain. En particulier, des composés intermétalliques de type Ag_3Sn peuvent être préférentiellement formés. (Silva, et al., 2017), (Victor & others, 2016). Il a été observé que ces composés intermétalliques sont devenus par la suite des points de germination pour les dendrites d'étain. Dans ce cas, la phase Ag_3Sn se présente généralement sous forme de plaquettes de plusieurs microns à plusieurs dizaines de microns. La phase Cu_6Sn_5 a une forme allongée semblable à une tige.

L'alliage eutectique *SnAgCu* de 3,0 masses (SAC 305) mouille et forme un bon joint avec le cuivre. Ceci est très prometteur dans les applications où un grand nombre de cycles thermiques et de vibrations mécaniques sont attendus (Ohnuma, et al., 2000). Ces propriétés thermomécaniques sont supérieures aux alliages eutectiques SnPb conventionnels. La température de fusion des eutectiques SnAgCu énumérés dans la littérature est généralement de l'ordre de 217 °C. De même, selon des observations ou analyses métallurgiques par calorimétrie différentielle à balayage, la composition eutectique rapportée dans la littérature n'est pas toujours la même. Cependant, la composition est très proche de la masse de Sn-3,8 de la masse de 0,7.

3. Modes de défaillance des équipements électroniques

Nombreuses, sont les causes de défaillances dans un équipement électronique comme par exemple, les défauts des composants ou des cartes assemblées. Cependant, les défaillances des composants sont généralement localisées dans les joints de soudure. La résistance mécanique de ces joints dépend de nombreux paramètres, notamment la conception de la carte électronique assemblée (alliage sélectionné, la géométrie de la soudure, la conception de la carte imprimée, les matériaux de base et les normes de qualité de fabrication) et les conditions de fonctionnement de l'équipement électronique (Dompiere, 2011).

Le diagramme de la figure 1.15 montre le mécanisme de défaillance des composants électroniques. Ils peuvent être divisés en deux catégories : les mécanismes d'usure et les mécanismes de surcharge. Le mécanisme d'usure signifie que l'action du défaut est progressive et se répète sur une longue période de temps, entraînant une défaillance du système. Cela peut se produire à basse pression. Dans ce groupe, l'origine peut être divisée en trois catégories : mécanique, électrique et chimique.

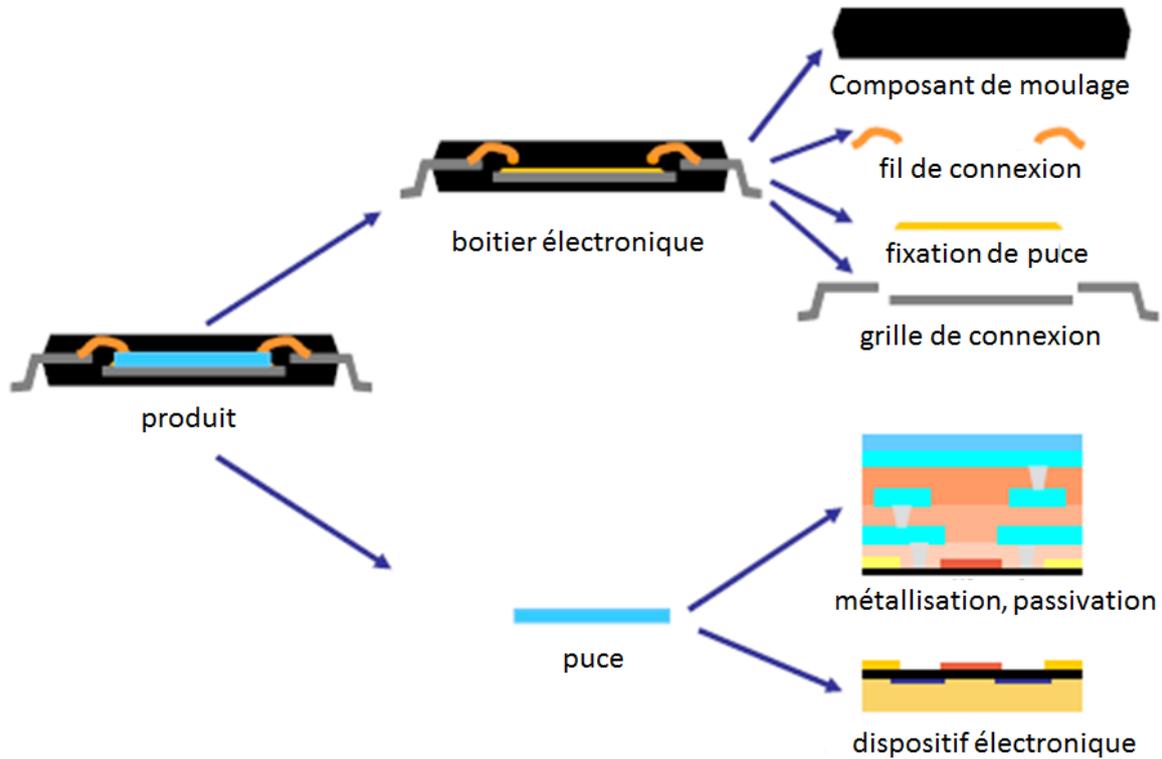


Figure 1.14 : Schéma éclaté du LQFP package (Reinhard, 2019)

Le mécanisme de surcharge provoque une défaillance du système sous l'action d'une seule contrainte forte qui dépasse le seuil de résistance du composant. La cause de la défaillance peut être mécanique ou électrique. Les défaillances du système sont généralement le résultat de défaillances potentielles, telles que des interruptions de matériel, des court-circuit, etc. Ces défauts se manifestent par des défauts électriques sur des composants réels, mais la cause principale peut être thermique, mécanique ou/et chimique, telle que l'électro-migration (Lu, et al., 2009). Dans ce qui suit, le mécanisme de défaillance de certains composants électroniques est présenté en détail, en particulier le problème de l'impact mécanique et le problème thermomécanique lié au changement de déformation plastique et à la rupture du joint de soudure. Le but de cette étude bibliographique est de mieux comprendre les causes de dégradation et les mécanismes qui provoquent la défaillance des composants électroniques et d'en déterminer les conséquences.

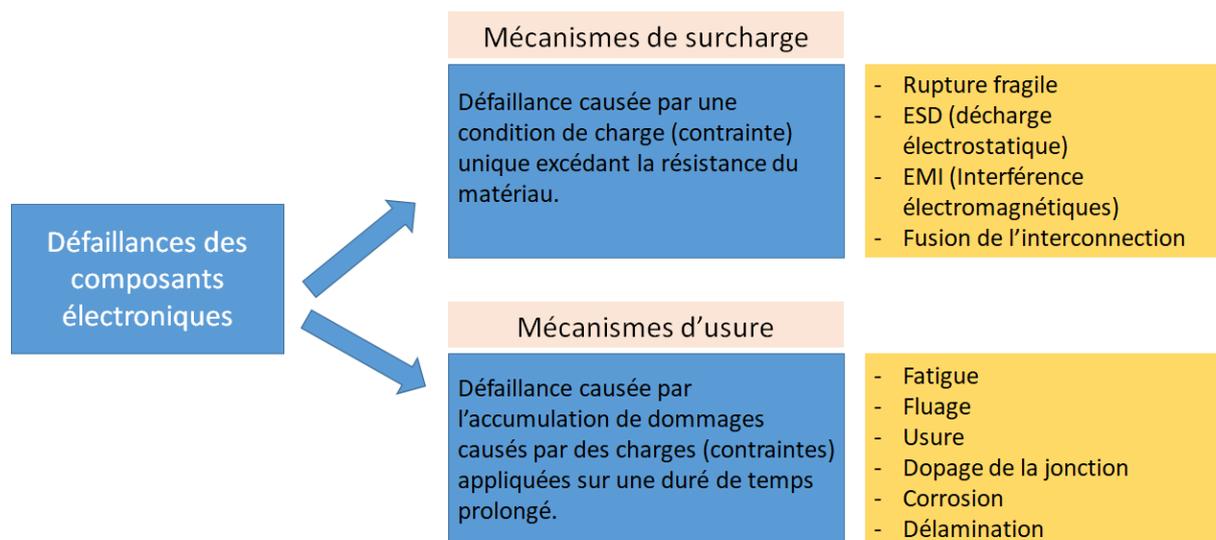


Figure 1.15 : *Défaillances des composants électroniques (Reinhard, 2019)*

Les composants électroniques en fonctionnement sont soumis à des mécanismes de vieillissement, qu'ils soient fonctionnels (liés aux conditions de fonctionnement) ou environnementaux (liés à l'environnement, qu'ils soient électriques ou non). Un appareil électronique peut tomber en panne tout au long de son cycle de vie. La durée de vie d'un dispositif électronique comprend généralement trois phases principales, caractérisées par un taux de défaillance spécifique. Le taux d'échec suit une courbe de baignoire divisée en trois zones. La figure 1.16 donne une évolution typique du taux de défaillance du système, en fonction de la durée de l'opération sous contraintes. Cette courbe est dite « en baignoire ». Elle montre trois types de défauts différents, en fonction de la durée de l'opération (Assif, 2013) (Mustafa, 2014):

- Période de défauts prématurés (défaillances précoces).
- Période de fonctionnement (défaillances aléatoires).
- Période de fin de vie (défaillances d'usure).

Pendant la période de défauts prématurés le taux d'échec diminue avec le temps d'utilisation sous contraintes. Les plus courantes de ces situations sont les pannes causées par des défauts de fabrication, des problèmes de conception, un transport inapproprié ou une utilisation inappropriée de l'équipement. Au cours de cette période, les composants les plus fragiles ou défectueux seront éliminés. Au cours de la vie utile (défaillances aléatoires), le taux de défaillance est constant. Il est donc indépendant de la durée d'utilisation sous contraintes du dispositif. En d'autres termes, la défaillance peut se produire principalement lorsque la condition d'utilisation du périphérique dépasse sa capacité et cette défaillance du composant se produira immédiatement. Ces modes de défaillance sont principalement causés par des facteurs

externes du module. Ce temps est généralement considéré comme le temps d'exécution du composant, qui doit être supérieur ou égal à la durée de la tâche du composant (Assif, 2013).

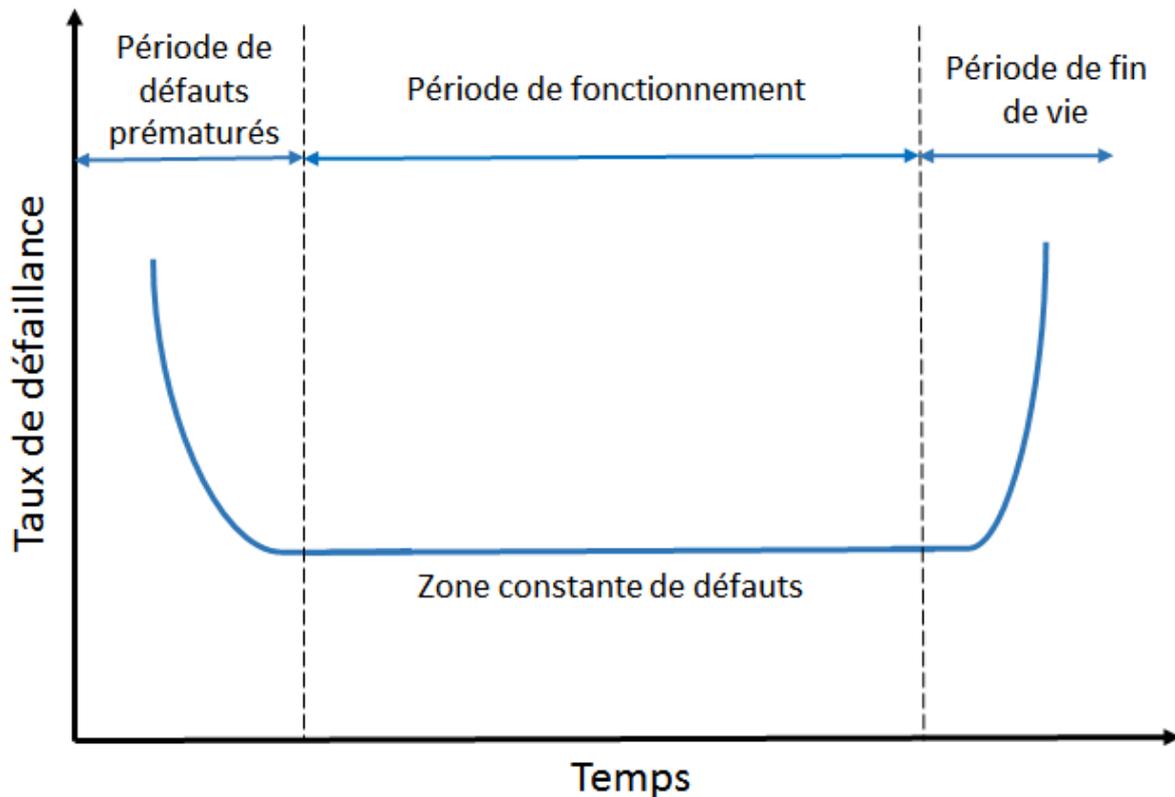


Figure 1.16 : *Courbe en baignoire du taux de défaillance (Assif, 2013)*

Les défaillances d'usure caractérisent la fin de vie du composant. Le taux de défaillance augmente alors avec le temps d'utilisation sous contraintes du dispositif (Assif, 2013). C'est le cas du vieillissement du produit. En effet, la durée de vie d'un appareil électronique n'est pas illimitée et le taux d'échec augmente en fonction des exigences du composant et du temps de travail. Cette période caractérise le vieillissement des composants dû à plusieurs phénomènes physiques. Prévoir le vieillissement implique observer une augmentation du taux d'échec. Ainsi, deux paramètres clés peuvent caractériser le vieillissement : une fois déclenchée, le temps de vieillissement et la cinétique du vieillissement. Pour les appareils électroniques, la courbe dans la baignoire montre que l'échec des jeunes disparaît assez rapidement et que les zones avec des taux d'échec constants, le vieillissement se manifestent de manière uniforme sur les parties soumises aux mêmes dommages. Ensuite, nous nous intéressons aux zones à taux de défaillance constants et aux zones vieillissantes où les composants sont soumis à des défauts extrêmes.

4. Analyse des sollicitations appliquées aux cartes électroniques

D'après la figure 1.17 montrant les résultats d'études statistiques réalisées dans le cadre du plan d'intégrité de l'US Air Force (Pecht, 2018), 55 % des défauts électroniques observés sont causés par des changements de température, tandis que 20 % sont générés par des contraintes de vibration. Les problèmes de corrosion associés aux particules d'humidité et de poussière (suspensions solides dans l'air et l'eau) jouent également un rôle important dans les défaillances rencontrées lors de l'assemblage. Cependant, il convient de noter que cette étude est relativement dépassée et que le ratio ci-dessus évolue constamment en raison de la miniaturisation croissante des nouvelles techniques d'assemblage, en particulier en ce qui concerne le nombre croissant de défaillances dues à la corrosion.

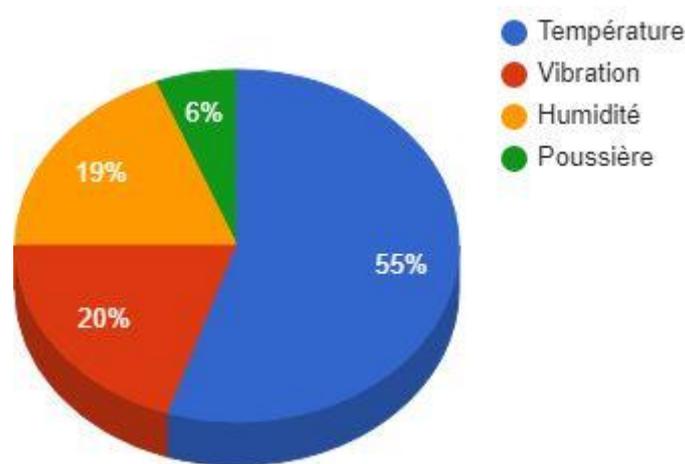


Figure 1.17 : Causes majeures de défaillances (El Hami & Pougnet, 2020), (El Hami & Pougnet, 2020)

En outre, la plupart des applications commerciales représentant l'ensemble du marché de l'électronique connaissent des niveaux de vibration moins importants que ceux intégrés aux applications aérospatiales et militaires. Par conséquent, l'impact de ces contraintes sur la durabilité des composants électroniques est pratiquement aussi important que les contraintes thermiques. Par conséquent, l'évaluation du comportement mécanique et thermomécanique des matériaux constitutifs de l'assemblage constitue une étape indispensable pour garantir le bon dimensionnement de l'électronique embarquée et, à terme, sa fiabilité dans les conditions réelles d'utilisation.

4.1. Sollicitations thermomécaniques

Parmi toutes les limitations des composants électroniques, les températures de fonctionnement et les cycles thermiques sont généralement considérés comme des éléments fondamentaux qui

affectent la fiabilité et la durée de vie des composants. Le seuil de température permet au fabricant de définir la limite de fonctionnement du module de puissance (150 °C à 175 °C) (Wondrak, 1999). Cette limite est ensuite fixée par les propriétés du matériau, notamment du semi-conducteur au silicium (Si). Nous pouvons utiliser les températures élevées comme seuil pour amener la température de fonctionnement du matériau au-dessus ou près de sa limite fonctionnelle. Pour les semi-conducteurs de puissance Si (Si), la température limite est réglée entre 150 °C et 175 °C, tandis que pour les semi-conducteurs de puissance en carbure de silicium (SiC), la température limite est réglée entre 500 °C et 550 °C.

De point de vue contraintes thermiques, un module de puissance (tel qu'un BGA) peut être considéré comme superposé par deux champs de température différents lors de l'utilisation : le champ de température externe provoqué par l'environnement externe (passif), et le champ de température interne provoqué par l'échauffement du composant en fonctionnement (actif).

Tous les composants électroniques de bord sont soumis à des contraintes thermomécaniques dues au chauffage des composants en raison de l'environnement de travail et de l'effet Joule. Ces contraintes résultent en l'un des principaux modes de défaillance de l'assemblage : la rupture du joint de soudure due au fluage en fatigue.

Sous sollicitations thermiques, la différence des coefficients de dilatation thermique entre les constituants de l'assemblage, composant, joint de soudure et circuit imprimé, fait naître des contraintes et des déformations mécaniques. Certaines de ces interactions peuvent être assez compliquées en raison des propriétés changeantes des matériaux, des géométries complexes et des comportements matériels concurrents. Afin d'illustrer l'effet de la différenciation des coefficients de dilatation thermique sur la fatigue des soudures. Dans la figure 1.18, le composant est attaché à la carte à l'aide de deux joints de soudure. Le composant et la carte sont infiniment rigides, les joints de soudure sont symétriques au composant et le coefficient de dilatation thermique de la carte est plus grand que celui du composant. À l'état sans chargement thermique ou « neutre », le joint de soudure n'est soumis à aucune déformation. Si la température est élevée par rapport à l'état neutre, la carte (coefficient de dilatation thermique plus élevé) se dilatera plus que le composant (CTE plus faible) et les joints de soudure seront soumis à une déformation. Par conséquent, le mode de sollicitation des joints de soudures est majoritairement du cisaillement bien que la traction/compression intervient également.

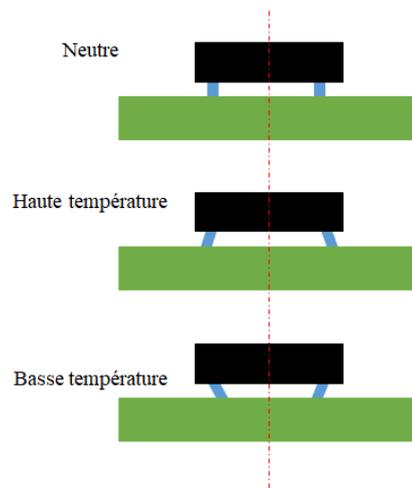


Figure 1.18 : *Effet de la variation de coefficient de dilatation thermique sur la déformation de la soudure*

Par exemple, le coefficient de dilatation thermique d'un composant avec un boîtier en céramique est d'environ $5.10^{-6}(1/K)$. Le coefficient équivalent du circuit imprimé à base de résine époxy, fibre de verre et cuivre est d'environ $18.10^{-6}(1/K)$. S'il s'agit d'une boîte en plastique, l'influence de la puce de silicium intégrée dans la boîte avec une dilatation beaucoup moins importante doit être augmentée $2,5.10^{-6}(1/K)$.

4.2. Sollicitations vibratoires

Les systèmes électroniques subissent également des contraintes mécaniques, plus précisément, vibratoires dont les niveaux et la nature dépendent de l'application visée (figure 1.19). Celles-ci peuvent être aléatoires ou harmoniques. Les sollicitations de vibration aléatoires à large bande sont les plus souvent utilisées pour les essais de qualification de la technologie d'assemblage électronique (Spitzer, 2018), (Halouani, et al., 2018), (Tong, et al., 2018), (Mathuna, et al., 2004), (Zhou, et al., 2009), (Varghese & Dasgupta, 2005), (Varghese & Dasgupta, 2007), (Chong, et al., 2006).

Sous un chargement mécanique de vibration, le joint de soudure est soumis à une contrainte multiaxiale due aux forces de flexion et d'inertie du circuit imprimé. La carte électronique subit une flexion en fonction de la géométrie du circuit imprimé et des différentes déformations de la fixation. Selon la géométrie de l'interconnexion (avec ou sans broche), certains modes de déformation peuvent être dominants. Contrairement à l'effet thermique, la carte fléchit mais ne se dilate pas. Pour les billes de soudure (tels que les BGA), la force de traction / compression constitue le mode principal de défaillance des coins du composant. (Zanella, 2018)

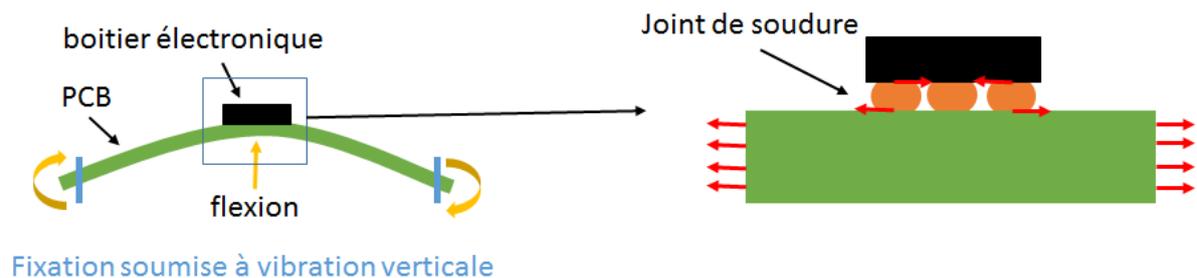


Figure 1.19 : *Contraintes mécaniques de cisaillement induites par la flexion du circuit imprimé soumis à la vibration (Dasgupta, et al., 2001)*

4.3. Fiabilité des composants électroniques

La fiabilité est un paramètre de décision utile pour mesurer la sécurité des composants électroniques. Il est nécessaire de répondre aux exigences de fiabilité pour garantir une sécurité adéquate au niveau de la conception (Assif, 2013). Ces exigences peuvent être dérivées de l'optimisation dans l'analyse de décision, ou peuvent être calibrées à un niveau de sécurité obtenu à partir d'une analyse déterministe conventionnelle ou par une analyse de fiabilité prédictive. La première méthode est basée sur le principe que d'un point de vue sécuritaire et économique, les pratiques de conception conventionnelles atteindront l'échelle optimale. La deuxième méthode est basée sur la probabilité mathématique et le modèle de vieillissement physique du comportement de chaque composant. Ces modèles sont construits par rétroaction et en effectuant des tests conçus pour modéliser le comportement de fiabilité. Les résultats des calculs obtenus permettent d'estimer le taux de défaillance du système électronique.

Cette partie du chapitre présente les principes de base du calcul de fiabilité et les différentes méthodes utilisées. Il souligne la difficulté de mettre en œuvre des méthodes mécaniques et statistiques. Elle conduit à proposer des méthodes de travail pour améliorer la fiabilité des équipements électroniques.

D'après la norme AFNOR NF-X 60 500, la définition technique de la fiabilité est « La capacité d'un appareil à exécuter une fonction souhaitée dans des conditions données dans une durée donnée. Ce terme est utilisé comme caractéristique de la probabilité de réussite ou du pourcentage de réussite ».

Les méthodes de fiabilité permettent de modéliser les incertitudes et les risques à l'aide de méthodes probabilistes pour mesurer quantitativement le risque de défaut. En fait, le problème de la fiabilité structurelle repose sur deux aspects fondamentaux : d'une part, une compréhension physique des phénomènes mécaniques et des divers mécanismes de défaillance,

d'autre part, une compréhension statique des paramètres du modèle mécanique. Les méthodes de fiabilité peuvent modéliser l'incertitude grâce à des méthodes probabilistes (Dammak, et al., 2019).

La fiabilité est basée sur le développement de modèles mathématiques qui sont des modèles de probabilité et de vieillissement physique du comportement de chaque composant. Pour bien modéliser le problème, il est nécessaire d'intégrer des sources d'incertitude. Trois principales sources d'incertitude peuvent être identifiées : les facteurs environnementaux (courant, conditions de fonctionnement), qui sont des sources de charges différentes imposées à la structure ; les données géométriques et mécaniques caractérisant la structure ; les imperfections du modèle théorique utilisé pour représenter le phénomène.

Ces incertitudes peuvent être divisées en trois grandes catégories (Bendaou, 2018):

- Incertitude physique : également connue sous le nom d'incertitude interne : elle provient du caractère aléatoire physique du phénomène (changement de la hauteur des vagues ou de la vitesse du vent). Ces incertitudes ne peuvent être éliminées ni même réduites.
- Incertitude des connaissances : incertitude de mesure due aux caractéristiques imparfaites de l'instrument utilisé, incertitude statistique due au manque d'informations (par exemple, le nombre d'observations de variables estimées à partir d'une base de données ne contenant qu'une petite quantité d'informations). L'incertitude peut également provenir du choix des lois de distribution pour représenter l'incertitude, ou de caractéristiques imparfaites (telles que la formule mathématique de flambement) de la représentation physique des phénomènes. En collectant de nouvelles informations, l'incertitude dans la deuxième catégorie peut être réduite. Ces incertitudes sont généralement modélisées par la théorie des probabilités.
- Les incertitudes de modélisation : la modélisation des systèmes et des comportements n'est d'abord venue que de personnes qui savaient imaginer des représentations, définir des concepts et expérimenter sur des systèmes réels pour vérifier leurs idées. Le modèle est par suite comparé à la réalité (validation). La modélisation entre en conflit avec la connaissance humaine de la physique et les outils mathématiques qui les expliquent. Par conséquent, cette partie entre formulation du modèle et réalité physique représente le défi de la modélisation. Ensuite, personne ne connaît la marge qui existe entre cette représentation et le système d'intervention proprement dit. De plus, la plupart des modèles utilisés par les concepteurs simplifient considérablement les processus

physiques complexes et ne sont utilisés que dans une gamme étroite d'applications ou d'expériences.

5. Conclusion

Dans ce chapitre, les types des composants électroniques ainsi que les joints de soudure que l'on peut retrouver dans une carte de circuit imprimé sont rappelés. Les problèmes liés à l'intégrité du signal qui sont apparus avec l'évolution des systèmes électroniques sont, évidemment, abordés. Cette évolution a conduit en partie à l'augmentation de nombre d'interconnexions, ce qui a imposé des contraintes plus strictes aux joints d'interconnexion. Aujourd'hui les circuits imprimés dédiés à des applications spécifiques doivent avoir des durées de vie importantes et résister aux conditions de fonctionnement de plus en plus sévères (mécanique, thermique et fatigue).

La nécessité de réaliser des essais de fatigue et de modéliser ces composants électroniques ainsi de déterminer la durée de vie des joints de soudures est devenue une nécessité industrielle de performance et de fiabilisation. L'étude de la fiabilité des composants électroniques passe par une modélisation analytique multi-physiques et numérique de la fatigue thermomécanique.

Chapitre 2: Modélisation thermo mécanique de la fatigue des composants

1. Introduction

Dans ce chapitre, nous allons présenter les formulations mathématiques du couplage thermomécanique en statique ainsi que celles de la fatigue thermomécanique afin d'établir la loi de comportement non linéaire ainsi que le modèle de fatigue que nous allons considérer dans notre modèle.

Dans la seconde partie de ce chapitre, nous présentons le modèle numérique couplé de la fatigue thermomécanique implanté sur COMSOL Multiphysics.

Les différents modules utilisés du logiciel EF sont présentés afin de d'estimer la durée de vie des composantes électroniques sous sollicitations complexes.

2. Modélisation thermo-mécanique

Nous considérons deux domaines Ω_1 et Ω_2 (figure 2.1), telle que Ω_1 présente le domaine structurel et Ω_2 le domaine thermique. La frontière Γ entre Ω_1 et Ω_2 tel que $\Omega = \Omega_1 \cup \Omega_2$ est soumis à :

- i. Une température variable en fonction du temps T_{cycle} .
- ii. Un déplacement imposé u_{imp} sur la frontière.
- iii. Une densité de flux de chaleur φ_i est imposée sur le domaine.

La température initiale notée T_0 est supposée homogène en tout point du domaine.

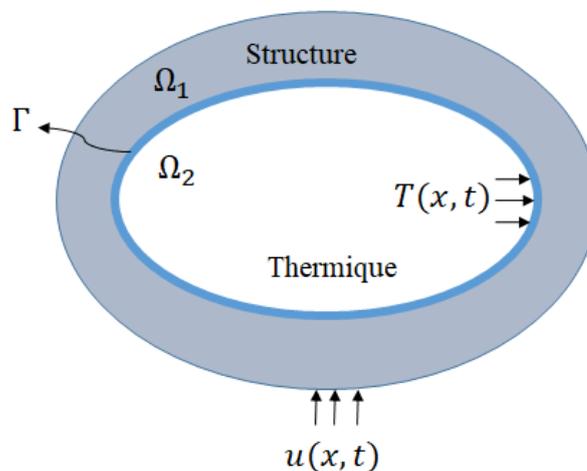


Figure 2.1 : Définition du domaine thermomécanique

La formulation du problème thermomécanique est donnée par les équations thermiques (2.1) et mécaniques (2.2).

$$\begin{cases} \rho_i C_{p_i} \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda_i \nabla T) & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ T(x, 0) = T_0 & \forall x \in \Omega_i \quad i = 1, 2 \\ T = T_{cycle} & \text{sur } \Gamma_i \times]0, t[\\ -\lambda_i \nabla T \cdot n = \varphi_i & \text{sur } \Gamma_i \times]0, t[\end{cases} \quad (2.1)$$

et

$$\begin{cases} \rho_i \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \text{div}(\sigma) & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ \sigma \cdot n_i = f_i & \text{dans } \Gamma_i \times]0, t[\\ \epsilon = \frac{1}{2} [(\nabla u)^T + \nabla u] & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ \epsilon_{th} = \alpha_i (T - T_{cycle}) & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ \sigma = D: (\epsilon - \epsilon_{th} - \epsilon_{cr}) & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ u(x) = u_{imp} & \text{dans } \Gamma_i \times]0, t[\end{cases} \quad (2.2)$$

où ρ_i est la densité, C_{p_i} est la capacité thermique, λ_i est la conductivité thermique, α_i le coefficient de dilatation thermique associés au domaine Ω_i (i est l'indice de domaine), f est la source interne, n est le vecteur normal à la frontière, σ est le tenseur des contraintes, ϵ est le tenseur des déformations élastiques, ϵ_{th} est le tenseur des déformations thermiques, ϵ_{cr} est le tenseur des déformations de fluage, D est le tenseur des constantes élastiques, T_{cycle} est la température de cycle thermique, f_i est la force applique sur la surface et u_{imp} est le déplacement imposé sur la frontière.

Pour résoudre les équations mathématiques décrivant le couplage thermomécanique, il faut déterminer les équations reliant les quantités thermiques et mécaniques et fixer les conditions limites.

3. Équations de dissipation thermique

La chaleur produite dans les composants des systèmes mécatroniques est dissipée par trois modes :

1. Conduction
2. Convection
3. Radiation

Les lois de transfert de chaleur de conduction et de convection sont présentées ci-dessous.

3.1. Équations thermiques en milieu isotrope

Le premier principe de la thermodynamique peut être écrit en deux étapes successives : $dE + dU = \delta Q + \delta W$ avec :

- dE est la transformation de l'énergie potentielle en énergie thermique (effet Joule).
- dU est la variation de l'énergie interne.
- δQ sont les échanges de chaleur aux bords du système.
- δW sont les échanges de travail aux bords du système.

Pour un élément homogène avec un volume V et limité à une surface S , avec $P(M, t)$ la densité d'énergie thermique de la source interne, on peut écrire ce qui suit :

$$dE = \int \int \int -P(M, t) dV \quad (2.3)$$

3.2. Transfert de chaleur par conduction

Le phénomène de conduction peut être décrit comme la diffusion de la température dans un ou plusieurs solides, à condition qu'ils ne contiennent aucun liquide. Dans les cas étudiés ici, on fera l'hypothèse simplifiée que les différents solides sont parfaitement assemblés et qu'il n'y a pas d'air entre les surfaces.

La densité de flux de chaleur échangée par conduction est donnée par la loi de Fourier :

$$\phi = -\lambda \overrightarrow{grad} T \quad (2.4)$$

avec :

- λ est la conductivité thermique du matériau en $Wm^{-1}K^{-1}$.
- T est la température en K.
- ϕ est le vecteur de densité de flux thermique en Wm^{-2} .

La première équation de la thermodynamique, qui est décrite pour contrôler les différences de volume, est écrite comme suit :

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{v} \cdot \overrightarrow{\text{grad}T} \right) + \text{div} \vec{\phi} = \ddot{q} \quad (2.5)$$

avec l'équation de l'augmentation de la chaleur à pression constante :

$$dQ = MC_p dT \quad (2.6)$$

et

$$Q = MC_p (T_2 - T_1) \quad (2.7)$$

avec :

- dQ est l'énergie élémentaire en joules.
- M est la masse en kg .
- $C_p = \frac{dq}{dT}$ est la capacité thermique spécifique en $JKg^{-1}K^{-1}$, avec dq est une quantité infinitésimale de chaleur en JKg^{-1} et dT est une variation infinitésimale de la température (K ou °C).
- Q est l'énergie de dissipation de chaleur J .
- T_1 est la température initiale en K .
- T_2 est la température après échange thermique en K .
- v est la vitesse.
- \ddot{q} est la densité de flux thermique

La loi de Fourier nous donne la quantité stable de chaleur pour une surface donnée :

$$dQ = -\lambda S \frac{dT}{dx} dt \quad (2.8)$$

Ce qui donne :

$$\phi = \frac{dQ}{dt} = -\lambda S \frac{dT}{dx} \quad (2.9)$$

et la densité de chaleur :

$$\varphi = \frac{\phi}{S} = \lambda \frac{dT}{dx} \quad (2.10)$$

avec :

- dt est le temps élémentaire en s .
- $\frac{dT}{dx}$ est le gradient de température en Km^{-1} .
- φ est la puissance de dissipation de chaleur Wm^{-2} .
- S est la surface perpendiculaire au flux thermique m^2 .

L'équation de transfert de chaleur suivante est obtenue :

$$\lambda \nabla^2 T = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + Q \quad (2.11)$$

avec :

- Q est la puissance dissipée en joules.
- λ est le coefficient de conductivité thermique en $Wm^{-1}K^{-1}$.
- ρ est la densité du matériau en kgm^{-3} .

3.3. Transfert de chaleur par convection

La convection est l'échange de chaleur entre un solide et un liquide. Le phénomène se produit à la surface du solide en contact avec un liquide, contrairement à la conduction, où l'échange se produit dans un ou plusieurs solides.

Ce mécanisme de transfert de chaleur est régi par la loi de Newton :

$$\vec{\varphi} \cdot \vec{n} = h_f (T_s - T_b) \quad (2.12)$$

avec :

- h_f est le coefficient de transfert thermique.
- T_b est la température du fluide en contact avec la surface.
- T_s est la température de la surface du modèle.

4. Couplage thermomécanique

En raison des équations de thermoélasticité, des déformations d'entropie et la densité peut être obtenue par :

$$\{\epsilon\} = [D]^{-1}\{\sigma\} + \{\alpha\}\Delta T \quad (2.13)$$

$$\{S\} = \{\alpha\}^T\{\sigma\} + \frac{\rho C_p}{T_0}\Delta T; \Delta T = T - T_{ref} \quad (2.14)$$

avec :

- $\{\epsilon\}$ est le vecteur de déformation totale $[\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \epsilon_{xy}, \epsilon_{yz}, \epsilon_{xz}]^T$.
- S est la densité d'entropie.
- $\{\sigma\}$ est le vecteur des contraintes $[\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{xz}]^T$.
- $\{\alpha\}$ est le vecteur des coefficients de dilatation thermique $[\alpha_x, \alpha_y, \alpha_z, 0,0,0]^T$
- $[D]$ est la matrice de rigidité élastique où la matrice inverse est définie par l'équation suivante :

$$[D] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & \frac{-\nu_{xy}}{E_x} & \frac{-\nu_{xz}}{E_x} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{yx}}{E_y} & \frac{1}{E_y} & \frac{-\nu_{yz}}{E_y} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{zx}}{E_z} & \frac{-\nu_{xy}}{E_z} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xz}} \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

avec:

- $E_{x,y,z}$ sont les modules d'Young dans les trois directions matérielles.
- $\nu_{xy,xz,yz}$ sont les coefficients de Poisson dans les trois directions matérielles.
- $G_{xy,xz,yz}$ sont les modules de cisaillement dans les trois plans.

Suivant le deuxième principe de la thermodynamique pour une transformation réversible, la densité d'entropie S est remplacée par densité de chaleur Q :

$$Q = T_0 S \quad (2.16)$$

On peut obtenir les équations suivantes :

$$\{\epsilon\} = [D]\{\epsilon\} - \{\beta\}\Delta T \quad (2.17)$$

$$Q = T_0\{\beta\}^T\{\epsilon\} + \rho C_v \Delta T \quad (2.18)$$

avec :

- $\{\beta\}$ vecteur des coefficients thermoélastiques $[D]\{\epsilon\}$.
- C_v chaleur spécifique à volume constant $C_v = C_p - \frac{T_0}{T}\{\epsilon\}^T\{\beta\}$.

En remplaçant Q dans l'équation du flux de chaleur :

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = T_0\{\beta\}^T \frac{\partial\{\epsilon\}}{\partial t} + \rho C_v \frac{\partial\{\Delta T\}}{\partial t} - [K]\nabla^2 T \quad (2.19)$$

En appliquant le principe du travail virtuel de conservation du flux de chaleur couplé et mécaniques avec les équations de thermoélasticité, la matrice suivante peut être obtenue :

$$\begin{bmatrix} [M] & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\ddot{u}\} \\ \{\ddot{T}\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [C] & [0] \\ [C^{tu}] & [C^t] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\dot{u}\} \\ \{\dot{T}\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [K] & [K^{tu}] \\ [0] & [K^t] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{u\} \\ \{T\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{F\} \\ \{Q\} \end{Bmatrix} \quad (2.20)$$

avec

- $[M]$ matrice de masse élémentaire.
- $[C]$ matrice d'amortissement structural élémentaire.
- $[C^{tu}]$ matrice d'amortissement thermo-élastique $= -T_0[K^{tu}]^T$.
- $[C^t]$ matrice de chaleur élémentaire spécifique.
- $[K]$ Matrice de rigidité élémentaire.
- $[K^{tu}]$ matrice de rigidité thermoélastique.
- $[K^t]$ matrice de conductivité thermique.
- $\{u\}$ vecteur de déplacement.
- $\{T\}$ vecteur de température.
- $\{F\}$ vecteur de la charge mécanique nodale.
- $\{Q\}$ vecteur de la densité de chaleur élémentaire.

5. Lois de comportement des joints des soudures en Sn-Ag-Cu

Le modèle classique isotrope von-Mises évaluant la plasticité indépendante est utilisé pour caractériser le comportement thermique élasto-plastique du composant LQFP48 comme :

$$\dot{\sigma} = C : (\dot{\epsilon}_e) \quad (2.21)$$

avec :

$$\dot{\epsilon}_e = \dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_{cr} - \dot{\epsilon}_{th} \quad (2.22)$$

où $\dot{\epsilon}$, $\dot{\epsilon}_e$, $\dot{\epsilon}_{cr}$ et $\dot{\epsilon}_{th}$ sont les taux de déformation totale, de déformation élastique, de déformation par fluage et de déformation thermique respectivement, C est le tenseur constitutif élastique. La déformation thermique est donnée par :

$$\epsilon_{th} = \alpha(T - T_{ref}) \quad (2.23)$$

où T est la température considérée (K) and T_{ref} la température de référence (K).

5.1. Lois de comportement en fluage

Le fluage caractérise la déformation lente d'un matériau au cours du temps, sous l'action d'une contrainte prolongée constante. Ce phénomène apparaît même pour des charges inférieures à la limite d'élasticité du matériau. Le fluage s'amplifie lorsque la température augmente (Chen, et al., 2017), (Li, et al., 2017). Dans le cas d'un comportement purement élastique ou plastique, la déformation dépend uniquement de la contrainte appliquée au matériau. Dans le cas du fluage, la déformation est une fonction de trois variables : la durée, la température et la contrainte appliquée au matériau. Pour la plupart des matériaux, le fluage se développe en trois étapes, à savoir le fluage primaire, secondaire et tertiaire. Une courbe de fluage typique pour la soudure est indiquée dans la figure 2.2. Le phénomène de fluage se produise par une déformation instantanée initiale, qui consiste en une déformation plastique élastique ou indépendante du temps dès que la charge constante est appliquée, (Serebreni, et al., 2018), (Cadek, 1988). La courbe est généralement divisée en trois zones ou étapes, comme indiqué ci-dessous :

- Étape I : Fluage primaire - À ce stade, la vitesse de déformation de fluage ($d\epsilon/dt$) diminue rapidement avec le temps en raison de l'écrouissage, qui limite la déformation.
- Étape II : Fluage secondaire ou Fluage à l'état d'équilibre - À ce stade, le taux de déformation par fluage est relativement stable (partie linéaire de la courbe) à mesure que le durcissement par déformation et l'assouplissement par récupération atteignent un

équilibre dynamique. Pour les métaux, si la température homologue est supérieure à 0,5, la plupart des déformations plastiques pendant le fluage se produiront à ce stade. À température élevée, le durcissement par déformation est associé à la formation de sous-grains causée par le réarrangement des dislocations. Au contraire, le rétablissement et/ou l'assouplissement de la recristallisation sont liés au glissement croisé activé thermiquement et à la montée de dislocation des bords (Grellmann & Langer, 2017).

- Étape III : Fluage tertiaire - est caractérisé par une vitesse de déformation de fluage accélérée, qui peut être causée par divers affaiblissement des instabilités métallurgiques, comme la corrosion, la fracture inter cristalline, la formation de micro vides, la dissolution des secondes phases de renforcement, etc. (McCabe & Fine, 1998). Finalement, à la fin de cette étape, une rupture se produit.

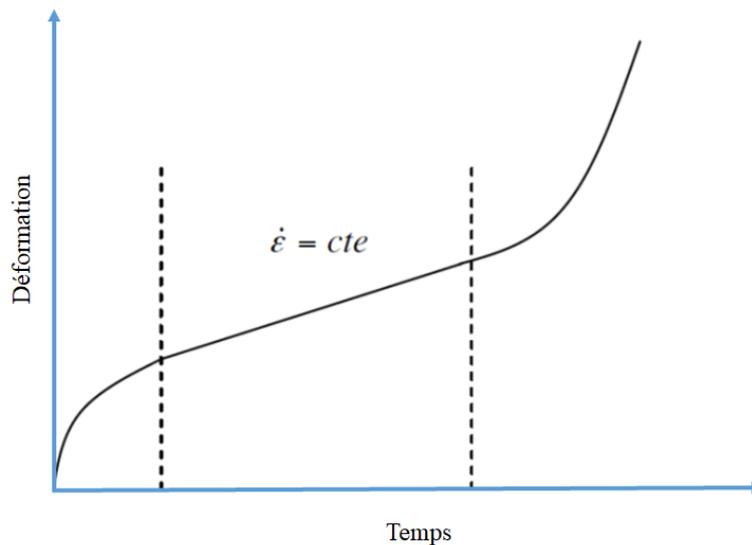


Figure 2.2 : Évolution de la déformation lors d'un essai de fluage

La modélisation constitutive de la déformation par fluage a été largement étudiée en raison de leur capacité à prédire la durée de vie des emballages électroniques par FEM. Plusieurs modèles sont proposés et modifiés par les chercheurs (Che, et al., 2006).

5.1.1. Le modèle Garofalo Hyperbolique

Le modèle Garofalo Hyperbolique est le modèle le plus utilisé pour les alliages de soudure (Hongtao, 2009). La théorie de Garofalo Sinus Hyperbolique est donnée par l'équation 2.24:

$$\frac{d\epsilon_{cr}}{dt} = A \left[\sinh \left(\frac{\tilde{\sigma}}{\sigma_{ref}} \right)^n \right] \frac{3s}{2\tilde{\sigma}} \exp \left(\frac{-Q}{RT} \right) \quad (2.24)$$

avec :

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3}\sigma_{kk}\delta_{ij} \quad (2.25)$$

et

$$\tilde{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}s_{ij}s_{ij}} \quad (2.26)$$

Les constantes matérielles pour le modèle Garofalo Sinus Hyperbolique sont données dans le tableau 2.1 (Syed, 2004) .

- A est le coefficient de fluage.
- $\tilde{\sigma}$ est la contrainte équivalente.
- σ_{ref} est la contrainte effective de fluage.
- n est le paramètre Garofalo.
- R est la constante des gaz.
- s est le tenseur de contrainte déviatorique.
- Q est l'énergie d'activation.

Paramètre du matériau	$A(1/s)$	$\sigma_{ref}(MPa)$	n	$Q(J/mol)$
	262000	39,1	6,19	53200

Tableau 2-1 : Paramètres du matériau du modèle Garofalo Sinus Hyperbolique pour les joints de soudure (Syed, 2004)

5.1.2. Model d'Anand :

L'expression qui relie à la vitesse de déformation équivalente accumulée inélastique $\tilde{\epsilon}_p$ associée à la contrainte équivalente $\tilde{\sigma}$ et à la résistance s à la déformation est :

$$\tilde{\epsilon}_p = A \exp\left(-\frac{A_e}{RT}\right) \left[\sinh\left(\xi \frac{\tilde{\sigma}}{s}\right) \right]^{1/m} \quad (2.27)$$

avec :

$$\tilde{\epsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_p : \dot{\epsilon}_p} \quad (2.28)$$

où

- A est le facteur preexponentiel.
- A_e est l'énergie d'activation.
- m est la sensibilité au taux de déformation.
- ξ est la constante scalaire non dimensionnelle.
- $\dot{\epsilon}_p$ est le tenseur de vitesse de déformation plastique.

L'équation d'évolution pour la variable interne s^* se calcule comme suit :

$$\dot{s} = \text{sign} \left(h_0 \left(1 - \frac{s}{s^*} \right)^a \right) \cdot \tilde{\epsilon}_p \quad (2.29)$$

avec :

$$\text{sign} = \begin{cases} -1 & \text{si } s \leq s^* \\ 1 & \text{si } s > s^* \end{cases} \quad (2.30)$$

et la saturation de la résistance à la déformation s^* est contrôlé par le taux de la déformation plastique équivalente :

$$s^* = \hat{s} \left[\frac{\tilde{\epsilon}_p}{A} \exp \left(\frac{Q}{RT} \right) \right]^n \quad (2.31)$$

où

- h_0 est une constante scalaire non dimensionnelle.
- a est la sensibilité de la vitesse de déformation du durcissement/adoucissement.
- \hat{s} est le coefficient d'évolution du contrôle.
- n est la sensibilité du taux de déformation pour la déformation de saturation.

Les paramètres du modèle d'Anand du matériau 60Sn-40Pb sont donnés dans le tableau 2.2 (Pang, et al., 2004) (ZN, et al., 2000).

Paramètre du matériau	$A(1/s)$	$A_e/R (K)$	m	n	a	$\hat{s} (MPa)$	ξ	$h_0 (MPa)$
--------------------------	----------	-------------	-----	-----	-----	-----------------	-------	-------------

1,49.10 ⁷	10,83	0,303	0,023	1,34	80,42	11	2640,75
----------------------	-------	-------	-------	------	-------	----	---------

Tableau 2-2 Paramètres du matériau du modèle d'Anand pour les joints de soudure (ZN, et al., 2000)

5.1.3. Le modèle de Norton

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

$$\dot{\epsilon}_{cr} = A_1 \exp\left(-\frac{Q_1}{k_b T_a}\right) \left[\frac{\sigma}{\sigma_n}\right]^{n_1} + A_2 \exp\left(-\frac{Q_2}{k_b T_a}\right) \left[\frac{\sigma}{\sigma_n}\right]^{n_2} \quad (2.32)$$

où :

- A_1, A_2 sont des constantes du matériau s^{-1} .
- Q_1, Q_2 sont les énergies d'activation (J/mol).
- k_b est constante de Boltzmann $1,38 \times 10^{23}(J/K)$.
- T_a est la température absolue (K).
- σ est le tenseur des contraintes (MPa).
- σ_n est la contrainte d'adimensionnelle (MPa).
- n_1, n_2 sont des exposants de viscosité.

5.1.4. Modèle Johnson-Cook

Plusieurs chercheurs ont utilisé le modèle Johnson-Cook pour décrire le comportement constitutif des alliages de soudure (Saadoune & Radi, 2017), (Huang, et al., 2009), (Fei, et al., 2008), (Vafaenezhad, et al., 2017). Pour tenir compte à la fois du taux de déformation et de la température, le modèle semi-empirique Johnson-Cook est adopté dans ce travail, dans lequel la contrainte d'écoulement est exprimée comme suit :

$$\sigma = [A + B(\dot{\epsilon}^p)^n](1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (2.33)$$

La température homologue T^* est définie comme :

$$T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \quad (2.34)$$

où σ , ϵ^p et $\dot{\epsilon}$ sont les contrainte d'écoulement Von Mises, déformation plastique équivalente et le taux de déformation, respectivement, $\dot{\epsilon}^*$ est défini comme $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$, T_r est la température de référence, T_m est la température de fusion du matériau. Dans l'équation (2.33), les cinq constantes du matériau sont :

A est la limite d'élasticité, B et n représentent les effets du durcissement par déformation, tel que B est le module de l'écrouissage, n est le coefficient de l'écrouissage, le coefficient C est utilisé pour décrire l'effet du taux de déformation, et m décrit l'effet de l'adoucissement thermique. Dans la simulation suivante, les constantes du matériau pour le modèle constitutif Johnson-Cook du (Tong, et al., 2018) de soudure Sn3.0Ag0.5Cu (SAC305) sont présentées dans le tableau 2.3.

Comme indiqué dans l'équation (2.33), le modèle J-C considère le durcissement isotrope, le durcissement par déformation et l'adoucissement thermique comme trois phénomènes indépendants qui peuvent être isolés les uns des autres. Ainsi, l'effet total du durcissement par déformation, du durcissement par déformation et du ramollissement thermique sur la contrainte d'écoulement peut être calculé en multipliant ces trois termes ensemble.

Paramètre matériel	$A(MPa)$	$B(MPa)$	C	n	m	$T_m(^{\circ}C)$
	38	275	0.0713	0.71	0.7	217

Tableau 2-3 : Constantes des matériaux du modèle Johnson-Cook pour la soudure SAC305 (Tong, et al., 2018)

5.2. Les différents modèles de fatigue

Selon le mécanisme de base considéré comme responsable principal de l'endommagement, les modèles proposés pour prévoir la durée de vie en fatigue des assemblages soudés sont divisés en plusieurs catégories. Ces catégories dépendent de la contrainte, la déformation plastique, la déformation par fluage et l'énergie et de l'accumulation de l'endommagement.

La classification qui dépend des contraintes est basée sur l'application d'une force ou d'une contrainte à un composant, provoquant ainsi une contrainte résultante. En général, la fatigue sous contrainte s'applique aux composants vibrants ou physiquement choqués ou stressés mécaniquement. Dans les modèles de fatigue par déformation, une déformation est appliquée, ce qui entraîne des contraintes à l'intérieur d'un composant. Les déformations induites par la fatigue thermique dues à la différence des coefficients de dilatation thermique. Les types de fatigue induite par les déformations peuvent être divisés en deux groupes, à savoir la

déformation plastique ou la déformation par fluage. La déformation par déformation plastique se concentre sur les effets plastiques indépendants du temps, tandis que la déformation par fluage explique les effets dépendants du temps. La nature même de la soudure se prête à la déformation rampante et doit donc être pris en compte. Les modèles de fatigue à base d'énergie sont les plus récents modèles utilisés aujourd'hui, et sont basés sur le calcul de l'énergie d'hystérésis de contrainte globale du système ou du joint de soudure. Les modèles de fatigue basés sur l'endommagement sont fondés sur le calcul de l'endommagement accumulés causés par la propagation des fissures dans le raccord de soudure et sont élaborés en fonction d'une approche de la mécanique de la rupture. Ces modèles, ainsi que leurs hypothèses, sont examinés ci-dessous.

La capacité des modèles/équations qui prédisent la durée de vie d'un joint de soudure et donc sa fiabilité a été investiguée par de nombreux chercheurs. Ces modèles/équations de durée de vie informent les chercheurs des paramètres importants qui sont nécessaires pour effectuer l'analyse. Une brève discussion suivra sur les différentes techniques qui ont été appliquées pour déterminer la durée de vie des soudures en microélectronique. Les équations de prédiction de durée de vie sont différentes selon le régime de réponse analysé. Les principales variables dans l'évaluation de la durée de vie des joints de soudure sont la contrainte et la déformation. La contrainte générée par une déformation appliquée peut entraîner une déformation élastique ou plastique. La plus grande partie de la déformation plastique dans la soudure se développe avec le temps, appelée déformation par fluage et est fonction de la contrainte appliquée. Un certain nombre de méthodes permettant de prédire la durée de vie des joints à souder soumis à une charge thermomécanique ont été bien décrites dans la littérature. Comme nous l'avons vu au chapitre 1, la vitesse de déformation, la température et le fluage ont un effet important sur le comportement de la soudure, les niveaux de contrainte auxquels elle est exposée et, par conséquent, sa durée de vie.

Modèle de fatigue	Base du modèle	Matériau du soudure	Type de composant
Darveaux	Densité d'énergie	Sans plomb	PBGA (Plastic Ball Grid Array)
Syed	Accumulation de l'énergie de déformation du fluage	Tous	PBGA (Plastic Ball Grid Array)
Coffin-Manson	Déformation plastique	Tous	-
Morrow	Densité d'énergie	Tous	-

Tableau 2-4 : *Résumé des modèles de fatigue des joints de soudures (Lee, et al., 2000), (Motalab, 2013)*

5.2.1. Modèles de fatigue basé sur la déformation-vie

La relation entre le nombre de cycle à la rupture N_f et l'amplitude de la déformation plastique totale ϵ_a accompagnant chaque cycle a été étudié par Coffin-Manson (Yilong, et al., 2016) et (Engelmaier, 1993).

$$\epsilon_a = \epsilon'_f \cdot (2N_f)^c \quad (2.35)$$

avec :

$$\epsilon_a = \frac{\Delta\epsilon_i}{2} \quad (2.36)$$

Où ϵ_a est l'amplitude de la déformation plastique, ϵ'_f est le coefficient de ductilité, approximativement égal à la déformation réelle à la rupture, N_f est le nombre de cycles à la rupture et c est l'indice de Coffin-Manson. Les constantes du matériau pour le modèle de Coffin-Manson sont présentées dans le tableau 2.5.

Paramètre du matériau	ϵ'_f	c
	0,281	-0,51

Tableau 2-5 : *Constantes de matériau du modèle Coffin-Manson (Engelmaier, 1993)*

5.2.2. Modèles de fatigue basé sur l'énergie

Le modèle basé sur l'énergie de Morrow (GR & A., 2019), (Morrow, 1965) peut être utilisé pour prédire la durée de vie de la fatigue à faible cycle, N_f , sur la base de la densité d'énergie de contrainte inélastique W_f .

$$\Delta W_d = W_f' \cdot (2N_f)^m \quad (2.37)$$

Où W_f' est le coefficient d'énergie de fatigue et m l'indice d'énergie de fatigue. Les constantes du matériau pour le modèle Morrow sont présentées dans le tableau 2.6 (Morrow, 1965).

Paramètre du matériau	$W_f' (J/m^3)$	m
	55	-0,69

Tableau 2-6 : Constantes de matériau du modèle Morrow (Morrow, 1965)

6. Modélisation numérique

Dans ce paragraphe nous proposons de développer des simulations numériques par éléments finis en utilisant le logiciel COMSOL Multiphysics pour prédire la durée de vie des composants électroniques (LQFP, BGA) soumis à un chargement thermique. Ce travail a pour objectif d'étudier le mécanisme de dégradation par le calcul de l'amplitude ou de l'énergie de déformation. Ce calcul est ensuite utilisé pour estimer la durée de vie des composants électroniques et étudier l'initiation et la propagation des fissures.

Actuellement, les problèmes de fiabilité des composants soumis à des chargements thermiques sont principalement liés au comportement thermomécanique de l'interface de collage des différents matériaux constituant l'assemblage électronique, plus précisément, les joints des soudures (COMSOL, 1994). Ceux-ci accomplissent trois fonctions de base. En effet, ils fournissent des connexions électriques, thermiques et mécaniques entre les matériaux de la carte électronique.

L'étape de simulation numérique nécessite différentes données, géométriques, en particulier les propriétés thermomécaniques des matériaux (cuivre, silicone, alliage de soudure, résine (FR4)) qui composent les assemblages électroniques ainsi que les paramètres des lois de non-linéarité. Dans ce qui suit, une description détaillée du modèle élément finis est présenté.

6.1. Description du modèle géométrique

Comme nous cherchons à comparer les approches de modélisation, et pas encore à évaluer la fiabilité du des joints de soudure, nous proposons d'étudier deux types de composants électroniques de la catégorie des composants montés en surface. Le premier c'est composant de puissance, dit active, parce qu'il génère de la chaleur pendant son fonctionnement. Pour le

deuxième composant, sa fiabilité dépend essentiellement de la variation de température extérieure. Dans la suite, les deux modèles des composants BGA et LQFP sont présentés.

6.1.1. Modèle géométrique BGA

L'assemblage du composant BGA est composé de deux couches : FR4 et Cuivre. Quatre composants sont montés avec une grille à 16×4 billes de soudures. Les billes de soudures sont modélisées par des billes aplaties de $0,46 \text{ mm}$ de diamètre et de hauteur $r_s = 0,3 \text{ mm}$. La couche de résine FR4 est de dimensions $13 \text{ mm} \times 13 \text{ mm} \times 1,2 \text{ mm}$, la couche de cuivre a les mêmes dimensions de la couche de FR4 sauf d'épaisseur $0,07 \text{ mm}$. Le composant a une forme carrée d'arrêt $2,5 \text{ mm}$ et d'une hauteur $h_c = 0,5 \text{ mm}$. Afin de réduire le temps de simulation, cet assemblage a été représenté avec le modèle axisymétrique 3D représenté par la figure 2.3. Considérant la symétrie de la structure, le un quart d'assemblage BGA est maillé avec des éléments finis tétraédriques. La taille de maillage est raffinée au niveau des billes de soudeuse. Le maillage obtenu est visualisé dans la figure 2.4.

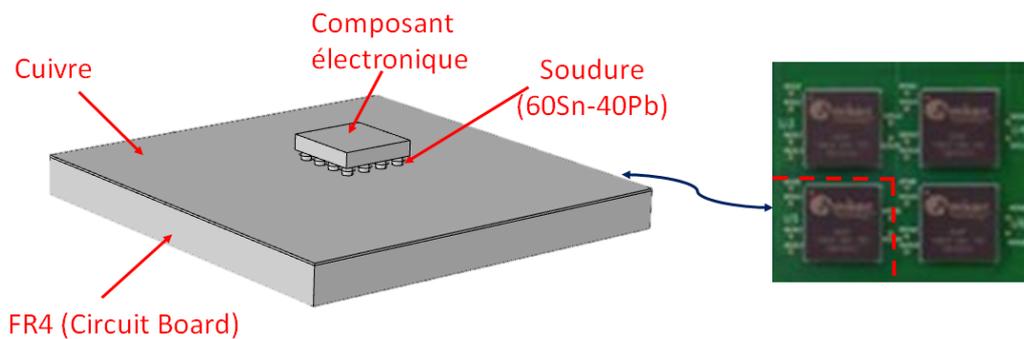


Figure 2.3 : *Modèle d'un quart de l'assemblage BGA*

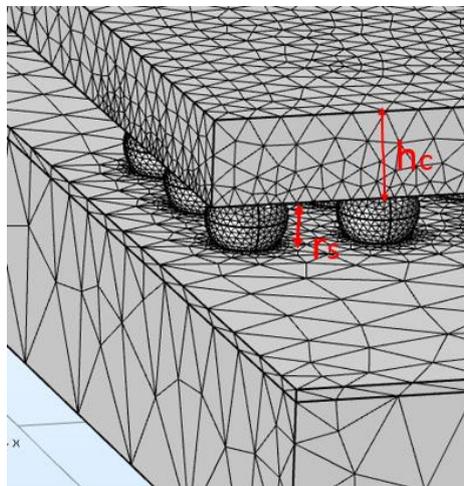


Figure 2.4 : *Maillage de l'assemblage BGA (maillage raffinée au niveau des billes de soudeuse)*

6.1.2. Modèle géométrique LQFP

L'assemblage du composant LQFP48 est composé de 48 pattes d'Entrées/Sorties et de pas égale à $0,8 \text{ mm}$ entre deux pattes successives. La taille du composant est de $10 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$, et l'épaisseur totale était de $1,6 \text{ mm}$. Le circuit imprimé était en FR-4 et une couche de cuivre dans la surface supérieure dont les dimensions sont de 150 mm de longueur, 30 mm de largeur et une épaisseur de $1,6 \text{ mm}$ (figure 2.5). Les différentes dimensions de la patte avec la soudure sont présentées sur la figure 2.6. Considérant la symétrie de la structure de l'assemblage électronique, seul un quart de l'assemblage LQFP48 est simulé numériquement à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics.

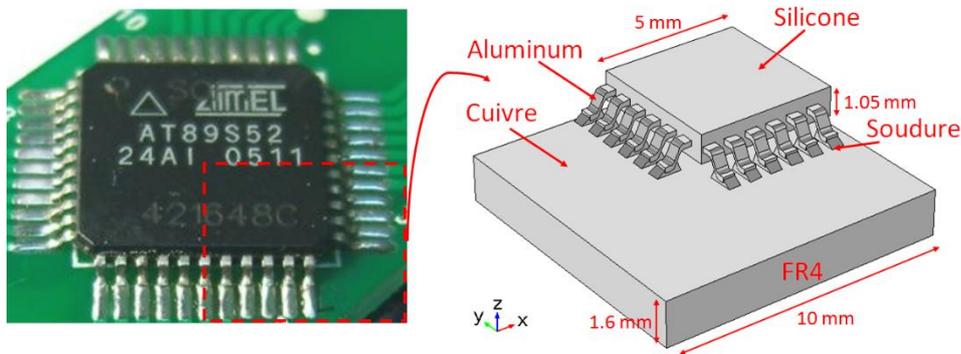


Figure 2.5 : Modèle d'un quart de l'assemblage LQFP48

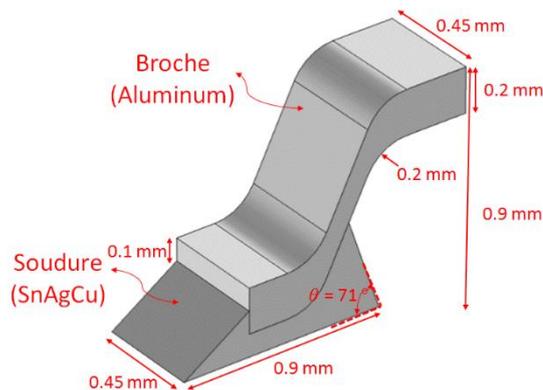


Figure 2.6 : Différentes dimensions de la patte et joint de soudure

Le maillage 3D du quart de l'assemblage (104 869 éléments finis tétraédriques) présenté à la figure 2.7. Afin d'avoir une solution physique plus précise, un maillage raffiné est utilisé pour mailler la patte et la joint de soudure. L'utilisation de 104869 éléments finis tétraédriques totaux peut être détaillé comme suit : 72156 éléments tétraédriques extra-fins pour les 12 pattes et les 12 soudures (6013 éléments tétraédriques extra-fins ont été utilisés pour mailler une patte et

une soudure), 19001 éléments finis tétraédriques ont été utilisés pour mailler le silicone avec un maillage raffiné dans la zone de contact des pattes et 13712 éléments finis tétraédriques ont été utilisés pour mailler le FR4, aussi, un maillage raffiné est utilisée dans la zone de contact des soudures. Ces éléments de maillage ont été sélectionnés comme le meilleur compromis entre la convergence et le temps de calcul.

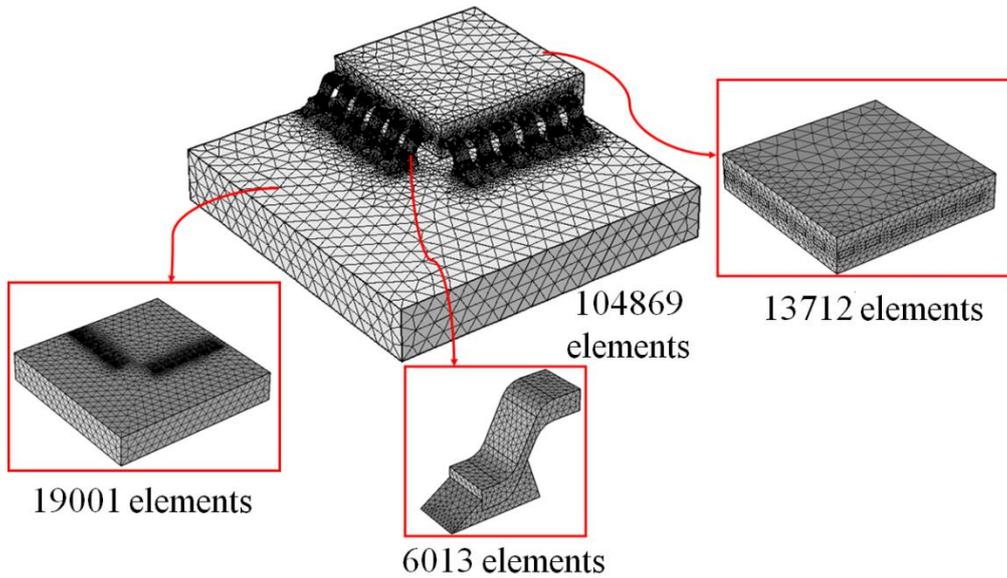


Figure 2.7 : *Maillage de l'assemblage LQFP48 (maillage raffinée au niveau de la patte et joint de soudure)*

6.2. Propriétés thermomécaniques de l'assemblage

Pour effectuer la simulation thermique, il est nécessaire d'avoir les propriétés suivantes, pour chaque matériau de l'assemblage électronique des composants BGA et LQFP :

- La conductivité thermique λ en (W/mK) .
- Le coefficient de dilatation thermique α en $(1/K)$
- La capacité thermique massique C_p en $(J/kg.K)$

Les tableaux 2.7 et 2.8 récapitulent, pour chaque matériau, les valeurs isotropiques des paramètres cités ci-dessus. Ces données sont extraites des travaux de recherche de Stéphane Moreau (MOREAU, 2006).

Matériau	$C_p(J/kgK)$	$\lambda(W/mK)$	$\alpha(1/K)$
FR4	1369	0,3	18.10^{-6}
Cuivre	385	400	17.10^{-6}
Aluminium	904	237	$23,1.10^{-6}$
Silicone	700	130	$2,6.10^{-6}$

Tableau 2-7 : Propriétés thermiques des matériaux des assemblages BGA et LQFP
(MOREAU, 2006)

Pour la simulation mécanique, nous avons besoin, pour chacun des matériaux de l'assemblage,

- Le module d'Young E en (GPa)
- Le coefficient de Poisson (ν)
- La masse volumique ρ en (kg/m^3)

Matériau	$E(GPa)$	ν	$\rho(kg/m^3)$
FR4	22	0,28	1900
Cuivre	110	0,35	8960
Aluminium	70	0,35	2700
Silicone	170	0,28	2329

Tableau 2-8 : Propriétés mécaniques des matériaux des assemblages BGA et LQFP
(MOREAU, 2006)

Pour les joints de soudure (SnAgCu), nous avons pris en compte l'influence de la température sur la conductivité thermique, le coefficient de dilatation thermique, le module d'Young et la masse volumique. Les joints de soudures représentent les parties sensibles de l'assemblage LQFP48, lorsqu'il subit des contraintes thermiques cycliques. Nous devons alors disposer d'une base de données suffisante sur ces matériaux (courbes d'écrouissage dépendantes de la température, loi de fluage) pour modéliser le plus finement possible les phénomènes à l'origine de la dégradation des LQFP48. En ce qui concerne les lois de comportement, nous modéliserons le comportement élasto-viscoplastique des joints de soudure, les autres matériaux seront considérés élastiques linéaires.

Matériau de soudure	SnAgCu
$E(Pa)$	$6,56.10^{10} - 2,6 \times T - 83521,28 \times T^2$
$\rho(kg/m^3)$	$7351,36 - 0,23 \times T - 6,2210^{-4} \times T^2 + 4,39.10^{-7} \times T^3$
ν	0.4
$\alpha(1/K)$	$-5,88.10^{-6} + 4,57.10^{-7} \times T - 2,68.10^{-9} \times T^2 + 3,24.10^{-12} \times T^3$

Tableau 2-9 : Propriétés thermomécaniques de soudures (Qiang, et al., 2007)

6.3. Chargement thermique

Pour l'assemblage BGA, la charge thermique cyclique simulée est générée par une alternance de génération de puissance et de refroidissement correspondant à la mise sous tension et la mise en veille, chaque composant génère de la chaleur pendant son fonctionnement. La puissance thermique produite $Q(t)$ est cyclique à $Q_{max} = 5.10^7 W/m^3$ maximum en marche pendant 4 heures et $Q_{min} = 1.10^7 W/m^3$ minimum en veille pendant 2 heures (figure2.8).

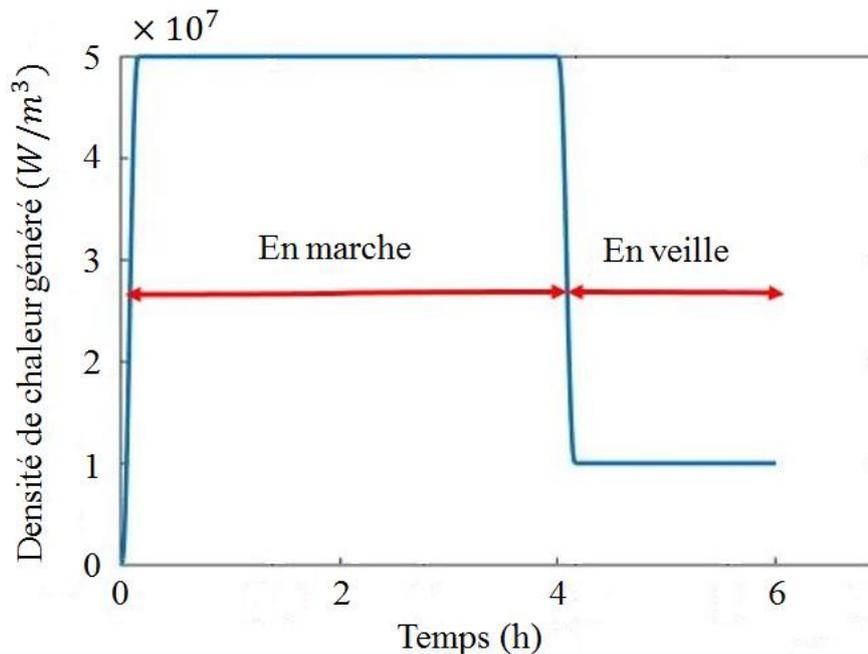


Figure 2.8 : Cycle de fonctionnement de BGA

Pendant le temps de génération de de puissance, le composant en silicone modélisée est une source de chaleur. En outre, une condition limite de transfert de chaleur par convection avec l'air est définie sur les surfaces externes du composant et par conduction à travers les billes de soudures.

Pour l'assemblage LQFP, l'essai a été effectué selon un cycle de température différent. Les températures minimales et maximale pour cet essai étaient respectivement de -40 °C et de 125 °C JEDEC norme standard (JESD22-A104D condition G) (tableau 2.10). Les vitesses de rampe de refroidissement et de chauffage étaient égales à 11 °C par minute. Le temps d'arrêt à haute et basse température était de 15 minutes. La durée totale d'un cycle était de 60 minutes. La figure 2.9 montre le schéma de ce cycle de température.

Condition de services	Cycle de température
Condition A	$-55\text{ °C} - 85\text{ °C}$
Condition B	$-55\text{ °C} - 125\text{ °C}$
Condition C	$-65\text{ °C} - 150\text{ °C}$
Condition D	$-65\text{ °C} - 200\text{ °C}$
Condition F	$-65\text{ °C} - 175\text{ °C}$
Condition G	$-40\text{ °C} - 125\text{ °C}$
Condition H	$-55\text{ °C} - 150\text{ °C}$

Tableau 2-10 : *Différentes conditions de services selon JEDEC (JESD22-A104)*

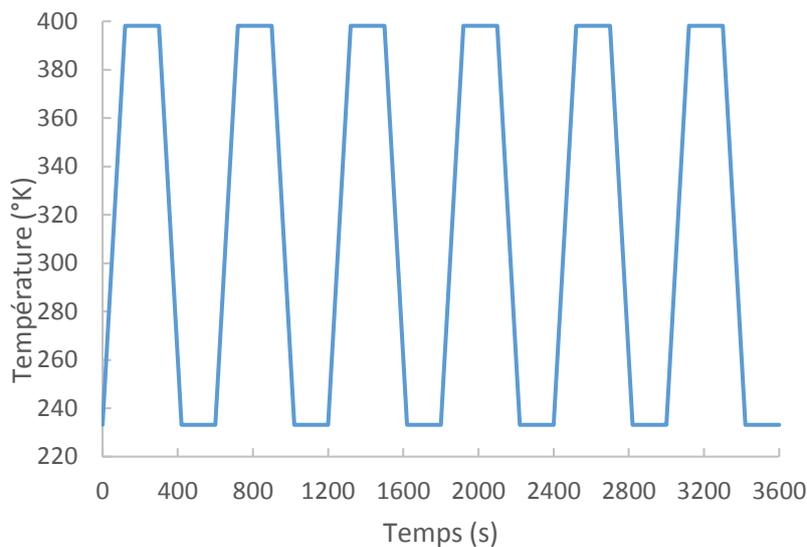


Figure 2.9 : *Cycle de température*

6.4. Conditions aux limites thermomécaniques

À chaque instant, les composants produisent une chaleur maximale pendant le fonctionnement et minimale lorsqu'ils sont en veille. L'énergie thermique générée Q est dissipée dans le composant PCB par les joints de soudure par conduction-convection. La distribution de la température dans chaque composant est obtenue en résolvant l'équation du transfert de chaleur (équation 2.38) en tenant compte de la source de chaleur volumique $Q(t)$:

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} + \rho C_p \vec{u} \nabla T + \nabla q = Q(t) + q_0 \quad (2.38)$$

avec :

$$q_0 = h(T_0 - T) \quad (2.39)$$

$$q = -\lambda \nabla T \quad (2.40)$$

$$Q(t) = \begin{cases} Q_{max} & \text{si } 0 \leq t \leq 4h \\ Q_{min} & \text{si } 4 < t \leq 6h \end{cases} \quad (2.41)$$

Où ρ est la densité du matériau (kg/m^3), C_p est la capacité thermique spécifique ($J/kg.K$) est λ la conductivité thermique (W/mK) et \vec{u} est le vecteur de vitesse (m/s).

Aux interfaces entre le Cuivre/Soudure et la soudure/Composant, la chaleur est transférée par conduction :

$$\begin{cases} k_{Comp} \nabla T = k_{solder} \nabla T |_{solder/Comp \text{ interface}} \\ k_{solder} \nabla T = k_{copper} \nabla T |_{copper/solder \text{ interface}} \end{cases} \quad (2.42)$$

$$\gamma = \frac{L}{2h} (\alpha_{copper} \Delta T_{copper} - \alpha_{comp} \Delta T_{comp}) \quad (2.43)$$

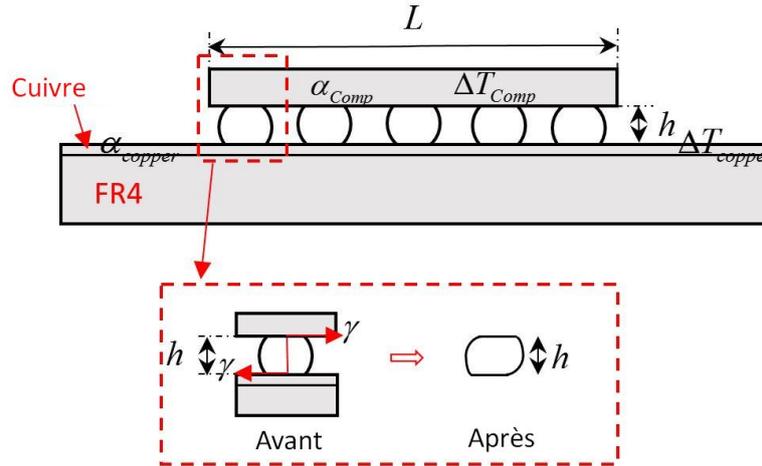


Figure 2.10 : Représentation schématique de joint de soudure d'un BGA lors d'une élévation de température

6.5. Non linéarité Elasto-Viscoplasticité

La méthode des éléments finis (EF) a été favorablement appliquée à la solution de plasticité. La procédure numérique pour la solution du comportement élastique-viscoplastique du matériau est examinée dans la section suivante.

L'hypothèse fondamentale d'élasto-viscoplasticité est que la déformation totale peut être séparée en des déformations élastiques et des déformations inélastiques (Grieu, 2010).

Le taux de déformation total et le taux de déplacement sont déterminés par à partir de l'analyse élastique lorsque le taux de déformation total est connu. L'équation vectorielle pour le champ de déplacement ne peut pas être générée en éliminant les quantités de contrainte et de déformation dans une analyse élasto-viscoplastique puisque le taux de déformation total introduit des non linéarités dans la procédure de résolution. Par une discrétisation appropriée, un processus itératif peut être dérivé lorsqu'un système linéaire est résolu par rapport au champ de déplacement.

6.5.1. Équations constitutives dépendantes du taux d'évolution de l'endommagement pour les soudures

En cas de fatigue à faible cycle, la fissure est amorcée par la coalescence de microfissures au lieu d'une seule fissure aiguë. Dans ce cas, l'approche mécanique fondée sur l'endommagement continu convient mieux pour décrire le déclenchement de l'endommagement et leur l'évolution (Long, et al., 2017). L'adoucissement est causé par l'endommagement matériel qui change ses propriétés constitutives (Grieu, et al., 2009). Ces changements sont pris en compte

en intégrant l'endommagement dans les propriétés constitutives. En utilisant le concept de contrainte effectif, la contrainte dans le matériau endommagé est exprimée en utilisant σ la contrainte non endommagée pour le matériau et $\tilde{\sigma}$ la contrainte apparente pour le matériau avec l'endommagement et D est le scalaire de l'endommagement :

$$\sigma = (1 - D)\tilde{\sigma} = (1 - D)C(E, \nu): (\epsilon - \epsilon_{th} - \epsilon_{cr}) \quad (0 \leq D \leq 1) \quad (2.44)$$

Le comportement viscoplastique macroscopique libérant la température est décrit par l'équation d'Arrhenius (Xuming, et al., 2011) :

$$\dot{\epsilon}^p = \dot{\epsilon}_0 \exp\left(\frac{U_S(\sigma)}{kT}\right) \quad (2.45)$$

avec $\dot{\epsilon}^p$, $\dot{\epsilon}_0$ les taux de déformation plastique et de déformation de référence respectivement, U_S est la fonction d'énergie d'activation thermique de la contrainte appliquée σ , k est la constante de Boltzman et T la température de référence. L'évolution de l'endommagement en fonction du taux est exprimée par :

$$\dot{D} = \dot{D}_0 \exp\left(\frac{U_D}{kT}\right) \quad (2.46)$$

avec \dot{D} , \dot{D}_0 les taux d'évolution de l'endommagement et l'endommagement de référence respectivement, U_D est la fonction d'énergie d'activation pour l'évolution de l'endommagement. Selon (Xuming, et al., 2011), une relation proportionnelle existe entre U_D et U_S :

$$U_D = \alpha U_S \quad (2.47)$$

où α est un paramètre matériel. Equations 2.46 et 2.47 conduisant à :

$$\frac{\dot{D}}{D} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^\alpha \quad (2.48)$$

Étant donné que $K_D = D_0/\dot{\epsilon}_0^\alpha$, l'évolution de l'endommagement peut être exprimée par :

$$D = \int_0^t K_D \dot{\epsilon}_0^\alpha dt = K_D \dot{\epsilon}_0^{\alpha-1} (\epsilon - \bar{\epsilon}_{th}) \quad (2.49)$$

Les constantes matérielles K_D , α et $\bar{\epsilon}_{th}$ pour le modèle de dommage de la soudure Sn3.0Ag0.5Cu (Xuming, et al., 2011) sont énumérés au tableau 2.11. Le gradient de déformation plastique est calculé en utilisant la vitesse plastique qui dépend du taux de cisaillement. Lorsqu'une valeur seuil initiale de la déformation plastique est atteinte localement,

l'endommagement augmente avec la déformation plastique. Une fois la limite supérieure de la déformation plastique atteinte, le paramètre d'endommagement atteint sa valeur maximale. Localement, le paramètre de dommage est calculé comme suit :

$$\begin{cases} D = 0 & \text{si } \bar{\epsilon} < \bar{\epsilon}_{th} \\ D = K_D \cdot \dot{\bar{\epsilon}}^{\alpha-1} (\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}_{th}) & \text{si } \bar{\epsilon}_{th} \leq \bar{\epsilon} \leq \bar{\epsilon}_{rup} \\ D = D_{max} & \text{si } \bar{\epsilon} > \bar{\epsilon}_{rup} \end{cases} \quad (2.50)$$

avec $\bar{\epsilon}_{th}$ est le seuil inférieur ou le seuil pour décrire le début de la fissure et $\bar{\epsilon}_{rup}$ la limite supérieure définissant le début et la saturation d'endommagement.

Pour des valeurs inférieures à la limite inférieure de la déformation plastique $\bar{\epsilon}_{th}$, le paramètre d'endommagement est égal à zéro. Par conséquent, le paramètre d'endommagement atteint sa valeur maximale pour les déformations plastiques supérieures à la limite supérieure $\bar{\epsilon}_{rup}$, qui est réalisée numériquement en plaçant le paramètre près de, mais pas égal à un ($D_{max} = 0,999$). L'évolution de l'endommagement est le taux du paramètre d'endommagement. Les limites ont été choisies de manière à ce que le modèle obtenu atteigne sa résistance à la traction uniaxiale à environ 18% de la contrainte totale : $\bar{\epsilon}_{th} = 9\%$ et $\bar{\epsilon}_{rup} = 20\%$. Notez que les limites ont été choisies pour décrire un alliage spécifique.

Cette valeur dépend de du matériau et du chargement thermique, un modèle Johnson-Cook modifié comportant le paramètre de dommage "D" a été utilisé et validé expérimentalement pour déterminer les paramètres de la loi sur les l'endommagement cités au tableau 2.11.

Paramètre du matériel	K_D	α	$\bar{\epsilon}_{th}$
	218,75	0,4	0.09

Tableau 2-11 : Paramètres du modèle de l'endommagement pour la soudure SAC305
(Xuming, et al., 2011)

7. Discrétisation spatiale : Maillage

L'analyse et la simulation de l'équipement proposé, la modélisation multi-conjointe et l'analyse par éléments finis inversés font appel aux techniques de non-linéarité des structures et des matériaux décrites et programmées dans COMSOL. Le logiciel COMSOL Multiphysics a été utilisé puisqu'il s'agit d'un ensemble de modélisation d'éléments finis à usage général pour résoudre une grande variété de problèmes mécaniques. Ces problèmes comprennent l'analyse statique, dynamique, structurelle (linéaire et non linéaire), le transfert de chaleur, l'interaction

électromagnétique et fluide structure. Il est largement utilisé dans la recherche sur l’emballage électronique pour simuler la réponse d’un système physique à une grande variété de charges. Tous les modèles de matériaux non linéaires utilisés dans les travaux suivants sont déjà programmés dans COMSOL fournissant ainsi des applications directes de ces modèles et fournissent des solutions détaillées.

COMSOL effectue ensuite la solution en utilisant les charges hors équilibre et vérifie la convergence. Si les critères de convergence ne sont pas satisfaits, le vecteur de charge hors équilibre est réévalué, la matrice de raideur est mise à jour et une nouvelle solution est obtenue. Cette procédure itérative se poursuit jusqu’à ce que le problème converge. Il existe un certain nombre de critères de convergence détaillés dans COMSOL : convergence fondée sur les forces, les moments, les déplacements ou les rotations, ou sur une combinaison de ces éléments.

Une analyse de convergence basée sur les forces a été ici utilisée comme critère de convergence pour les simulations. Lors de la simulation pour l’analyse de fluage, nous avons spécifié le critère de fluage pour les ajustements automatiques de pas de temps. COMSOL calcule le rapport de l’incrément de déformation de fluage (ε_{cr}), le changement de déformation de fluage dans la dernière étape de temps) à la déformation élastique (ε_{el}), pour tous les éléments. Une limite de stabilité est fixée à la taille de l’escalier, en raison de l’utilisation d’une procédure d’intégration explicite dans laquelle les contraintes et les déformations sont indiquées au temps t_{n-1} . COMSOL recommande d’utiliser l’étape temporelle de façon à ce que le ratio de fluage, ($\varepsilon_{cr}/\varepsilon_{el}$), soit inférieur à 0,10. Si le rapport ($\varepsilon_{cr}/\varepsilon_{el}$) est supérieur à la limite de stabilité de 0,25, et si l’incrément de temps ne peut pas être diminué, la solution diverge et l’analyse se termine.

8. Discrétisation temporelle

En raison de sa dépendance vis-à-vis de la non-linéarité, il ne peut pas être éliminé, et deux équations d'espace discret principales doivent être utilisées pour contrôler et utiliser les équations non linéaires. La formule 2-51 peut être approximée à l'aide des règles, et COMSOL utilise la méthode itérative de Newton-Raphson pour résoudre la formule.

8.1. Méthode de MULTifrontal Massively Parallel Solver pour les problèmes linéaires

Pour résoudre le système clairsemé d’équations linéaires, nous avons utilisé la méthode “MULTifrontal Massively Parallel Solver” (MUMPS) (Guermouche & L'excellent, 2006), (Guermouche, et al., 2003), (Amestoy, et al., 2000), (Amestoy, 2001).

$$Ax = b \quad (2.51)$$

Où A est une matrice carrée clairsemée qui peut être soit asymétrique, positive symétrique définie, ou symétrique générale. MUMPS est une méthode directe basée sur une approche multifrontale qui effectue une factorisation directe $A = LU$ ou $A = LDL^T$ selon la symétrie de la matrice. MUMPS exploite à la fois le parallélisme résultant de la rareté dans la matrice A et des grains de factorisation denses.

Les principales caractéristiques du paquet MUMPS comprennent la solution du système transposé, l'entrée de la matrice dans le format assemblé (distribué ou centralisé) ou le format élémentaire, l'analyse des erreurs, le raffinement itératif, l'échelle de la matrice originale, la capacité hors-de-base, la détection des pivots nuls, l'estimation de base de la défaillance de rang et la base d'espace nulle, et le calcul d'une matrice de complément de Schur. MUMPS offre plusieurs algorithmes de commande intégrés, une interface étroite avec certains paquets de commande externes tels que, et la possibilité pour l'utilisateur d'entrer une commande donnée. Enfin, MUMPS est disponible en plusieurs arithmétiques (réel ou complexe, simple ou double précision).

Le système $Ax = b$ est résolu en trois étapes principales :

- Analyse : l'hôte effectue une commande basée sur le modèle symétrique $A + A^T$, et effectue la factorisation symbolique. Une cartographie du graphique de calcul multifrontal est alors effectuée, et l'information symbolique est transférée de l'hôte aux autres processeurs. En utilisant ces informations, les processeurs estiment l'espace mémoire nécessaire pour la factorisation et la solution.
- Factorisation : La matrice originale est d'abord distribuée aux transformateurs qui participeront à la factorisation numérique. Sur la base de l'arbre d'élimination, la factorisation numérique est alors une séquence de factorisation dense sur des matrices dites frontales. L'arbre d'élimination exprime également l'indépendance entre les tâches et permet de traiter simultanément plusieurs fronts.
- Solution : Le côté droit b est diffusé de l'hôte vers les processeurs de travail qui calculent la solution x en utilisant les facteurs (distribués) calculés pendant la factorisation. La solution est ensuite soit assemblée sur l'hôte, soit conservée distribuée sur les processeurs fonctionnels.

8.2. Méthode de Newton pour les problèmes non-linéaires

Les problèmes non linéaires sont souvent difficiles à résoudre. Dans beaucoup de cas, il n'existe pas de solution unique. COMSOL Multiphysics utilise une méthode itérative de type Newton pour résoudre des systèmes non linéaires de PDE. Cette méthode de solution peut être sensible à l'estimation initiale de la solution. Si les conditions initiales sont trop éloignées de la solution souhaitée, la convergence peut être impossible, même si elle peut être simple à partir d'une valeur de départ différente.

Le but ultime de la nouvelle conception du solveur non linéaire est la capacité de traiter des problèmes plutôt généraux, fortement non linéaires (Martinez, 2000), (Kelley, 2003) (Hanke, 2000), bien sûr, motivés par des discrétisations d'éléments finis des équations aux dérivées partielles. Par conséquent, il n'y a aucune autre possibilité que d'utiliser une variante de la méthode de Newton. Considérez le problème suivant (P) :

$$\begin{aligned} F: D \subseteq \mathbb{R}^n &\rightarrow \mathbb{R}^n \\ x^0 &\in D \\ x^* \in D &\text{ telle que } F(x^*) = 0 \end{aligned} \tag{2.52}$$

avec F est une fonction non linéaire définie sur un domaine ouvert $D \subseteq \mathbb{R}^n$. Nous assumons que F est continuellement différentiable sur D . De plus, nous supposons que x^* est une solution régulière à (P), c'est-à-dire $F'(x^*)$ est non singulier. Afin de résoudre (P), nous commençons à partir de l'expansion de Taylor de F :

$$0 = F(x^*) = F(x^0) + F'(x^0)(x^* - x^0) + o(\|x^* - x^0\|) \tag{2.53}$$

En négligeant tous les termes non linéaires nous obtenons un problème de substitution, Trouver un x tel que $G(x) = 0$ avec :

$$G(x) = F(x^0) + F'(x^0)(x - x^0) \tag{2.54}$$

Cela donne lieu à une nouvelle approximation, x^1 , à x^* . En réalisant cette construction récursivement, on arrive à la méthode de Newton

$$\begin{aligned} &\text{Soit } x^0; \\ &\text{pour } k = 1, 2, \dots \\ &\text{résoudre } F'(x^k)\Delta(x^k) = -F(x^k) \\ &x^{k+1} = x^k + \Delta x^k \end{aligned} \tag{2.55}$$

Cette méthode a les propriétés bien connues suivantes :

- Convergence locale : La séquence des itérations x^k existe et converge vers x^* si x^0 est suffisamment proche de x^* .
- Convergence rapide : Si la séquence converge, alors elle converge très rapidement, à savoir, quadratiquement :

$$\|x^{k+1} - x^k\| \leq C \|x^k - x^*\|^2 \quad (2.56)$$

L'ensemble de valeurs initial tel que la méthode de Newton converge vers x^* est indiqué par l'intervalle d'attraction de x^* . La convergence quadratique conduit aux considérations suivantes concernant la complexité du calcul :

- En supposant que x^* appartient à l'intervalle d'attraction de x^* et que k le nombre d'itérations nécessaires pour obtenir une approximation x^k avec une précision donnée ϵ , $\|x^k - x^*\| \leq \epsilon$ est plutôt petit. La quantité d'opérations est donc comparable à celle d'une solution d'un système linéaire d'équations. Par conséquent, ces problèmes sont considérés comme étant légèrement non linéaires.
- Si x^0 se trouve en dehors de l'intervalle d'attraction de x^* , certaines mesures doivent être prises pour que, finalement, on obtienne une itération x^k qui appartient à l'intervalle d'attraction. Ces mesures, connues sous le nom de méthodes de mondialisation, sont souvent beaucoup plus coûteuses en coûts de calcul, de sorte que la complexité globale n'est plus comparable à une solution linéaire. Ces problèmes seront appelés des problèmes hautement non linéaires.

Il convient de noter que cette classification dépend non seulement des propriétés de F mais aussi de la qualité de la conjecture initiale fournie x^0 . C'est la raison pour laquelle ce dernier est inclus dans la formulation du problème (P).

9. Conclusion

L'effet du chargement thermique des deux types des composants électroniques de la catégorie des composants montés en surface, décrites dans le premier chapitre est investigué dans ce chapitre. Dans ce chapitre, nous avons développé la formulation mathématique du couplage de la fatigue thermomécanique pour déterminer la loi de comportement non linéaire.

Nous présentons par la suite le modèle numérique de la fatigue thermomécanique implanté sur COMSOL Multi-physics et nous introduisons les différents modules utilisés pour modéliser le couplage thermomécanique et calculer la durée de vie des composantes électroniques.

Chapitre 3: Résultats des simulations et validation expérimentale des modèles numériques

1. Introduction

Dans la première partie de ce chapitre, la procédure de test de température selon la norme JEDEC (Joint Electronic Equipment Engineering Committee) (BINDRA, 2017) (Label & Michael J, 2017) (EDWARDS, 1996) est introduite et l'équipement utilisé dans le test est présenté. Nous allons présenter les résultats expérimentaux des campagnes de caractérisation des propriétés du comportement thermomécanique (duré de vie, endommagement) d'alliages de brasure sans plomb incluant des tests de température selon la norme JEDEC. Dans une deuxième partie, les résultats de simulation numérique des modèles thermomécanique développés dans le deuxième chapitre sont présentés. Nous analyserons en particulier les caractéristiques de l'alliage SAC305. Ce dernier est actuellement utilisé pour réaliser les interfaces d'interconnexion des matériaux constitutifs des LQFP48 et nous présenterons les principaux résultats obtenus.

2. Etude expérimentale

La réduction de la masse et de la taille de ces produits contenant des composants électroniques contribue à réduire la résistance et la fiabilité de ces produits. Le test de cycle thermique est une méthode d'évaluation des composants utilisés dans les appareils électroniques. Il détermine la capacité des composants électroniques à résister à des variations de températures extrêmes. Ces températures peuvent être causées par une application soudaine de chaleur ou de froid, des changements soudains des conditions de transport ou de fonctionnement. Les cycles thermiques peuvent affecter les performances techniques et opérationnelles de cet équipement, en particulier s'il se produit à plusieurs reprises.

A cet effet, un test de cycle thermique est nécessaire pour comprendre le comportement de la carte électronique suite à ces variations de températures. Pour obtenir le résultat final d'un cas réel, un ensemble de tests doit être effectué pour détruire la structure à tester. En parallèle, la simulation numérique de tests de cycle thermique est devenue cruciale pour comprendre le comportement réel des composants électroniques.

La norme JEDEC fournit une méthode de test de cycle de température standard. La plupart des entreprises ont adopté cette norme. L'essai de cycle de température est un essai destructif dans lequel le boîtier électronique est installé sur une chambre thermique (JEDEC, 2007).

Le composant soumis à l'essai doit remplir au moins une des conditions du tableau 2.10. Un cycle thermique est appliqué au corps principal de la carte électronique pour simuler l'impact qui peut avoir lieu pendant le processus de fabrication, l'emballage et l'utilisation. La condition de service la plus couramment utilisée est la condition G. Il s'agit de la condition JESD22-A104D recommandée par JEDEC pour les produits portables. Cela signifie une température maximale de 125°C . Cette condition de service est utilisée pour spécifier les conditions aux limites du modèle numérique proposé. Les performances du test de chute dépendent de la géométrie de la planche à évaluer. La norme JEDEC définit des formes géométriques spécifiques qui doivent être suivies en termes de fabrication, de dimensions et de matériaux, et doit représenter l'industrie électronique (JEDEC, 2007).

L'essai a été effectué dans d'une chambre thermique, serve pour le réchauffement et le refroidissement des composants électroniques et le, ainsi que pour les maintenir à température constante. Toutefois, l'essai a été effectué selon un cycle de température différent. Les températures minimales et maximales pour cet essai étaient respectivement de -40°C et de 125°C JEDEC norme standard (JESD22-A104D condition G). Les vitesses de rampe de refroidissement et de chauffage étaient égales et de 11°C par minute. Le temps d'arrêt à haute et basse température était de 15 minutes. La durée totale d'un cycle était de 60 minutes.

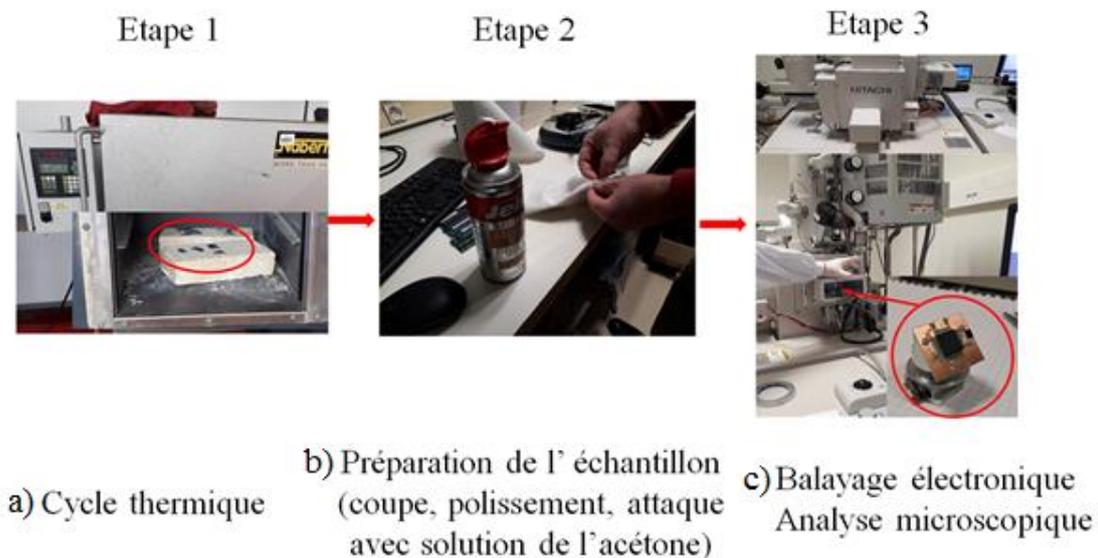


Figure 3.1 : Étapes du protocole expérimental

Le composant LQFP48 utilisé a été entièrement soudé à l'aide de la soudure SAC305 puis inspecté électriquement et macroscopiquement. Le composant LQFP a été soumis à des cycles thermiques, conformément à la norme JEDEC (condition G JESD22-A104D).

À la fin des cycles thermiques, le composant soudé et exposé thermiquement a été coupé, poli puis gravé avec une solution d'acétone pendant 15 s pour révéler les microstructures interfaciales des joints à souder. Ces étapes sont essentielles pour les observations de microstructure. Enfin, le microscope électronique à balayage (HITACHI SU 8030, 30 kV) a été utilisé pour analyser les interconnexions de soudure. Dans la section suivante, les observations microscopie électronique à balayage (MEB) sont analysées pour détecter l'amorce de l'endommagement, la propagation et déterminer l'emplacement des joints de soudure les plus critiques.

3. Observations microscopiques

A la fin des cycles thermiques, l'assemblage LQFP a été analysé microscopiquement. Les 48 soudures et pattes sont inspectées afin de détecter les microfissures. Ces analyses consistent à localiser et identifier les fissurations des joints brasés après essais. Pour ce faire, les quatre rangées de chaque côté du composant sont analysées, un joint de soudure où au moins une défaillance est avérée. De nombreuses défaillances sont détectées sur le composant. Dans ce cas, il n'est pas possible de déterminer où a eu lieu la première défaillance. Pour chaque joint brasé défaillant, la fissure est alors identifiée en fonction de la nature de l'élément défaillant (patte, interface, joint) et de la position de la défaillance. Les figures 3.2, 3.3 et 3.4 montrent les observations MEB réalisés par après l'inspection.

Une étude comparative avec les résultats de la simulation numérique est présentée dans une section suivante.

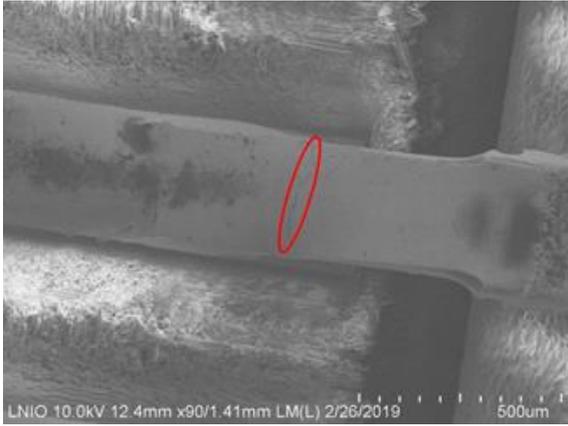


Figure 3.2 : *Observation soudure numéro 7*

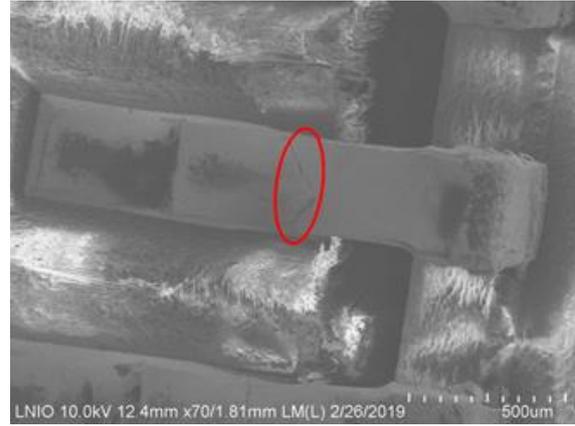


Figure 3.3 : *Observation soudure numéro 6*

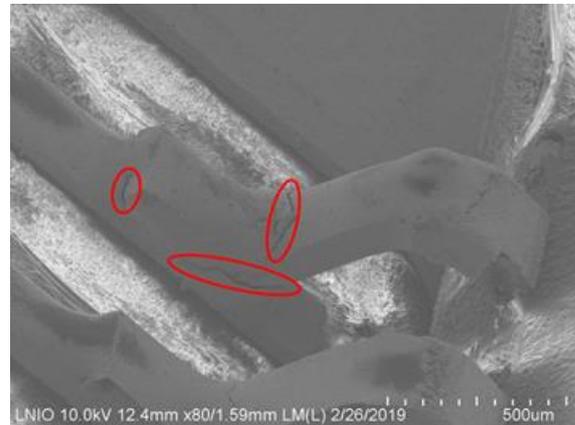


Figure 3.4 : *Observation soudure numéro 1 (Gauche : vue de haut, Droite : vue de coté)*

4. Simulation numérique et validation

Dans cette section, nous présentons les résultats de simulations du modèle numérique décrit dans le chapitre précédent. Nous abordons dans une première partie les résultats de l'étude de fatigue modèle numérique qui permettent de déterminer la distribution des champs de contraintes et de déformation dans l'assemblage électronique. Dans une deuxième partie, en se basant sur le nombre de cycles à la rupture prédit par deux modèles de fatigue, le temps et la location de l'initiation et la propagation de fissure au niveau de la soudure et leurs interfaces sont déterminés en utilisant les équations d'endommagement présentées précédemment.

4.1. Résultats du modèle BGA

La figure 3.5 montre la répartition de la densité de dissipation par fluage dans les joints à souder à la fin de la charge thermique (6 heures). Il est clair que la densité de dissipation de fluage maximale est située sur l'interface entre la soudure et le composant dans le joint de soudure au coin. À cette boule de soudure, des fissures peuvent apparaître.

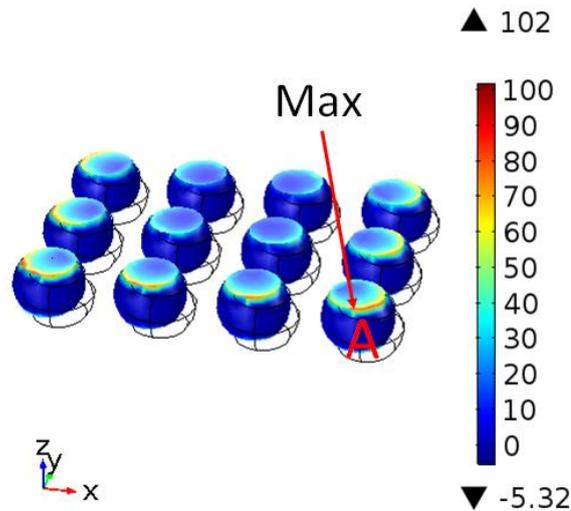


Figure 3.5 : *Densité de dissipation d'énergie de fluage dans la bille de soudure à la fin de la charge thermique (kJ/m^3)*

La figure 3.6 présente la distribution de la déformation dans les différentes directions au niveau d'une surface de coupe de la bille de soudure critique c'est-à-dire ayant une densité d'énergie de fluage la plus élevée.

- La distribution de la déformation dans la première direction ϵ_{xx} , montre une distribution maximale au niveau de la singularité géométrique ; les quatre coins de la bille de soudure.
- La distribution de la déformation dans la deuxième direction ϵ_{yy} , montre une distribution maximale au niveau l'intérieur de la bille de soudure, mais avec des valeurs relativement faibles par rapport à celles créés suivant la première direction.
- La déformation de cisaillement γ_{xz} est représentée sur la figure 3.6 c), les valeurs maximales de déformation sont localisées au deux cotés opposé de la bille de soudure. L'amplitude maximale de déformation engendrée située à deux interfaces entre la bille et le composant et la bille et la couche de cuivre.

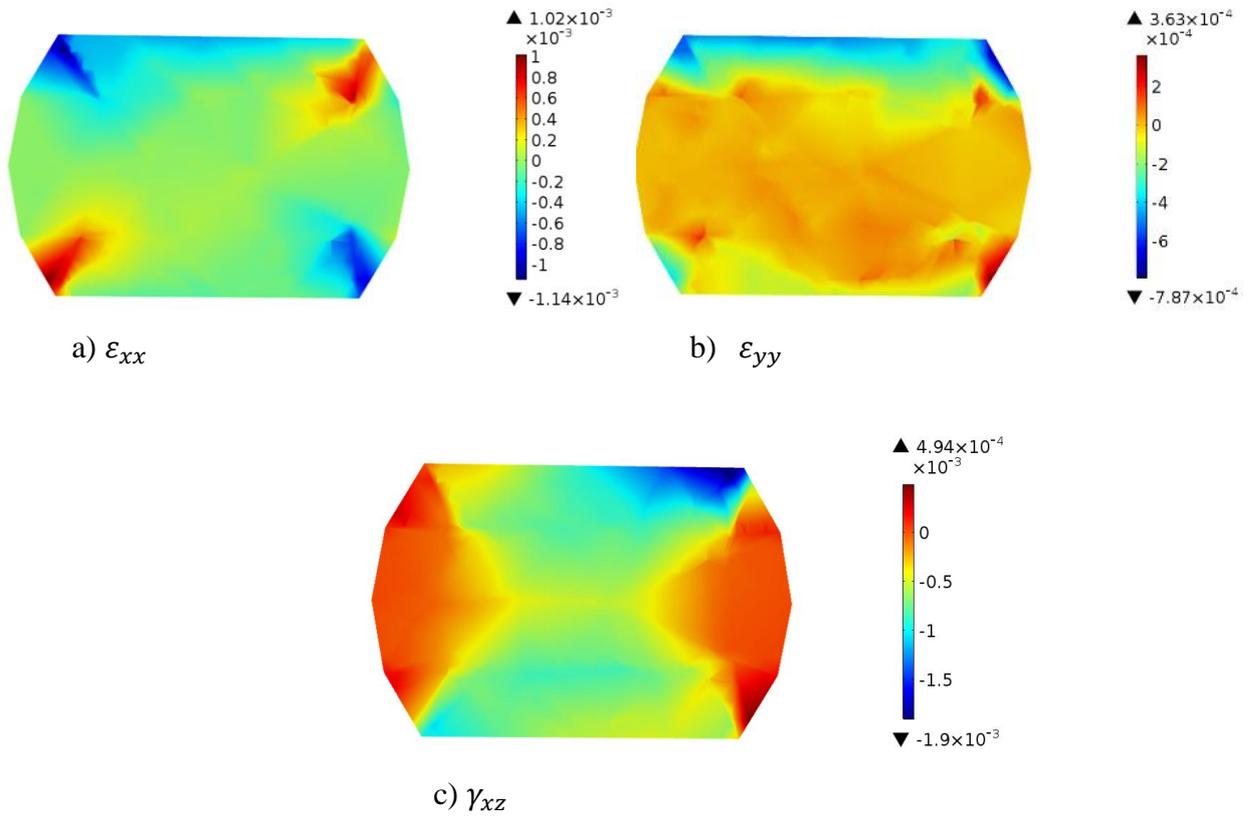


Figure 3.6 : Surface de déformation dans la bille de soudure la plus critique (mm/mm)

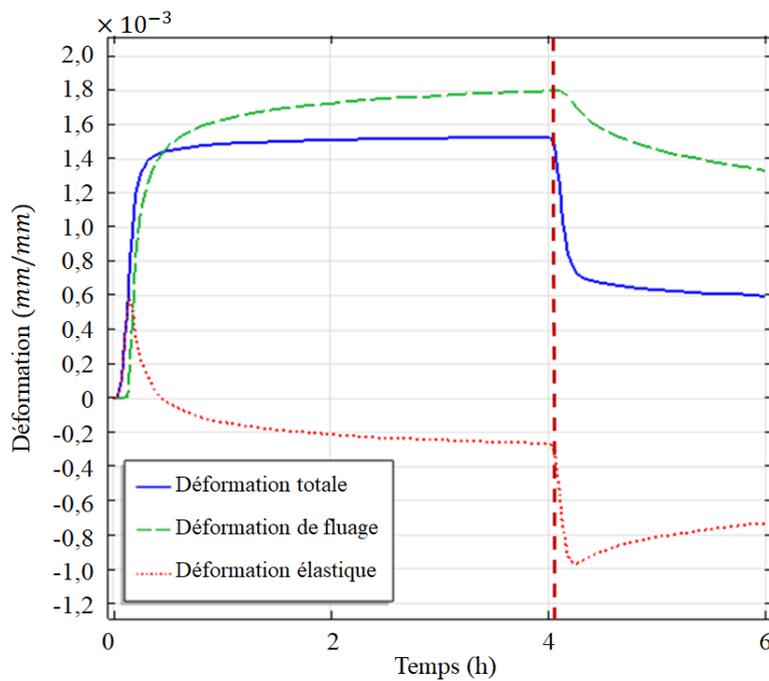


Figure 3.7 : Déformation en fonction du temps (point A)

Pendant la charge thermique, la déformation par fluage est induite dans le joint de soudure. La déformation totale est la somme de la déformation par fluage et de la déformation élastique.

Comme la déformation par fluage est irréversible, elle cause des fissures dans le joint de soudure et entraîne une défaillance. La figure 3.8 montre l'historique de l'évolution de la déformation de cisaillement totale, de la déformation de cisaillement au fluage et de la déformation de cisaillement élastique au point A (figure 3.5).

Il est évident que la contrainte de cisaillement est affectée par la charge thermique. Après environ 40 s de la charge, la contrainte plastique apparaît dans la soudure. Après 5 min de fluage, la déformation domine (0,0018 m/m) pendant 4 heures de fonctionnement du composant. La déformation par cisaillement diminue par la diminution de la charge thermique (arrêt).

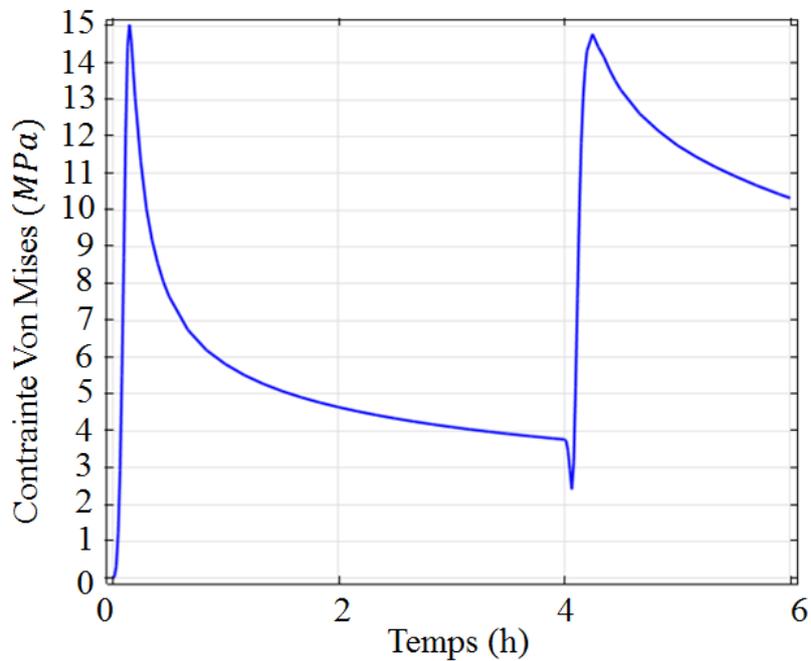


Figure 3.8 : *Contrainte de Von Mises en fonction du temps (point A)*

La figure 3.8 montre la contrainte Von Mises au même point, la contrainte maximale après 5 minutes et en arrêt (après 4 heures). La figure 3.9 montre l'énergie dissipée également au même point, l'énergie dissipée sur les joints à souder est un critère pour déterminer la fatigue thermique et la rupture des joints à souder. Parce que le composant agit comme source de chaleur, des gradients de température sont développés dans l'emballage.

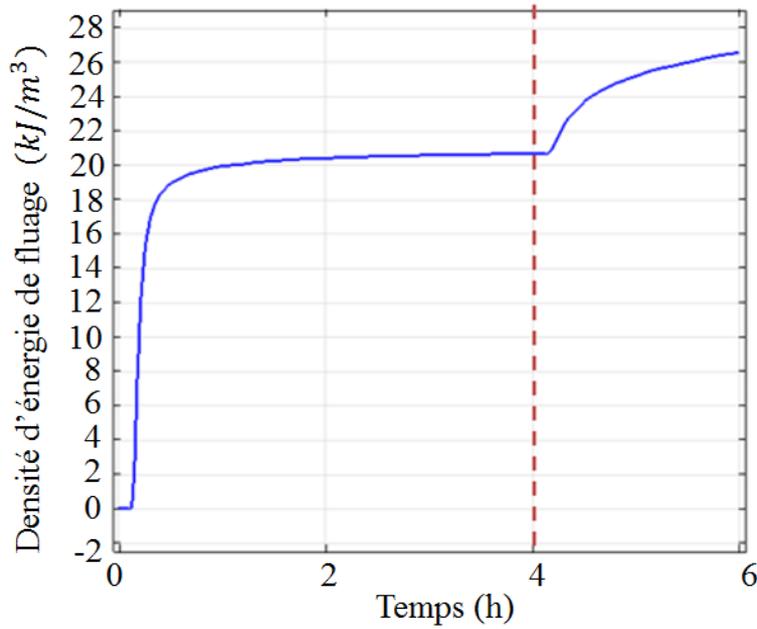


Figure 3.9 : Densité de dissipation d'énergie de fluage en fonction du temps (point A)

4.2. Résultats du modèle LQFP

Sur la figure 3.10, la distribution de la contrainte de cisaillement dans les différentes parties de l'assemblage (carte, patte, soudure et composant) est présentée à différents moments du cycle thermique. Suite à l'essai de cycle thermique, les points les plus critiques au niveau des joints de soudure se situent au coin et au côté de la patte, où la plus grande amplitude de déformation dans l'interconnexion se produit (Gu, et al., 2018). Les contraintes et les déformations engendrées dans le joint de soudure sont évaluées au point critique, et situé dans la zone de concentration de contrainte de cisaillement plus élevée. Le point d'évaluation (point N) est repéré dans Figure 3.12.

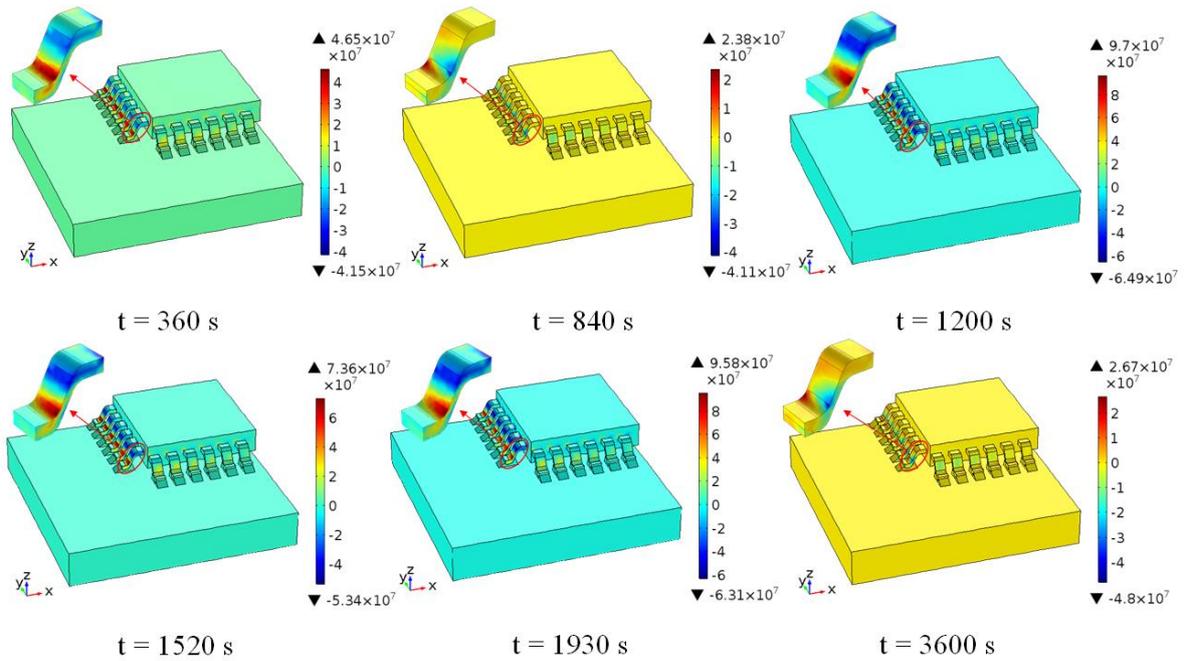


Figure 3.10 : Contrainte de cisaillement à différents instants du cycle thermique

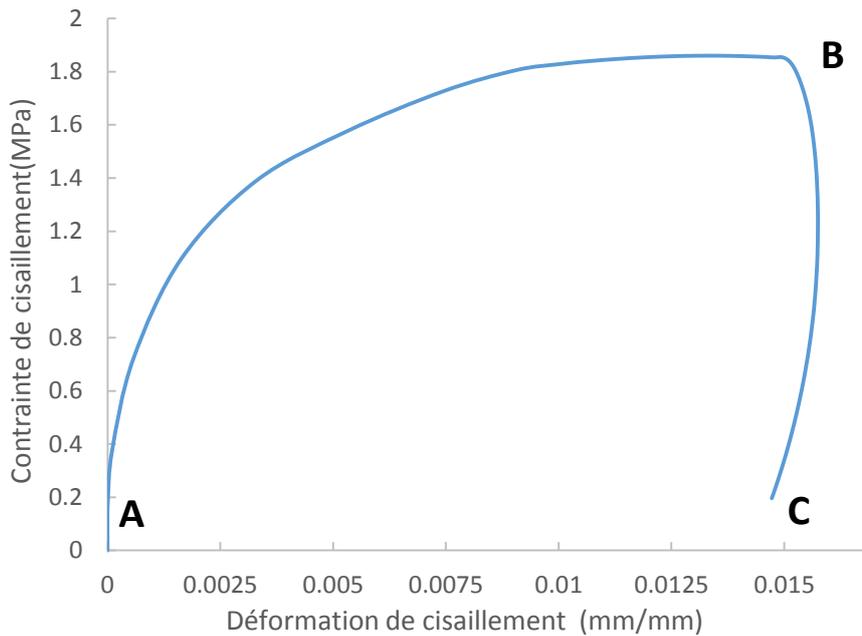


Figure 3.11 : Courbe de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation du premier cycle

La figure 3.11 montre la courbe de déformation/contrainte correspondante au premier cycle thermique. La contrainte de cisaillement maximale est estimée à $\tau_{max} = 1,8MPa$. Les apports viscoplastiques du fluage lors de la montée en température semblent être importants (une déformation résiduelle de $(10^{-4} mm/mm)$). Pendant la descente de température entre $125^{\circ}C$ et $-40^{\circ}C$, la contrainte de cisaillement diminue progressivement (point B \rightarrow point C).

Dans le même temps, la contrainte de cisaillement diminue entre 125°C et -40°C car l'alliage de soudure perd progressivement sa ductilité. La courbe de contrainte de cisaillement/déformation de cisaillement au point critique de la soudure (point N), sous la charge cyclique thermique avec profil de température appliqué est montrée. Les lettres (A-B-C) indiquent le premier cycle, (C-D-E) le deuxième cycle, (E-F-G) le troisième cycle, (G-H-I) le quatrième cycle, (I-J-K) le cinquième cycle et (K-L-M) indiquent le sixième cycle.

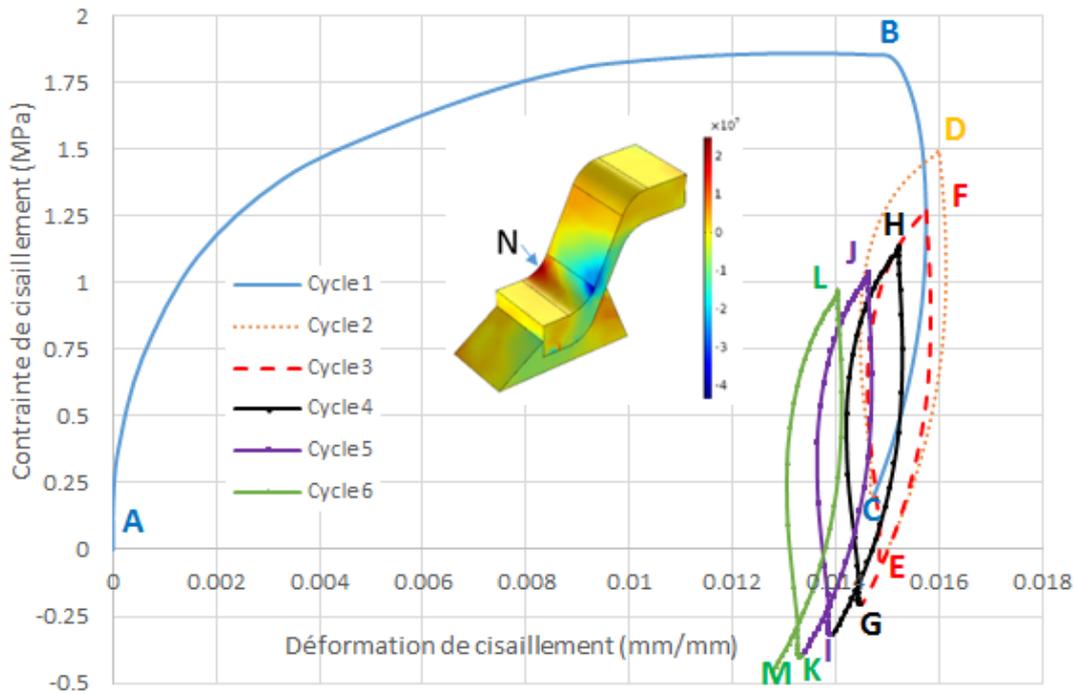


Figure 3.12 : *Cycle d'hystérésis*

D'après la figure 3.12, on conclure qu'il y a une quantité relativement grande de déformation équivalente de cisaillement qui augmente progressivement avec l'augmentation de nombre des cycles thermiques. La forme de la courbe d'hystérésis dépend totalement du modèle de fluage adopté qui a été décrit dans le chapitre 2. Après six cycles, la différence entre la déformation de fluage et l'énergie dissipée entre les cycles cinq et six est très faible.

La soudure subit une contrainte inélastique importante en raison de la différence de propriétés élastiques et thermiques dans l'assemblage électronique (carte, soudure et composant électronique). En particulier, la différence considérable dans le coefficient de dilatation thermique entre le silicium, l'aluminium, le cuivre et la carte FR4 produit une contrainte résiduelle. A l'échelle microscopique, les chercheurs ont expliqué le mécanisme de déformation plastique par l'apparition de phénomènes de fluage en combinaison avec la diffusion agissant à l'intérieur et entre les grains et par le glissement des limites des grains (Ladani & Dasgupta, 2009).

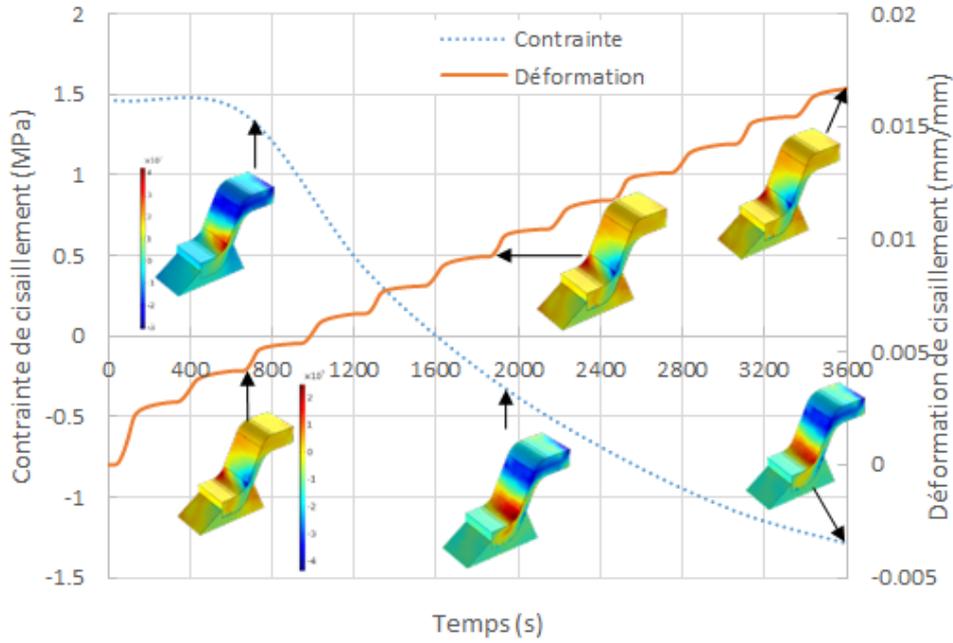


Figure 3.13 : *Contrainte de cisaillement maximale et déformation de cisaillement en fonction du temps*

L'évolution de la déformation de fluage au cisaillement des joints de soudure basée sur le point critique et le maximum de contrainte de cisaillement est montrée à la figure 3.13. La déformation de fluage effective augmente pendant le cycle thermique et la contrainte de cisaillement maximale diminue. De plus, la déformation cyclique induite par la chaleur a tendance à s'accumuler par l'augmentation du nombre de cycles.

L'évolution de la contrainte de cisaillement au point le plus critique des joints de soudure est illustrée à la figure 3.14. L'objectif étant d'évaluer non seulement le degré de propagation des fissures et de déformation des joints à souder, mais aussi la résistance globale du joint. L'évolution de contrainte de cisaillement suit l'évolution du cycle thermique imposée. Conformément à la contrainte de cisaillement limite nécessaire pour initier une fissure dans le joint à souder, les données obtenues lors de l'essai du cycle thermique ont été analysées et tracées en fonction du nombre de cycles thermiques dans la section 6 de ce chapitre.

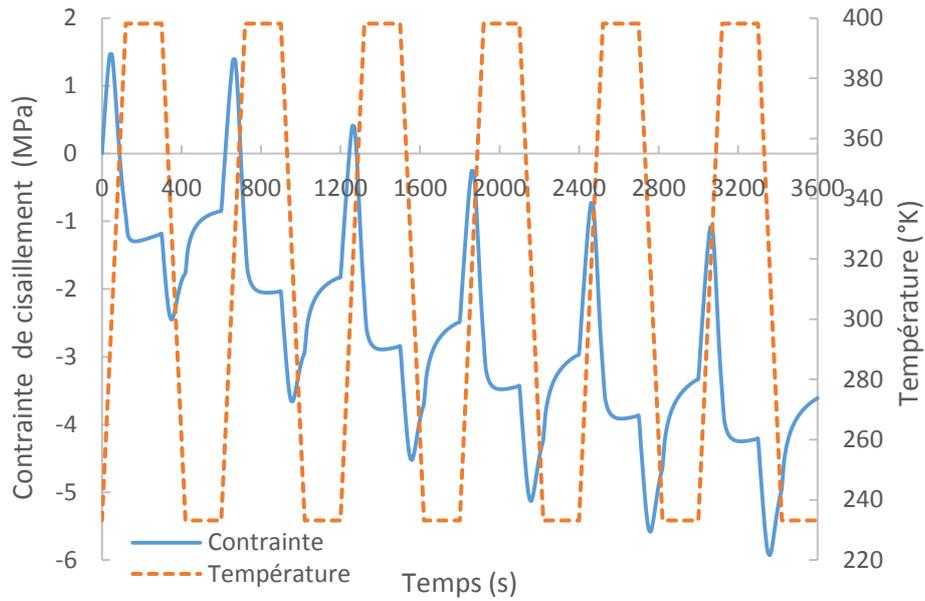


Figure 3.14 : *Contrainte de cisaillement en fonction du temps*

La détermination de la distribution des contraintes et des déformations au point critique de joint de soudure, nous a permis d'évaluer la durée de vie des soudures avec les modèles de fatigues décrite dans le chapitre 2. On rappelle que le premier modèle de fatigue de Coffin Manson (équation 2-38) exprime le nombre de cycles jusqu'à la rupture en fonction du cumul inélastique de déformation sur un cycle de chargement thermique.

Le deuxième modèle de fatigue de Morrow (Equation 2-40), exprime le nombre de cycles jusqu'à la rupture en fonction du cumul de l'énergie sur un cycle de chargement thermique. L'exposant et le coefficient de ductilité en fatigue ont été identifiés à partir des essais de fatigue effectués sur des joints de soudure SAC305 (Mustafa, 2014) (Grieu, 2010).

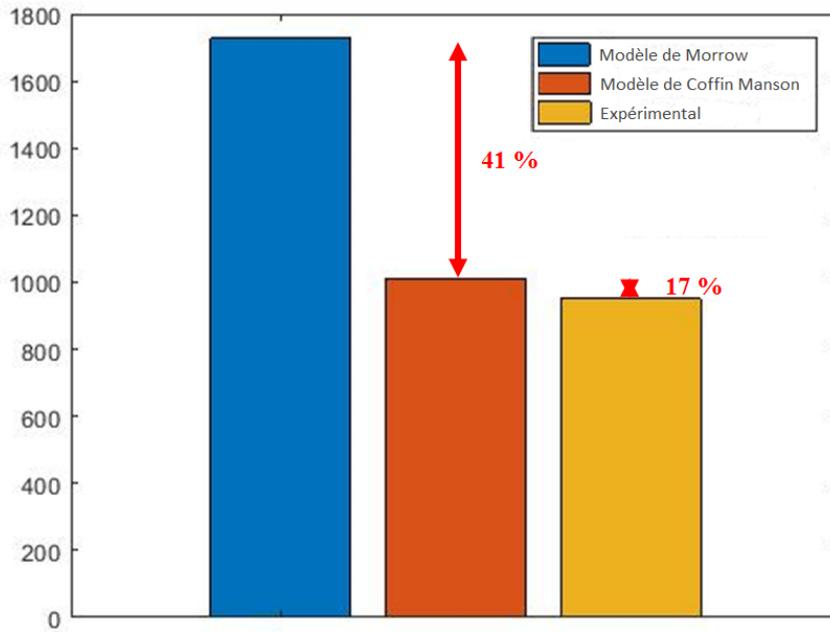


Figure 3.15 : Nombre de cycles à la rupture, comparaison avec l'expérience au point de soudure (S1)

La figure 3.15 montre le nombre prévu de cycles par fatigue selon les modèles de Morrow et de Coffin Manson. Nous pouvons noter que le nombre de cycles de défaillance estimé par le modèle de Morrow est d'environ 1727 cycles (une différence de 58 % par rapport à l'expérimental) tandis que l'estimation de nombre de cycles de défaillance par le modèle Coffin Manson est de 1012 cycles (une différence de 17 %). On peut donc conclure que le modèle de fatigue basé sur la déformation convient mieux pour la prédiction de la durée de vie. Ceci est en conformité avec les travaux de (Liu & Liu, 2011), qui révèlent que l'approche basée sur la déformation est fortement recommandée pour estimer la durée de vie prévue de l'assemblage LQFP.

Le modèle Garofalo Hyperbolique était utilisé pour décrire le comportement des soudures. A partir du nombre de cycles de fatigue N_f , calculée avec les deux différents modèles de fatigue et déterminée expérimentalement, on peut immédiatement affirmer que le modèle énergétique n'est pas adapté pour la simulation du cycle de température (Halouani, et al., 2020), car il ne tient pas compte du comportement de fluage de la soudure. Ceci est attendu vu que le mécanisme de déformation prédominant dans de telles conditions de charge. Il est à noter que le modèle de Coffin Manson basé sur la déformation donne des variations de déformation de cisaillement similaires, de sorte que la contrainte de cisaillement pour la prédiction de la durée de vie du composant électronique n'apparaît pas absolument nécessaire ici.

5. Influence de la géométrie des joints de soudure sur la durée de vie des LQFP

Les observations expérimentales effectuées par le MEB du paquet de composants du circuit imprimé ont montré que l'endommagement se propage dans l'interface entre la patte et le joint. L'angle de soudure peut avoir un grand effet sur le lieu d'amorçage de l'endommagement du joint de soudure. Pour prédire le nombre de cycles de défaillance, quatre angles de soudure $\theta = 43^\circ, 55^\circ, 60^\circ$ et 71° sont étudiés numériquement (figure 3.16) pour étudier la fiabilité de la conception de l'ensemble LQFP à l'aide du modèle de résistance à la fatigue de Coffin-Manson.

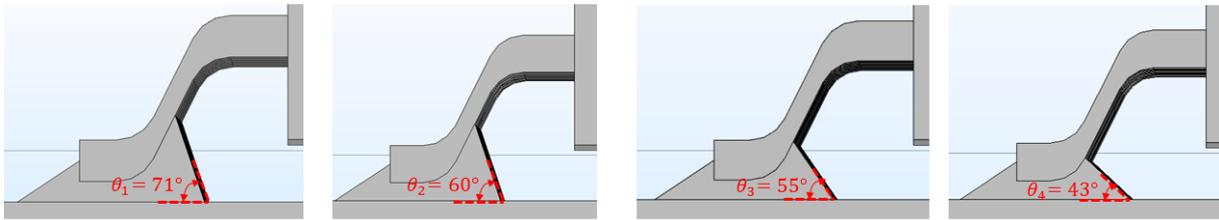


Figure 3.16 : Différents angles de soudure

La courbe du nombre de cycles à la rupture par rapport à l'angle de soudure est présentée à la figure 3.17. Nous pouvons conclure que l'angle $\theta = 55^\circ$, présente la meilleure durée de vie à la fatigue et une fiabilité élevée ainsi qu'une sécurité accrue de joint de soudure de l'assemblage électronique.

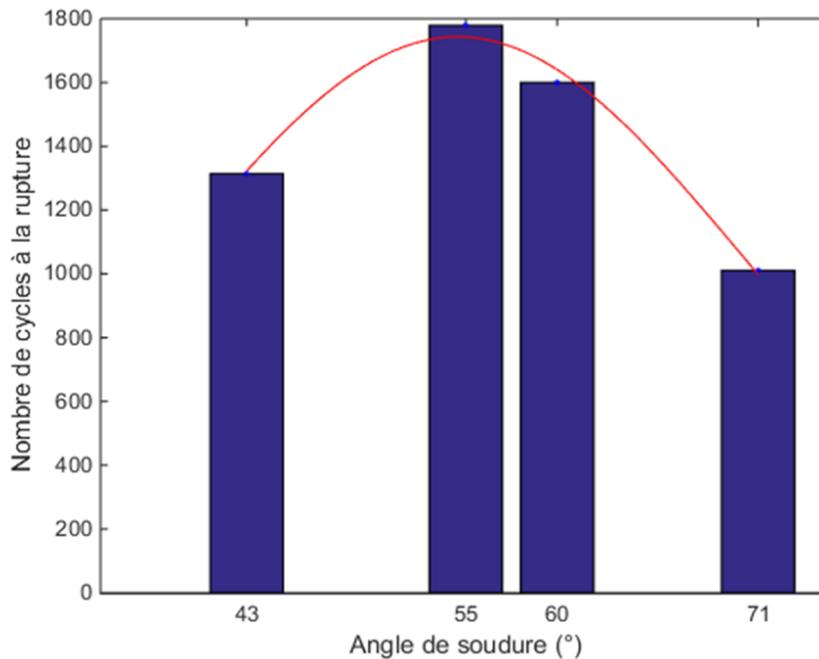


Figure 3.17 : Nombre de cycles à la rupture en fonction de l'angle de la soudure

6. Résultats de simulation de l'endommagement

Dans cette section, le modèle proposé a été incorporé au code éléments finis, et une analyse de cycle thermique a été effectuée. La figure.3.18 montre la distribution des contraintes Von Mises sur le modèle local. En fonction des valeurs de température (négatives ou positives), la concentration de contrainte de Von Mises varie. Pour des températures négatives, des valeurs élevées de contraintes au niveau de l'interface entre la patte et la de soudure ont été détectées.

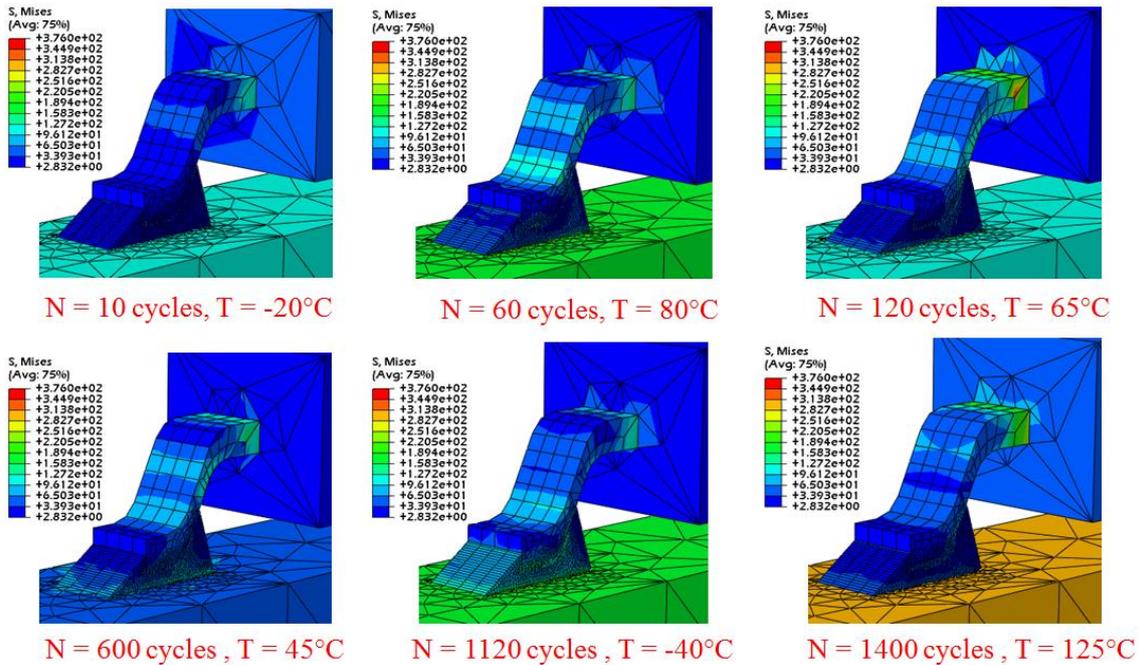


Figure 3.18 : *Distribution de contrainte de Von Mises à différents nombres de cycles et différentes températures*

En outre, à des températures positives, des niveaux élevés de contraintes ont été identifiés dans la broche sur l'interface entre la soudure-cuivre. Il est à signaler que l'emplacement du pic de contraintes (375 MPa) n'est pas le même que l'emplacement de la température de crête (25 °C). La figure 3.19 montre la répartition de la déformation plastique équivalente sur le modèle local. On peut noter que la répartition des déformations plastiques est en parfaite concordance avec la répartition des contraintes Von Mises et dépend des plages de températures appliqués. De plus, l'emplacement de la déformation plastique de pointe n'est pas le même que celui de la température de pointe.

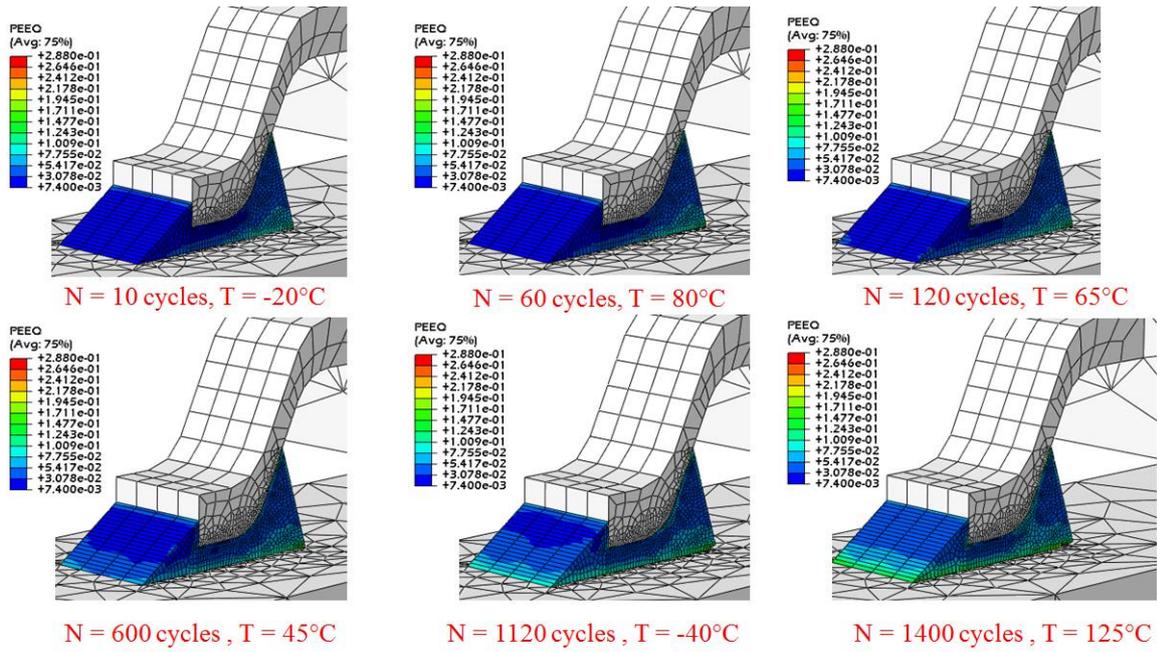


Figure 3.19 : Distribution de déformation plastique équivalente à différents nombres de cycles et différentes températures

La figure 3.20 montre que la contrainte de cisaillement équivalente accumulée par le SAC305 augmente à mesure que le nombre de cycles de charge augmente. Ainsi, le modèle développé peut prédire bien le comportement d’adoucissement de SAC305.

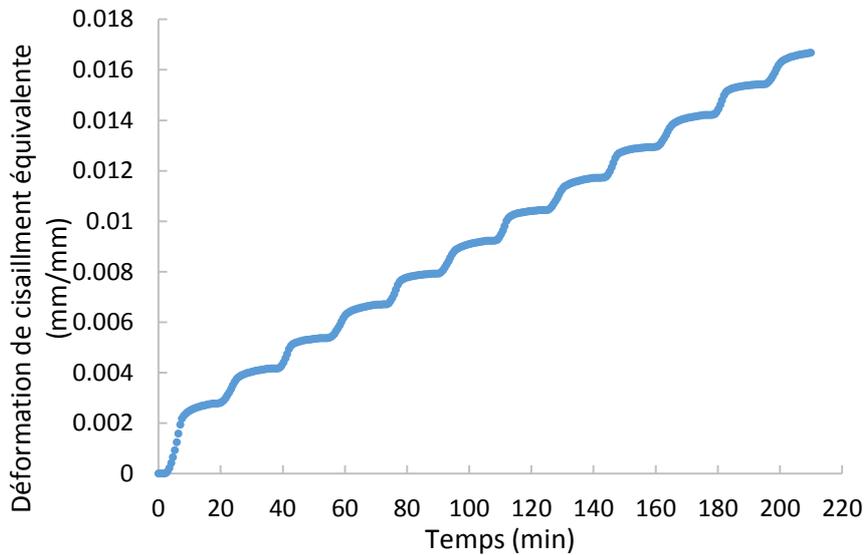


Figure 3.20 : Déformation de cisaillement équivalent accumulé dans le joint de soudure

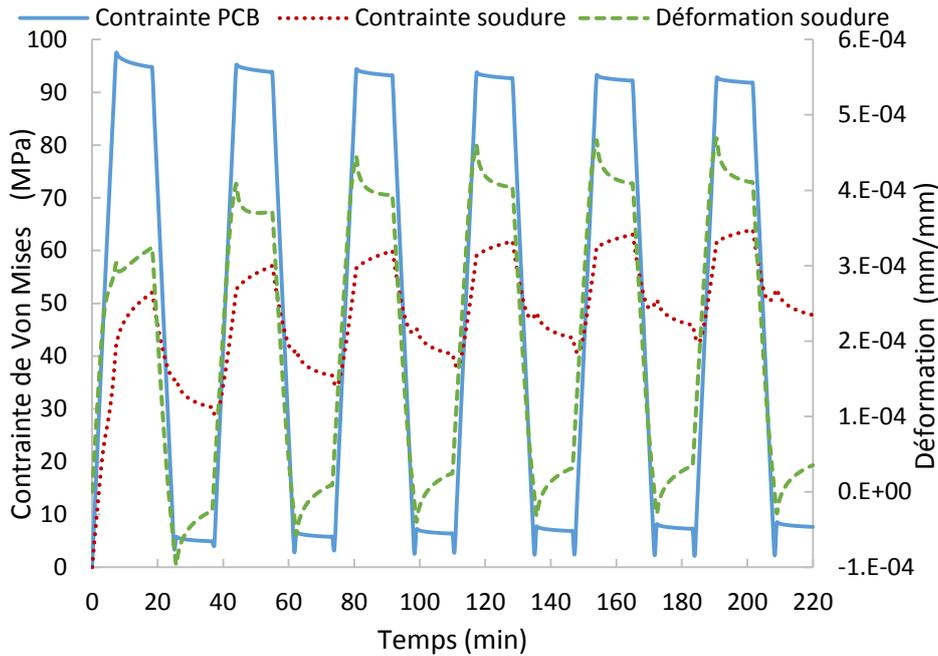


Figure 3.21 : Evolution de la contrainte de Von-Mises dans le circuit imprimé et le joint de soudure

La figure 3.21 présente l'évolution des contraintes de Von-Mises à la région critique du joint de la carte de circuit imprimé et de la soudure. La courbe bleue est relative à la contrainte dans le circuit imprimé, la courbe pointillée rouge est relative à la celle dans la soudure et la courbe pointillée verte est relative à la contrainte dans la soudure. Ces évolutions sont présentées pour les six premiers cycles thermiques. Comme le montre la figure 3.16, en raison de l'exposition à haute température (125°C) et de la formation d'une déformation de fluage, la contrainte est relâchée dans le circuit imprimé. En outre, la contrainte Von-Mises dans la soudure augmente lentement à mesure que le nombre de cycles augmente.

La figure 3.22 présente l'évolution des contraintes et des déformations de Von-Mises dans l'interface entre le circuit imprimé et le joint de soudure. En comparaison avec l'évolution de la déformation représentée à la figure 3.21, elle conserve la même allure et amplitude que celle déterminée dans le joint de soudure. Par ailleurs, l'amplitude de la contrainte Von-Mises, à l'interface entre le circuit imprimé et le joint de soudure, a diminué, en comparant par rapport à celle évaluée au niveau de joint de soudure.

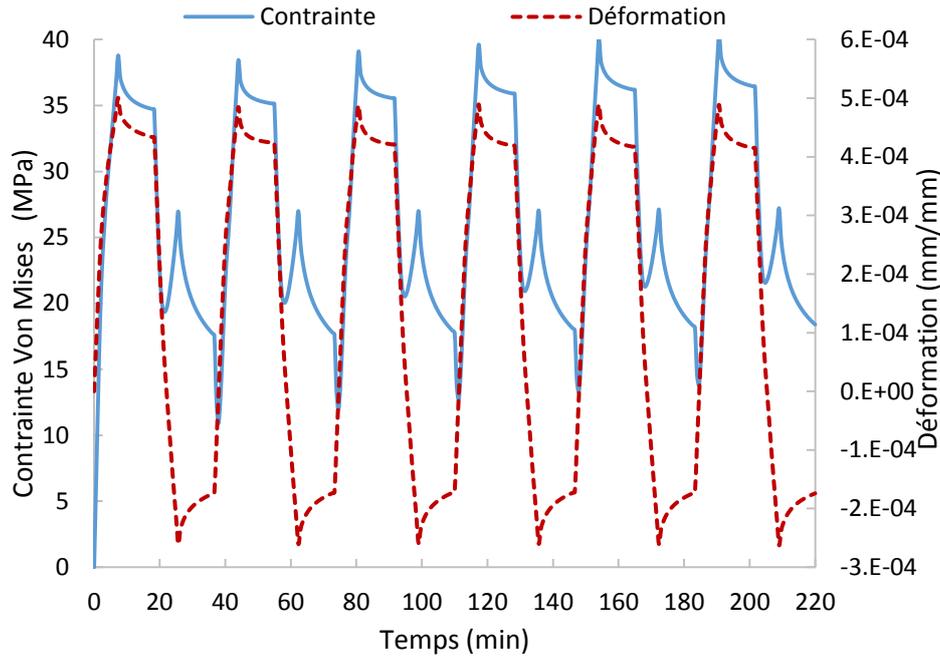


Figure 3.22 : Evolution des déformations et des contraintes de Von-Mises dans l'interface entre le circuit imprimé et le joint de soudure

La figure 3.23 montre l'évolution du processus d'endommagement en fonction du nombre cycles qui confirme l'accord des prévisions du modèle numérique avec les observations microscopiques. En outre, l'augmentation de l'endommagement montre la dégradation progressive du matériau de l'alliage SAC305 sous charge de fatigue thermique. Sur la figure 3.23, on peut également observer que le nombre minimal de cycles requis pour qu'au moins un élément dépasse 0,2 dommage était de 250 cycles. Les éléments de maillage présentant un endommagement supérieur à 0,2 après l'initiation de la fissure, soit 250 cycles, sont éliminés et les propriétés mécaniques et physiques constitutives de l'alliage de soudure sont mises à jour. Les propriétés constitutives ont été mises à jour en plusieurs temps entre 0 et 400 cycles. Selon les densités d'énergie plastique et du fluage libérées pendant les 100 premiers cycles, chaque élément subit un endommagement différent. Par conséquent, lorsque les propriétés sont mises à jour, chaque élément aura des propriétés différentes (HALOUANI, et al., 2020).

Les simulations de la répartition de l'endommagement entre les joints de soudure sont illustrées à la figure 3.23. La distribution de l'endommagement fournit des informations importantes pour la conception, l'optimisation et la fiabilité. La figure 3.23 montre la simulation de l'évolution de l'endommagement du joint de soudure critique en fonction du nombre de cycles critiques. On confirme les prédictions de la durée de vie en fatigue et du processus de dégradation effectués par simulation.

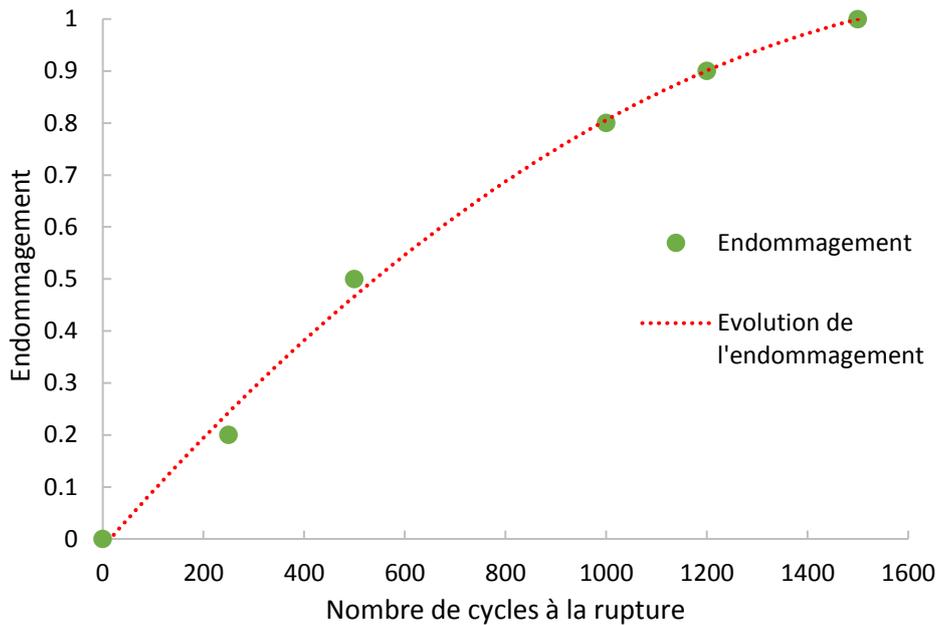


Figure 3.23 : *Facteur d'endommagement des soudures par rapport au nombre de cycles de fatigue*

Les longueurs et les temps d'initiation et de propagation ont été extraits. La longueur d'amorçage est déterminée par la valeur seuil de déformation par cisaillement. Sur la base des équations d'évolution de l'endommagement décrites dans le chapitre 2, l'approche de modélisation EF a été menée pour la valeur seuil de $0,09 \text{ mm/mm}$ de déformation maximale en cisaillement, tous les éléments ayant une déformation supérieure à $0,09 \text{ mm/mm}$ de déformation maximale en cisaillement sont éliminés. Les résultats de la simulation sont présentés à la figure 3.24. On peut observer dans cette figure que la valeur seuil de $0,09 \text{ mm/mm}$ a causé l'amorçage de la fissure avec un temps supérieure à 2000 cycles, et il suffit quelques cycles de plus pour que la fissure se propage. La longueur initiale de la fissure dépend du nombre d'éléments qui sont retirés de la structure.

Ce nombre est associé à la répartition des contraintes et des déformations et, par conséquent, à la répartition de l'endommagement dans le matériau de soudure. Si la contrainte est répartie de façon plus uniforme, plus d'éléments sont enlevés à chaque étape, et la longueur de la fissure est plus grande. L'élimination des éléments signifie pratiquement qu'ils ont le même nombre de cycles de défaillance.

Cette technique est utilisée plusieurs fois jusqu'à ce que l'endommagement soit propagé à travers le joint de soudure. Ce chemin de propagation est montré à la figure.3.24. Dans un premier temps, l'endommagement commence par le coin extérieur de la soudure et se propage dans l'interface entre la soudure et la patte. Après un certain temps, l'endommagement

commence aussi à se propager par le coin extérieur de la soudure et continue dans l'interface entre la soudure et le cuivre. Cette trajectoire de propagation est confirmée par des données expérimentales recueillies au cours d'un essai de cycle thermomécanique mené sur des joints pour le même cycle de température.

La localisation de l'initiation de fissure à l'interface patte-soudure est due à l'importance de la différence du coefficient de dilatation thermique entre l'aluminium et la soudure en comparant à la différence du coefficient de dilatation thermique entre le cuivre et la soudure. Selon (Kerr & Chawla, 2004), la microstructure des joints de soudure se compose de dendrites $\beta - Sn$ ou de grains entourés d'un mélange eutectique de particules $\beta - Sn$ et Ag_3Sn .

Au cours du processus de décente en température, à l'interface soudure / cuivre, Cu_6Sn_5 est formé par la réaction entre la soudure liquide et le cuivre (Deng, et al., 2003), (Glazer, 1995). La création de l'endommagement appréciable dans ces interfaces conduit à un transfert significatif de contraintes à l'intérieur des grains en raison des contraintes imposées sur la soudure par le cuivre.

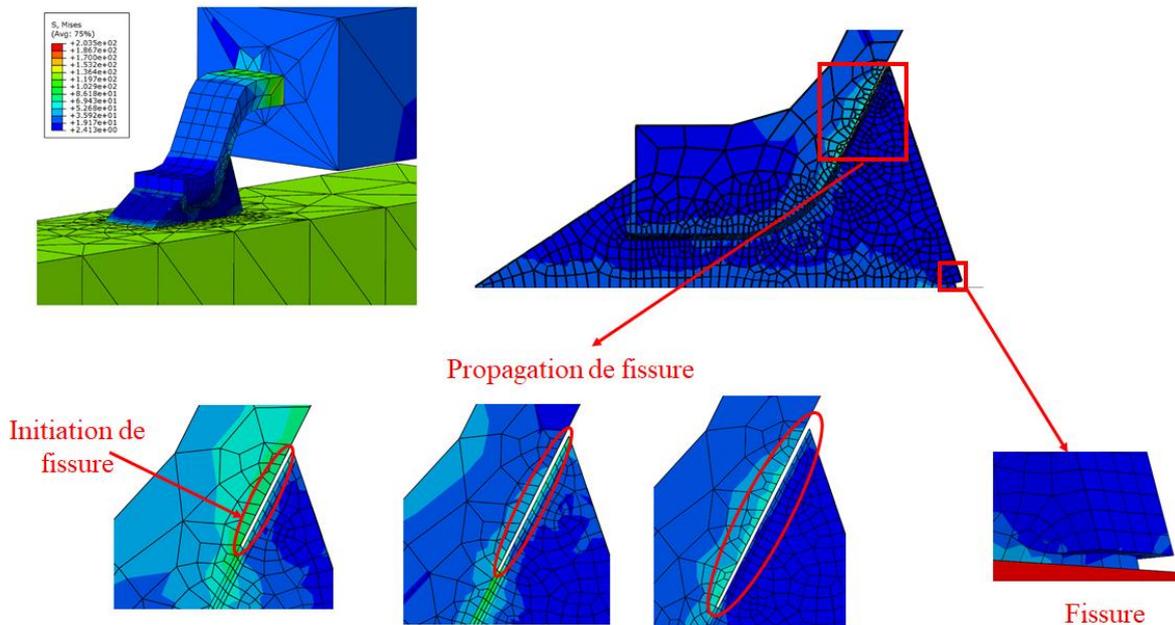


Figure 3.24 : Propagation de fissure dans le joint de soudure sous cycles thermiques

7. Étude de la microstructure

La microscopie électronique à balayage a été réalisée pour détecter l'endommagement local dans les zones interconnectées, comme le montre la figure 3.25. Les résultats numériques

montrent trois zones d'amorçage de l'endommagement, elles sont indiquées respectivement par la zone 1, la zone 2 et la zone 3 et par des cercles rouges (figure 3.26 -a).

- La fissure de la soudure primaire (zone 1) a commencé au coin intérieur de l'interface entre la soudure et la patte.
- La fissure secondaire (zone 2) a commencé au coin extérieur de l'interface entre la soudure et le cuivre, après que la fissure primaire a dépassé un tiers de la largeur totale.
- La troisième fissure (zone 3) a commencé au coin de l'interface entre la soudure et la patte. L'instant de l'initiation de la fissure a été détecté par EF qui est difficile à détecter par les observations microscopiques réalisés par le microscope électronique à balayage.

La figure.3.26 b) est une photographie montrant une fissure complète créée. On peut noter que la trajectoire de l'endommagement est presque identique à celle de l'expérience ce qui confirme la prédiction précise des éléments dommageables du modèle numérique de l'endommagement. Le nombre estimé de cycles de défaillance était de 1200, ce qui est proche de la durée de vie typique des joints expérimentaux, soit 1164 cycles.

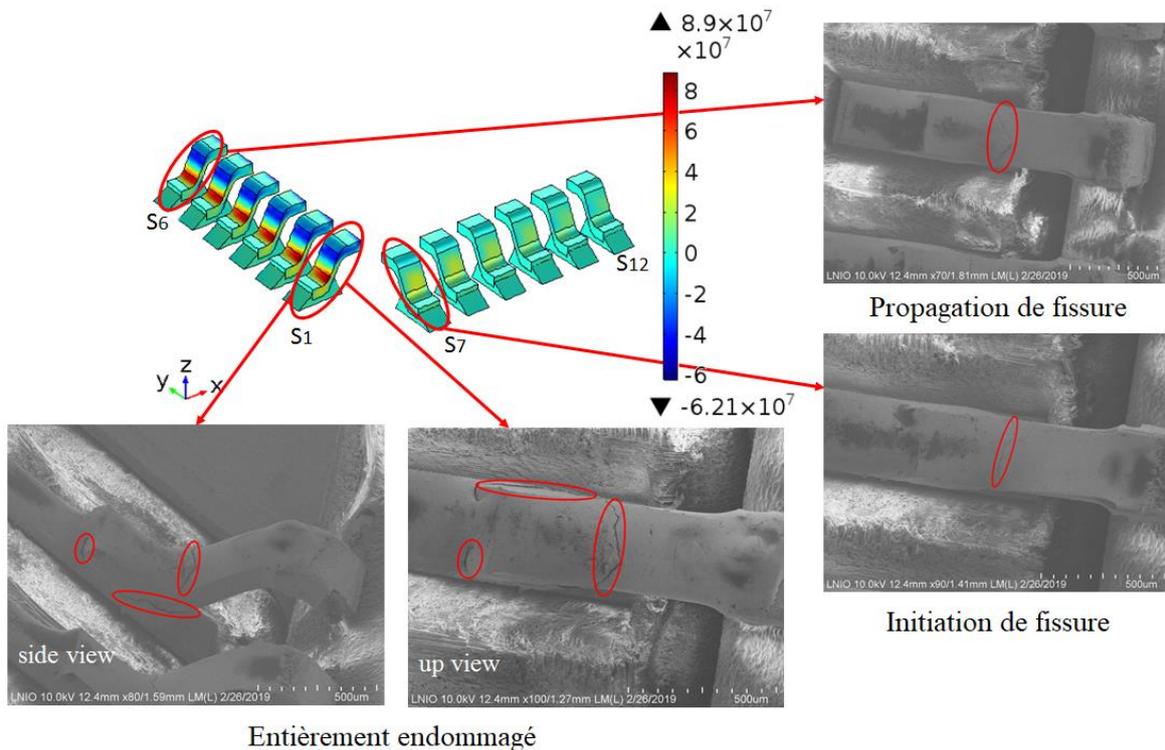


Figure 3.25 : Étapes de propagation de fissure

Selon la figure 3.26, à la racine de la soudure, la fissure est détectée, puis l'interface entre le fil et la soudure se propage, endommageant finalement complètement l'interface à son extrémité. Dans ce cas, la fissure commence au bout de la soudure et se propage le long de l'interface entre

la patte et la soudure jusqu'à ce qu'elle se brise. Les images du MEB rapportées sur la figure 3.25 montrent que les huit composants d'interconnexion aux coins de l'ensemble (S1 et S7) sont entièrement endommagés, que quatre composants d'interconnexion (S6) ne présentent aucune formation de fissures et que trente-six composants d'interconnexion (S2 à S5 et S8 à S12) montrent le début des fissures. Il montre que les fissures se sont propagées le long du chemin imposé par la forme de l'interconnexion, ce qui est en accord avec les résultats obtenus (Kariya, et al., 1999). En plus de la forme de la patte et du joint à souder, la composition du joint à souder affecte la durée de vie en fatigue des colis (Chen, et al., 2011). Selon (Collins, et al., 2011), le précipité Ag₃Sn apparaît pendant le cycle thermique. Cette précipitée inhibe la coassurage microstructurale, ce qui augmente globalement la fiabilité. Formation et propagation des fissures le long des limites du grain Sn.

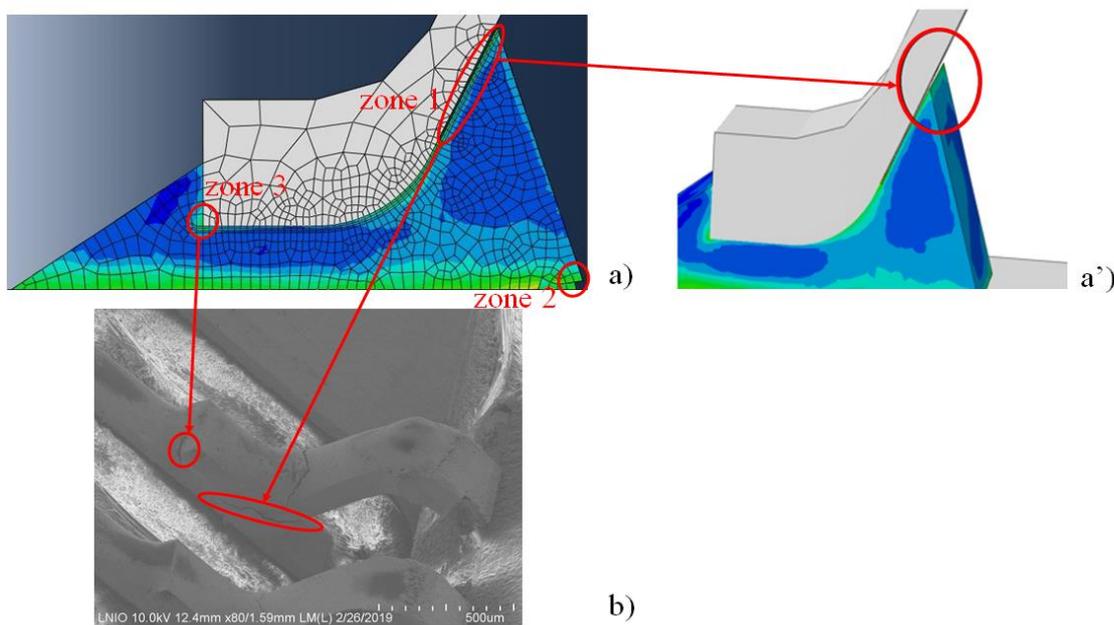


Figure 3.26 : Observations du MEB sur l'initiation, la propagation et d'une fissure du joint de soudure

La séparation de l'interface entre la patte et le joint de soudure côté composant pourrait être interprétée par le fait que cette interface a une faible adhérence puisque la soudure ne mouille pas sur le masque et le délaminage se produit très rapidement après le début de la charge. Ce délaminage fournit une impulsion pour la création de la fissure primaire, qui émane du point final du délaminage.

La défaillance peut être divisée en trois étapes : début de la fissure, propagation stable et propagation accélérée. Au cours de la première étape, l'endommagement causé par la contrainte cyclique et la déformation plastique s'accumulent dans l'interconnexion, ce qui déclenche la

fissure primaire. Au cours de la deuxième étape, la fissure primaire progresse de façon stable. Le taux de croissance de la fissure augmente considérablement, immédiatement, lorsque la fissure secondaire commence à se propager.

Les résultats et les étapes de la simulation de l'endommagement sont présentés à la figure 3.26. Le site d'amorçage de l'endommagement prédit par le modèle EF est conforme à l'observation expérimentale montrant l'amorçage de l'endommagement du côté supérieur de la soudure fixée au silicium, comme le montre la figure 3.26. En plus des chocs thermiques et mécaniques purs, un endommagement important est également observé aux interfaces soudure/patte et soudure/cuivre pour une soudure contrainte sous fatigue thermomécanique. À partir de la corrélation entre l'endommagement observé et l'endommagement calculé, il est conclu que l'asymétrie thermique entre cuivre, patte et soudure, les discordances thermiques intrinsèques causées par l'anisotropie du Sn et les contraintes mécaniques posées par le Cu sur le joint soudé sont, en effet, les facteurs déterminants de l'endommagement dus à la fatigue dans les joints de soudure SAC (Matin, et al., 2007).

Ces résultats confirment ceux de plusieurs travaux de recherche effectués (Basaran, et al., 2004), (Dasgupta, et al., 2001), (Chae, et al., 2006), qui ont montré que l'endommagement est d'abord amorcé dans la soudure. Cependant, le modèle numérique développé simule l'amorçage et la propagation de l'endommagement dans la soudure mais n'intègre pas l'endommagement dans la patte (en aluminium) comme le montre le MEB. Cette fonction sera l'objet d'un travail futur.

8. Conclusion

L'étude expérimentale du comportement des composants électroniques réalisée au moyen des cycles de température permet de mettre en évidence le comportement cyclique du matériau des joints de soudure.

La microstructure des joints est investiguée à travers des observations microscopiques. Les mesures ont permis d'établir une corrélation avec les résultats des simulations numériques. En fatigue, les mécanismes de défaillance ont été identifiés et analysés.

Les zones d'initiation et de propagation des fissures dans les joints de soudure sont très proches des mécanismes identifiés dans les joints de composants électroniques. Les fissures macroscopiques s'amorcent généralement en surface et se propagent dans le joint de soudure le long des composés intermétalliques.

Chapitre 4: Étude de fiabilité des composants électroniques

1. Introduction

Les résultats expérimentaux présentés au chapitre 3 ont permis de valider le modèle multiphysique proposé. Plusieurs paramètres thermo-mécaniques des composants électroniques présentant des incertitudes qui peuvent affecter la fiabilité et la performance d'un système électronique d'où la nécessité d'intégrer les approches de fiabilité dans une modélisation multiphysique.

Dans ce chapitre, nous allons implémenter une méthode probabiliste capable de quantifier et propager l'incertitude des problèmes thermomécaniques. Il s'agit d'une méthode robuste (ou aléatoire) basée sur un concept appelé chaos polynomial, qui utilise une fonction orthogonale pour représenter un processus stochastique de second ordre, c'est-à-dire la solution d'un système aléatoire. La méthode de référence de Monte Carlo (Rubinstein & Kroese, 2016) est utilisée dans cette étude avec la méthode généralisée du chaos polynomial. La méthode du chaos polynomial non intrusif combiné avec la méthode numérique (EF/COMSOL multiphysics) pour résoudre les problèmes thermomécaniques en présence d'incertitudes est appliquée pour étudier la fiabilité d'un système électronique.

La propagation d'incertitudes s'inscrit dans une analyse des incertitudes plus globale qui comprend classiquement quatre étapes :

1. Identifier le modèle mécanique, les variables incertaines en entrée et les quantités d'intérêt en sortie.
2. Quantifier les incertitudes en entrée : déterminer les lois de probabilité des variables d'entrée.
3. Propager les incertitudes à travers le modèle en déterminant la loi, ou des caractéristiques, de la variable aléatoire de sortie.
4. Analyse de la sensibilité.

La figure 4.1 illustre les quatre étapes que comprend l'analyse d'incertitudes.

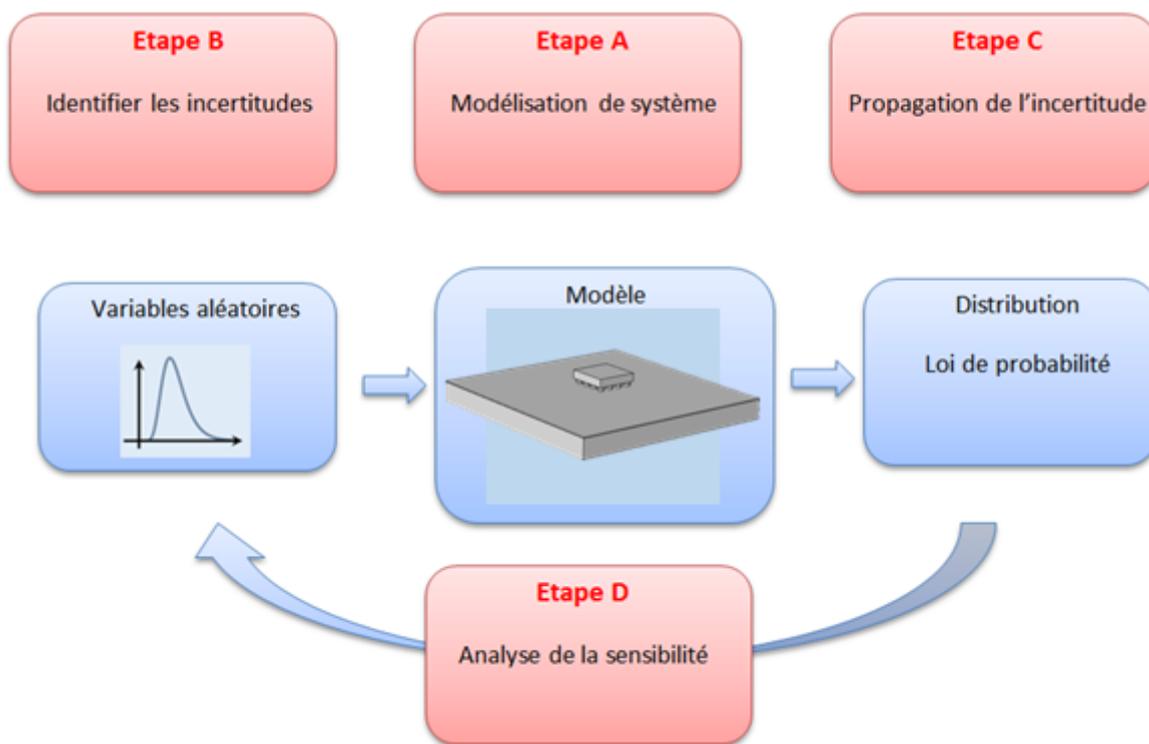


Figure 4.1: *Propagation de l'incertitude et de l'analyse de sensibilité dans le modèle thermomécanique*

2. Origine des incertitudes dans les composants électroniques

Rappelons que le remplacement des alliages de soudure au plomb par des solutions de rechange sans plomb date de peu. Comme aucune norme n'a jamais été établie sur la composition des alliages, tous les fabricants ont développé leurs propres normes pour l'élaboration de ces produits. Il a été démontré à plusieurs reprises que l'ajout de composants mineurs, même avec de très petites proportions, pourrait modifier radicalement le comportement mécanique de l'alliage d'origine, en raison des changements microstructurels qu'il induit (C.M.Lawrence, et al., 2004) ; (Mui Ling Sharon, et al., 2010).

La multiplicité des compositions d'alliages existantes, combinée à l'unicité des propriétés des matériaux de soudure, empêche le développement de modèles constitutifs à part entière, tous les alliages de soudure existants devant être étudiés sur une base individuelle. Ainsi, même les plus petites variations dans les compositions des spécimens peuvent être à l'origine de différences significatives dans les propriétés identifiées.

En outre, la précision de la caractérisation mécanique a toujours été entravée par la difficulté de préparer des échantillons d'essai qui reflètent avec précision le comportement des matériaux de soudure réels, c.-à-d. qui correspondent efficacement à leur microstructure. Les échantillons uniaxiaux sont généralement fabriqués soit par usinage du matériau en vrac, soit par fusion d'une pâte à souder dans un moule (Hongtao Luke & Jeffrey C, 2009).

D'une part, les barres de soudure en vrac auront des microstructures sensiblement différentes des joints de soudure de plus petites dimensions impliqués dans l'assemblage de l'électronique de puissance (Maveety, et al., 2004). En outre, l'usinage peut développer des contraintes résiduelles dans l'éprouvette, tandis que la chaleur générée pendant le processus de fabrication peut induire des changements considérables dans la microstructure du matériau en raison des points de fusion relativement bas des alliages de soudure. Ces deux phénomènes peuvent entraîner des écarts importants des propriétés des matériaux de soudure.

D'autre part, après l'opération de soudage, le refroidissement de pâte à souder peut engendrer d'autres problèmes, comme l'élimination du flux, la minimisation des vides, ou le contrôle de microstructure. Il y a aussi la probabilité non négligeable d'obtenir des éprouvettes dont les formes diffèrent de celles des tiges minces idéales, ce qui donne lieu à des états de contrainte non uni axiale non désirés pendant la charge d'essai.

Une autre alternative pour obtenir les propriétés constitutives des soudures réside dans le chargement direct ou l'indentation des joints de soudure réels, est appliquée dans le cas des billes de soudure de BGA (Ball Grid Array) (Yi-hsin & John H, 1997) (Syed, et al., 1998) (Smet, 2010).

Cependant, bien que la microstructure de la soudure soit étudiée de façon efficace, les contraintes et les déformations non uniformes développées dans le joint rendent presque impossible l'extraction des propriétés précises du matériau à partir de la charge enregistrée. En outre, le vieillissement isothermique de la matière et, plus préoccupant, la température ambiante peut provoquer des changements microstructurels (grossissement et croissance de la couche intermétallique) ayant de forts effets sur les propriétés de la soudure vieillie : réduction de la rigidité, le rendement et les forces ultimes, la déformation jusqu'à la défaillance et, surtout, le fluage très accéléré (Hongtao Luke, et al., 2006).

Enfin, les propriétés des alliages de soudure dépendent fortement du taux de déformation et de la température, de sorte que, les résultats ne peuvent être comparés à moins que les conditions d'essai pour les températures et les taux de déformation soient identiques. L'absence de normes de contrôle rend donc extrêmement difficile la comparaison des données actuellement

disponibles, étant donné que différents groupes de recherche utilisent différentes méthodes de préparation et différentes conditions de charge pour leurs essais.

Elles peuvent être divisées en deux familles : les modèles cloisonnés et ceux unifiés. Les deux approches différencient les déformations élastiques (linéaires et réversibles) et inélastiques (permanentes). Cependant, si la méthode de modélisation cloisonnée permet de briser les contraintes inélastiques (plastique et fluage) en fonction de la plage de temps à laquelle les différents mécanismes se produisent, l'approche unifiée intègre les déformations plastiques et de fluage dans un seul terme inélastique exprimé en fonction des variables d'état interne. Ces approches doivent être capables de quantifier les écarts de données des propriétés des alliages de soudures, les courbes contrainte-déformation obtenues avec des lois de comportement différentes, et un ensemble différent de paramètres associés à un unique modèle et alliage de soudure, sera confronté.

3. Méthode de Monte Carlo

Comme décrit dans le chapitre 1, la méthode de Monte Carlo (MC) est un outil mathématique très général qui peut être appliqué à tous les systèmes. Il s'agit d'une méthode probabiliste qui peut modéliser des paramètres incertains dans des systèmes dynamiques complexes (tels que des problèmes thermomécaniques). L'algorithme de base de la méthode de Monte Carlo peut être résumé en 5 étapes (Nechak, 2011), (Dammak, et al., 2019), (Halouani, et al., 2019).

- Étape 1 : Identification de la probabilité des paramètres incertains dans le modèle.
- Étape 2 : échantillonnage et génération aléatoire de l'implémentation selon la loi de probabilité déterminée.
- Étape 3 : Propagation de l'incertitude dans le modèle (ensemble de données à l'étape 2) et détermination de la réponse correspondante.
- Étape 4 : Analyse statistique sur la sortie correspondante à l'échantillon.
- Étape 5 : Analyse de la convergence de la sortie du modèle.

Soit M une fonction mathématique analytique (ou algorithmique) qui modélise un système quelconque et $X = (X_1, X_2, \dots, X_r)$ est un vecteur aléatoire de paramètres incertains. Alors, la réponse Y est la solution aléatoire du modèle suivant :

$$Y = M(X) \tag{4.1}$$

En général, nous utilisons l'approche de Monte Carlo pour estimer la loi de distribution de la sortie, et ses caractéristiques statistiques sont données par la moyenne μ_Y et l'écart type σ_Y . Ces deux caractéristiques sont calculées à l'aide d'un ensemble de N simulations, comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \widehat{\mu}_Y = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N M(X^{(j)}) \\ \widehat{\sigma}_Y^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{j=1}^N (M(X^j) - \widehat{\mu}_Y)^2 \end{array} \right. \quad (4.2)$$

Selon le théorème de la limite centrale, on peut prouver la convergence de la technique de Monte Carlo par l'évaluation de la différence entre l'espérance Y , μ_Y et sa valeur estimée $\widehat{\mu}_Y$ qui doit converger vers une loi normale d'écart type σ_Y/\sqrt{N} et de moyenne nulle.

L'utilisation stricte de la technique de Monte Carlo signifie que des intervalles de confiance sont nécessaires pour les résultats. Par exemple, pour un nombre donné N de tirages et un niveau de confiance fixe de $(1 - \alpha)$, l'intervalle de confiance correspondant à la valeur moyenne est :

$$\widehat{\mu}_Y - \frac{u_{\alpha/2} \widehat{\sigma}_Y}{\sqrt{N}} \leq \mu \leq \widehat{\mu}_Y + \frac{u_{\alpha/2} \widehat{\sigma}_Y}{\sqrt{N}} \quad (4.3)$$

Avec $u_{\alpha/2} = -F_X^{-1}\left(1 - \frac{\alpha}{2}\right)$, F_X est la fonction de distribution définie par $F(x) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^x e^{-z^2} dz$.

L'inégalité (4.3) peut être utilisée pour calculer le nombre minimal de tirages, N_{min} , nécessaire pour estimer la valeur moyenne avec une erreur relative $\pm \varepsilon_{\mu_Y}$ avec un niveau de confiance égal à $(1 - \alpha)$. Ensuite, le nombre minimal de tirages peut être calculé selon l'équation suivante :

$$N_{min} = 1 + \text{ceil} \left[\left(\frac{u_{\alpha/2} \widehat{C}_Y}{\varepsilon_{\mu_Y}} \right)^2 \right] \quad (4.4)$$

Où $\text{ceil}(x)$ est la valeur arrondie de x à la valeur entière la plus proche et $\widehat{C}_Y = \widehat{\sigma}_Y/\widehat{\mu}_Y$ représente le coefficient de variation en réponse à Y .

La simplicité de la technique de Monte Carlo permet son utilisation dans différents domaines des sciences de l'ingénieur. Cependant, son principal inconvénient est qu'une grande quantité de tirages doit être produite afin d'obtenir une précision raisonnable avec un degré de confiance

fixe. Par conséquent, le coût de calcul devient très élevé, notamment pour les avec de nombreux paramètres incertains et / ou un grand nombre de degrés de liberté.

4. Approche du Chaos polynomial généralisé

L'approche du chaos polynômial (PC) est une représentation spectrale basée sur la projection de grandeurs aléatoires dans un espace probabilisé. Cette méthode est basée sur le théorème de Cameron-Martin (Cameron & Martin, 1947), et la théorie du chaos homogène de Wiener (Wiener, 1938). Selon ces théorèmes, le processus stochastique de second ordre peut être exprimé par le développement de convergence des moindres carrés des polynômes et des fonctions orthogonales des variables aléatoires indépendantes gaussiennes, (Ghanem & Spanos, 1991) et (Nechak, 2011).

En théorie, le chaos polynômial est un ensemble de fonctions polynômiales d'un ensemble infini de variables aléatoires $\{\xi_i\}$. En pratique, l'expansion du chaos polynomial d'ordre N_p d'une fonction aléatoire $X(\xi)$ (Équation 4.5) est tronquée à un nombre fini de termes :

$$X(\xi) = \sum_{j=0}^{N_p} \bar{x}_j \phi_j(\xi) \quad (4.5)$$

Où $\xi = (\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_r)$ et $N_p + 1$ le nombre de termes dépend de l'ordre du chaos polynomial généralisé p et du nombre de paramètres incertains r . L'expression qui donne le nombre de termes $N_p + 1$ en fonction de p et de r est donné par :

$$N_p + 1 = \frac{(p + r)!}{p! r!} \quad (4.6)$$

La famille $\{\phi_j\}$ regroupe des fonctions polynômiales orthogonales par rapport à la mesure gaussienne de probabilité. L'ensemble ϕ_j forme une base orthogonale vérifiant la condition d'orthogonalité suivante :

$$\langle \phi_i, \phi_j \rangle = \langle \phi_i, \phi_i \rangle \delta_{ij}, \quad \delta_{ij} = \begin{cases} 0 & \text{si } i \neq j \\ 1 & \text{si } i = j \end{cases} \quad (4.7)$$

δ_{ij} est le symbole de Kronecker. Le produit scalaire $\langle \phi_i, \phi_i \rangle$ est défini par :

$$\langle \phi_i, \phi_i \rangle = \int \phi_i \phi_i W(\xi) d\xi \quad (4.8)$$

L'intégration définie par l'expression (équation 4.8) est effectuée sur le domaine déterminé par le support de probabilité du vecteur aléatoire $\xi \in R$, où $W(\xi)$, la fonction de densité de probabilité est décrite par :

$$W(\xi) = \prod_{l=1}^r \frac{\exp(-\xi_l^2/2)}{\sqrt{2\pi}} \quad (4.9)$$

La formule (4.5) formalise la séparation entre le caractère aléatoire et la certitude des variables aléatoires $X(\xi)$. Les caractéristiques déterministes sont modélisées par des coefficients aléatoires \bar{x}_j (également appelés coefficients modaux). Ils peuvent être statiques ou dynamiques (selon la nature de la fonction aléatoire approximative) et représentent les coordonnées de la variable aléatoire $X(\xi)$ dans la base orthogonale de la fonction $\phi_j(\xi)$. Les caractéristiques aléatoires des variables sont concentrées dans la base orthogonale. Le modèle de développement du chaos polynomial n'est que la valeur moyenne des variables aléatoires $X(\xi)$, tandis que le modèle d'ordre supérieur fournit une mesure de la variabilité autour de sa valeur moyenne. Il est possible de déterminer directement la variance par la formule suivante :

$$\sigma_X^2 = \sum_{j=1}^{Np} \bar{x}_j \langle \phi_j, \phi_j \rangle \quad (4.10)$$

Le développement de Wiener-Hermite peut décrire avec précision les fonctions aléatoires. La convergence prouvée par le théorème de Cameron-Martin a été vérifiée dans de nombreux exemples pratiques. En revanche, dans le cas de fonctions non gaussiennes, la vitesse et la précision de convergence présentent des inconvénients particuliers. Dans ce cas, la correspondance optimale établie par (Xiu & Karniadakis, 2002) étend le concept de chaos polynomial au cas non gaussien. Cette généralisation conduit au concept de chaos polynomial généralisé (CPG), également connu sous le nom de développement Wiener-Askey, car le schéma Askey définit la correspondance globale (Askey & Wilson, 1985), comme le montre le tableau 4.1.

	Variable aléatoire ξ	Wiener-Askey PC $\phi(\xi)$	Support
Distribution continue	Gaussienne	Hermite	$]-\infty, +\infty[$
	Uniforme	Legendre	$[a, b]$
	Gamma	Laguerre	$[0, +\infty[$
	Beta	Jacobi	$[a, b]$

Tableau 4-1 : *Correspondance entre le type de distribution et la base orthogonale du chaos polynômial*

Le chaos polynômial généralisé permet la modélisation des incertitudes dans le modèle sur la base de trois étapes fondamentales (Nechak, 2011) :

- Choix d'une base polynomiale adaptée au problème :

Le chaos polynômial généralisé permet de représenter de manière optimale une fonction aléatoire (schéma Askey) à travers une série de développements de polynômes orthogonaux directement liés à la loi de probabilité (schéma Askey) qui la contrôle, ce qui est généralement inconnu. En pratique, il faut d'abord utiliser la méthode de Monte Carlo pour une bonne distribution pour estimer la distribution des fonctions aléatoires.

- Sélection de l'ordre de troncature N_p :

Le choix de l'ordre p du chaos est crucial pour la précision d'approximation obtenue en utilisant le chaos polynômial généralisé. En règle générale, le paramètre p est déterminé par une étude de convergence, qui comprend l'évaluation de la qualité de la représentation à mesure que l'ordre augmente.

- Calcul des coefficients stochastiques :

Le calcul exprimé par le chaos polynômial généralisé doit déterminer les modes stochastiques $Np + 1$. Deux schémas de mise en œuvre peuvent être utilisés : l'approche intrusive et l'approche non-intrusive. La première méthode consiste à utiliser la technologie de projection de Galerkin pour exprimer un modèle incertain sur la base du chaos polynômial, car il s'agit d'un système d'équations couplé et déterministe qui conserve les mêmes caractéristiques linéaires que le système d'origine. (Babuska, et al., 2004) et (Ghanem & Spanos, 1991). Ensuite, le calcul des modes stochastiques doit être adapté à l'algorithme de calcul correspondant à la nature du système d'équation résultant. L'avantage de cette méthode est qu'un seul calcul est nécessaire pour déterminer le coefficient stochastique. Cependant, dans les systèmes à grand nombre de degrés de

liberté, les systèmes non linéaires et les systèmes où le nombre de paramètres incertains est important, cette méthode devient très prohibitive du point de vue coût de calcul. Tous ces inconvénients rendent la méthode non-intrusive très intéressante. En effet, il n'a pas nécessaire de modifier ou de manipuler le modèle incertain initial pour calculer les coefficients stochastiques. La méthode non-intrusive peut être réduite à une projection directe, mais elle peut également être résolue de manière aléatoire sur la base du chaos polynomial généralisé. La difficulté est essentiellement liée à l'obtention des points de simulation nécessaires au calcul des coefficients aléatoires par des méthodes d'intégration numérique

Dans ce qui suit, nous utilisons uniquement des méthodes non-intrusive comme il ne nécessite pas une modification des caractéristiques linéaires du le système d'origine. Considérons un problème qui caractérise la solution $y(x, t, \xi(\omega))$ de l'équation différentielle stochastique donnée sous la forme générale suivante :

$$\mathfrak{S}(y(x, t, \xi(\omega))) = f(y(x, t, \xi(\omega)), x, \xi(\omega)) \quad (4.11)$$

Avec \mathfrak{S} un opérateur différentiel. La solution $y(x, t, \xi(\omega))$ dépend de l'espace x , du temps t et du phénomène aléatoire modélisé par la variable ξ , elle-même liée à l'événement aléatoire ω . f est une fonction qui peut être non linéaire. La solution $y(x, t, \xi(\omega))$ peut être exprimée comme l'expansion en série du polynôme orthogonal (équation 4.12).

$$y(x, t, \xi) = \sum_{j=0}^{Np} \bar{y}_j(x, t) \phi_j(\xi) \quad (4.12)$$

L'avantage de la méthode non intrusive est qu'elle nécessite un calcul préliminaire de la solution déterministe en un nombre limité de points dans le domaine probabiliste. Le choix de ces points dépend essentiellement de la méthode utilisée pour calculer les coefficients aléatoires. Deux techniques peuvent être distinguées, à savoir la méthode de projection spectrale non intrusive (NISP) et la méthode de régression.

- Méthode de projection spectrale non-intrusive (NISP)

Dans la technologie NISP, une fois que la solution $y(x, t, \xi(\omega))$ est exprimée dans la base du chaos polynomial généralisé selon l'équation 4.12, elle y est projetée, de sorte que le coefficient stochastique peut être directement déterminé par l'équation :

$$\bar{y}_l(x, t) = \frac{\langle y(x, t, \xi), \phi_l(\xi) \rangle}{\langle \phi_l(\xi), \phi_l(\xi) \rangle}, l = 0, \dots, N_p \quad (4.13)$$

ou bien l'expression équivalente en intégrale :

$$\bar{y}_l(x, t) = \frac{1}{\langle \phi_l^2 \rangle} \int y(x, t, \xi) \phi_l(\xi) W(\xi) d\xi, l = 0, \dots, N_p \quad (4.14)$$

Le coefficient $\bar{y}_l(x, t)$ mesure la corrélation entre la fonction $y(x, t, \xi(\omega))$ et le polynôme $\phi_l(\xi)$, à un facteur de normalisation. Le dénominateur de l'équation (équation 4.14) est défini par le produit interne entre le même polynôme. Ces produits internes peuvent être calculés indépendamment. Leurs valeurs sont de vraies constantes et peuvent être tabulées et enregistrées. Le calcul du numérateur dans l'équation 4.14 implique le calcul de l'intégration multidimensionnelle supportée par la probabilité le long du vecteur aléatoire ξ . Différentes méthodes sont utilisées pour approximer ces intégrales, telles que la technique numérique de Monte Carlo, la méthode Simpson ou la méthode de configuration gaussienne. Par exemple, dans le cas d'une intégrale gaussienne unidimensionnelle, la valeur approximative de l'intégrale (équation 4.14) est donnée par :

$$\bar{y}_l(x, t) = \frac{1}{\langle \phi_l^2 \rangle} \sum_{k=1}^Q y(x, t, \xi^{(k)}) \phi_l(\xi^{(k)}) W(\xi^{(k)}), l = 0, \dots, N_p \quad (4.15)$$

Les points $\xi^{(k)}$, $k = \{1, \dots, Q\}$ sont les points d'intégration gaussien, également connu sous le nom de point de collocation, qui est donné par la racine du polynôme ϕ_l de degré p , et $W(\xi^{(k)})$ représente le poids d'intégration gaussien.

- Méthode de régression :

Les modes stochastiques sont déterminés de telle sorte à minimiser, au sens des moindres carrés, l'écart ε entre la solution exacte du modèle stochastique et son approximation dans la base du chaos polynômial généralisé.

$$\varepsilon = \sum_{k=1}^Q \left[y(x, t, \xi^{(k)}) - \sum_{l=0}^{N_p} \bar{y}_l(x, t) \phi_l(\xi^{(k)}) \right]^2 \quad (4.16)$$

Contrairement aux techniques de projection spectrale non intrusives ou aux méthodes intrusives, les méthodes de régression n'utilisent pas l'orthogonalité des bases polynomiales. En

revanche, il nécessite une quantité analogique Q supérieure au nombre de coefficients modaux à calculer, donc $N_p + 1 < Q$. Cette condition est nécessaire pour permettre la résolution de l'équation 4.16. Q définit le nombre de simulations correspondant à un ensemble de valeurs $\xi^{(k)}$. Deux méthodes différentes peuvent être utilisées pour générer cet ensemble de valeurs :

- Une méthode aléatoire pour générer des points $\xi^{(k)}$ selon la loi de distribution de ξ .
- Les méthodes déterministes comprennent la présélection de points $\xi^{(k)}$ pour évaluer le modèle (équation 4.11). Les points $\xi^{(k)}$ peuvent être choisis parmi les racines du polynôme avec la condition $Q > N_p + 1$.

Les coefficients modaux sont spécifiés par un vecteur $\bar{Y} = (\bar{y}_0, \dots, \bar{y}_{N_p})^T$, une matrice D d'éléments $d_{q,l} = \phi_l(\xi^{(q)})$, et $Y = (y(x, t, \xi^{(1)}), \dots, y(x, t, \xi^{(q)}))$ un vecteur correspondant à la simulation du jeu $\{\xi^{(q)}\}$. Si la matrice $D^T D$ n'est pas singulière, la solution optimale au problème des moindres carrés classiques est donnée par :

$$\bar{Y} = (D^T D)^{-1} D^T Y \quad (4.17)$$

La qualité de la solution dépend de l'état de la matrice $D^T D$ appelée matrice de Fischer. Des méthodes telles que la décomposition en valeurs singulières peuvent être utilisées pour mieux ajuster cette matrice. Plus l'ordre de troncature est élevé, meilleure est la précision du CPG, néanmoins, l'augmentation de nombre de troncature nécessite un nombre de points de simulation du le système aléatoire initial plus élevé. Par conséquent, il est nécessaire de déterminer le meilleur ordre de troncature. L'erreur de variance $e_{\sigma^2, p}$ entre deux processus séquentiels consécutifs est donnée par :

$$e_{\sigma^2, p} = \sigma_p^2 - \sigma_{p-1}^2 = \sum_{j=N_{p-1}+1}^{N_p} \bar{x}_j^2 \langle \phi_j^2 \rangle \quad (4.18)$$

L'erreur moyenne entre deux extensions d'ordre consécutives (dans le sens des moindres carrés) est calculée à l'aide de la formule suivante :

$$\varepsilon_p^2 = \frac{1}{N'} \sum_{k=1}^{N'} (x_p(\xi_k) - x_{p-1}(\xi_k))^2 = \frac{1}{N'} \sum_{k=1}^{N'} \left(\sum_{j=N_{p-1}+1}^{N_p} \bar{x}_j \phi_j(\xi_k) \right)^2 \quad (4.19)$$

Où N' est le nombre d'échantillons. Nous pouvons prouver que cette erreur est égale à :

$$\varepsilon_p^2 = e_{\sigma^2,p} \quad (4.20)$$

On peut noter qu'il n'est pas nécessaire d'utiliser le modèle initial ou CPG pour la simulation et le calcul de l'erreur qui peut, cependant, être déterminée à partir des modes stochastiques. Le critère de choix du meilleur ordre est basé sur le calcul du taux de réduction de l'erreur relative de la variance entre les deux extensions successives de la séquence :

$$\eta_i = \frac{e_{\sigma^2,i,p}}{\sigma_{i,p}^2} \quad (4.21)$$

Par suite, on peut écrire :

$$\sqrt{\eta_i} \leq \theta \quad (4.22)$$

θ est lié au seuil de sélection de l'ordre de troncature (Hoang, 2015). Un autre critère peut être utilisé pour sélectionner le meilleur ordre de troncature, qui est lié au nombre de calculs directs $Q < N$ (nombre de points de collocation de Gauss), avec $Q = (p + 1)^r$ et N : nombre d'échantillons utilisés avec Monte Carlo.

5. Fiabilité thermomécanique d'un assemblage BGA

Dans cette section, nous abordons dans une première partie une étude préliminaire appelée étude déterministe afin de définir les paramètres les plus influents sur la réponse du modèle numérique décrit dans le deuxième chapitre. Dans une deuxième partie, deux approches numériques robustes sont utilisées pour l'étude de fiabilité de l'assemblage carte électronique et le composant : la méthode de Monte Carlo et la méthode du chaos polynomial généralisé non-intrusif (régression).

5.1. Etude déterministe

L'objectif de cette section est l'étudier l'évolution de la déformation de cisaillement maximale (γ) au niveau des joints soudures lors de la variation des différents paramètres dans un intervalle donné. Dans le cas général, pour le modèle développé de composant électroniques, on peut avoir plusieurs paramètres incertains.

Ces paramètres sont principalement :

- Module d'Young de FR4
- Coefficient de dilatation thermique de la soudure (SAC305)

- Condition de chargement thermique
- Paramètres géométriques de la soudure (hauteur, angle, rayon, ...)
- Coefficient de dilatation thermique du composant (SAC305)
- Coefficient de dilatation thermique du cuivre

Le tableau 4.2 représente les différents paramètres incertains de l'assemblage électronique ainsi que leurs valeurs nominales.

Nom du paramètre incertain	Notation	Valeur nominale
Module d'Young de FR4	E_{FR4}	22 GPa
Coefficient de dilatation thermique du composant	α_{comp}	$2,6 \cdot 10^{-6} (1/K)$
Hauteur de la soudure	h_s	0,3 mm
Rayon de la soudure	r_s	0,2 mm
Chargement thermique	Q	$5 \cdot 10^7 (W/m^3)$
Coefficient de dilatation thermique du cuivre	α_{copper}	$17 \cdot 10^{-6} (1/K)$

Tableau 4-2 : Valeurs nominales des paramètres incertains de l'assemblage électronique

Dans notre étude, les paramètres incertains sont vairés de $\pm 20\%$ par rapport à leurs valeur nominales. Les autres caractéristiques mécaniques sont choisies constantes. Le tableau 4.3 représente les résultats de l'étude déterministe.

Paramètre incertain	Valeur minimale de la déformation de cisaillement $\gamma_{min}(mm/mm)$	Valeur maximale de la déformation de cisaillement $\gamma_{max}(mm/mm)$
E_{FR4}	$2,064 \cdot 10^{-3}$	$2,074 \cdot 10^{-3}$
α_{comp}	$2,084 \cdot 10^{-3}$	$2,176 \cdot 10^{-3}$
α_{copper}	$2,064 \cdot 10^{-3}$	$2,075 \cdot 10^{-3}$
h_s	$1,024 \cdot 10^{-3}$	$1,093 \cdot 10^{-3}$
r_s	$1,082 \cdot 10^{-3}$	$2,074 \cdot 10^{-3}$
Q	$1,609 \cdot 10^{-3}$	$2,570 \cdot 10^{-3}$

Tableau 4-3 : Résultats de l'étude déterministe

Une variation des valeurs de modules d'Young, de coefficient de dilatation thermique et des caractéristiques géométriques de la soudure engendre une diminution de valeur de déformation de cisaillement ou bien une augmentation de ces derniers. Les résultats du tableau 4.3 montrent que, trois paramètres sont les plus influents à la déformation de cisaillement au niveau du joint de soudure et par la suite à leur durée de vie, telle que le coefficient de dilatation thermique du composant électronique α_{comp} , le chargement thermique Q et le rayon de bille de soudure r_s .

Nous avons étudié l'influence de quelques paramètres de l'assemblage électronique (BGA), cette étude a montré que la variation des paramètres tels que le coefficient de dilatation thermique du composant électronique et le chargement thermique affecte de manière significative l'évolution de la déformation de cisaillement du joint de soudure. Cette étude déterministe sera prise comme une base pour le reste de travail.

L'étude déterministe est essentielle mais elle reste peu fiable à prédire correctement la distribution de champs de déformation du joint de soudure. En effet, une bonne prédiction dépend essentiellement de la précision sur les paramètres d'entrée souvent entachés d'incertitudes, de caractère aléatoire. Ceci rend l'utilisation des approches probabilistes telles que la méthode de Monte Carlo et celle du Chaos polynomial essentiel afin de décrire d'une manière robuste l'effet des incertitudes dans le modèle de fatigue thermomécanique.

5.2. Etude probabiliste

Dans cette section, les méthodes aléatoires MC (figure 4.2) et CPG (figure 4.3) (Halouani, et al., 2019) sont implémentées et intégrées dans la simulation par éléments finis de l'assemblage

électronique. Le paramètre incertain condition limite considéré ici est le chargement thermique Q et le paramètre physique incertain est le coefficient de dilatation thermique α (Halouani, et al., 2019). Ces paramètres sont choisis pour être uniformément aléatoires autour de leurs valeurs nominales de, $\pm 20\%$; $Q = \bar{Q}_0 + \xi \bar{Q}_1$ et $\alpha = \bar{\alpha}_0 + \xi \bar{\alpha}_1$ avec \bar{Q}_0 , $\bar{\alpha}_0$ sont les valeurs moyennes de Q et α , respectivement et \bar{Q}_1 , $\bar{\alpha}_1$ sont des constantes définis comme suit :

$$\begin{cases} Q = \frac{Q_{max} + Q_{min}}{2} + \xi_0 \frac{Q_{max} - Q_{min}}{2} \\ \alpha = \frac{\alpha_{max} + \alpha_{min}}{2} + \xi_1 \frac{\alpha_{max} - \alpha_{min}}{2} \end{cases} \quad (4.23)$$

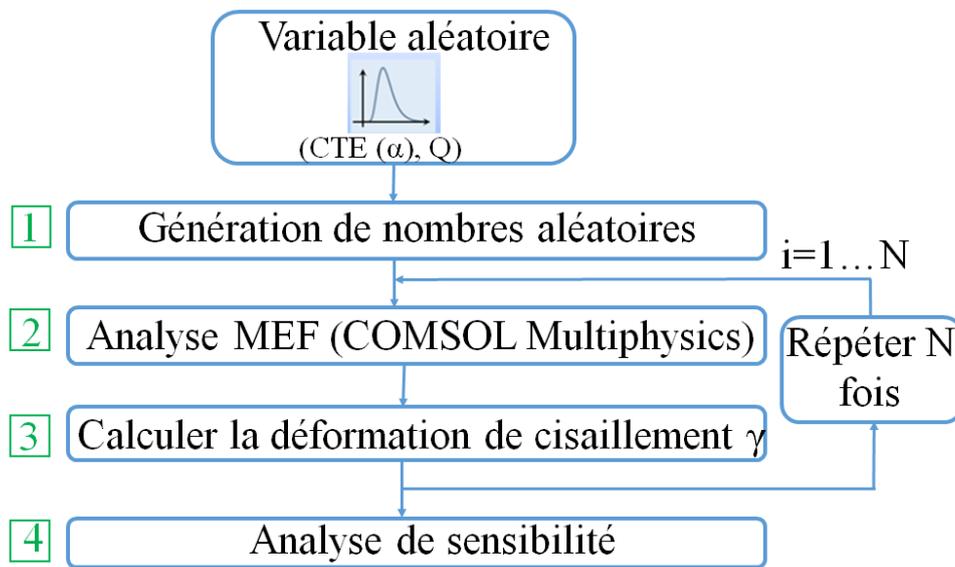


Figure 4.2 : Algorithme de la méthode de Monte Carlo

Dans la représentation CPG, la base orthogonale est choisie de telle sorte à ce que le poids de la fonction qui lui est associé est identique à la fonction de densité de probabilité des variables de l'espace probabiliste (tableau 4.1). Les polynômes de Legendre $\phi_j = L_j$ conviennent mieux aux incertitudes de loi de distribution uniforme. Ils sont définis en fonction de l'ordre n par la relation de récurrence suivante :

$$(n + 1)L_{n+1}(x) = (2n + 1)xL_n(x) - nL_{n-1}(x) \quad (4.24)$$

avec $L_0(x) = 1$ et $L_1(x) = x$.

En conséquence, la représentation chaotique de la déformation de cisaillement est donnée par :

$$\gamma_{CPG}(x, y, z, \xi) = \sum_{j=0}^{N_p} \bar{\gamma}_j(x, y, z) \cdot L_j(\xi) \quad (4.25)$$

où les coefficients stochastiques sont calculé par :

$$\gamma_r = \bar{\gamma}_i L_{ij}(\xi_j), i = 1..q, j = 1..r \quad (4.26)$$

La représentation de la déformation de cisaillement par MC est donnée par :

$$\gamma_{MC}(x, y, z, \xi) = M(X) \quad (4.27)$$

Avec M est le modèle élément fini et $X = [Q, \alpha]^T$ est le vecteur des paramètres d'entrée incertains.

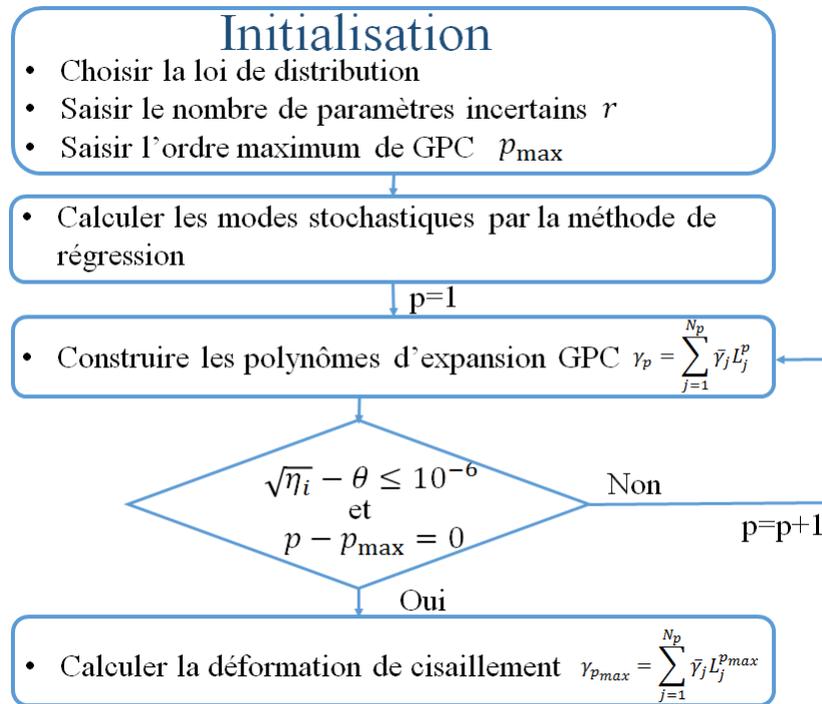


Figure 4.3 : Algorithme de l'approche de CPG

Dans ce qui suit, nous introduirons la variabilité des paramètres incertains dans l'étude thermomécanique. Dans cette section, la méthode aléatoire CPG sera mise en œuvre et intégrée dans la simulation par éléments finis présenté dans le deuxième chapitre. Le but de cette section est d'améliorer les performances des systèmes thermomécaniques qui fonctionneront en présence d'incertitudes dans les paramètres inévitables associés aux propriétés des matériaux et aux conditions aux limites. Ces paramètres sont sélectionnés aléatoirement sur la base d'une distribution uniforme autour de $\pm 20\%$ de leurs valeurs nominales. Le tableau 4.3 donne les caractéristiques de divers paramètres incertains sélectionnés pour l'exemple du composant électronique.

	Propriété du matériau	Conditions aux limites
Paramètres	$\alpha(1/K)$	$Q(W/m^3)$
Type de distribution	Uniforme	Uniforme
Intervalle	$[\alpha_{min}, \alpha_{min}]$	$[Q_{min}, Q_{min}]$
Valeurs	$[2.08, 3.16]10^{-6}$	$[4, 6]10^7$

Tableau 4-4 : *Caractéristiques des paramètres incertains*

Les figures 4.4 et 4.5 montrent respectivement la distribution des variables d'entrée α et Q dans le cas d'une distribution uniforme pour 300 simulations. Dans ce travail, les résultats de la simulation par la méthode de Monte Carlo sont utilisés comme référence pour valider les résultats du chaos polynomial.

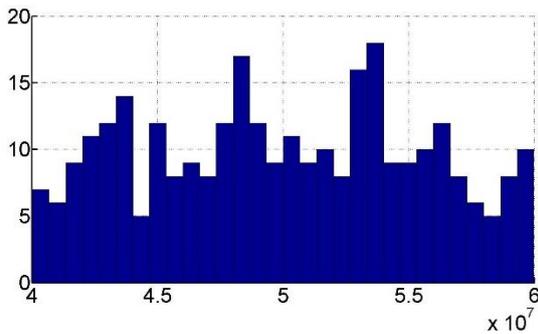


Figure 4.4 : *Loi de distribution du chargement*

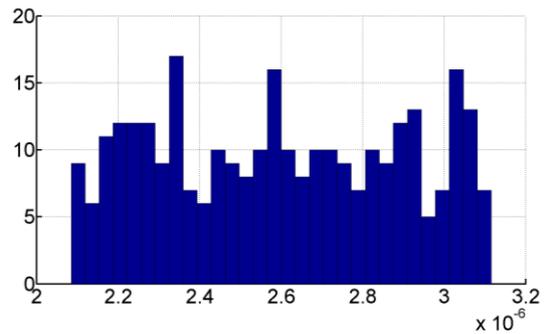


Figure 4.5 : *Loi de distribution du coefficient de dilatation thermique*

L'amplitude de la déformation de cisaillement est représentée dans les figures 4.6 et 4.7 en fonction du chargement thermique et du coefficient de dilatation thermique. On peut constater que pour $\pm 20\%$ de la variation chargement thermique, Q , l'amplitude de déformation maximale varie linéairement.

Dans le cas de la variabilité du coefficient de dilatation thermique, α on peut remarquer que le chargement thermique a plus d'effet sur la grandeur de la déformation de cisaillement que le coefficient de dilatation thermique. L'évolution de la déformation de cisaillement en fonction des paramètres incertains α et Q est présentée dans les figures 4.6 et 4.7 par les deux méthodes stochastiques (MC et CPG) dans le cas d'un paramètre incertain. Pour la variation de 20 % des paramètres, la déformation de cisaillement variait respectivement de 4,71 % et de 88,48 %. De plus, il a été démontré que des valeurs plus élevées du coefficient de dilatation thermique des composants réduisent la déformation de cisaillement sur le joint de soudure.

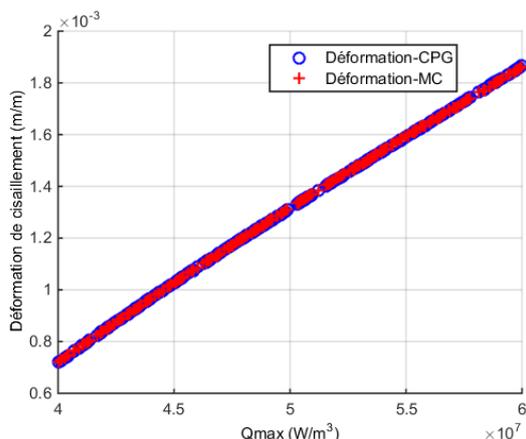


Figure 4.6 : Amplitude de la déformation de cisaillement maximale en fonction du chargement thermique

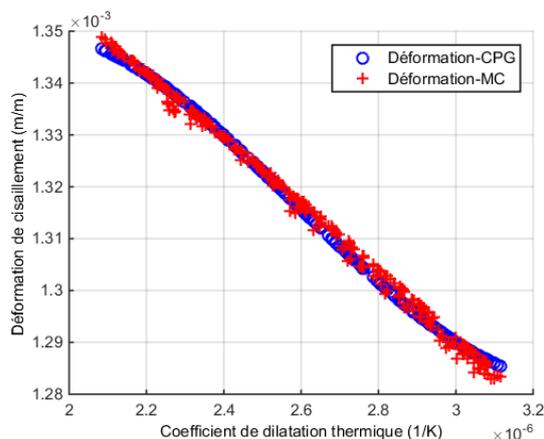


Figure 4.7 : Amplitude de la déformation de cisaillement maximale en fonction coefficient de dilatation thermique

La figure 4.8 présente l'erreur relative entre CPG et la fonction MC pour les 3 premiers ordres du chaos. Pour le paramètre incertain (α), nous trouvons que pour l'ordre $p = 2$, l'erreur relative entre CPG et MC (8.10^{-7}) est moindre que pour l'ordre $p = 3$ (1.10^{-6}). La figure 4.9 présente l'erreur relative entre CPG et MC pour les 3 premiers ordres du chaos ($p = 1, 2$ et 3). Pour le paramètre incertain (Q), nous trouvons également que l'ordre $p = 2$ ($1,8.10^{-6}$) donne une erreur relative entre CPG et MC moins importante que pour l'ordre qu'un ordre $p = 3$ (2.10^{-6}). Par conséquent, pour un seul paramètre incertain (α ou Q) et pour un ordre égal à 2, il y a assez de termes de CPG pour représenter correctement la réponse aléatoire du système et nous n'avons pas besoin d'un ordre plus élevé.

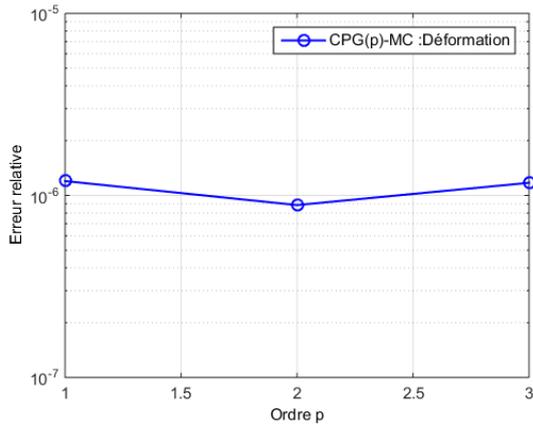


Figure 4.8 : Erreur relative dans le sens des moindres carrés en cas d'un paramètre incertain (α)

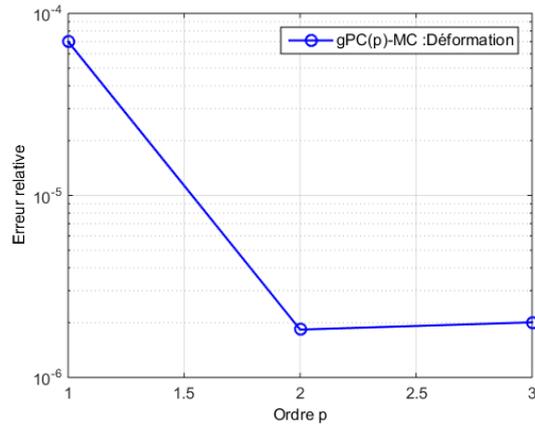


Figure 4.9 : Erreur relative dans le sens des moindres carrés en cas d'un paramètre incertain (Q)

L'utilisation de la méthode de MC, pour analyser la déformation de cisaillement au niveau des soudures, consiste à créer une grille de valeurs numériques à partir des paramètres incertains et à calculer la quantité d'intérêt (γ) du système linéarisé pour chaque valeur de la grille. La quantité d'intérêt est analysée pour 300 tirages aléatoires.

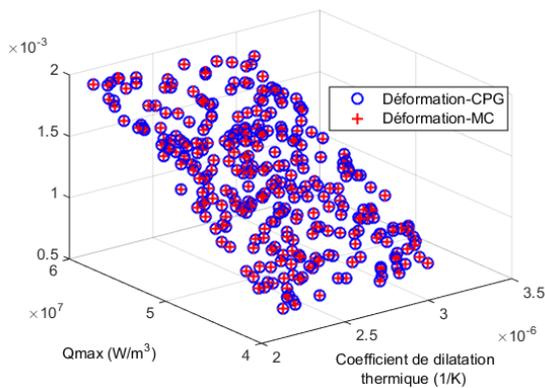


Figure 4.10 : Amplitude de la déformation de cisaillement maximale en fonction de α et Q

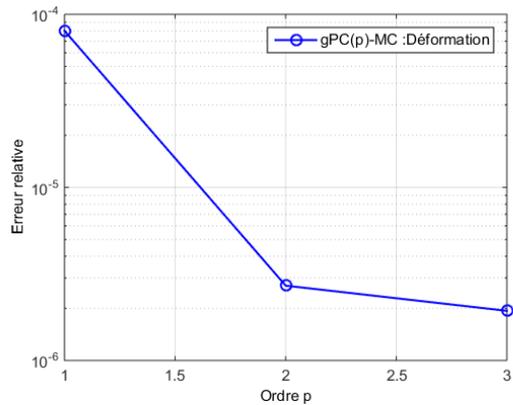


Figure 4.11 Erreur relative dans le sens des moindres carrés en cas de deux paramètres incertains (α) et (Q)

Si nous tenons en compte de la variété des paramètres du matériau et de la condition thermique, le nombre de paramètres incertains est porté à deux. La figure 4.10 présente l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de α et Q par le calcul direct MC (croix rouge), le CPG à l'ordre 3 (cercle bleu). Nous remarquons que la déformation de cisaillement obtenue par le calcul du CPG avec une expansion de troisième ordre est identique à celle obtenue par les

simulations MC. Ceci est confirmé par l'erreur relative très faible entre MC et CPG (figure 4.11).

Le tableau 4.5 résume les principales caractéristiques des simulations effectuées par les deux approches. Nous pouvons noter que le nombre de calculs pour construire les modes stochastiques est inférieur à celui qui serait nécessaire pour obtenir des résultats valides avec la méthode de MC sur le système initial (environ 10000). Par conséquent, l'utilisation de la méthode CPG réduit considérablement le coût du calcul. Cette technique est plus attractive et plus efficace par rapport à l'approche MC

Nombre de paramètres incertains (r)	1	1	2
Paramètre	Q	α	α et Q
N	300	300	300
Ordre de Chaos (p)	2	2	3
Erreur entre CPG and MC	$1,8 \cdot 10^{-6}$	$8 \cdot 10^{-7}$	$2 \cdot 10^{-6}$
Temps MC (h)	121	121	123
Temps CPG (s)	0,0154	0,0154	2,2004

Tableau 4-5 : Comparaison des résultats MC et CPG

Nous notons que pour l'ordre $p = 2$, CPG suit complètement l'évolution de MC. Pour les deux paramètres incertains, nous notons que pour l'ordre $p = 2$, CPG suit avec précision la réponse obtenue par MC, l'erreur est d'environ 10^{-6} et le temps de calcul est négligeable. Si les deux paramètres α et Q sont incertains, l'ordre du CPG doit être augmenté à $p = 3$ afin que nous puissions suivre la réponse du MC.

Il convient de souligner que la technique de Monte Carlo est une méthode très efficace pour résoudre la complexité du système avec des paramètres aléatoires. Cependant, selon les résultats, la technique a une faible convergence pour la moyenne et l'écart-type de la solution, et nécessite un grand nombre d'échantillons pour obtenir une bonne précision des résultats, entraînant des coûts de calcul élevés. Nous notons que pour l'ordre de $p = 3$, CPG suit complètement l'évolution obtenue par MC, mais le nombre de simulations est réduit (300 à 50) et le temps est négligeable.

6. Conclusion

Ce chapitre on a présenté deux méthodes robustes, qui ont été implémentés afin d'étudier le comportement thermomécanique des composants électroniques, L'accent a été mis sur la méthode non intrusive du chaos polynomial généralisé (CPG). Cette méthode peut être utilisée pour surmonter le principal inconvénient de la méthode de référence Monte Carlo, qui est le coût des calculs notamment pour les systèmes complexes. En général, l'utilisation réelle de CPG pose trois problèmes : le choix des méthodes non intrusives, le choix des points de collocation gaussiens et le choix du meilleur ordre.

À la fin de ce chapitre, les incertitudes des paramètres liés aux propriétés des matériaux, et aux conditions aux limites sont examinées et l'application du composant électronique BGA est étudiée. Les résultats montrent que du point de vue du coût de calcul, la méthode CPG présente de meilleures performances comparées à celle de MC. En effet, CPG nous permet de minimiser le nombre de simulations nécessaires et par conséquent le temps de calcul. On a aussi montré que les résultats dépendent fortement de l'ordre du CPG. Cette augmentation dans l'ordre s'accompagne d'une meilleure projection de la solution. Cependant, il est nécessaire de mentionner le principal inconvénient de la méthode CPG, c'est-à-dire que son efficacité diminue à mesure que le nombre de paramètres incertains augmente.

Conclusion générale et perspectives

L'objectif principal de cette thèse est le développement d'un modèle numérique et analytique pour l'étude de la durée de vie ainsi que l'endommagement produit au joint de soudure des composants électroniques suite à un chargement thermique. Nous avons d'abord présenté les différents modes de défaillances des composants électroniques pour comprendre les différents types de contraintes et de déformations rencontrées dans les joints de soudures lors de leurs fonctionnements dans des conditions de chargement thermique.

Ensuite, Nous avons modélisé le chargement thermique ce qui nous a permis de simuler numériquement le cycle thermique d'une carte électronique. Nous avons montré que les joints de soudures constituent la partie la plus soumise à la défaillance lors de l'essai cycle thermique. Les résultats de la simulation ont permis de constater que la variation de température cause des déformations de cisaillement très élevées. Ces déformations sont dues principalement à la différence de coefficient de dilation thermique entre les différents matériaux de la carte électronique (alliage de soudure, FR4, silicone, aluminium et cuivre). Aussi, la différence entre ces coefficients introduit des contraintes très importantes dans les joints de soudures des composants électroniques BGA (Ball Grid Array) et LQFP (Low Profile Quad Flat Package).

A partir des résultats du modèle numérique développé, il a été démontré que la fatigue thermique des composants électroniques induise, essentiellement, une variation notable de son comportement mécanique de l'alliage SAC305, liée à l'évolution de la microstructure. Cette évolution favorisant ainsi la fissuration par délaminage aux joints de soudure.

Le modèle de fatigue thermomécanique a par permet d'estimer la durée de vie des assemblages électroniques soumis à des chargements thermiques. La modélisation des différents essais en cycle thermique a permis de calculer les densités d'énergie de déformation inélastique propres à chaque type de composant. Un des objectifs principaux des travaux de thèse était de déterminer la localisation ainsi que l'instant de l'initiation de fissure et sa propagation au niveau de la soudure.

Les essais expérimentaux effectués sur les composants électroniques exposés à des cycles de température entre -40°C et 125°C ont permis à travers des observations microscopiques, d'obtenir en premier temps, une corrélation de la valeur limite du nombre de cycles entre les simulations numériques et les résultats expérimentaux et dans un deuxième temps, d'identifier les zones d'initiation de propagation des fissures dans les joints de soudures.

Le modèle probabiliste élaboré au chapitre 4 nous a permis d'évaluer l'influence des variations de paramètres de conditions aux limites et des propriétés de matériaux. Le modèle est basé sur la modélisation par l'approche du chaos polynômial (PC) couplé avec la technique des éléments finis et sur la méthode de simulation Monte Carlo. Le modèle prend en compte les non-linéarités des propriétés des matériaux du joint de soudure et les incertitudes résultant de la variabilité des propriétés thermiques des éléments de l'assemblage électronique.

Perspectives de travail :

Les travaux présentés dans ce mémoire ouvrent sur des perspectives, compléments de certaines parties ou nouveaux axes d'étude.

- Modéliser numériquement l'endommagement au niveau des pattes du composant électronique LQFP.
- Etudier l'effet des chargements mécaniques (cycles de traction, de flexion ou vibration) sur le comportement mécanique des joints de soudures.
- Appliquer le modèle développé pour étudier le comportement d'une carte électronique composé de différents types de composants électroniques.
- Intégration d'autres paramètres incertains pour l'étude de fiabilité de l'assemblage électronique.

Publications scientifiques

Ce travail de recherche a abouti aux publications scientifiques suivantes :

A. Halouani, A. Cherouat, M. M. Chaabane, M. Haddar. (2020). **Modeling and experimentation of creep-fatigue and failure of low-profile quad flat package under thermal cycle**. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science. <https://doi.org/10.1177/0954406220920680>

A. Halouani, A. Cherouat, M. M. Chaabane, M. Haddar. (2020). **Modeling and experimental investigation of damage initiation and propagation of LQFP package under thermal cycle**. Microsystem Technologies, Springer. <https://doi.org/10.1007/s00542-020-04884-9>

A. Halouani, M. M. Chaabane, M. Haddar, A. Cherouat. **Effect of Harmonic Excitation on PCB and Component Assembly** ; The Second International Conference on Acoustics and Vibration (ICAV'2018) Mars 19-21, 2018, Hammamet Tunisia. DOI : 10.1007/978-3-319-94616-015

A. Halouani, A. Cherouat, M. M. Chaabane, M. Haddar. **A Probabilistic approach to the robust thermo-mechanical analysis of Ball Grid Array Solder Joints** ; 20th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE) Mars 24-27, 2019, Hannover Germany. DOI: 10.1109/EuroSimE.2019.8724553

A. Halouani, M. M. Chaabane, M. Haddar, A. Cherouat. **Parametric study to estimate fatigue life of PBGA solder joints** ; the international conference on Advanced Materials, Mechanics and Manufacturing (A3M) December 17 – 19, 2019, Hammamet Tunisia.

Références

- Abramowitz, M. & Stegun, I. A., 1964. *Handbook of mathematical functions: with formulas, graphs, and mathematical tables*. s.l.:Courier Corporation.
- Amestoy, P. R. a. D. I. S. a. L. J.-Y. a. K. J., 2001. A fully asynchronous multifrontal solver using distributed dynamic scheduling. *SIAM Journal on Matrix Analysis and Applications*, 23(1), pp. 15-41.
- Amestoy, P. R., Duff, I. S. & L'excellent, J.-Y., 2000. Multifrontal parallel distributed symmetric and unsymmetric solvers. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 184(2-4), pp. 501-520.
- An, T., Qin, F. & Li, J., 2011. Mechanical behavior of solder joints under dynamic four-point impact bending. *Microelectronics Reliability*, 51(5), pp. 1011-1019.
- Askey, R. & Wilson, J. A., 1985. *Some basic hypergeometric orthogonal polynomials that generalize Jacobi polynomials*. s.l.:Providence, R.I., U.S.A. : American Mathematical Society.
- Assif, S., 2013. *Fiabilité et optimisation des structures mécaniques à paramètres incertains: application aux cartes électroniques*, s.l.: s.n.
- Babuska, I., Tempone, R. & Zouraris, G., 2004. Galerkin finite element approximation of stochastic elliptic partial differential equations. *SIAM Journal of Scientific Computing*, 24(2), pp. 619-644.
- Baillargeon, G., 1990. *Méthodes statistiques de l'ingénieur*. s.l.:Les Editions SMG.
- Basaran, C., Tang, H. & Nie, S., 2004. Experimental damage mechanics of microelectronic solder joints under fatigue loading. *Mechanics of Materials*, 36(11), pp. 1111-1121.
- Bath, J., 2007. *Lead-free soldering*. s.l.:Springer Science & Business Media.
- Bendaou, O., 2018. *Caractérisation thermomécanique, modélisation et optimisation fiabiliste des packages électroniques*, Rouen,France: INSA de Rouen Normandie.
- Bertheau, J., 2014. *Etude et caractérisation d'interconnexions intermétalliques à partir de plot de cuivre et d'alliage SnAgCu pour l'empilement tridimensionnel de composants actifs*, s.l.: s.n.
- BINDRA, A., 2017. Joint Electronic Device Engineering Council JC-70 for Wide-Bandgap Devices [Society News]. *IEEE Power Electronics Magazine*, 4(4), pp. 77-77.
- Buttay, C., 2010. Modules et boîtiers de puissance. *Editions Techniques de l'Ingénieur*.

- C.M.Lawrence, W., Daquan, Y., C.M.T, L. & Laigui, W., 2004. Properties of lead-free solder alloys with rare earth element additions. *Materials Science & Engineering R-Reports*, 44(1), pp. 1-44.
- Cadek, J., 1988. Creep in metallic materials. *Materials science monographs*, Volume 48.
- Cameron, H. & Martin, W., 1947. The orthogonal development of non linear functionals in series of fourier-hermite functional. *Annals of Mathematics*, Volume 48, pp. 385-392.
- C, A. et al., 2005. Comparison of isothermal mechanical fatigue properties of lead-free solder joints and bulk solders. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 394(1-2), pp. 20-27.
- Chae, S.-H. et al., 2006. Electromigration statistics and damage evolution for pb-free solder joints with cu and ni ubm in plastic flip-chip packages. Dans: *Lead-Free Electronic Solders*. s.l.:Springer, pp. 247-258.
- Chaillot, A. et al., 2007. Finite element modelling (fem) of green electronics in aeronautical and military communication systems (geamcos). Dans: *2007 International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation Experiments in Microelectronics and Micro-Systems. EuroSime 2007*. s.l.:IEEE, pp. 1-8.
- Che, F. et al., 2006. Modeling constitutive model effect on reliability of lead-free solder joints. Dans: *2006 7th International Conference on Electronic Packaging Technology*. s.l.:IEEE, pp. 1-6.
- Cheng, S., Huang, C.-M. & Pecht, M., 2017. A review of lead-free solders for electronics applications. *Microelectronics Reliability*, Volume 75, pp. 77-95.
- Chen, G., Zhao, X. & Wu, H., 2017. A critical review of constitutive models for solders in electronic packaging. *Advances in Mechanical Engineering*, 9(8), p. 1687814017714976.
- Chen, R., Cheng, H. & Wu, R., 2011. Optimal design of thin-profile fine-pitch ball grid array package under drop impact test. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 225(12), p. 2775–2791..
- Chong, D. Y. et al., 2006. Drop impact reliability testing for lead-free and lead-based soldered ic packages. *Microelectronics Reliability*, 46(7), pp. 1160-1171.
- Chung, C. K., Zhu, Z. & Kao, C., 2015. Thermal stress of surface oxide layer on micro solder bumps during reflow. *Journal of Electronic Materials*, 44(2), pp. 744-750.

- Collins, M. N., Punch, J. & Coyle, R., 2011. Thermal fatigue and failure analysis of SnAgCu solder alloys with minor Pb additions. *Packaging and Manufacturing Technology*, 1(10), p. 1594–1600.
- COMSOL, M., 1994. *Comsol Inc., Burlington, MA.* [En ligne] Available at: www.comsol.com
- Cuddalorepatta, G., Herkommer, D. & Dasgupta, A., 2007. Stress relaxation characterization of hypoeutectic Sn3.0Ag0.5Cu Pb-free solder: Experiment and modeling. Dans: *2007 International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation Experiments in Microelectronics and Micro-Systems. EuroSime 2007*. s.l.:IEEE, pp. 1-8.
- Dammak, K. et al., 2019. Numerical modelling of vibro-acoustic problem in presence of uncertainty: Application to a vehicle cabin. *Applied Acoustics*, Volume 144, pp. 113-123.
- Darveaux, R., 2005. Effect of assembly stiffness and solder properties on thermal cycle acceleration factors. Dans: s.l.:s.n.
- Dasgupta, A., Sharma, P. & Upadhyayula, K., 2001. Micro-mechanics of fatigue damage in Pb-Sn solder due to vibration and thermal cycling. *International Journal of damage mechanics*, 10(2), pp. 101-132.
- Davuluri, P., Shetty, S., Dasgupta, A. & Young, S., 2002. Thermomechanical durability of high I/O BGA packages. *J. Electron. Packag*, 124(3), pp. 266-270.
- Deng, X., Piotrowski, G., Williams, J. & Chawla, N., 2003. Influence of initial morphology and thickness of Cu6Sn5 and Cu3Sn intermetallics on growth and evolution during thermal aging of Sn-Ag solder/Cu joints. *Journal of Electronic Materials*, 32(12), pp. 1403-1413.
- Dompiere, B., 2011. *Fiabilité mécanique des assemblages électroniques utilisant des alliages du type SnAgCu*, s.l.: Ecole centrale de Lille.
- Dorso, L. et al., 2016. Long-term toxicity of ²¹³Bi-labelled BSA in mice. *PLoS one*, 11(3).
- EDWARDS, D., 1996. Development of JEDEC standard thermal measurement test boards. *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology: Part A*, 19(4), pp. 478-485.
- El Hami, A. & Pougnet, P., 2020. *Les systèmes mécatroniques embarqués 1: Analyse des causes de défaillances, fiabilité et contraintes-2e édition revue et augmentée*. s.l.:ISTE Group.

- El Hami, A. & Pougnet, P., 2020. *Les systèmes mécatroniques embarqués 2 : Analyse des causes de défaillances, modélisation, simulation et optimisation-2e édition revue et augmentée*. s.l.:ISTE Group.
- Engelmaier, W., 1993. Generic reliability figures of merit design tools for surface mount solder attachments. *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*, 16(1), p. 103–112.
- Fei, Q., Tong, A. & Na, C., 2008. Strain rate effect and johnson-cook models of lead-free solder alloys. Dans: *2008 International Conference on Electronic Packaging Technology \& High Density Packaging*. s.l.:IEEE, pp. 1-7.
- Fouassier, O. et al., 2006. Microstructural evolution and mechanical properties of snagcu alloys. *Journal of Applied Physics*, 100(4), p. 043519.
- Ghaffarian, R., 2019. Reliability of package on package (pop) assembly under thermal cycles. Dans: *2019 18th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*. s.l.:IEEE, pp. 472-476.
- Ghanem, R. G. & Spanos, P. D., 1991. Stochastic finite element method: Response statistics. Dans: *Stochastic finite elements: a spectral approach*. s.l.:Springer Verlag, pp. 101-119.
- Glazer, J., 1995. Metallurgy of lowtemperature pb-free solders for electronic assembly. *International Materials Reviews*, 40(2), pp. 65-93.
- GR, A. & A., V.-F., 2019. Energy-based damage descriptions to assess fatigue life of steel samples undergoing various multiaxial loading spectra. *International Journal of Damage Mechanics, SAGE Publications Sage UK: London, England*, 28(1), p. 216–224.
- Grellmann, W. & Langer, B., 2017. *Deformation and fracture behaviour of polymer materials*. s.l.:Springer.
- Grieu, M., 2010. *Etude de la fatigue des joints brasés de composants électroniques soumis à des sollicitations thermomécaniques, vibratoires et combinées*, s.l.: s.n.
- Grieu, M. et al., 2009. Modelling of Sn3. 0Ag0. 5Cu thermo-mechanical behaviour by a continuum damage approach. Dans: *EuroSimE 2009-10th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. s.l.:IEEE, pp. 1-6.

- Guarnieri, M., Di Noto, V. & Moro, F., 2009. A dynamic circuit model of a small direct methanol fuel cell for portable electronic devices. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 57(6), pp. 1865-1873.
- Guermouche, A., L'Excellent, J.-Y. & Utard, G., 2003. Impact of reordering on the memory of a multifrontal solver. *Parallel computing*, 29(9), pp. 1191-1218.
- Guermouche, A. & L'Excellent, J.-Y., 2006. Constructing memory-minimizing schedules for multifrontal methods. *ACM Transactions on Mathematical Software (TOMS)*, 32(1), pp. 17-32.
- Gu, J., Lin J & Lei, Y., 2018. Experimental analysis of sn-3.0ag-0.5 cu solder joint board-level drop/vibration impact failure models after thermal/isothermal cycling. *Microelectronics Reliability*, 80(1), p. 29–36.
- Hagler, P., Henson, P. & Johnson, R. W., 2010. Packaging technology for electronic applications in harsh high-temperature environments. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 58(7), pp. 2673-2682.
- Hah, J. et al., 2019. Comprehensive comparative analysis of microstructure of sn–ag–cu (sac) solder joints by traditional re-flow and thermo-compression bonding (tcb) processes. *Materialia*, Volume 6, p. 100327.
- Halouani, A., Chaabane, M. M., Haddar, M. & Cherouat, A., 2018. Effect of harmonic excitation on pcb and component assembly. Dans: *International Conference on Acoustics and Vibration*. s.l.:Springer, pp. 149-154.
- Halouani, A., Cherouat, A., Chaabane, M. M. & Haddar, M., 2019. A probabilistic approach to the robust thermo-mechanical analysis of ball grid array solder joints. Dans: *2019 20th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE)*. s.l.:IEEE, pp. 1-6.
- HALOUANI, A., CHEROUAT, A., CHAABANE, M. M. & HADDAR, M., 2020. Modeling and experimental investigation of damage initiation and propagation of LQFP package under thermal cycle.. *Microsystem Technologies*.
- Halouani, A., Cherouat, A., Miladi Chaabane, M. & Haddar, M., 2020. Modeling and experimentation of creep-fatigue and failure of low-profile quad flat package under thermal cycle.. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*.

- Hanke, M., 2000. *Towards a new implementation of a nonlinear solver for femlab®*, s.l.: Technical Report, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.
- Hegde, P., Whalley, D. & Silberschmidt, V. V., 2007. Creep analysis of a lead-free surface mount device. Dans: *2007 International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation Experiments in Microelectronics and Micro-Systems. EuroSime 2007*. s.l.:IEEE, pp. 1-7.
- Henderson, D. W. et al., 2004. The microstructure of sn in near-eutectic sn–ag–cu alloy solder joints and its role in thermomechanical fatigue. *Journal of Materials Research*, 19(6), pp. 1608-1612.
- Hoang, T. M., 2015. *Etude du comportement dynamique d'un système d'embrayage en présence d'incertitudes*, s.l.: Université de Haute-Alsace.
- Hongtao Luke, M. & Jeffrey C, S., 2009. A review of mechanical properties of lead-free solders for electronic packaging. *Journal of Material Science*, 44(5), p. 1141–1158.
- Hongtao Luke, M., Jeffrey C, S., P, L. & M.J, L., 2006. *Effects of aging on the stress-strain and creep behaviors of lead free solders*. s.l., In Proceedings of the 10th IEEE IntersociIntersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronics Systems, p. 961–976.
- Hongtao, M., 2009. Constitutive models of creep for lead-free solders. *Journal of materials science*, 44(14), pp. 3841-3851.
- Huang, J., Chen, Q., Xu, L. & Zhang, G., 2009. Prediction of drop impact reliability of bga solder joints on fpc. Dans: *2009 11th Electronics Packaging Technology Conference*. s.l.:IEEE, pp. 663-667.
- Huang, M.-l., Ning, Z., Shuang, L. & He, Y.-q., 2016. Drop failure modes of sn–3.0 ag–0.5 cu solder joints in wafer level chip scale package. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 26(6), pp. 1663-1669.
- IPC, 2018. *The electronics industry's source of original data and insights for smart business decisions*. [En ligne] Available at: http://www.ipc.org/3.0_Industry/3.2_Market_Research
- JEDEC, S., 2007. *Cycling Temperature*. s.l.:s.n.
- JoDean, M., 1965. Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals. *Internal friction, damping, and cyclic plasticity, ASTM International*.

- Jun, Z. et al., 2007. Mechanical characterization and viscoplastic-damage constitutive model of snagcu solder. Dans: *2007 International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation Experiments in Microelectronics and Micro-Systems. EuroSime 2007*. s.l.:IEEE, pp. 1-7.
- Kang, S. K. et al., 2003. Ag 3 sn plate formation in the solidification of near-ternary eutectic sn-ag-cu. *JOM*, 55(6), pp. 61-65.
- Kariya, Y., Hirata, Y. & Otsuka, M., 1999. Effect of thermal cycles on the mechanical strength ofquad flat pack leads/Sn-3.5Ag-X (X=Bi and Cu) solder joints. *Journal of Electronic Materials.*, 28(11), p. 1263–1269.
- Keller, J., Baither, D., Wilke, U. & Schmitz, G., 2011. Mechanical properties of pb-free snag solder joints. *Acta Materialia*, 59(7), pp. 2731-2741.
- Kelley, C. T., 2003. *Solving nonlinear equations with Newton's method*. s.l.:Siam.
- Kerr, M. & Chawla, N., 2004. Creep deformation behavior of sn-3.5 ag solder at small length scales. *Jom*, 56(6), pp. 50-54.
- Kim, K., Huh, S. & Suganuma, K., 2002. Effects of cooling speed on microstructure and tensile properties of sn–ag–cu alloys. *Materials Science and Engineering*, 333(1-2), pp. 106-114.
- Label, K. A. & Michael J, S., 2017. *The NASA Electronic Parts Assurance Group (NEPAG)- An Overview*, s.l.: NASA.
- Ladani, L. J., 2010. Damage initiation and propagation modeling using energy partitioning damage evolution model for pb-free solder materials. Dans: *2010 12th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems*. s.l.:IEEE, pp. 1-5.
- Ladani, L. J. & Dasgupta, A., 2009. A meso-scaledamage evolution model for cyclic fatigue of viscoplasticmaterials. *International Journal of Fatigue* , 31(4), p. 703–711.
- Lall, P. et al., 2010. Prognostication of residual life and latent damage assessment in lead-free electronics under thermomechanical loads. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 58(7), pp. 2605-2616.
- LaLonde, A. et al., 2004. Quantitative metallography of β -sn dendrites in sn-3.8 ag-0.7 cu ball grid array solder balls via electron backscatter diffraction and polarized light microscopy. *Journal of Electronic Materials*, 33(12), pp. 1545-1549.

- Lau, C. S., Khor, C. a. S. D., Teixeira, J. & Abdullah, M., 2016. Thermo-mechanical challenges of reflowed lead-free solder joints in surface mount components: a review. *Soldering & Surface Mount Technology*.
- Lee, S. et al., 2008. Void formation study of flip chip in package using no-flow underfill. *IEEE Transactions on electronics packaging manufacturing*, 31(4), pp. 297-305.
- Lee, W., Nguyen, L. & Selvaduray, G. S., 2000. Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages. *Microelectronics reliability*, 40(2), p. 231–244.
- Lehman, L. et al., 2004. Growth of sn and intermetallic compounds in sn-ag-cu solder. *Journal of Electronic Materials*, 33(12), pp. 1429-1439.
- Libot, J.-B., El Hami, M. A. & Pougnet, P., 2020. *Les systèmes mécatroniques embarqués 2 : Analyse des causes de défaillances, modélisation, simulation et optimisation-2e édition revue et augmentée*. s.l.:ISTE Group.
- Liu, S. & Liu, Y., 2011. *Modeling and simulation for microelectronic packaging assembly: manufacturing, reliability and testing*. s.l.:John Wiley & Sons.
- Li, Y., Singh, Y. & Subbarayan, G., 2017. Effect of static and dynamic aging on fatigue behavior of sn3. 0ag0. 5cu solder alloy. Dans: *ASME 2017 International Technical Conference and Exhibition on Packaging and Integration of Electronic and Photonic Microsystems collocated with the ASME 2017 Conference on Information Storage and Processing Systems*. s.l.:American Society of Mechanical Engineers Digital Collection.
- Long, X., He, X. & Yao, Y., 2017. An improved unified creep-plasticity model for snagcu solder under a wide range of strain rates. *Journal of materials science*, 52(10), pp. 6120-6137.
- Lu, H. et al., 2002. No-flow underfill flip chip assembly—an experimental and modeling analysis. *Microelectronics Reliability*, 42(8), pp. 1205-1212.
- Lu, M., Shih, D.-Y., Goldsmith, C. & Wassick, T., 2009. Comparison of electromigration behaviors of snag and sncu solders. Dans: *2009 IEEE International Reliability Physics Symposium*. s.l.:IEEE, pp. 149-154.
- Ma, H. et al., 2008. Aging induced evolution of free solder material behavior. Dans: *EuroSimE 2008-International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Micro-Systems*. s.l.:s.n., pp. 1-12.
- Martinez, J. M., 2000. Practical quasi-newton methods for solving nonlinear systems. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, 124(1-2), pp. 97-121.

- Mathuna, S. C. O. et al., 2004. Packaging and integration technologies for future high-frequency power supplies. *IEEE transactions on industrial Electronics*, 51(6), pp. 1305-1312.
- Matin, M., Vellinga, W. & Geers, M., 2007. Thermomechanical fatigue damage evolution in sac solder joints. *Materials Science and Engineering: A*, Volume 445, pp. 73-85.
- Maveety, J. et al., 2004. Effect of cooling rate on microstructure and shear strength of pure Sn, Sn-0.7Cu, Sn-3.5Ag, and Sn-37Pb solders. *Journal of Electronic Materials*, 33(11), p. 1355–1362.
- Ma, Z. et al., 2019. Mechanisms of beta-sn nucleation and microstructure evolution in sn-ag-cu solders containing titanium. *Journal of Alloys and Compounds*, Volume 777, pp. 1357-1366.
- McCabe, R. J. & Fine, M. E., 1998. Athermal and thermally activated plastic flow in low melting temperature solders at small stresses. *Scripta Materialia*, 39(2), pp. 189-195.
- Menon, S., George, E., Osterman, M. & Pecht, M., 2015. High lead solder (over 85%) solder in the electronics industry: Rohs exemptions and alternatives. *Journal of Materials Science: Materials in Electronics*, 26(6), pp. 4021-4030.
- MOREAU, S., 2006. *Fiabilité environnementale des composants de puissance: le TRIAC*. Tours: Thèse de doctorat.
- Morrow, J., 1965. Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals. Dans: *Internal friction, damping, and cyclic plasticity*. s.l.:ASTM International.
- Motalab, M. A., 2013. *A constitutive model for lead free solder including aging effects and its application to microelectronic packaging*, s.l.: s.n.
- Mui Ling Sharon, N. et al., 2010. Using Microwave-Assisted Powder Metallurgy Route and Nano-size Reinforcements to Develop High-Strength Solder Composites. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 19(3), p. 335–341.
- Mustafa, M., 2014. *Effects of Aging on the Cyclic Stress Strain and Fatigue Behaviors of Lead-free Solders*, s.l.: s.n.
- Nechak, L., 2011. *Approche robuste du comportement dynamique des systèmes nonlinéaire. Application aux systèmes frottants*, s.l.: Université de Haute-Alsace.
- Ni, W. et al., 2014. Associations of neonatal lead, cadmium, chromium and nickel co-exposure with dna oxidative damage in an electronic waste recycling town. *Science of the Total Environment*, Volume 472, pp. 354-362.

- Ohnuma, I. et al., 2000. Phase equilibria and the related properties of sn-ag-cu based pb-free solder alloys. *Journal of Electronic Materials*, 29(10), pp. 1137-1144.
- Pang, J. H., Xiong, B. & Low, T., 2004. Creep and fatigue characterization of lead free 95.5 sn-3.8 ag-0.7 cu solder. Dans: *2004 Proceedings. 54th Electronic Components and Technology Conference (IEEE Cat. No. 04CH37546)*. s.l.:IEEE, pp. 1333-1337.
- Pecht, M., 2018. *Handbook of electronic package design*. s.l.:CRC Press.
- Pei, M., Fan, X. & Bhatti, P. K., 2006. Field condition reliability assessment for SnPb and SnAgCu solder joints in power cycling including mini cycles. Dans: *56th Electronic Components and Technology Conference 2006*. s.l.:IEEE, pp. 7-pp.
- Pei, M. & Qu, J., 2005. Constitutive modeling of lead-free solders. Dans: *Proceedings. International Symposium on Advanced Packaging Materials: Processes, Properties and Interfaces, 2005*. s.l.:IEEE, pp. 45-49.
- Poh, E. S. et al., 2008. Lead-free solder material characterization for thermo-mechanical modeling. Dans: *EuroSimE 2008-International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Micro-Systems*. s.l.:IEEE, pp. 1-8.
- Prismark, 2017. *Printed circuit report*. [En ligne] Available at: <https://www.prismark.com>
- Qiang, W., Lihua, L. & Xuefan, C., 2007. Experimental determination and modification of anand model constants for pb-free material 95.5sn4.0ag0.5cu. In *International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation Experiments in Microelectronics and Micro-Systems*.
- Qiang, W., Lihua, L. & Yong, L., 2006. Experimental determination of mechanical properties for lead-free material snagcu. Dans: *2006 7th International Conference on Electronic Packaging Technology*. s.l.:IEEE, pp. 1-4.
- Reinhard, P., 2019. *Reliability of Semiconductor Devices : Simulation as a crucial tool to support semiconductor reliability assessment*. HANNOVER, GERMANY, International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems.
- Rubinstein, R. Y. & Kroese, D. P., 2016. *Simulation and the Monte Carlo method*. s.l.:John Wiley & Sons.

Saadoune, N. & Radi, B., 2017. Modeling and optimization of an electronic component. *Advances in Theoretical and Applied Mechanics*, 10(1), pp. 1-10.

Serebreni, M. et al., s.d. Semi-analytical fatigue life model for reliability assessment of solder joints in qfn packages under thermal cycling. Dans: *Proceeding, International Conference for Soldering and Reliability, SMTA*. s.l.:s.n., pp. 6-8.

Serebreni, M. et al., 2018. Experimental and numerical investigation of underfill materials on thermal cycle fatigue of second level solder interconnects under mean temperature conditions. Dans: *ASME 2018 International Technical Conference and Exhibition on Packaging and Integration of Electronic and Photonic Microsystems*. s.l.:American Society of Mechanical Engineers Digital Collection.

Silva, B. L., Xavier, M. G., Garcia, A. & Spinelli, J. E., 2017. Cu and ag additions affecting the solidification microstructure and tensile properties of sn-bi leadfree solder alloys. *Materials Science and Engineering: A*, Volume 705, pp. 325-334.

Smet, V., 2010. *Aging and failure modes of IGBT power modules undergoing power cycling in high temperature environments*, s.l.: Montpellier 2.

Spitzer, C. R., 2018. *Avionics: development and implementation*. s.l.:CRC Press.

Stam, F. & Davitt, E., 2001. Effects of thermomechanical cycling on lead and lead-free (snpb and snagcu) surface mount solder joints. *Microelectronics reliability*, 41(11), pp. 1815-1822.

Suhir, E. & Ghaffarian, R., 2018. Flip-chip (fc) and fine-pitch-ball-grid-array (fpbga) underfills for application in aerospace electronics—brief review. *Aerospace*, 5(3), p. 74.

Suhir, E., Lee, Y.-C. & Wong, C., 2007. *Micro-and opto-electronic materials and structures: physics, mechanics, design, reliability, packaging: Volume I Materials physics-materials mechanics. Volume II Physical design-reliability and packaging*. s.l.:Springer Science & Business Media.

Syed, A., 2004. Accumulated creep strain and energy density based thermal fatigue life prediction models for snagcu solder joints. Dans: *2004 Proceedings. 54th Electronic Components and Technology Conference (IEEE Cat. No.04CH37546)*. s.l.:s.n., pp. 737-746 Vol.1.

Syed, A. et al., 1998. *Solder joint reliability of chip array BGA*. s.l., In Proceedings of the Electronic Components and Technology Conference.

- Tong, A. et al., 2018. Failure study of sn37pb pbga solder joints using temperature cycling, random vibration and combined temperature cycling and random vibration tests. *Microelectronics Reliability*, Volume 91, pp. 213-226.
- Vafaenezhad, H., Seyedein, S., Aboutalebi, M. & Eivani, A., 2017. Incorporating the johnson–cook constitutive model and a soft computational approach for predicting the high-temperature flow behavior of sn-5sb solder alloy: a comparative study for processing map development. *Journal of Electronic Materials*, 46(1), pp. 467-477.
- Varghese, J. & Dasgupta, A., 2005. Drop testing of printed wiring assemblies. Dans: *Proc. SEM Annual Conf. and Exposition on Experimental and Applied Mechanics*. s.l.:s.n., pp. 1591-1595.
- Varghese, J. & Dasgupta, A., 2007. Test methodology for durability estimation of surface mount interconnects under drop testing conditions. *Microelectronics Reliability*, 47(1), pp. 93-103.
- Victor, B. L. E. & others, 2016. *Modélisation de la tenue en fatigue des joints de brasure dans un module de puissance*, s.l.: Paris Saclay.
- Wang, F., O’Keefe, M. & Brinkmeyer, B., 2009. Microstructural evolution and tensile properties of sn–ag–cu mixed with sn–pb solder alloys. *Journal of Alloys and Compounds*, 477(1-2), pp. 267-273.
- Wiener, N., 1938. The homogeneous chaos. *American Journal of Mathematics*, 60(4), pp. 897-936.
- Wondrak, W., 1999. Physical limits and lifetime limitations of semiconductor devices at high temperatures. *Microelectronics Reliability*, 39(6-7), pp. 1113-1120.
- Wondrak, W., Held, R., Niemann, E. & Schmid, U., 2001. Sic devices for advanced power and high-temperature applications. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 48(2), pp. 307-308.
- Woodrow, T. A., 2003. The effects of trace amounts of lead on the reliability of six lead free solders. Dans: *Proceedings of the 3rd International Conference on Lead-Free Components and Assemblies, San Jose, CA*. s.l.:s.n.
- Xiu, D. & Karniadakis, G. E., 2002. The wiener-askey polynomial chaos for stochastic differential equations. *J.SCI.Comput*, Volume 24, pp. 619-644.

- Xuming, W., Fei, Q. & Tong, A., 2011. A constitutive model for lead-free solders considering the damage effect at high strain rates. Dans: *2011 12th International Conference on Electronic Packaging Technology and High Density Packaging*. s.l.:IEEE, pp. 1-4.
- Yang, L., Shi, X. & Quan, S., 2019. Evolution of microstructure and effects on crack formation of Sn3.0Ag0.5Cu solder joints under accelerated thermal cycling. *Materials Research Express*, 6(7), p. 076518.
- Yi-hsin, P. & John H, L., 1997. Solder Joint Reliability of BGA, CSP, Flip Chip, and Fine Pitch SMT Assemblies. *McGraw-Hill*.
- Yilong, C., Jianyuan, J. & Hongzhi, F., 2016. Analysis of the BGA solder Sn-3.0 Ag-0.5 Cu crack interface and a prediction of the fatigue life under tensile stress. *International Journal of Fatigue*, Volume 87, p. 216–224.
- Zanella, S., 2018. *Creep Fatigue Interaction in Solder Joint Alloys of Electronic Packages*, s.l.: Paris Saclay.
- Zeng, G., McDonald, S. & Nogita, K., 2012. Development of high-temperature solders. *Microelectronics Reliability*, 52(7), pp. 1306-1322.
- Zhou, Y., Al-Bassyiouni, M. & Dasgupta, A., 2009. Vibration durability assessment of Sn3.0Ag0.5Cu and Sn37Pb solders under harmonic excitation. *Journal of Electronic Packaging*, 131(1).
- ZN, C. et al., 2000. Viscoplastic anand model for solder alloys and its application. *Soldering & Surface Mount Technology*, 12(2), p. 31–36.

Annexes

A. Notions fondamentales de la théorie des probabilités

L'ensemble des définitions énoncées dans cette section est issu de l'ouvrage de Baillargeon (Baillargeon, 1990), et a été présenté aussi dans la thèse de Lyes Nechak (Nechak, 2011).

A.1. Notions d'expérience et d'événements aléatoires

Définition A.1 : Une expérience aléatoire ε_x est un processus qu'on peut répéter aussi souvent que l'on veut sous des conditions fixées.

L'ensemble des résultats possibles d'une expérience aléatoire est caractérisé formellement par la notion de l'univers Ω . Son résultat ne peut, par contre, être prédit avec certitude.

Définition A.2 : A toute expérience aléatoire est liée la notion d'événement aléatoire ω qu'on définit comme un sous-ensemble de l'univers Ω correspondant à un énoncé d'une expérience aléatoire.

Définition A.3 : Deux événements ω_1 et ω_2 sont mutuellement exclusifs si dans le cas où ω_1 se produit, ω_2 ne se produit pas et vice versa.

Définition A.4 : Des événements sont collectivement exhaustifs si leur union donne Ω .

Définition A.5 : Une partition est un ensemble d'événements mutuellement exclusifs et collectivement exhaustifs.

A.1.1. Tribu des événements

L'ensemble de tous les événements possibles définit une tribu β (ou une σ -algèbre) sur Ω . Une tribu β se dit de toute partition de Ω vérifiant les propriétés suivantes :

- $\beta \neq \emptyset$
- Si $\omega \in \beta$ alors son complémentaire $\bar{\omega} \in \beta$
- Si $(\omega_n)_{n \in \mathbb{N}}$ est une suite d'éléments de ε_x alors $\bigcup_{n \in \mathbb{N}} \omega_n \in \beta$

A.1.2. Espace probabilisé

Définition A.6 : L'espace probabilisable lié à l'expérience ε_x est défini par le couple (Ω, β) où Ω est l'univers des résultats de ε_x et β la tribu des événements liés à ε_x .

Définition A.7 : Soit (Ω, β) un espace probabilisable. Toute application $\Pr : \beta \mapsto [0, 1]$ qui vérifie les propriétés ci-dessous, définit la probabilité sur (Ω, β) .

- $\Pr(\Omega) = 1$
- Pour toute suite $(\omega_n)_{n \in \mathbb{N}}$ d'événements deux à deux incompatibles,

$$\Pr\left(\bigcup_{n=0}^{\infty} \omega_n\right) = \sum_{n=0}^{\infty} \Pr(\omega_n) \quad (\text{A.1})$$

L'espace probabilisé est alors défini par le triplet (Ω, β, Pr) .

A.1.3. Probabilité conditionnelle, théorèmes de Bayes et des probabilités totales

Définition A.8 : Soit (Ω, β, Pr) un espace probabilisé et soit $\omega_2 \in \beta$ un événement de probabilité non nulle. La probabilité conditionnelle sachant ω_2 est l'application $\Pr(\cdot/\omega_2) : \beta \mapsto [0, 1]$ telle que,

$$\Pr(\omega_1/\omega_2) = \frac{\Pr(\omega_1 \cap \omega_2)}{\Pr(\omega_2)}, \forall \omega_1 \in \beta \quad (\text{A.2})$$

Lorsque la connaissance de la réalisation de l'événement ω_2 n'influe pas sur la probabilité que l'événement ω_1 se produise, les deux événements ω_1 et ω_2 sont indépendants, c'est-à-dire $\Pr(\omega_1/\omega_2) = \Pr(\omega_1)$. Par conséquent, en utilisant la formule de la probabilité conditionnelle, il advient :

$$\Pr(\omega_1 \cap \omega_2) = \Pr(\omega_2) \Pr(\omega_1); \forall \omega_1, \omega_2 \in \beta \quad (\text{A.3})$$

La première formule du théorème de Bayes est une application de la probabilité conditionnelle. Elle est donnée comme suit :

$$\Pr(\omega_1/\omega_2) = \frac{\Pr(\omega_1/\omega_2) \Pr(\omega_2)}{\Pr(\omega_2)}, \forall \omega_1, \omega_2 \in \beta \quad (\text{A.4})$$

Théorème A.1 (de la probabilité totale) : Soit $\omega_1, \omega_2, \dots, \omega_n$ une partition de Ω alors, quel que soit l'événement $\omega \in \beta$, sa probabilité est donnée par :

$$\Pr(\omega) = \sum_{k=1}^n \Pr(\omega/\omega_k) \Pr(\omega_k) \quad (\text{A.5})$$

La deuxième formule du théorème de Bayes est une conséquence du théorème de la probabilité totale. Ainsi,

$$\Pr(\omega_i/\varpi) = \frac{\Pr(\varpi/\omega_i) \Pr(\omega_i)}{\sum_{k=1}^n \Pr(\varpi/\omega_k) \Pr(\omega_k)}; \quad \forall i = 1, \dots, n \quad (\text{A.6})$$

A.2. Variable aléatoire

Définition A.9 : Soient (Ω_1, β_1) et (Ω_2, β_2) deux espaces mesurables. Une application $f: \Omega_1 \rightarrow \Omega_2$ est mesurable si l'image réciproque de la tribu β_2 est une sous-tribu de β_1 , c'est-à-dire $\forall \omega \in \Omega_2, f^{-1}(\omega) \in \beta_1$

Définition A.10 : Soit (Ω, β, Pr) un espace probabilisé. Une variable aléatoire réelle est définie par toute application mesurable $\omega \rightarrow X(\omega)$ de (Ω, β, Pr) dans \mathbb{R} .

Définition A.11 : La fonction de répartition d'une variable aléatoire X de support I_X est une application $F_X : I_X \subset \mathbb{R} \rightarrow [0, 1]$ telle que :

$$F_X(x) = \Pr(X \leq x) \quad (\text{A.7})$$

La fonction densité de probabilité notée f_X associée à la variable aléatoire X est une fonction positive, d'intégrale égale à 1 sur I_X et définie par :

$$\Pr(a \leq x \leq b) = \int_a^b f_X(x) dx = F_X(b) - F_X(a) \quad (\text{A.8})$$

Définition A.12 : Les notions suivantes sont définies pour une variable aléatoire X dont la densité de probabilité est donnée par f_X :

- L'espérance mathématique (ou moyenne ou moment d'ordre 1) notée $\mathbb{E}[\cdot]$

$$\mu_X = E[X] = \int_{I_X} x f_X(x) dx \quad (\text{A.9})$$

- La variance (ou moment d'ordre 2), écart type et coefficient de variation

$$\text{Var}[X] = E[(X - \mu_X)^2] \quad (\text{A.10})$$

$$\sigma_X = \sqrt{\text{Var}[X]} \quad (\text{A.11})$$

$$C_v = \frac{\sigma_X}{\mu_X} \quad (\text{A.12})$$

- Les moments d'ordre α

$$E[(X - E(X))^\alpha] = \int_{I_X} (X - E(X))^\alpha f_X(x) dx \quad (\text{A.13})$$

Pour une variable aléatoire réelle, la loi de probabilité est complètement déterminée par sa fonction de répartition dont la valeur en chaque réel x est la probabilité que la variable aléatoire soit inférieure ou égale à x . Les lois gaussiennes et uniformes seront très utilisées dans la suite de ce chapitre.

- Loi gaussienne :

$$f_X(x) = \frac{1}{\sigma_X \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(x - \mu_X)^2}{2\sigma_X^2}\right) \quad (\text{A.14})$$

avec $\mu_X = E[X]$ et $Var(X) = \sigma_X^2$

- Loi uniforme bornée sur un intervalle $[a, b]$

$$f_X(x) = \begin{cases} \frac{1}{b-a} & \text{si } x \in [a, b] \\ 0 & \text{ailleurs} \end{cases} \quad (\text{A.15})$$

avec $\mu_X = \frac{b+a}{2}$ et $Var(X) = \frac{(b-a)^2}{12}$

Définition A.13 : Un vecteur aléatoire (ou variable vectorielle) réel X est une application $X: \Omega \rightarrow I^n \subset \mathbb{R}$ où n est la dimension de X ($n \geq 2$). Les composantes de X sont des variables aléatoires, $X = (X_1, X_2, \dots, X_n)$ avec $i = 1, \dots, n$.

Définition A.14 : Un vecteur aléatoire X défini sur l'espace probabilisé (Ω, β, Pr) et à valeur dans \mathbb{R}^n est dit du second ordre si :

$$\mathbb{E}[\|X(\omega)\|^2] = \int \|X(\omega)\|^2 Pr(d\omega) < +\infty \quad (\text{A.16})$$

Où $\|X\|^2 = \sum_{i=1}^n X_i^2$.

A.3. Espace d'Hilbert

Soit (Ω, β, Pr) un espace probabilisé. L'espace Θ des fonctions mesurables de Ω dans \mathbb{R} est défini par :

$$\Theta = \{g/g: \Omega \rightarrow \mathbb{R}\} \quad (\text{A.17})$$

Le produit interne (appelé aussi produit scalaire) $\langle \cdot \rangle$ sur Θ est défini comme suit :

$$\langle g, h \rangle = \int_{\Omega} g(\omega)h(\omega)d \Pr(\omega) \quad (\text{A.18})$$

Soit $X(\omega)$ une variable aléatoire dont la densité de probabilité est notée f_X . L'espace Ω des fonctions mesurables qui associe à tout élément $\omega \in \mathbb{R}$ une valeur dans \mathbb{R} et muni du produit interne $\langle X, Y \rangle = \mathbb{E}[XY]$ définit un espace d'Hilbert noté $L^2(\Omega, \beta, Pr)$.

Une variable aléatoire $X(\omega) \in L^2(\Omega, \beta, Pr)$ est une variable du second ordre qui vérifie l'équation (eq.A.15).

A.4. Processus stochastique

Un processus stochastique ou processus aléatoire représente une évolution, généralement dans le temps, d'une variable aléatoire.

Soit (Ω, β, Pr) un espace probabilisé et T un intervalle de \mathbb{R} . Un processus stochastique X défini sur (Ω, β, Pr) et indexé sur T à valeurs dans \mathbb{R}^n est une application telle que $T \rightarrow L^0(\Omega, \mathbb{R}^n)$, $t \mapsto X(t, \omega) = (X_1(t, \omega), \dots, X_n(t, \omega))$

où $L^0(\Omega, \mathbb{R}^n)$ est l'espace des variables aléatoires définies sur (Ω, β, Pr) à valeurs dans \mathbb{R}^n .

Le processus $X(t, \omega)$ sera noté indifféremment X ou encore $X_t(\omega)$, cette dernière notation indiquant qu'un processus est en fait une famille de variables aléatoires : pour t fixé, $X_t(\omega)$ est une variable aléatoire.

Dans la définition du processus, le paramètre d'indexation est choisi réel. Lorsque ce paramètre est vectoriel, $t \in \mathbb{R}^q$, la notion de processus aléatoire est substituée par celle du champ stochastique.

A.5. Processus stochastique du second ordre

Soit X un processus indexé sur $T = \mathbb{R}$ à valeurs dans \mathbb{R}^n . Le processus $X(t, \omega)$ est dit du second ordre si pour tout t fixé, la variable aléatoire $X(t, \omega)$ est du second ordre c'est-à-dire :

$$\forall t \in T: \mathbb{E}[\|X(t, \omega)\|^2] = \int \|X(t, \omega)\|^2 \Pr(d\omega) < +\infty \quad (\text{A.19})$$

B. Intégration numérique en utilisant les polynômes orthogonaux (méthodes de Gauss)

Les méthodes d'intégration de Gauss utilisent une subdivision particulière de l'intervalle d'intégration. En effet, elles considèrent les points x_i comme étant les racines d'une famille de

polynômes orthogonaux. Ces points ne sont pas régulièrement espacés contrairement à ceux considérés par les méthodes d'intégration numérique en utilisant les polynômes d'interpolation (Méthode des trapèzes, Méthode de Simpson, etc.). Tout d'abord, quelques notions relatives à la propriété d'orthogonalité sont rappelées (Nechak, 2011), (Hoang, 2015), (Abramowitz & Stegun, 1964).

B.1. Produits scalaires

Soit \mathbb{E} un espace vectoriel réel.

Définition B.1 : Un produit scalaire sur \mathbb{E} est une application $\mathbb{E} \times \mathbb{E} \rightarrow \mathbb{R}$

$(x, y) \rightarrow \langle x, y \rangle$ qui vérifie :

- $\langle x, x \rangle \geq 0, \forall x \in \mathbb{E}, \langle x, x \rangle = 0 \Leftrightarrow x = 0$
- $\forall x, y \in \mathbb{E}, \langle x, y \rangle = \langle y, x \rangle$
- $\forall x, y, z \in \mathbb{E}, \forall \alpha, \beta \in \mathbb{R}, \langle \alpha x + \beta y, z \rangle = \alpha \langle x, z \rangle + \beta \langle y, z \rangle$

\mathbb{E} est dit dans ces cas-là Euclidien.

Sur l'espace des fonctions continues $C([a, b]) = f: [a, b] \rightarrow \mathbb{R}$, le produit scalaire est défini par :

$$\langle f, g \rangle = \int_a^b f(x)g(x)dx \quad (\text{B.1})$$

Définition B.2 : Une norme sur un espace vectoriel réel \mathbb{E} est une application : $\| \cdot \|: \mathbb{E} \rightarrow \mathbb{R}^+$

telle que :

- $\|x\| = 0 \Rightarrow x = 0$
- $\|x + y\| \leq \|x\| + \|y\|$ (inégalité triangulaire)
- $\forall x \in \mathbb{E}, \forall \alpha \in \mathbb{R}, \|\alpha x\| = |\alpha| \cdot \|x\|$

Sur \mathbb{R}^n , les expressions suivantes définissent des normes :

$$\|x\|_1 = \sum_{i=1}^n |x_i| \quad (\text{B.2})$$

$$\|x\|_p = \left(\sum_{i=1}^n |x_i|^p \right)^{\frac{1}{p}} \quad (\text{B.3})$$

$$\|x\|_\infty = \max(|x_1|, \dots, |x_n|) \quad (\text{B.4})$$

B.2. Bases orthogonales

Dans cette section on considère encore un espace Euclidien $(\mathbb{E}, \langle \cdot, \cdot \rangle)$.

Définition B.3 : Un ensemble de vecteurs $\{v_1, \dots, v_p\} \subset \mathbb{E}$ est une famille orthogonale si les v_i sont orthogonaux entre eux. La famille est alors dite orthogonale. Si de plus, les v_i sont unitaires (i.e de norme égale à 1) alors la famille est dite orthonormée. De façon formelle, une famille de vecteurs $\{v_1, \dots, v_p\} \subset \mathbb{E}$ est orthonormale si et seulement si :

$$\langle v_i, v_j \rangle = \delta_{ij} \text{ pour } i, j = 1, \dots, p \quad (\text{B.5})$$

Où δ_{ij} étant le symbole de Kronecker avec $\delta_{ij} = \begin{cases} 0 & \text{si } i \neq j \\ 1 & \text{si } i = j \end{cases}$

La définition B.3 est valable pour l'espace de fonctions continues $C([a, b]) = f: [a, b] \rightarrow \mathbb{R}$. Il existe plusieurs familles de fonctions polynômiales orthogonales. Quelques exemples sont donnés ci-dessous.

B.2.1. Polynômes d'Hermite

Les polynômes d'Hermite monodimensionnels d'ordre n sont des fonctions vérifiant la forme réursive :

$$H_{n+1}(x) = 2xH_n(x) - 2nH_{n-1}(x) \quad (\text{B.6})$$

avec $H_0(x) = 1$ et $H_1(x) = 2x$.

La fonction de poids correspondant aux polynômes d'Hermite est donnée par $W(x) = e^{-x^2}$ définie sur $]-\infty, +\infty[$.

L'orthogonalité des polynômes d'Hermite se traduit par le produit scalaire :

$$\langle H_n, H_m \rangle = \int_{-\infty}^{+\infty} H_n(x)H_m(x)e^{-x^2} dx = 2^n n! \sqrt{\pi} \delta_{nm} \quad (\text{B.7})$$

B.2.2. Polynômes de Legendre

Les polynômes de Legendre d'ordre n sont définis par la relation de récurrence suivante :

$$(n+1)L_{n+1}(x) = (2n+1)xL_n(x) - nL_{n-1}(x) \quad (\text{B.8})$$

avec $L_0(x) = 1$ et $L_1(x) = x$

La fonction de poids correspondant aux polynômes de Legendre est donnée par $W(x) = 1$ définie sur l'intervalle $[-1, 1]$.

L'orthogonalité des polynômes de Legendre se traduit par le produit scalaire :

$$\langle L_n, L_m \rangle = \int_{-1}^1 L_n(x)L_m(x)dx = \frac{2}{2n+1} \delta_{nm} \quad (\text{B.9})$$

B.2.3. Polynômes de Laguerre

Les polynômes de Laguerre d'ordre n sont définis par la relation de récurrence suivante :

$$(n+1)L_{n+1}(x) = (2n+1-x)L_n(x) - nL_{n-1}(x) \quad (\text{B.10})$$

avec $L_0(x) = 1$ et $L_1(x) = 1 - x$.

La fonction de poids correspondant aux polynômes de Legendre est donnée par $W(x) = 1$ définie sur l'intervalle $[-1, 1]$.

L'orthogonalité des polynômes de Laguerre se traduit par le produit scalaire :

$$\langle L_n, L_m \rangle = \int_0^{+\infty} L_n(x)L_m(x)e^{-x}dx = \delta_{nm} \quad (\text{B.11})$$

B.3. Méthode de quadrature de Gauss

Dans le domaine mathématique de l'analyse numérique, les méthodes de quadrature sont des approximations de la valeur numérique d'une intégrale. En général, on remplace le calcul de l'intégrale par une somme pondérée prise en un certain nombre de points du domaine d'intégration. La méthode de quadrature de Gauss est une méthode de quadrature exacte pour un polynôme de degré $2n-1$ avec n points pris sur le domaine d'intégration. Si ce dernier est (a, b) , les méthodes sont de la forme :

$$I = \int_a^b f(x)\varpi(x)dx = \sum_{i=1}^n w_i f(x_i) \quad (\text{B.12})$$

où $\varpi: (a, b) \rightarrow \mathbb{R}^+$ est une fonction de pondération, qui peut assurer l'intégrabilité de f . Les w_i sont appelés les coefficients de quadrature (ou poids). Les points x_i , ou nœuds, sont réels, distincts, uniques et sont les racines de polynômes orthogonaux pour le produit scalaire

$\langle f, g \rangle = \int_a^b f(x)g(x)\varpi(x)dx$. Les poids et les nœuds sont choisis de façon à obtenir des degrés d'exactitude les plus grands possibles.

Les formules de Gauss jouent un rôle fondamental dans la méthode des éléments finis. Le domaine d'intégration et la fonction de pondération déterminent le type de la quadrature de Gauss. Le tableau B.1 résume les situations les plus communes :

Domaine d'intégration (a, b)	Fonction de pondération $\varpi(x)$	Famille de polynômes orthogonaux
$[-1, 1]$	1	Legendre
$[0, +\infty[$	e^{-x}	Laguerre
$] -\infty, +\infty[$	e^{-x^2}	Hermite

Tableau B. 1 : Principales configurations de quadrature de Gauss

Une fois le type de quadrature choisi, la formule à n points s'écrit :

$$I(f) = \sum_{i=1}^n w_i f(x_i) \quad (\text{B.13})$$

Les nœuds sont déterminés comme les n racines du nième polynôme orthogonal associé à la formule de quadrature (polynômes de Legendre pour la formule de Gauss-Legendre, etc.). On définit l'erreur comme $E(f) = |I - I(f)|$. Le degré d'exactitude d'une formule de quadrature est le degré le plus élevé de la famille des polynômes annulant $E(f)$. On a le résultat suivant : une formule à n points admet un degré d'exactitude de $2n - 1$.

B.3.1. Méthode de Gauss-Legendre

Pour le problème d'intégration le plus classique, on utilise la méthode de Gauss-Legendre. Il s'agit d'intégrer la fonction f sur l'intervalle $[-1, 1]$. Les n nœuds sont les racines du $n^{\text{ième}}$ polynôme de Legendre, $P_n(x)$, et les coefficients sont donnés par l'une ou l'autre égalité :

$$w_i = \frac{-2}{(n+1)P'_n(x_i)P_{n+1}(x_i)} = \frac{2}{(1-x_i^2)P'_n(x_i)^2} \quad (\text{B.14})$$

On peut aussi remarquer que la somme des coefficients est égale à 2. Le tableau B.2 donne l'ensemble des informations pour réaliser le calcul approché de I pour les formules à un, deux et trois points.

Nombre de points n	Poids (w_i)	Points (x_i)	Polynôme de Legendre
1	2	0	x
2	1, 1	$-\sqrt{1/3}, \sqrt{1/3}$	$(3x^2 - 1)/2$
3	5/9, 8/9, 5/9	$-\sqrt{3/5}, 0, \sqrt{3/5}$	$(5x^3 - 3x)/2$

Tableau B. 2 : *Information sur le calcul approché de l'intégrale I*

B.3.2. Méthode de Gauss-Laguerre

Cette formule est associée au poids $\varpi(x) = e^{-x}$ sur $]0, +\infty[$. Les n nœuds sont les racines du n ème polynôme de Laguerre L_n , et les coefficients sont :

$$w_i = \frac{1}{(n+1)L'_n(x_i)L_{n+1}(x_i)} \quad (\text{B.15})$$

B.3.3. Méthode de Gauss-Hermite

Sur $\mathbb{R} =]-\infty, +\infty[$, la formule de Gauss-Hermite est caractérisée par la pondération $\varpi(x) = e^{-x^2}$. Pour une formule à n points, les x_i sont calculés comme les racines du n ème polynôme d'Hermite H_n ; quant aux pondérations, elles sont obtenues à partir de :

$$w_i = \frac{2^{n+1}n!\sqrt{\pi}}{[H'_n(x_i)]^2} \quad (\text{B.16})$$

Ayda HALOUANI

Doctorat : Matériaux, Mécanique, Optique, Nanotechnologie

Année 2020

Modélisation et simulation multi-physiques pour la fiabilisation des composants électroniques

Ce travail de thèse porte sur l'évaluation de la fatigue thermomécanique des composants électroniques (BGA et LQFP) et l'étude de fiabilité de ces systèmes en tenant en compte des incertitudes des paramètres matériaux. La première partie de ce mémoire présente les résultats majeurs sur les mécanismes de défaillance des composants électroniques, utilisés dans l'industrie, lorsqu'ils sont soumis à des variations cycliques de température. Les défaillances de ces composants électroniques sont analysées numériquement et nous ont permis d'appréhender les dégradations qui peuvent apparaître pour dans les composants électroniques. La deuxième partie a été consacrée à la simulation par éléments finis (COMSOL Multiphysics) du modèle de fatigue thermo-mécanique afin d'analyser le comportement de joint de soudure et étudier leur sensibilité aux cycles thermiques et d'expliquer précisément les mécanismes à l'origine de l'endommagement de ces interfaces. Ainsi, des essais normatifs de fatigue thermique sont effectués suivis des observations microscopiques dans le but d'évaluer la durée de vie des composants LQFP et valider le modèle thermomécanique proposé. La dernière partie de ce mémoire est consacrée à déterminer la fiabilité des composants électroniques en tenant compte des incertitudes. La technique de référence de Monte Carlo et la technique de chaos polynomiaux sont analysées en termes de précision, capacité de calcul et limites.

Mots clés : composants électroniques – modélisation multi-physiques – soudures – endommagement, mécanique de l'(milieux continus) – fiabilité – incertitude – fatigue.

Multi-physical Modeling and Simulation for the Reliability of Electronic Components

This thesis work focuses on the evaluation of thermomechanical fatigue of electronic components (BGA and LQFP) and the reliability study with uncertainties material parameters of components. First, the state the art of the major results on the failure mechanisms of the electronic components, used in industry, when subjected to cyclical temperature variations is presented. The failures of these electronic components are analyzed numerically and allowed us to apprehend the degradations of the electronic components. The second part was devoted to finite element simulation (COMSOL Multiphysics) the thermomechanical fatigue model in order to analyses the weld joint behaviour and to study their sensitivity to thermal cycles and to understand precisely the mechanisms that cause the damage to these interfaces. As a result, normative thermal fatigue tests are performed followed by microscopic observations to assess the lifetime of the LQFP components and validate the proposed thermomechanical model. The last part is devoted to determining the reliability of electronic components taking into account uncertainties. The Monte Carlo reference technique and the polynomial chaos technique are used to analyses in terms of precision, time calculation and limits.

Keywords: electronic apparatus and appliances – multi-physical modelling – welded joints – continuum damage mechanics – reliability (engineering) – uncertainty – fatigue.

Thèse réalisée en partenariat entre :

