



Université Mohammed V - Agdal, Rabat
École Mohammadia d'Ingénieurs

Centre des Études Doctorales : Sciences
et Techniques pour l'Ingénieur



Institut National des Sciences Appliquées
de Rouen

École doctorale : Sciences Physiques,
Mathématiques et de l'Information pour
l'Ingénieur

Thèse de doctorat en cotutelle

présentée par
Safa ASSIF

pour obtenir le grade de

**DOCTEUR EN SCIENCES APPLIQUÉES
DE L'ÉCOLE MOHAMMADIA D'INGÉNIEURS,
UNIVERSITÉ MOHAMMED V-AGDAL**

et le grade de

**DOCTEUR EN MECANIQUE
DE L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUÉES DE ROUEN**

Sujet de la thèse:

***FIABILITÉ ET OPTIMISATION DES STRUCTURES MÉCANIQUES À
PARAMÈTRES INCERTAINS: application aux cartes électroniques***

Soutenue publiquement le **25 Octobre 2013** devant le jury:

Pr. Mohammed MLIHA TOUATI	Professeur, EMI Rabat	Président
Pr. Bouchaib RADI	Professeur, FST Settat	Rapporteur
Pr. Moussa KARAMA	Professeur, ENIT Tarbes	Rapporteur
Pr. Rachid ELLAIA	Professeur, EMI Rabat	Rapporteur
Pr. José Eduardo SOUZA DE CURSI	Professeur, INSA Rouen	Examineur
Pr. Saâd CHOUKRI	Professeur, EMI Rabat	Examineur
Pr. Mohamed AGOUZOUL	Professeur, EMI Rabat	Directeur de thèse
Pr. Abdelkhalak EL HAMI	Professeur, INSA Rouen	Directeur de thèse
Pr. Younes AOUES	Professeur, INSA Rouen	Co-Encadrant

Remerciements

C'est avec beaucoup de plaisir que je profite de l'occasion qui m'est offerte ici de remercier un certain nombre de personnes qui ont contribué à mon travail de recherche et m'ont ainsi permis d'aboutir à l'élaboration et à la soutenance de cette thèse.

En tout premier lieu, je souhaite remercier mes directeurs, qui m'ont fait confiance en acceptant de diriger ma thèse. J'exprime ma profonde gratitude à Messieurs :

Prof. Mohamed AGOUZOUL pour sa grande disponibilité, sa rigueur scientifique, et pour son soutien permanent dans ce travail.

Prof. Abdelkhalak EL HAMI pour son accueil, et sa disponibilité pendant mes séjours au Laboratoire d'Optimisation et Fiabilité des Structures mécaniques durant ma thèse, et pour son aide et ses précieux conseils.

Mes sincères remerciements et ma profonde reconnaissance à monsieur **Younes Aoues** Maître de Conférences à l'Institut National des sciences appliquées de Rouen, 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. Mohammed MLIHA de m'avoir fait le grand honneur de présider le jury de ma soutenance.

Prof. Moussa KARAMA, Prof. Bouchaib RADI, et Prof. Rachid ELLAIA d'avoir accepté la lourde tâche de rapporter ce mémoire.

Prof. José Eduardo SOUZA DE CURSI et **Prof. Saâd CHOUKRI** d'avoir accepté d'examiner ce mémoire.

J'exprime aussi toute ma gratitude à Prof. **Bendaou, M. Makhloufi** et M^{lle} **Hachimi** pour leur collaboration amicale et fructueuse.

J'adresse mes grands remerciements à tous les membres du département génie mécanique de l'EMI, qui de près ou de loin ont contribué au bon déroulement de mes travaux tout le long des années de ma thèse. Mes remerciements s'adressent également aux membres du laboratoire LOFIMS de l'INSA de ROUEN pour leur accueil et leur soutien.

Je tiens à remercier spécialement ma famille et mes amis qui m'encourageaient pendant la préparation de ce travail.

Enfin, ces remerciements ne seraient pas complets sans l'expression de mes très profonds remerciements pour mon cher mari Youssef, pour l'ensemble de ses sacrifices et ses encouragements.

Résumé

L'objectif principal de cette thèse est l'étude de la fiabilité des cartes électroniques. Ces cartes sont utilisées dans plusieurs domaines, tels que l'industrie automobile, l'aéronautique, les télécommunications, le secteur médical, ..., etc. Elles assurent toutes les fonctions nécessaires au bon fonctionnement d'un système électronique.

Les cartes électroniques subissent diverses sollicitations (mécaniques, électriques et thermiques) durant la manipulation et la mise en service. Ces sollicitations sont dues aux chutes, aux vibrations et aux variations de température. Elles peuvent causer la rupture des joints de brasage des composants électroniques. Cette rupture entraîne la défaillance du système électronique complet.

Les objectifs de ce travail sont:

- ✚ Développer un modèle numérique pour la simulation du drop-test d'une carte électronique ;
- ✚ Prédire la durée de vie en fatigue des joints de brasure en tenant compte des incertitudes des diverses variables;
- ✚ Développer une méthode d'optimisation fiabiliste pour déterminer la géométrie optimale qui assure un niveau cible de fiabilité d'une carte électronique ;
- ✚ Application d'une nouvelle méthode hybride d'optimisation pour déterminer la géométrie optimale d'une carte électronique et d'un joint de brasure.

Le premier objectif consiste à évaluer la fiabilité des joints de brasage sous choc mécanique. Pour ce faire, nous avons développé un modèle numérique pour la simulation du drop-test d'une carte électronique.

Le deuxième objectif est de prédire la durée de vie en fatigue des joints de brasure de type Sn-Ag-Cu (étain-argent-cuivre) soumis à un chargement thermomécanique en utilisant la simulation numérique par la technique des éléments finis. L'intérêt de cette partie du travail réside dans l'application de la méthode probabiliste Monte Carlo en tenant compte du comportement aléatoire des données au domaine de l'électronique. L'aléa est défini sur les caractéristiques des matériaux, les propriétés géométriques et les fluctuations du chargement thermique. Le résultat de l'analyse probabiliste met en évidence les variables prépondérantes dans la défaillance des joints de brasure (la température, l'épaisseur de la brasure, la longueur et l'épaisseur du joint de brasure).

Le troisième objectif consiste au développement d'une méthode d'optimisation fiabiliste pour déterminer la géométrie optimale qui assure un niveau cible de fiabilité d'une carte électronique.

Le quatrième objectif est l'application d'une nouvelle méthode d'optimisation hybride de deux algorithmes : l'algorithme génétique et l'optimisation par essaim de particules. Cette méthode est appliquée pour déterminer la géométrie optimale d'une carte électronique et d'un joint de brasure.

Cette thèse a donné lieu à deux publications dans une revue indexée, et deux projets de publication et quatre communications dans des manifestations internationales.

Publications

Articles publiés dans des revues indexées

1. S. ASSIF, H. HACHIMI, M. AGOUZOUL, R. ELLAIA, A. EL HAMI and Y. AOUES. « Optimization for an electronic card with a new hybrid method ». Advanced Materials Research, Vol 682, pp 143-151, Trans Tech Publications, Switzerland doi : 10.4028/www.scientific.net/AMR.682.143. 2013.
2. S. ASSIF, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI, O. BENDAOU and Y.GBATI. « Numerical model to simulate the drop test of printed circuit board (PCB) ». Advanced Materials Research, Vol.423, pp 26-30, Trans Tech Publications, Switzerland doi : 10.4028/www.scientific.net/AMR.423.26. 2012.

Communications présentées dans des manifestations internationales

1. S. ASSIF, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI, O. BENDAOU. « Modèle numérique du drop test des circuits imprimés (PCB) simulé par deux méthodes : Free-Fall et Input G ». 11^{ème} Congrès International de Mécanique, Agadir, MAROC. Avril 2013.
2. S. ASSIF, H. HACHIMI, M. AGOUZOUL, R. ELLAIA, A. ELHAMI, Y. AOUES. « Optimization by heuristic algorithm for the solder joints of an electronic card ». International Conference on Metaheuristics and Nature Inspired Computing, META'12, sousse-Tunisia. October 2012.
3. S. ASSIF, Y. AOUES, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI. « Modèle numérique pour la simulation probabiliste de la fatigue des joints de brasure des composants électroniques embarqués ». Journées des études techniques (JET), Marrakech, MAROC. Mai 2012.
4. S. ASSIF, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI, O. BENDAOU and Y.GBATI. « Modèle numérique pour la simulation du drop test des circuits imprimés (PCB) ». 10^{ème} Congrès International de Mécanique, Oujda, MAROC. Avril 2011.

Travaux à soumettre

1. S. ASSIF, Y. AOUES, A. EL HAMI, M. AGOUZOUL. « Numerical model for the probabilistic simulation of solder joints fatigue of embedded electronic components ».
2. H. HACHIMI, S. ASSIF, Y. AOUES, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI and R. ELLAIA. Optimization by heuristic algorithm for the solder joints of an electronic card.

Abstract

The main objective of this thesis is to study the electronics' cards reliability. These cards are used in many fields, such as automotive, aerospace, telecommunications, medical. They provide all necessary electronic functions for well functioning of an electronic system.

Electronic cards are undergoing various extreme stresses (mechanical, electrical, and thermal) when handling and commissioning. These stresses are due to drops, vibration and temperature variations. They may cause solder joints failures' of electronic components. This may causes the failure of the entire electronic system.

The objectives of this work are:

- ✚ To develop a numerical model to simulate the drop test of an electronic card;
- ✚ To predict the fatigue life of solder joints in uncertain environment of the variables;
- ✚ To develop a reliability-optimization method to determine the optimal geometry providing a targeted reliability level of an electronic card;
- ✚ To apply a new hybrid optimization method in order to determine the optimal geometry both of an electronic card and a solder joint.

The first objective is to evaluate the solder joints reliability under mechanical shock. So, we developed a numerical model to simulate an electronic card drop test.

The second objective, using numerical simulation by finite element technique, is to predict solder joints fatigue life for type Sn-Ag-Cu (tin-silver-copper) subjected to thermo-mechanical loading. The interest of this part is the use of the probabilistic method of Monte Carlo which allows random behavior of data in electronic field. The uncertainties concern material characteristics, geometric properties and thermal loading fluctuations. The result of the probabilistic analysis highlights the main variables which cause solder joints failure (temperature, solder thickness, length and thickness of the solder joint).

The third objective is to develop a reliability-optimization method to determine the optimal geometry which ensures a targeted reliability level of an electronic card.

The fourth objective is to apply a new hybrid optimization method. This method use two algorithms: the genetic algorithm and particle swarm optimization. This method is applied to determine the optimal geometry both of electronic card and a solder joint.

Liste des abréviations

AMA :	<i>Approximate Moments Approach</i>
BGA :	<i>Ball Grid Array</i>
CAO :	<i>Conception Assistée par Ordinateur</i>
CU :	<i>Cuivre</i>
DLA :	<i>Double level Approaches</i>
FORM :	<i>First Order Reliability Method</i>
FR4 :	<i>Flame Resistant 4</i>
GA :	<i>Genetic algorithm</i>
KKT :	<i>Karush-Kuhn-Tucke</i>
MCS:	<i>Monte Carlo Simulation</i>
MPFP :	<i>Most Probable Failure Point</i>
NF :	<i>Nombre de cycles de fatigue</i>
PCB :	<i>Printed Circuit Board</i>
P_f :	<i>Probabilité de défaillance</i>
PLST :	<i>Plastic strain</i>
PMA :	<i>Performance Measure Approach.</i>
P_{seuil} :	<i>Probabilité seuil</i>
PSO :	<i>Particle Swarm Optimization</i>
QFN :	<i>Quad Flat No lead</i>
QFP :	<i>Quad Flat Package</i>
RBDO :	<i>Reliability Based Optimisation Design</i>
RIA :	<i>Reliability Index Approach</i>
RSM :	<i>Response Surface Methods</i>
SDA :	<i>Sequential Decoupled Approaches</i>
SFA :	<i>Safety Factor Approach</i>
SLA :	<i>Single Loop Approach</i>
Sn-Ag-Cu :	<i>Étain-Argent-Cuivre</i>
SORM :	<i>Second Order Reliability Method</i>
SORA :	<i>Sequential Optimization and Reliability Assesement</i>
SPA :	<i>Sequential Approximate Programming</i>

Liste des figures

Figure I. 1 : Schéma d'une carte électronique avec un composant.....	6
Figure I. 2 : Schéma des couches du PCB.....	6
Figure I. 3 : Courbe en baignoire.....	9
Figure I. 4: Défaillances des composants électroniques.....	10
Figure I. 5: Exemple de fils de connexion.....	12
Figure I. 6: Décollement des fils de connexion.....	12
Figure I. 7: fracture des fils de connexion.....	13
Figure I. 8: déformation de la surface d'une métallisation.....	14
Figure I. 9 : rupture du substrat d'un module.....	14
Figure I. 10: Fonction de fiabilité.....	23
Figure I. 11 Représentation en 3D de la distribution conjointe et probabilité de défaillance.....	24
Figure I. 12: Simulation de Monte Carlo dans l'espace standard.....	25
Figure I. 13: transformation probabiliste.....	26
Figure I. 14: Approximation FORM.....	27
Figure I. 15: Approximation SORM.....	27
Figure I. 16: Processus d'optimisation de conception déterministe.....	30
Figure I. 17: Processus séquentiel de l'optimisation fiabiliste de conception.....	31
Figure I. 18 : Classification des différentes méthodes de la RBDO.....	34
Figure II. 1 : Drop testeur ou appareil de choc mécanique et sa schématique [JEDEC 2003].....	38
Figure II. 2 : accélération sinusoïdale due à l'impact.....	40
Figure II. 3 : principe du choc mécanique des composants électroniques.....	41
Figure II. 4 : effet de la flexion du PCB sur les billes de brasage.....	42
Figure II. 5 : fissures observées au niveau des billes endommagées [F.X 2007].....	42
Figure II. 6 : modèle de simulation tel qu'il est spécifié par le standard JEDEC.....	43
Figure II. 7 : schéma de la carte de test et le un quart du modèle.....	43
Figure II. 8 : schéma de la carte de test et la région de modélisation.....	44
Figure II. 9 modèle géométrique.....	44
Figure II. 10 : modèle géométrique après maillage.....	45
Figure II. 11 : géométrie de l'élément Solid45 utilisé pour la simulation du drop test.....	45
Figure II. 12: modèle physique de l'Input-G (imposition d'accélération).....	46
Figure II. 13 : modèle de l'input-D (imposition de déplacement).....	46
Figure II. 14: modèle de l'input-G sur un solveur implicite.....	47
Figure II. 15 : variation de l'accélération de sortie au centre de la plaque.....	47
Figure II. 16 : le déplacement de la structure suivant z à l'instant 0.5 ms.....	48
Figure II. 17 : distribution des contraintes de Von Mises sur les billes du 1/4 du modèle avec un zoom sur la bille supérieure droite.....	48
Figure II. 18: contrainte de traction, première contrainte principale, intensité de contrainte et contrainte de Von Mises.....	49
Figure II. 19 : un quart du modèle amélioré après maillage par un élément avec un zoom sur le composant.....	51
Figure II. 20: vue en coupe du modèle géométrique après maillage.....	51
Figure II. 21 : déplacement en z (flèche) de la plaque à l'instant $t=1.3$ ms.....	52
Figure II. 22 : accélération de sortie au centre de la plaque.....	52
Figure II. 23 : contraintes de Von Mises sur les billes du 1/4 du modèle.....	53
Figure II. 24 : Modèle statique du drop test proposé par Tang.....	55
Figure II. 25 : modèle statique du drop test proposé.....	55

Figure II. 26 : déplacement en z (flèche) de la plaque	55
Figure II. 27: contraintes de Von Mises modèle statique	56
Figure II. 28: vue isométrique du 1/4 du modèle géométrique complet construit bloc par bloc.....	57
Figure II. 29 : modèle géométrique complet.....	57
Figure II. 30 : répartition des déplacements suivant la direction z (analyse statique du drop test sur le modèle complet).....	58
Figure II. 31 : contraintes de Von Mises sur le ¼ du modèle complet avec deux niveaux de zoom montrant la bille subissant les contraintes maximales	58
Figure II. 32: technologies : µpilrs et BGA.....	59
Figure II. 33 : coupe transversale du modèle géométrique de base.....	59
Figure II. 34 : vue du modèle géométrique de base montrant les plots en cuivre : à gauche la vue en coupe.....	60
Figure II. 35 : vue des billes de brasage avec les plots en cuivre après maillage.....	60
Figure II. 36 : flexion maximale de la plaque avec les plots en cuivre.....	60
Figure II. 37 : contraintes de Von Mises sur une bille	61
Figure II. 38 : technologie micro-Pilrs.....	61
Figure II. 39: coupe de la Géométrie de base intégrant les micro-pilrs.....	62
Figure II. 40: vue intérieur d'une bille sans micro-pilrs.....	62
Figure II. 41: contraintes de Von Mises dans une bille.....	62
Figure II. 42: contraintes sur les billes en analyse statique non-linéaire.....	63
Figure II. 43: contrainte plastique équivalente (analyse dynamique).....	64
Figure. III. 1 : Profil de cycle thermique typique des essais de vieillissement accéléré.....	68
Figure. III. 2 : Schématisation des efforts sur les joints brasés due au gauchissement des cartes à chaud [GRIEU 2010].....	69
Figure. III. 3: Evolution typique de la déformation lors d'un essai de fluage ($\sigma = cte$)	70
Figure. III. 4 : Relation entre la déformation et la durée de vie.	75
Figure. III. 5 : Modèle géométrique global.....	80
Figure. III. 6 : Modèle géométrique local.....	81
Figure. III. 7: Maillage.....	81
Figure. III. 8: Le cycle de température.....	81
Figure. III. 9 : Distribution de la déformation inélastique dans le joint de brasure à droite et la fissure du joint à gauche.....	84
Figure. III. 10 : Dimensions géométriques pour l'analyse probabiliste.....	86
Figure. III. 11: Sensibilité des paramètres d'entrée sur la durée de vie en fatigue	87
Figure. III. 12 : histogramme de la déformation inélastique.....	88
Figure. III. 13 : histogramme de la durée de vie en fatigue.....	88
Figure IV. 1 : paramètres du modèle géométrique.....	92
Figure IV. 3: les coches du PCB.....	95
Figure IV. 4 maillage et conditions aux limites.....	95
Figure IV. 2 : Modèle géométrique.....	95
Figure IV. 5: déplacement maximal	96
Figure IV. 6: Position optimale de la cinquième vis et le déplacement maximal de la plaque.....	98
Figure IV. 7: Les principales étapes d'un algorithme génétique	100
Figure IV. 8: Schéma de l'échappement d'un prédateur par un banc de poissons. (a) le banc forme un seul groupe, (b) les individus évitent le prédateur en formant une structure en "fontaine", (c) le banc se reforme.	101
Figure IV. 9: Déplacement maximal avec la position optimale.....	106
Figure IV. 10 : modèle géométrique.....	107
Figure IV. 11: répartition de déformation inélastique dans la brasure.....	107
Figure IV. 12: variables d'optimisation.....	108
Figure IV. 13 Méthodologie d'optimisation.....	108

Liste des tableaux

<i>Tableau I. 1: différents modes d'interconnexion entre les composants et la carte électronique.....</i>	<i>6</i>
<i>Tableau I. 2: Illustration des technologies d'assemblage électronique.....</i>	<i>7</i>
<i>Tableau I. 3 : mécanismes de vieillissement des composants soumis au cyclage thermique.....</i>	<i>15</i>
<i>Tableau II. 1: différentes conditions de services et leurs paramètres selon JEDEC.....</i>	<i>39</i>
<i>Tableau II. 2: propriétés des matériaux.....</i>	<i>44</i>
<i>Tableau II. 3 : tableau comparatif des résultats et statistiques des deux modèles géométriques standard et amélioré.....</i>	<i>53</i>
<i>Tableau II. 4: tableau comparatif du modèle statique et du modèle dynamique.....</i>	<i>56</i>
<i>Tableau II. 5: comparaison des résultats d'analyse linéaire et non linéaire.....</i>	<i>64</i>
<i>Tableau III. 1 : Propriétés des matériaux.....</i>	<i>82</i>
<i>Tableau III. 2 : paramètres du matériau du modèle d'Anand.....</i>	<i>82</i>
<i>Tableau III. 3 : Variables aléatoires pour l'analyse probabiliste.....</i>	<i>86</i>
<i>Tableau. IV. 1: Comparaison des résultats par les méthodes avec et sans couplage.....</i>	<i>94</i>
<i>Tableau. IV. 2: Propriétés des matériaux.....</i>	<i>96</i>
<i>Le tableau ci-dessus (cf. Tableau. IV. 3) présente les résultats du programme d'optimisation fiabiliste implémenté sous Matlab couplé avec Ansys pour déterminer la position optimale de la cinquième vis.</i>	<i>97</i>
<i>Tableau. IV. 4 : Comparaison des résultats déterministes et d'optimisation fiabiliste.....</i>	<i>98</i>
<i>Tableau. IV. 5 : Comparaison de résultats.....</i>	<i>105</i>
<i>Tableau. IV. 6: Comparaison des résultats déterministes et évolutionnaires.....</i>	<i>109</i>

Table des matières

Remerciements.....	ii
Résumé.....	iii
Abstract.....	v
Liste des abréviations.....	vi
Liste des figures	vii
Liste des tableaux	x
Table des matières.....	xi
Introduction générale.....	1
Chapitre I : Fiabilité et optimisation des composants électroniques : Etat de l'art	4
I. 1 Introduction.....	5
I. 2 Equipements électroniques.....	5
I. 2. 1 Circuit imprimé.....	5
I. 2. 2 Composants électroniques.....	6
I. 2. 3 Joints de brasage	8
I. 3 Modes de défaillance des équipements électroniques.....	8
I. 4. 1 Chocs mécaniques.....	10
I. 4. 2 Fatigue et vieillissement.....	11
I. 4. 2. 1 Fatigue thermique.....	11
I. 4. 2. 2 Décollement de fils de connexion	12
I. 4. 2. 3 Fracture de fils de connexion.....	13
I. 4. 2. 4 Déformation des métallisations en surface de puce.....	13
I. 4. 2. 5 Fracture des substrats et des puces.....	14
I. 4. 3 Fluage.....	15
I. 4. 4 Friction	15
I. 4. 5 Fatigue des brasures.....	16
I. 4 Fiabilité des structures	16
I. 4. 1 Définition de la fiabilité	17
I. 4. 2 Origine des incertitudes.....	17

I. 4. 3	Notions fondamentales en fiabilité.....	18
I. 4. 3. 1	Scénario de défaillance	18
I. 4. 3. 2	Surface d'état limite	19
I. 4. 3. 3	Fonction d'état limite	19
I. 4. 3. 4	Probabilité seuil	19
I. 4. 3. 5	Indice de fiabilité	20
I. 4. 4	Démarche fiabiliste	23
I. 4. 5	Analyse de fiabilité	23
I. 4. 5. 1	Méthode de simulation Monte Carlo	25
I. 4. 5. 2	Méthodes d'approximation	25
I. 4. 5. 3	Méthodes de la surface de réponse.....	28
I. 4. 6	Couplage mécano-fiabiliste	28
I. 5	Optimisation des structures	28
I. 5. 1	Formulation de l'optimisation de la conception	29
I. 5. 2	Optimisation déterministe	29
I. 5. 3	Optimisation fiabiliste.....	30
I. 5. 3. 1	Analyse de l'optimisation fiabiliste.....	31
I. 5. 3. 2	Formulation de l'optimisation fiabiliste	32
I. 5. 3. 3	Méthodes de l'optimisation fiabiliste	33
I. 6	Conclusion	34
	Chapitre II : Fiabilité des joints de brasure: Drop-test.....	37
II. 1.	Introduction.....	37
II. 2.	Le drop test selon le standard JEDEC.....	37
II. 2. 1	Description de la procédure du drop test selon JEDEC.....	38
II. 2. 2	Test physique	39
II. 2. 2. 1.	Phase préparatoire.....	39
II. 2. 2. 2.	Test effectif.....	40
II. 2. 2. 3.	La fiabilité des billes de brasage	41
II. 3.	Élaboration d'un modèle numérique de simulation du drop test	42
II. 3. 1.	Modèle géométrique de simulation	42
II. 3. 2.	Modélisation du drop-test.....	45
II. 3. 3.	Résultats de la simulation.....	47
II. 4.	Améliorations du modèle numérique de simulation du drop test	50
II. 4. 1	Construction de la géométrie bloc par bloc	50

II. 4. 2	Élaboration d'un modèle statique du drop test	54
II. 4. 3	Construction du modèle complet	57
II. 4. 4	Introduction des plots en cuivre et des μ PILR TM dans les billes de brasage.....	59
II. 4. 5	Introduction de la plasticité au niveau des billes de brasage	63
II. 5.	Conclusion	64
Chapitre III : Fatigue thermique des joints de brasure.....		85
III. 1.	Introduction.....	67
III. 2.	Sollicitations thermomécaniques appliquées aux cartes électroniques.....	68
III. 2. 1	Essais de vieillissement thermomécaniques accélérés	68
III. 2. 2	Comportement des assemblages en thermomécanique	68
III. 3.	Lois de comportement des alliages de type SnAgCu	69
III. 3. 1	Comportement en fluage	70
III. 3. 2	Comportement viscoplastique.....	72
III. 4.	Modèles de fatigue thermique.....	74
III. 4. 1	Approche basée sur la contrainte	74
III. 4. 2	Approche basée sur la déformation plastique.....	74
III. 4. 3	Approche basée sur le fluage.....	76
III. 4. 4	Approche par l'énergie.....	77
III. 4. 5	Approche par endommagement.....	78
III. 5.	Élaboration d'un modèle numérique de simulation de la fatigue des joints.....	79
III. 5. 1.	Modèle géométrique.....	80
III. 5. 2.	Chargement thermique.....	81
III. 5. 3.	Propriétés des matériaux	82
III. 5. 4.	Modèle de fatigue thermique.....	83
III. 6.	Méthodologie de l'approche probabiliste	84
III. 6. 1.	Simulation Monte Carlo (MCS).....	85
III. 6. 2.	Analyse de la variabilité.....	86
III. 6. 3.	Analyse de la sensibilité des paramètres	87
III. 7.	Conclusion	89
Chapitre IV : Optimisation fiabiliste et optimisation globale des équipement électroniques...111		
IV. 1.	Introduction.....	91
IV. 2.	Optimisation fiabiliste	91
IV. 2. 1	Approche d'optimisation fiabiliste.....	91

IV. 2. 2 Applications.....	92
IV. 3. Optimisation globale par les métaheuristiques.....	99
IV. 3. 1. Méthode hybride d'optimisation.....	99
IV. 3. 2. Algorithmes génétiques.....	100
IV. 3. 3. Optimisation par essaim de particules.....	100
IV. 3. 4. Applications.....	105
IV. 3. 4. 1. Optimisation de la position de la vis d'une carte électronique.....	105
IV. 3. 4. 2. Optimisation du joint de brasure.....	106
IV. 3. 4. 2. 1. Modèle de simulation.....	106
IV. 3. 4. 2. 2. Modèle mathématique :.....	107
IV. 3. 4. 2. 3. Résultats.....	109
IV. 4. Conclusion.....	109
Conclusion générale et perspectives.....	130
Bibliographie.....	132

Introduction générale

Les systèmes électroniques embarqués jouent un rôle très important dans plusieurs domaines, tels que l'industrie automobile, l'aéronautique, les télécommunications, le secteur médical... etc. Afin d'assurer un bon fonctionnement, les systèmes électroniques doivent être fiables.

La fiabilité est un vaste domaine contribuant à la compréhension, à la modélisation et à la prédiction des mécanismes de dégradation et de vieillissement susceptibles de conduire le composant à la défaillance et le système à la panne.

La connaissance des relations entre les limites physiques, les défauts intrinsèques, les imperfections technologiques et les contraintes environnementales et internes constitue le sujet de cette activité vaste et complexe. Cette connaissance reste sans doute une réalité difficilement admissible, mais nous devons nous en rapprocher. La fiabilité peut toujours apporter des solutions efficaces : adapter les contraintes aux limites physiques, protéger le composant à l'égard d'agressions internes ou externes, ou inversement faire évoluer les composants pour les rendre plus robustes et plus tolérants à l'égard des contraintes réelles.

Contexte de l'étude

La fiabilité des équipements électroniques est essentiellement liée à celle des joints de brasure. Tout au long de leur cycle de vie, ces joints doivent répondre à des niveaux de fiabilité élevés. La conception des systèmes embarqués et le choix des technologies et des matériaux des composants électroniques doivent permettre d'assurer des durées de vie répondants aux spécificités de chaque application de l'assemblage.

Toutes les fonctions électroniques nécessaires au bon fonctionnement doivent être assurées par les composants et les cartes électroniques dans des conditions de température et de choc mécanique sévères. Les joints de brasure sont des interconnexions sensibles des assemblages électroniques. La thèse se focalise sur le comportement de ces joints assurant le maintien mécanique des composants sur le circuit imprimé des cartes et l'interconnexion électrique des différents organes constituant la carte électronique.

La plupart d'entre nous possède un téléphone et un ordinateur portable. Avec la miniaturisation de ces produits électroniques, la fréquence des chutes accidentelles augmente. Ceci peut causer la rupture des joints de brasage présents dans ces produits et entraîne leur défaillance. L'essai de chute connue sous la dénomination « drop-test » est la méthode la plus utilisée pour l'évaluation de la fiabilité des joints de brasage. Cependant, l'essai réel est très coûteux en matériel et en heure de travail.

Le premier objectif de la thèse est de proposer un modèle numérique de simulation du drop-test des billes de brasage pour diminuer le nombre de tests réels.

La prise en compte de l'incertitude dans l'analyse mécatronique est indispensable pour un dimensionnement optimal des structures. C'est dans ce but que les approches probabilistes se sont développées depuis plusieurs décennies. Ces méthodes permettent d'étudier la fiabilité de composants ou de systèmes et l'influence de la variabilité des paramètres de conception sur leur comportement. Les méthodes de couplage mécano-fiabiliste permettent d'intégrer les modélisations mécatroniques de plus en plus complexes (comportement non-linéaire, dynamique, fatigue, mécanique de la rupture, etc), pour rendre efficace et exploitable les études de fiabilité. **Le deuxième objectif de la thèse** est de développer un modèle probabiliste pour évaluer le nombre de cycles en fatigue des joints de brasage.

Les méthodes d'optimisation permettent l'augmentation des performances et la réduction des coûts des structures électroniques. L'objectif de la conception de structures économiques et performantes a suscité de nombreux progrès dans les domaines de la modélisation et de l'optimisation, permettant l'analyse des structures de plus en plus complexes. Cependant, la conception optimisée sans prise en compte des incertitudes sur les paramètres, risque de ne pas respecter certains critères de fiabilité. L'optimisation fiabiliste constitue une nouvelle discipline introduisant des critères de fiabilité dans la recherche de la configuration optimale. Elle a pour objectif de définir le meilleur compromis entre la réduction du coût et l'assurance de la fiabilité, en intégrant les incertitudes sur les variables du système. **Le troisième objectif de la thèse** est de réaliser une optimisation fiabiliste pour introduire des critères de fiabilité dans la recherche de la configuration optimale des composants électroniques. **Le dernier objectif de la thèse** est d'appliquer une optimisation globale par une nouvelle méthode hybride entre les algorithmes génétiques et la méthode d'optimisation par essaim de particules pour déterminer les géométries optimales d'une carte électronique et d'un joint de brasure.

Contenu du mémoire

Ce manuscrit est divisé en quatre chapitres.

La première partie du **premier chapitre**, est consacrée à une synthèse bibliographique sur les équipements électroniques : les composants, les circuits imprimés et les types de joints de brasage. Pour comprendre les gammes de contraintes et de déformations rencontrées, la deuxième partie du chapitre décrit les différents modes de défaillances des produits électroniques dans les joints brasés. La théorie de la fiabilité, les méthodes d'optimisation et d'optimisation fiabiliste y sont ensuite détaillées.

Dans une première partie du **deuxième chapitre**, une description de la procédure du drop-test, selon le standard JEDEC [**JEDEC 2003**, **JEDEC 2004 a**, **JEDEC 2004 b**], est décrite. L'appareillage, utilisé dans le test réel et la procédure de sa réalisation, sont aussi détaillés.

La deuxième partie du chapitre est dédiée au modèle numérique élaboré pour la simulation du drop-test. Il consiste à simuler numériquement le choc mécanique d'une carte électronique.

La dernière partie de ce chapitre est consacrée aux améliorations apportées aux joints de brasés pour améliorer leur fiabilité.

Le troisième chapitre, dans sa première partie, présente une synthèse bibliographique portant sur les sollicitations thermomécaniques, les lois de comportement utilisées dans les calculs de la durée de vie et les modèles de fatigue appliqués aux joints de brasure.

La deuxième partie du chapitre est consacrée au modèle probabiliste développé pour évaluer le nombre de cycles à la rupture du joint de brasage le plus critique d'un composant électronique. Ce modèle est basé sur la modélisation par 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 brasure et les incertitudes dues à la variabilité des propriétés géométriques des éléments de l'assemblage et des fluctuations thermiques dans les conditions d'utilisation.

La première partie **du quatrième chapitre** est consacrée à la méthode d'optimisation fiabiliste développée pour identifier la géométrie optimale d'une carte électronique et d'un joint de brasure avec un niveau de fiabilité cible. La deuxième partie du chapitre expose l'optimisation géométrique d'une carte électronique et d'un joint de brasure par une nouvelle méthode d'optimisation hybride entre les algorithmes génétiques, et la méthode de l'optimisation par essaim de particules. Cette méthode est réalisée dans le cadre d'une collaboration entre les deux équipes de recherche ERD3M et l'équipe des mathématiques appliquées ERMA à l'EMI.

Ce mémoire se termine, par une conclusion générale qui permet de préciser les apports de cette thèse qui consistent à:

- ✚ développer un modèle numérique pour la simulation du drop-test d'une carte électronique,
- ✚ prédire la durée de vie en fatigue des joints de brasure en environnement incertain,
- ✚ déterminer la géométrie optimale qui assure un niveau cible de fiabilité d'une carte électronique,
- ✚ l'application d'une nouvelle méthode d'optimisation pour déterminer la géométrie optimale d'une carte électronique et d'un joint de brasure.

Chapitre I :

Fiabilité et optimisation des composants électroniques : Etat de l'art

I. 1	Introduction.....	5
I. 2	Équipements électroniques.....	5
I. 2. 1	Circuit imprimé	5
I. 2. 2	Composants électroniques.....	6
I. 2. 3	Joints de brasage.....	8
I. 3	Modes de défaillance des équipements électroniques.....	8
I. 4. 1	Chocs mécaniques	10
I. 4. 2	Fatigue et vieillissement	11
I. 4. 3	Fluage	15
I. 4. 4	Friction.....	15
I. 4. 5	Fatigue des brasures.....	16
I. 4	Fiabilité des structures	16
I. 4. 1	Définition de la fiabilité.....	17
I. 4. 2	Origine des incertitudes.....	17
I. 4. 3	Notions fondamentales en fiabilité.....	18
I. 4. 4	Démarche fiabiliste	23
I. 4. 5	Analyse de fiabilité	23
I. 4. 6	Couplage mécano-fiabiliste	28
I. 5	Optimisation des structures	28
I. 5. 1	Formulation de l'optimisation de la conception	29
I. 5. 2	Optimisation déterministe	29
I. 5. 3	Optimisation fiabiliste.....	30
I. 6	Conclusion	34

I. 1 Introduction

Dans le domaine de l'électronique embarquée, l'impact de la bonne conception d'une structure est très important sur son fonctionnement, sa résistance et sa durée de vie. L'amélioration des techniques de conception des microstructures évolue de manière très remarquable. Les cartes électroniques sont des organes qui remplissent des fonctions stratégiques dans les systèmes embarqués. Elles doivent répondre à des exigences de fiabilité élevées durant leur cycle de vie.

Cependant, la conception optimisée sans prise en compte des incertitudes sur les paramètres d'entrée, peut ne pas respecter certains critères de fiabilité. L'optimisation fiabiliste constitue une nouvelle approche introduisant des critères de fiabilité dans la recherche de la configuration optimale. Elle a pour objectif de définir un bon compromis entre la réduction du coût et l'assurance de la fiabilité, en intégrant les incertitudes sur les variables du système.

Dans la première partie de ce chapitre, nous présentons une synthèse bibliographique sur les équipements électroniques, à savoir les composants, les circuits imprimés et les types de joints de brasage [DOMPIERRE 2011, GRIEU 2010]. La deuxième partie est dédiée aux différents modes de défaillances des composants électroniques pour comprendre les niveaux de contraintes et de déformations rencontrés dans les joints brasés, en nous appuyant sur les travaux de Mauro Ciappa [CIAPPA 2002], de la thèse de Micol [MICOL 2007], de l'ouvrage de Lau [LAU 1997] et de l'article de Ye [YE 2002]. Nous abordons ensuite la théorie de la fiabilité en nous basant sur l'ouvrage de Lemaire [LEMAIRE 2005]. La dernière partie est consacrée aux méthodes d'optimisation et d'optimisation fiabiliste en nous appuyant sur la thèse de AOUES [AOUES 2008], sur l'ouvrage de Tsompanakis [TSOMPANAKIS 2008], et sur la thèse de KHARMANDA [KHARMANDA 2003].

I. 2 Equipements électroniques

Un équipement électronique est constitué d'un ensemble de plusieurs cartes électroniques assemblées, interconnectées entre elles afin de réaliser les fonctions souhaitées. Chaque carte électronique est composée par trois sous-éléments; la carte électronique nue, les composants électroniques et les joints de brasage qui permettent la liaison mécanique et électrique entre les composants et la carte.

I. 2. 1 Circuit imprimé

Le circuit imprimé ou PCB (Printed Circuit Board) (cf. figure I. 1) est une carte électronique qui assure deux rôles principaux : le support mécanique des composants et leur interconnexion électrique.

Le circuit imprimé est multicouche, il est constitué des couches conductrices en cuivre **CU** alternées avec des couches diélectriques de **FR4**, de fibre de verre ou d'autres matériaux isolants (cf. figure I. 2).

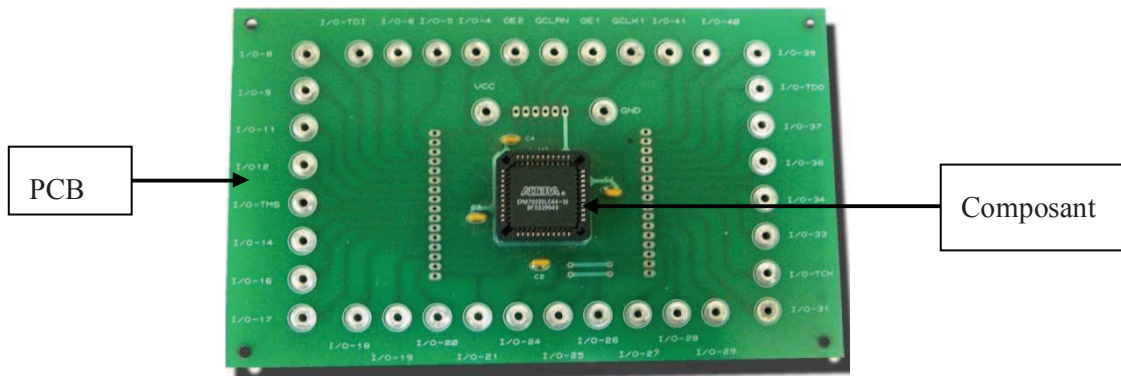


Figure I. 1 : Schéma d'une carte électronique avec un composant.

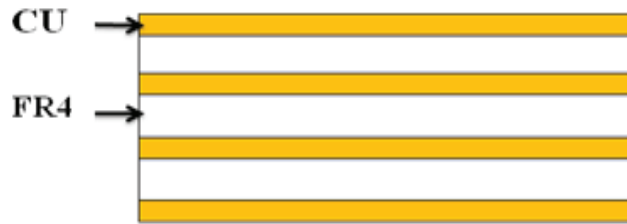


Figure I. 2 : Schéma des couches du PCB.

I. 2. 2 Composants électroniques

Les composants électroniques sont nombreux et disponibles en plusieurs types. Ils peuvent être classés en fonction du mode d'interconnexion entre le composant et le circuit imprimé. Les modes d'interconnexion peuvent être à broches traversantes, à pattes, à billes ou à assemblage direct (cf. Tableau I. 1).

Modes d'interconnexion	composant à braches	composant à pattes	composant à billes	Assemblage direct

- Composant
- Circuit imprimé
- Plage de report côté circuit imprimé
- Alliage d'assemblage
- Broche, patte, ou plage côté composant

Tableau I. 1: différents modes d'interconnexion entre les composants et la carte électronique.

Il existe de nombreux types de boîtiers et technologies de composants. La plupart des typologies et les principales variantes des boîtiers sont représentées dans le tableau suivant :


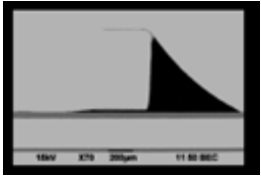
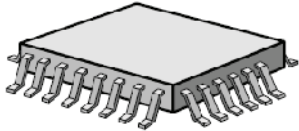
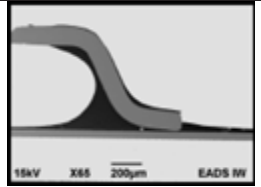
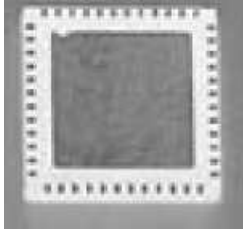
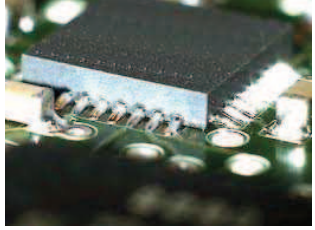

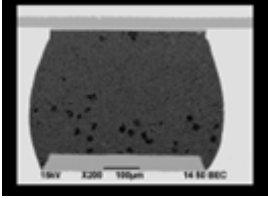
Désignation	Illustration du boîtier	Géométrie du joint de brasure
Sans broche « Chip »		
QFP (Quad Flat Package)		
QFN (Quad Flat No lead)		
BGA (Ball Grid Array)		

Tableau I. 2: Illustration des technologies d'assemblage électronique

✚ Les composants *chips* sont des composants passifs de types résistances et condensateurs de montage en surface à assemblage direct sans broche (cf. Tableau I. 2).

✚ Les boîtiers QFP (*Quad Flat Package*) sont des boîtiers à pattes placées sur les quatre côtés du composant afin d'augmenter le nombre des interconnexions (cf. Tableau I. 2). De nombreuses variantes existent en fonction du nombre de pattes, de l'écartement entre les pattes et de l'épaisseur du boîtier.

✚ Les boîtiers QFN (*Quad Flat No lead*) présentent une forme similaire aux boîtiers QFP à la différence que les pattes sont remplacées par des zones métallisées utilisées pour être soudées directement sur le circuit imprimé dans un souci de gain de place sur la carte électronique (cf. Tableau I. 2). Ce sont des composants à assemblage direct comme les chips. Afin d'augmenter le nombre des interconnexions, les nouvelles générations de QFN possèdent jusque trois rangées de zones métallisées sur les bords du composant.

✚ Les composants de type BGA (*Ball Grid Array*) sont équipés d'une matrice de billes sous le composant pour l'interconnexion avec la carte (cf. Tableau I. 2). Ainsi, lors de l'assemblage la composition du joint brasé dépend des billes, du composant et du métal d'apport. L'avantage principal de cette technique est d'offrir une plus grande densité d'interconnexion que les autres types de boîtiers. Les dimensions de la matrice de billes sont variables, de 5 à 50 mm de côté avec un écartement entre chaque bille compris entre 0,4 et 1,27mm.

I. 2. 3 Joints de brasage

L'interconnexion des composants avec le circuit imprimé est réalisée entre les zones de report en cuivre sur la carte électronique et les terminaisons métalliques côté composant. Cette interconnexion est assurée par les joints de brasage.

les joints de brasage sont les organes les plus sollicités parmi les trois éléments principaux d'un assemblage électronique (composants, carte nue, joints brasés). De nombreuses causes de défaillances peuvent être recensées dans un équipement électronique : par exemple des défauts du composant ou de la carte assemblée. Cependant, la défaillance de l'assemblage se localise généralement dans le joint brasé. La tenue mécanique de ces joints dépend de nombreux paramètres dont principalement la conception de la carte assemblée (alliage sélectionné, géométrie de la brasure, conception de la carte imprimée, matériaux de base et critères de qualité de fabrication) et le profil de mission de l'équipement électronique [DOMPIERRE 2011]. Dans la suite nous nous intéresserons aux joints brasés et particulièrement à leurs modèles de dégradation et à leur fiabilité.

I. 3 Modes de défaillance des équipements électroniques

Les composants électroniques en fonctionnement sont soumis à des mécanismes de dégradation et de vieillissement qui peuvent être fonctionnels (liés aux conditions de fonctionnement) ou environnementaux (liés à l'environnement, électrique ou non, du composant). La défaillance d'un équipement électronique peut intervenir tout au long de son cycle de vie. La durée de vie en service d'un équipement électronique comprend généralement trois phases principales caractérisées par des taux de défaillance spécifiques. Le taux de défaillance suit une courbe en baignoire divisée en trois zones (cf. Figure I. 3), où la défaillance intervient lors de ces trois zones [MICOL 2007] :

✚ **Zone de jeunesse** : Elle est caractérisée par un taux de défaillance décroissant avec le temps. Pendant cette période les composants les plus fragiles ou présentant des défauts seront éliminés. Nous l'appelons souvent en électronique la période de déverminage ou la période de rodage pour les matériels mécaniques. Cette période traduit souvent les défaillances précoces dues à des problèmes de conception (mauvais dimensionnement d'un composant...) ou dues à des défauts lors du processus de fabrication.

✚ **Zone de vie utile** : Elle est caractérisée par un taux de défaillance constant, où la défaillance est aléatoire, accidentelle et brutale. En d'autres termes, la défaillance peut survenir principalement lorsque les conditions d'utilisation de l'équipement dépassent ses

capacités, et cette défaillance du composant intervient instantanément. Ces modes de défaillance sont principalement dus à des causes externes au module. Cette période est souvent considérée la période d'exploitation des composants, elle doit être supérieure ou égale à la durée de mission du composant.

✚ **Zone d'usure ou de vieillissement** : Elle est caractérisée par un taux de défaillance croissant en fonction du temps. En effet, la durée de vie de l'équipement électronique n'est pas illimitée et le taux de défaillance augmente en fonction des sollicitations et du temps de fonctionnement du composant. Cette période caractérise le vieillissement du composant à cause de plusieurs phénomènes physiques.

Prédire le vieillissement consiste à observer la croissance du taux de défaillance. Anisi, deux paramètres déterminants peuvent caractériser le vieillissement : l'instant d'apparition du vieillissement et la cinétique du vieillissement, une fois celui-ci est déclenché.

Pour les équipements électroniques, cette courbe en baignoire indique des pannes de jeunesse s'estompant relativement vite, une zone à taux de défaillance constant et un vieillissement intervenant de façon uniforme sur les composants soumis aux mêmes conditions dans leurs cycles de vie. Nous nous intéressons par la suite de ce travail à la zone à taux de défaillance constant où les composants sont soumis à des pannes de régime extrême, ainsi qu'à la zone de vieillissement.

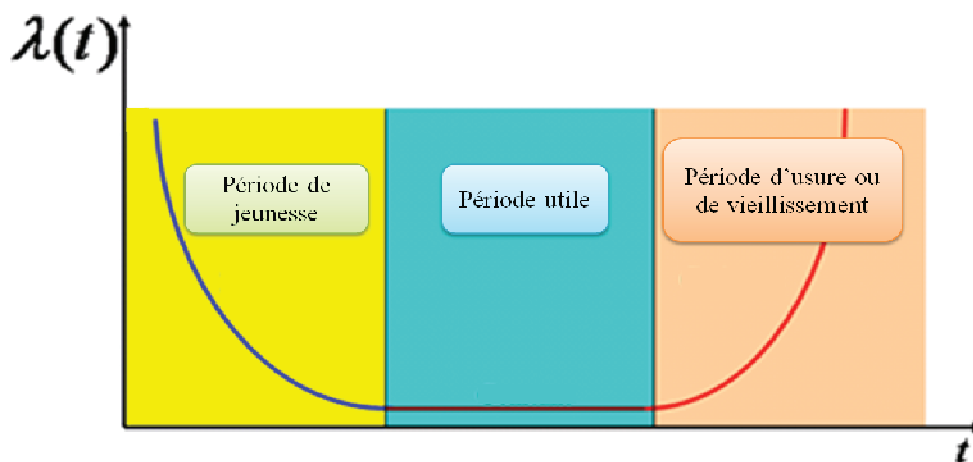


Figure I. 3 : Courbe en baignoire.

Le graphe de la figure I. 4 présente les mécanismes de défaillance des composants électroniques. Ils peuvent être classés en deux catégories : mécanismes d'usure et mécanismes de surcharge.

Les mécanismes d'usure impliquent que l'action de défaillance est progressive et répétée sur une longue période pour entraîner la panne du système. Celle-ci pourra se produire à une faible contrainte. Dans ce groupe, les origines peuvent être divisées en trois catégories : mécanique, électrique et chimique [BARNAT 2011].

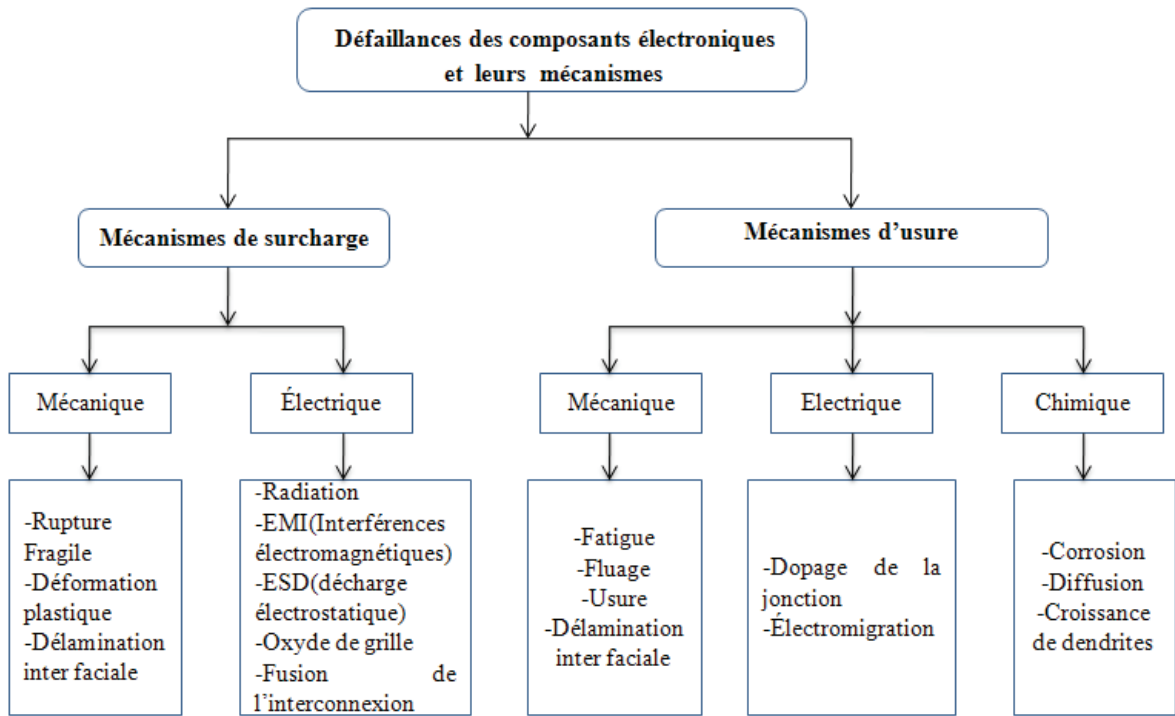


Figure I. 4: Défaillances des composants électroniques.

Les mécanismes de surcharge conduisent à la défaillance du système sous l'effet d'une seule et forte contrainte qui dépasse le seuil de résistance du composant. L'origine de la défaillance peut être mécanique ou électrique.

La défaillance d'un système est souvent le résultat de défaillances sous-jacentes, par exemple la rupture d'un matériau, un court circuit, etc. Ces défaillances se manifestent, sur des composants réels, par des pannes électriques, mais leur origine peut être thermique, mécanique, chimique, ..., etc. Dans la suite, nous allons détailler quelques mécanismes de défaillances de certains composants électroniques, en particulier les problèmes des chocs mécaniques, et les problèmes thermomécaniques liés à la variation de la déformation plastique et à la rupture des joints brasés. L'objectif de cette étude bibliographique est de délimiter les causes de dégradation et les mécanismes amenant à la défaillance des composants électroniques, et de déterminer ses conséquences.

I. 4. 1 Chocs mécaniques

Avec la miniaturisation des produits électroniques, la fréquence des chutes accidentelles augmente. Ces chutes causent la rupture du joint brasé, ce qui conduit à un mauvais fonctionnement ou à une défaillance du produit.

Afin d'assurer leur fonctionnement, les systèmes électroniques doivent être fiables. Toutefois, l'un des plus grands problèmes des systèmes mécatroniques embarqués concerne l'évaluation de leur fiabilité. L'essai de chute connu sous la dénomination « drop-test » est la méthode la plus utilisée pour évaluer la fiabilité des joints de brasure. Nous avons établie un modèle de ce test de chute pour simuler numériquement la

défaillance des joints de brasure et pour prédire leur fiabilité. La modélisation numérique de ce test de chute est détaillée au chapitre II.

I. 4. 2 Fatigue et vieillissement

La fatigue thermique des joints brasés est la cause majeure de la défaillance des équipements électroniques. Cette fatigue thermique est induite par les différents matériaux employés et possédant des propriétés hétérogènes. Ces équipements électroniques reposent en effet sur une structure complexe où des matériaux possédant des coefficients de dilatation thermique différents sont mis en contact. Sous des sollicitations thermique dues à l'environnement extérieur ou à l'échauffement des composants par effet Joule, le différentiel de dilatation entre les différents constituants des composants et des assemblages fait apparaître des déformations et des contraintes mécaniques. Ces déformations mécaniques engendrées peuvent être irréversibles à cause du comportement viscoplastique des matériaux utilisés et du phénomène du fluage. En outre, les principales causes de défaillance proviennent des contraintes de cisaillement générées par la dilatation différentielle au cours des cyclages thermiques. D'autres phénomènes physiques entrent en jeu dans la compréhension des modes de défaillance des modules. Des recensements de ces différents modes de défaillance ont été faites dans plusieurs travaux antérieurs [CIAPPA 2002, MICOL 2007, LAU 1997, YE 2002, BARNAT 2011]. Nous reprenons cet inventaire des différents mécanismes de dégradation et de vieillissement à l'intérieur des équipements électroniques.

I. 4. 2. 1 Fatigue thermique

La fatigue thermique représente la défaillance principale des composants électroniques au cours du temps de fonctionnement. L'impact dépend du type de sollicitations auquel est soumis le composant. Ainsi, les composants se voient contraints à des amplitudes thermiques qui induisent des contraintes thermo-mécaniques :

- ✚ amplitudes thermiques importantes, mais apparaissant juste lors de la mise sous tension du module : le module passe alors d'une température ambiante, voire froide dans certains cas, à la température de fonctionnement,
- ✚ amplitudes thermiques plus faibles, mais répétées tout au long du parcours lors des différentes sollicitations sur un profil de mission donné en fonction de la puissance qui est demandée.

L'équipement électronique se constitue de nombreux composants avec des matériaux différents. La fatigue concerne tous les composants de ces équipements et surtout les interfaces de deux matériaux différents.

Au cours du l'échauffement de l'équipement électronique, les matériaux se dilatent à des amplitudes différentes ce qui induit des contraintes et des déformations. Ces déformations peuvent devenir irréversibles et permanentes au cours des cycles thermiques.

La cumulation de ces déformations peut engendrer l'initiation d'une microfissure et la fatigue du matériau. Si la cause est la même pour tous les matériaux, elle n'entraîne pas les mêmes conséquences et les mêmes modes de défaillance. Nous énumérons dans les paragraphes suivants les différents mécanismes de défaillance conduisant à la dégradation des composants électroniques.

I. 4. 2. 2 Décollement de fils de connexion

Dans le cas d'un composant électronique le décollement de fils de connexion de la puce (Bonding Wire) (cf. Figure I. 5), est due à l'apparition de micro-fissures au niveau de la soudure entre le fil de connexion et la puce (cf. Figure I. 6). Les connexions sont réalisées au moyen d'une soudure par ultrason entre les fils en aluminium et la puce. Bien que la puce est généralement recouverte en aluminium, la différence de coefficient thermique de dilatation du fil et de la puce induit des contraintes thermiques qui, au cours des cycles, génèrent des micro fissures et par conséquent le décollement du fil de connexion [MICOL 2007].

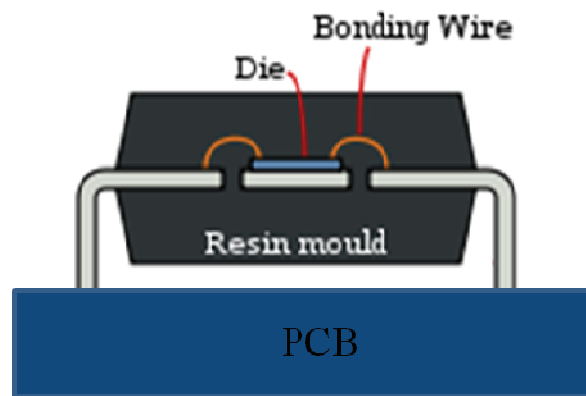


Figure I. 5: Exemple de fils de connexion

La figure I. 6 présente une image réelle de décollement d'un fil de connexion tirée des travaux de Ciappa [CIAPPA 2002].

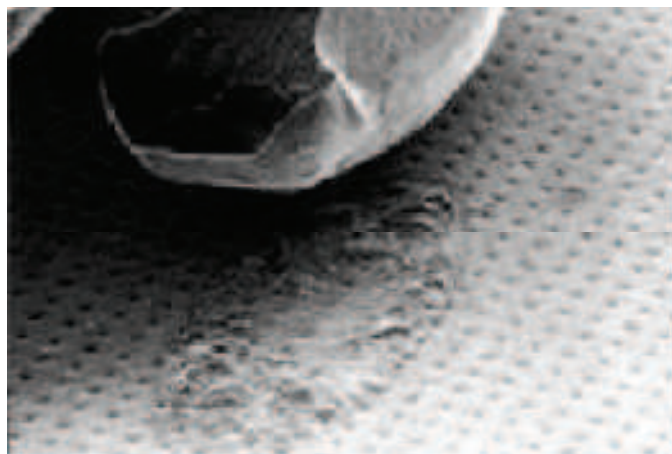


Figure I. 6: Décollement des fils de connexion.

I. 4. 2. 3 Fracture de fils de connexion

La mise en cycles thermiques des composants électroniques provoque la fissuration des fils de connexion. En effet, l'impact de la dilatation se ressent au niveau des interfaces entre matériaux. La dilatation des fils induit une flexion de ceux-ci. Ainsi, pour un fil de 1cm, une variation de température de 50°C provoque un allongement de 10 μm et un accroissement de l'angle du fil par rapport à la métallisation de 0,05°C [MICOL 2007]. Cette flexion peut entraîner une craquelure au niveau de fil de connexion [CIAPPA 2002]. (cf. Figure I. 7).

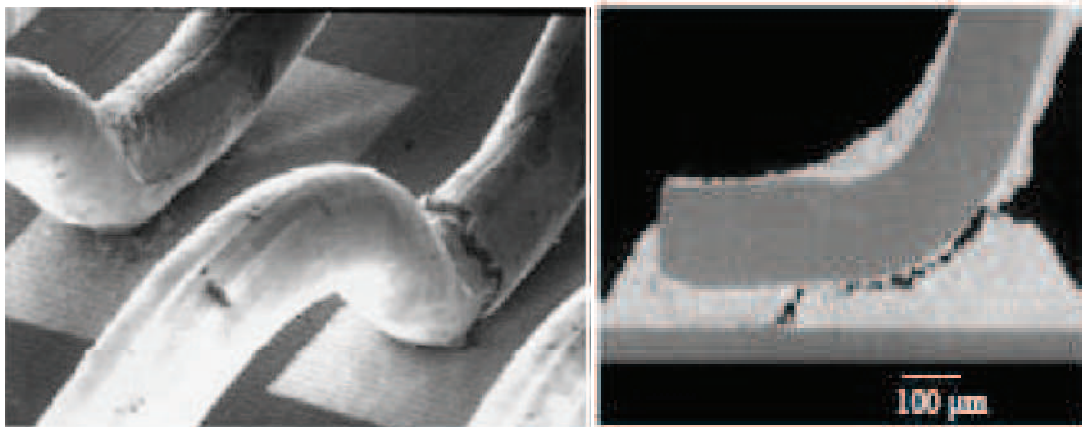


Figure I. 7: fracture des fils de connexion.

I. 4. 2. 4 Déformation des métallisations en surface de puce

La différence de coefficient de dilatation entre les matériaux concerne aussi les métallisations d'aluminium qui sont en contact avec le silicium. cette différence de coefficient de dilatation est suffisante pour faire sortir la métallisation de son comportement linéaire. Des dislocations et des glissements de grains apparaissent alors et ont pour conséquence l'extrusion et la cavitation des grains qui augmentent la résistance électrique de la métallisation. Au final, ce phénomène entraîne la défaillance du composant. Le problème est plus accentué par le fait que la métallisation se trouve directement en contact avec la source émettrice de chaleur où l'inertie thermique est rapide (de l'ordre de quelques millisecondes). La métallisation subit donc plusieurs cyclages générant les déformations plastiques en peu de temps. La figure I.8 présente la déformation d'une métallisation avec et sans la couche de passivation [CIAPPA 2002].

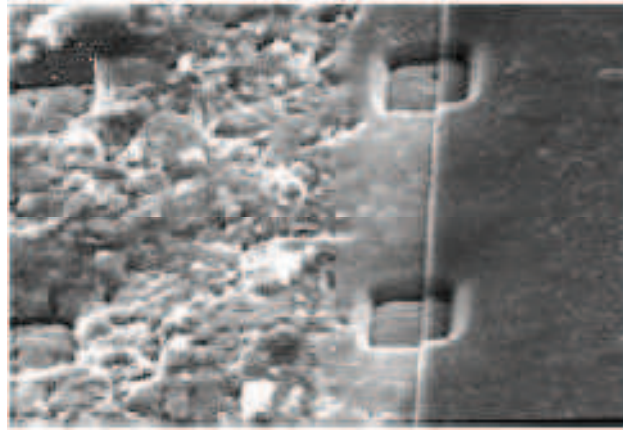


Figure I. 8: déformation de la surface d'une métallisation.

I. 4. 2. 5 Fracture des substrats et des puces

Quelques matériaux dits fragiles sont utilisés dans le multi-couche des composants électroniques. Ainsi, le silicium et le substrat en céramique répondent aux lois de ces matériaux dont le principal aspect en terme de fiabilité reste le fait qu'une rupture du matériau peut intervenir sans fatigue ni déformations plastiques préalables, puisque ces matériaux ont un comportement plutôt fragile que ductile. Ceci est dû à la présence de micro-fissures dépassant une certaine longueur critique et suffisante pour engendrer la rupture. Ce genre de défaillance apparaît donc souvent directement après la mise en service du composant. Les défauts ne dépassant pas une longueur critique peuvent quant à eux se développer sous chargement cyclique. Nous pouvons donc retrouver ces ruptures du substrat lors de sa phase de montage sur la plaque de refroidissement lorsque celle-ci présente des défauts de planéité, ce qui entraîne la mise en court-circuit de la puce. Ces mêmes ruptures peuvent se retrouver dans la puce lors de chocs thermiques lorsque celle-ci est au départ relativement froide et génère un flux important entraînant de forts gradients de température. La dilatation ne pourra être compensée par la déformation des couches voisines. La figure I. 9 montre la rupture du substrat en alumine d'un module IGBT, soumis au cyclage thermique [CIAPPA 2002].

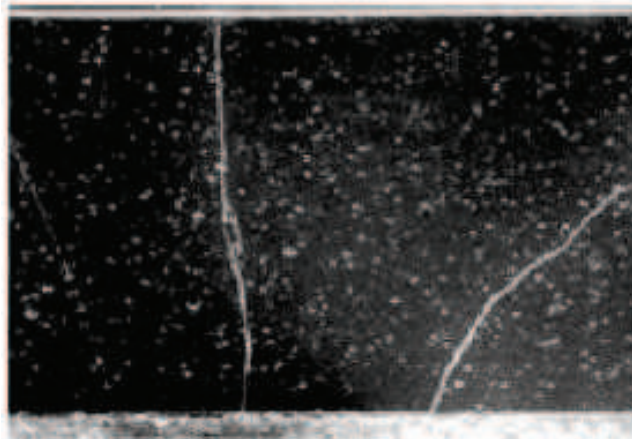


Figure I. 9 : rupture du substrat d'un module

Le tableau I. 3 résume les différents mécanismes de vieillissement des composants soumis au cyclage thermique [VALLON 2003].

Modes de dégradation	conséquences	Modes de défaillance
Déconnexion des faisceaux de bonding	Auto-échauffement, ouverture des bondings amenant la génération d'arcs électriques dans le gel silicone et le risque d'explosion	Détérioration de la métallisation, puce en circuit ouvert
Craquelures au niveau des faisceaux de bonding	Augmentation de la résistivité au niveau du contact, auto échauffement, ouverture des bondings	Puce en circuit ouvert
Déformation des métallisations en aluminium	Dégradation limitée de la résistance de la métallisation, auto échauffement, ouverture des faisceaux de bonding ou dépassement de la température intrinsèque du silicium	Puce en circuit ouvert ou puce en court-circuit
Cassure au niveau du substrat et des puces	Claquage diélectrique de la couche, création d'un échauffement intense, augmentation du courant de fuite	Puce en court-circuit ou court-circuit entre la puce et le radiateur
Fatigue des brasures et délaminage des puces	Augmentation de la résistance thermique sous la puce, élévation de la température de jonction, dépassement de la température intrinsèque du silicium	Puce en court-circuit

Tableau I. 3 : mécanismes de vieillissement des composants soumis au cyclage thermique.

I. 4. 3 Fluage

A des températures élevées, un matériau soumis à une contrainte inférieure ou supérieure à sa limite d'élasticité, présente une déformation plastique évoluant dans le temps et pouvant conduire éventuellement à la rupture [BARNAT 2011]. Ce phénomène, appelé fluage, peut donc être à l'origine de la diminution de la durée de vie de certains matériaux dont la température de fusion est faible.

I. 4. 4 Friction

il s'agit d'un phénomène physique issu du frottement solide créé par le mouvement entre deux matériaux en contact. Ce mécanisme est difficilement modélisable par rapport au frottement fluide qui peut se modéliser en première approximation à une composante linéaire. Le frottement solide est plus complexe car il fait intervenir la rugosité, les forces de surface et la présence éventuelle de lubrifiants. Ce mécanisme peut entraîner des problèmes d'usure mécanique, de la génération de débris qui peuvent, à leur tour, être assimilés à des particules contaminantes [BARNAT 2011].

I. 4. 5 Fatigue des brasures

La fatigue des brasures représente le mode de défaillance le plus courant des composants électroniques. Plusieurs brasures sont utilisées dans un équipement électronique en fonction du type de boîtier.

Dans le cas des boîtiers moulés par connexions avec fils de bonding, il existe deux brasures qui assemblent d'une part la puce sur le substrat et d'autre part le substrat à la semelle. La brasure la plus critique est celle qui lie le substrat et la semelle puisque c'est dans cette interface que la différence des coefficients de dilatation entre les deux matériaux est la plus forte. Elle fait en outre intervenir des dimensions de brasures importantes.

La fatigue dépend de la brasure utilisée ainsi que du processus de fabrication. Nous retrouvons plusieurs gammes de brasure faisant varier la concentration d'étain et de plomb, changeant, d'une part, le point de fusion et, d'autre part, leur résistance à la fatigue. Depuis la directive européenne RoHS 2, ces types de brasure sont à proscrire à cause du caractère nocif du plomb. Il existe alors différentes alternatives de brasure à base d'argent et/ou de cuivre. Nous pouvons noter les brasures Sn/Ag et Sn/Ag/Cu pour les plus communes.

La fatigue des brasures provient de deux phénomènes. D'une part, la différence de CTE locale: la brasure est alors fatiguée par son confinement entre deux matériaux possédant des CTE différents. D'autre part, ces brasures sont soumises à un effet de différence de CTE global du sandwich. Le switch entier tend à se déformer sous l'action de la chaleur ce qui induit des déformations, et donc des contraintes, au niveau des connexions. Les modèles d'évaluation du nombre de cycles avant défaillance utilisent plusieurs approches. Puisque cette défaillance est la plus importante et qu'elle fera l'objet de l'étude fiabiliste, ces modèles seront traités dans le chapitre III.

I. 4 Fiabilité des structures

La fiabilité est un paramètre de décision utile pour mesurer la sécurité d'un composant électronique. Satisfaire les exigences de fiabilité est nécessaire pour assurer un degré de sécurité suffisant au niveau de la conception. Une telle exigence peut être soit dérivée de l'optimisation dans une analyse décisionnelle, soit être calibrée sur un niveau de sécurité obtenu à partir d'une analyse déterministe conventionnelle, soit par une analyse de fiabilité prévisionnelle. La seconde approche repose sur le principe que les pratiques de conception conventionnelles conduisent à des dimensionnements optimaux vis-à-vis de la sécurité et de l'économie. La dernière approche repose sur des modèles de probabilité mathématiques et de vieillissement physique du comportement de chaque composant. Ces modèles sont établis par retour d'expérience et par la réalisation d'essais visant à permettre de modéliser le comportement en fiabilité. Les résultats des calculs obtenus permettent d'estimer le taux de défaillances de systèmes électroniques.

Cette partie de ce chapitre présente les principes de base du calcul fiabiliste ainsi que les différentes méthodes utilisées. Il met en évidence les difficultés de mise en œuvre d'une approche couplant mécanique et statistique. Il aboutit à proposer des pistes de travail pour augmenter la fiabilité des équipements électroniques.

I. 4. 1 Définition de la fiabilité

Définition technique donnée par L'AFNOR « Aptitude d'un dispositif à accomplir une fonction requise dans des conditions données, pendant une durée donnée. Le terme est utilisé comme caractéristique désignant une probabilité de succès ou un pourcentage de succès ».

L'approche fiabiliste permet d'introduire une mesure quantitative du risque de défaillance, au moyen d'une démarche probabiliste pour la modélisation des incertitudes et des aléas. En effet, le problème de la fiabilité des structures est basé sur deux aspects fondamentaux : une connaissance physique des phénomènes mécaniques et des différents mécanismes de défaillance, d'une part, et une connaissance statique des paramètres du modèle mécanique, d'autre part.

L'approche fiabiliste permet de modéliser les incertitudes au moyen d'une démarche probabiliste.

I. 4. 2 Origine des incertitudes

La fiabilité repose sur la modélisation par des modèles mathématiques de probabilité et de vieillissement physique du comportement de chaque composant. Pour bien modéliser le problème il faut intégrer les sources d'incertitudes. Trois sources majeures d'incertitudes peuvent être identifiées :

- ✚ les éléments d'environnement (courant, charges d'exploitation) qui sont à l'origine les différents chargements appliqués sur une structure ;
- ✚ les données géométriques et mécaniques caractérisant la structure ;
- ✚ le caractère imparfait des modèles théoriques utilisés pour représenter les phénomènes (idéalisations, imperfections, mauvaise compréhension des problèmes, etc.).

Ces incertitudes peuvent être classées en trois grandes catégories :

- ✚ **les incertitudes physiques** dites aussi intrinsèques : elles proviennent du caractère physiquement aléatoire d'un phénomène (variabilité de la hauteur de houle ou de la vitesse du vent). Ces incertitudes ne peuvent être éliminées ni même réduites ;
- ✚ **les incertitudes de connaissance** : incertitude de mesure due au caractère imparfait de l'instrument utilisé, incertitude statistique due à un manque d'information (par exemple, estimation d'une variable à partir d'une base de données ne contenant qu'un petit nombre d'observations), incertitude de

modèle qui peut provenir aussi bien du choix d'une loi de distribution pour représenter une incertitude, que du caractère imparfait d'une représentation de la physique d'un phénomène (par exemple la formulation mathématique du flambement d'une poutre). Les incertitudes de cette deuxième catégorie peuvent être réduites en rassemblant de nouvelles informations. Ces incertitudes sont souvent modélisées par la théorie des probabilités.

✚ **Les incertitudes de modélisation** : La modélisation d'un système, d'un comportement ne vient au départ que de l'esprit de l'homme qui a su imaginer une représentation, mettre en place des concepts, expérimenter sur des systèmes réels afin de valider son modèle par rapport à une réalité. La modélisation se heurte à la connaissance humaine de la physique et des outils mathématiques qui les interprètent. Cette part entre la formulation du modèle et la réalité représente donc un aléa de modélisation. Nul ne connaît alors la marge qui existe entre cette représentation et les phénomènes intervenant effectivement dans le système. Par ailleurs, la plupart des modèles que le concepteur utilise n'est qu'une simplification d'une physique complexe et sur un domaine borné d'utilisation ou d'expérimentation.

Toutes ces formes d'incertitude sont néanmoins traitées de la même manière dans l'analyse indépendamment de leur origine. Une autre source d'incertitudes, non moins importante, est liée aux erreurs humaines et organisationnelles ; mais elle sort du cadre de ce travail.

La certitude sur la non-défaillance n'existe pas. Il existe des événements ou combinaison d'événements (surcharge et mauvaise résistance) qui avec plus ou moins de probabilité d'occurrence peuvent conduire à la défaillance. Ce n'est que lorsque cette probabilité est considérée comme négligeable qu'une approche purement déterministe peut être justifiée.

I. 4. 3 Notions fondamentales en fiabilité

Avant de présenter les méthodes de fiabilité, nous introduisons les principes de base de la fiabilité appliquée aux problèmes de mécanique des structures : notion de scénario de défaillance, de domaines de sûreté et de défaillance, d'état limite, de probabilité de défaillance cible, et d'indice de fiabilité.

I. 4. 3. 1 Scénario de défaillance

L'analyse de la sécurité d'un élément de structure nécessite de fixer un critère qui permet de séparer deux domaines :

- ✚ le domaine de défaillance (R).
- ✚ le domaine de sécurité (S).

Pour préciser ces deux espaces, il faut définir le mode de défaillance de l'élément : celui-ci peut être un déplacement excessif, une contrainte supérieure à une valeur de référence, ou plus simplement lorsque la sollicitation est supérieure à la résistance. Dans tous les cas cela passe par la définition d'une fonction d'état limite, puisque le mode de défaillance

s'exprime en termes d'écart entre une réalisation d'un état mécanique de l'élément et une réalisation d'un état extrême de résistance.

I. 4. 3. 2 Surface d'état limite

Le choix du mode de défaillance permet, en général, la mise en équation de la surface d'état limite qui se trouve à la frontière entre l'espace de sécurité S et l'espace de défaillance R. $G(x)=0$ définit conventionnellement la surface d'état limite.

$$G(x) = R \{x_1, \dots, x_n\} - S \{x_1, \dots, x_n\} = 0 \quad (I. 1)$$

Où $S(x)$ représente la sollicitation, $R(x)$ la résistance et $x = (x_1, \dots, x_n)$ le vecteur des variables aléatoires décrivant l'élément, son chargement et son modèle de défaillance.

Dans le cadre des méthodes probabilistes, la marge de sécurité G apparaît comme une variable aléatoire de même que la résistance et la sollicitation. Lorsque $G > 0$, la structure est dans l'espace de sécurité ; lorsque $G < 0$, elle est dans l'espace de défaillance. L'équation $G=0$ (ensemble de réalisations des x_i correspondant à une marge nulle) définit une surface appelée surface d'état limite.

I. 4. 3. 3 Fonction d'état limite

Pour une formulation de la surface de défaillance, nous pouvons définir une fonction $G(x)$ représentant les valeurs prises par la marge de sécurité. Cette fonction est appelée fonction d'état limite. Par convention, elle doit vérifier les critères suivants :

- ✚ $G(x) > 0$ zone de sécurité ;
- ✚ $G(x) < 0$ zone de défaillance ;

Cette notion est fondamentale à la fois en analyse déterministe et en approche probabiliste pour définir l'état de la structure (dans le domaine de sécurité ou dans le domaine de défaillance). La fonction d'état limite se calcule à partir d'une analyse déterministe traditionnelle, mais des paramètres probabilistes sont identifiés et quantifiés.

I. 4. 3. 4 Probabilité seuil

La sécurité globale ne suffit pas à tenir compte de la complexité des phénomènes. Le critère de dimensionnement d'un élément devrait reposer sur la valeur de la probabilité de défaillance P_f de cet élément en limitant celle-ci à une valeur maximale admissible de la probabilité de défaillance. C'est la seule approche portant sur une mesure du risque. Cependant elle est difficile à mettre en œuvre si l'on ne fait pas d'hypothèses simplificatrices sur les distributions des variables aléatoires.

L'approche probabiliste est alors utilisée pour calibrer les codes semi-probabilistes, c'est à dire pour déterminer les coefficients partiels de sécurité pour que le code assure un niveau de fiabilité cible avec le maximum d'homogénéité possible. Le niveau de fiabilité seuil est en général un seuil sur une période considérée selon le type d'ouvrage par rapport à une défaillance donnée d'où la nécessité de définir des critères de défaillance : ce sont les critères d'états limites. Dans la pratique des codes de conception tels que les Eurocodes (normes européennes de construction des bâtiments), cette probabilité est ramenée à un indice de fiabilité (de valeur 3,8 pour les états limites dits ultimes et pour une durée de service de 50 ans).

L'évaluation de la probabilité seuil P_{seuil} pour une structure repose sur les facteurs suivants : conséquences engendrées par la défaillance (exemple pour le nucléaire : P_{seuil} diminue), durée de vie envisagée (si la durée de vie augmente P_{seuil} diminue), valeur de remplacement, rôle économique de l'ouvrage (exemple Route / Rail : $P_{\text{seuil rail}} < P_{\text{seuil route}}$ car la Route est plus facile à dévier). Cet ensemble de facteurs peut être estimé avec une certaine probabilité et une confiance sur l'estimation. Le choix de la valeur finale de la probabilité seuil reste du ressort du législateur, c'est avant tout un choix politique, qui implique de faire accepter la non-sûreté absolue des constructions.

I. 4. 3. 5 **Indice de fiabilité**

Le niveau de fiabilité est estimé par un indice noté β . Il permet d'obtenir une approximation de la probabilité de défaillance P_f .

Dans les algorithmes d'évaluation de l'indice de fiabilité, la fonction $G(x)$ joue un rôle capital, d'où l'importance qu'elle ait de "bonnes" propriétés de régularité (continuité, dérivabilité). Il est également possible qu'on soit amené à effectuer un changement de variables, auquel cas l'expression mathématique de la fonction d'état limite devra être reformulée dans le nouvel espace. Il existe dans la littérature plusieurs types d'indices de fiabilité parmi lesquels nous citons:

- Indice de fiabilité de Cornell
- Indice de fiabilité de Hasofer-Lind

1. Indice de fiabilité de Cornell

L'indice de Cornell est défini, en termes de marge de sécurité M , à partir de la valeur moyenne $E(M)$ et de l'écart type $V(M)^{1/2}$, par l'équation suivante :

$$\beta_c = \frac{E(M)}{\sqrt{V(M)}} \quad (\text{I. 2})$$

Dans le cas unidimensionnel, la surface de rupture est représentée par le point $M=0$. L'idée exprimée par cette définition de l'indice de fiabilité est que la distance de la valeur moyenne $E(M)$ à la surface de rupture (exprimée en nombre d'écarts types) donne une bonne mesure de la fiabilité.

Si la fonction d'état limite $G(x)$ est linéaire, alors $E(M)$, et $V(M)^{1/2}$ peuvent être calculés facilement en fonction des caractéristiques des variables de base.

Dans le cas où $G(x)$ n'est pas linéaire, Cornell suggère de l'approcher par son développement de Taylor au premier ordre au point moyen. Cette évaluation ne nécessite que la connaissance des deux premiers moments des variables aléatoires.

On peut également avoir recours aux simulations de Monte Carlo pour des formes complexes ou non explicites de $G(x)$: avec un nombre relativement restreint de simulations, on obtient généralement de bonnes estimations de $E(M)$ et de $V(M)^{1/2}$.

2. Indice de fiabilité de Hasofer-Lind

Hasofer et Lind ont donné une définition de l'indice de fiabilité, basée sur l'interprétation géométrique β_c . L'indice d'Hasofer-lind β_{HL} est la plus petite distance (au sens euclidien) de l'origine à la surface de défaillance dans l'espace des variables normales centrées réduites et indépendantes (espace standard).

Le point correspondant à β_{HL} dans l'espace standard est le point de défaillance le plus probable, appelé souvent point de fonctionnement et noté P^* . C'est le point appartenant à la surface de défaillance pour lequel la densité conjointe des variables est la plus élevée.

$$\beta_{HL} = \left\| OP^* \right\| = \min \left\| u \right\| \text{ avec } G(u) = 0 \quad (I. 3)$$

Où u est le vecteur transformé de z dans le changement d'espace (passage de l'espace physique des variables à l'espace standard), soit

$$z = (z_1, \dots, z_n) \xrightarrow{T} u = (u_1, \dots, u_n) \quad (I. 4)$$

Cette transformation (dite transformation de Rosenblatt) n'est généralement pas linéaire, sauf pour des variables physiques gaussiennes. De façon générale, si Z_i est la variable aléatoire de base prenant la valeur z_i , et de loi de distribution P_{Z_i} , la variable aléatoire normale centrée réduite correspondante U_i , prenant la valeur u_i , s'obtient à partir de :

$$\Phi(u_i) = P_{z_i}(z_i) \text{ soit } u_i = T(z_i) = \Phi^{-1}(P_{z_i}(z_i)) \quad (I.5)$$

Où Φ est la fonction de répartition d'une variable gaussienne centrée réduite. La relation précédente n'est applicable telle qu'elle que lorsque les variables Z_i sont indépendantes. Dans le cas où elles sont dépendantes, les lois de distributions conditionnelles doivent être établies, et le résultat de la transformation de Rosenblatt dépend alors de l'ordre dans lequel sont transformées les variables. Des méthodes approchées plus simples peuvent être mises en œuvre, telles que la méthode de Nataf.

Si X suit une loi normale $N(\mu_z, \sigma_z)$ ou log normale $LN(\mu_x, \sigma_x)$, la transformation est explicite :

✚ dans le cas d'une loi normale
$$u = \frac{z - \mu_z}{\sigma_z} \quad (I. 6)$$

✚ dans le cas d'une loi log normale
$$u = \frac{\ln(X) - \mu_{LX}}{\sigma_{LX}} \quad (I. 7)$$

Lorsque la surface de rupture est linéaire, β_c et β_{HL} sont équivalents. Dans le cas où la surface de rupture n'est pas linéaire, elle est approchée par un développement de Taylor au premier ordre au point P^* .

Un des points les plus délicats des méthodes de fiabilité est justement la recherche du point de fonctionnement qui est le résultat d'une procédure de minimisation sous contrainte. Les algorithmes utilisés sont des algorithmes d'optimisation itératifs. L'un des plus employés est l'algorithme de Rackwitz-Fiessler basé la méthode du gradient projeté. Partant d'un point quelconque de l'espace standard, supposé appartenir à la surface de défaillance, on détermine le point suivant $u(k+1)$ en projetant le précédent sur la droite issue de l'origine, parallèle au gradient de la fonction d'état limite $\nabla G(u)$ et dirigée vers la zone de défaillance.

Cette projection est ensuite déplacée pour tenir compte du fait que le point initial n'est pas situé sur la surface de défaillance. La succession des points obtenus est définie par

$$u(k + 1) = \left(u_{(k)}^T \alpha_{(k)} + \frac{G(u_{(k)})}{\|\nabla G(u_{(k)})\|} \right) \alpha_{(k)} \quad (I. 8)$$

Avec
$$\alpha_{(k)} = - \frac{\nabla G(u_{(k)})}{\|\nabla G(u_{(k)})\|} \quad (I. 9)$$

Les critères d'arrêt des itérations sont généralement la proximité de deux points successifs et la valeur de $g(u^*)$ qui doit être nulle théoriquement si le point obtenu est bien situé sur la surface d'état limite. Le gradient de $g(u)$ n'est pas toujours explicite, et son estimation numérique peut conduire à l'échec de l'algorithme si elle est trop bruitée. Des procédures géométriques, ne nécessitant pas la connaissance du gradient, sont également employées, comme la méthode des traces pivotantes ou la méthode du simplexe.

I. 4. 4 Démarche fiabiliste

Les principales étapes du processus d'analyse de fiabilité sont les suivantes :

- ✚ établir un objectif de fiabilité ou un modèle décisionnel ;
- ✚ identifier les modes de défaillance les plus importants pour la structure ou les opérations envisagées ;
- ✚ formuler un critère de défaillance en termes de fonction d'état limite pour chaque mode de défaillance ;
- ✚ identifier les variables et paramètres aléatoires dominants des fonctions d'état limites et spécifier leur distribution probabiliste ;
- ✚ calculer la fiabilité vis-à-vis de la défaillance pour chaque mode de défaillance de la structure ou de l'opération considérée ;
- ✚ évaluer si la fiabilité estimée est suffisante et apporter les modifications nécessaires si besoin.

I. 4. 5 Analyse de fiabilité

Les approches de fiabilité sont des techniques utilisés comme un outil qui aide à tenir compte de toutes les incertitudes possibles pendant la phase de conception et de construction afin de calculer l'indice de fiabilité ou la probabilité de défaillance correspondante à un ou à plusieurs scénarios de défaillance. La fiabilité est complémentaire à la probabilité de défaillance.

$$P_f = 1 - F \quad (I. 10)$$

Où F est la fiabilité et P_f est la probabilité de défaillance. En outre, l'analyse de la fiabilité se résume par l'évaluation de la probabilité de défaillance. La fonction de fiabilité a la forme présentée dans la figure I. 10.

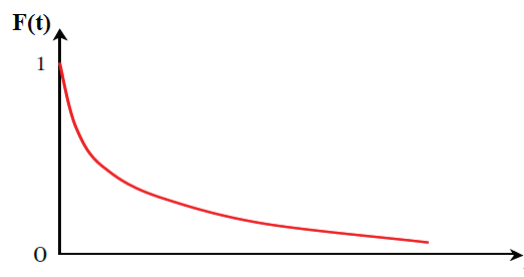


Figure I. 10: Fonction de fiabilité

Chaque scénario de défaillance peut s'écrire sous une forme mathématique, appelée fonction de performance ou fonction d'état limite.

En plus des paramètres constants, cette fonction contient généralement deux types de variables :

- Variables de conception \mathbf{d} (dimensions géométriques, caractéristiques des matériaux, chargements) qui sont des paramètres déterministes définissant l'état du système mécanique et du modèle probabiliste (moyennes et écarts-types des variables aléatoires) ;
- Variables aléatoires \mathbf{X} représentant les incertitudes et les fluctuations, dont les réalisations sont notées \mathbf{x} . Elles interviennent dans la description du scénario de défaillance. Chacune des variables aléatoires est définie par sa loi de probabilité et les paramètres statistiques associés (généralement, la moyenne et l'écart-type).

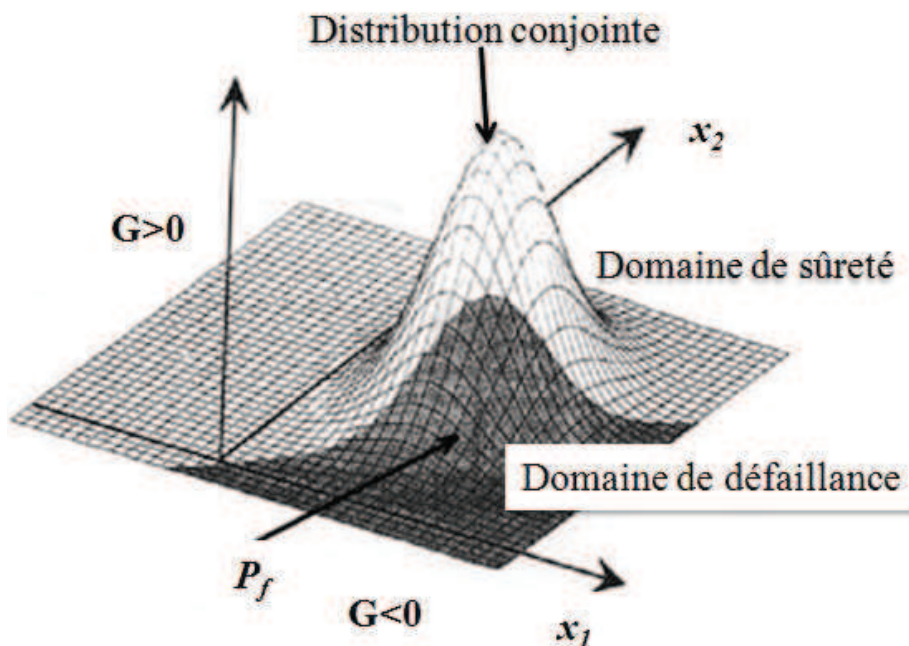


Figure I. 11 Représentation en 3D de la distribution conjointe et probabilité de défaillance.

La fonction d'état limite $G(\mathbf{d}, \mathbf{x})$ définit le domaine de sûreté par $G(\mathbf{d}, \mathbf{x}) > 0$ et le domaine de défaillance par $G(\mathbf{d}, \mathbf{x}) \leq 0$. La probabilité de défaillance est la probabilité que la fonction de performance $G(\mathbf{d}, \mathbf{x})$ soit inférieure ou égale à zéro (cf. figure I. 11) [TSOMPANAKIS 2008]. Cette probabilité n'est que l'intégration de la densité conjointe de probabilité sur le domaine de défaillance.

$$P_f = \text{Prob}[G(\mathbf{d}, \mathbf{x}) \leq 0] = \int_{G(\mathbf{d}, \mathbf{x}) \leq 0} f_x(\mathbf{d}, \mathbf{x}) d\mathbf{x} \quad (\text{I. 11})$$

L'estimation de cette intégrale se fait par plusieurs méthodes basées sur une intégration numérique comme la méthode de simulation Monte Carlo ou sur des approximations comme les méthodes FORM et SORM ou sur les surfaces de réponses.

I. 4. 5. 1 Méthode de simulation Monte Carlo

Le principe de la méthode de Monte Carlo présentée dans la figure I.12 est basé sur la génération d'un grand nombre de tirages aléatoires. Pour chaque tirage, la fonction de performance est évaluée pour savoir si la configuration tirée se situe dans le domaine de sûreté ou de défaillance. La probabilité de défaillance n'est que le nombre de configurations défaillantes sur le nombre total de tirages.

La méthode de Monte Carlo est très robuste et constitue le moyen le plus sûr pour l'évaluation de la probabilité de défaillance. Néanmoins, cette méthode est très coûteuse en temps de calcul, surtout pour des systèmes réels avec de faible probabilité de défaillance, c'est-à-dire pour une probabilité de défaillance de 10^{-n} , il faut réaliser entre 10^{n+2} et 10^{n+3} tirages.

Il existe plusieurs variantes de ces méthodes, visant à optimiser les stratégies dans le but de réduire le coût de calcul lié essentiellement au nombre d'appels du code de calcul aux éléments finis. Nous proposons tout d'abord de présenter la formulation sur laquelle se fondent toutes ces méthodes, puis de préciser quelques-unes d'entre elles.

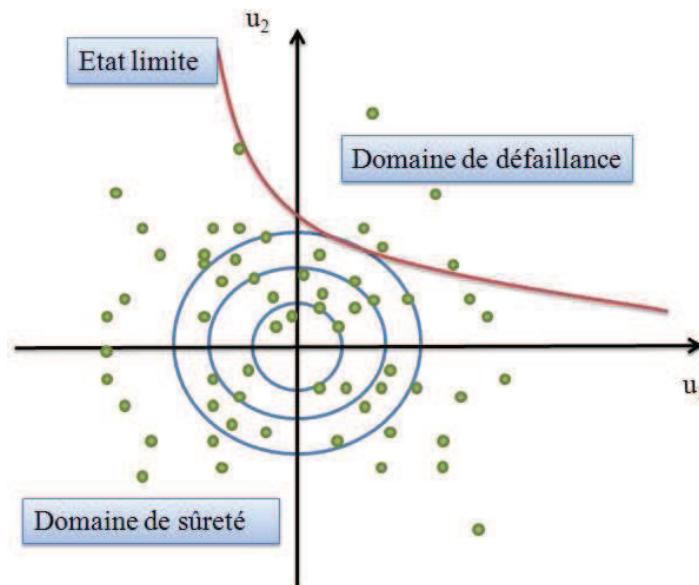


Figure I. 12: Simulation de Monte Carlo dans l'espace standard.

I. 4. 5. 2 Méthodes d'approximation

Les méthodes les plus connues sont les méthodes du premier et du second ordre FORM/SORM (First Order Reliability Method / Second Order Reliability Method), qui sont très efficaces pour le calcul de la fiabilité. Ces méthodes sont basées sur la recherche du point de conception, appelé aussi le point de défaillance le plus probable (MPFP : Most Probable Failure Point), dont la connaissance est à la base des approximations de la probabilité de défaillance dans le cadre de ces méthodes.

La recherche du point de conception est menée dans l'espace normé des variables aléatoires, en identifiant le point le proche de l'origine où la fonction de performance est inférieure ou égale à zéro.

Ainsi, le problème de la détermination du point de conception MPFP est formulé en problème d'optimisation sous contrainte :

$$\begin{aligned} \min_u \quad & \| \mathbf{u} \| \\ \text{sous : } & \hat{G}(\mathbf{u}) \leq 0 \end{aligned}$$

Où $\hat{G}(\mathbf{u})$ est la fonction d'état limite dans l'espace normé, \mathbf{U} est le vecteur des variables aléatoires normées, centrées et décorrélées dont les réalisations sont notées \mathbf{u} issues de la transformation iso-probabiliste \mathbf{T} , avec $\mathbf{u} = \mathbf{T}(\mathbf{x})$.

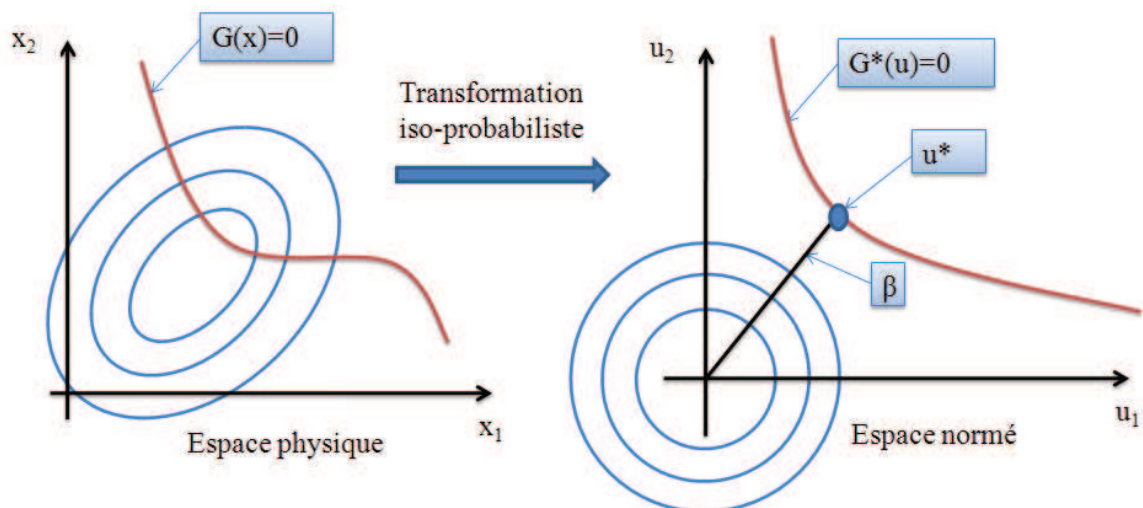


Figure I. 13: transformation probabiliste

La méthode FORM

Le principe de la méthode FORM est simple. Elle consiste à remplacer l'état limite G par un hyperplan tangent au point de conception MPFP (cf. Figure I. 14). L'approximation de la probabilité de défaillance P_f est donnée par l'expression :

$$P_f = \Phi(-\beta) \tag{I. 12}$$

Où β est l'indice de fiabilité et Φ est la fonction de répartition normale centrée réduite.

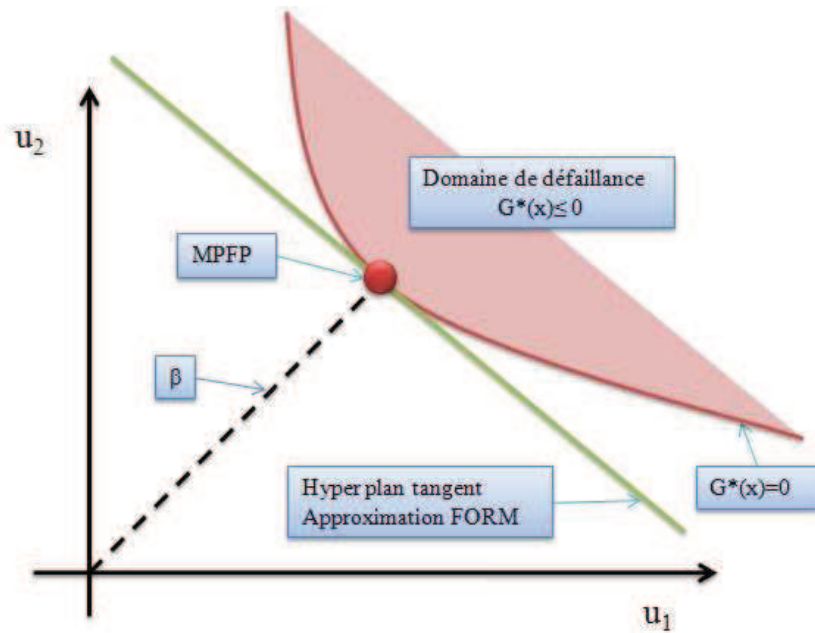


Figure I. 14: Approximation FORM

✚ La méthode SORM

La méthode SORM donne une meilleure estimation de la probabilité de défaillance. Elle consiste à substituer la surface de défaillance par une hyper-surface quadratique tangente et ayant les mêmes courbures de la surface réelle au point de conception MPFP (cf. Figure I. 15). L'approximation de la probabilité de défaillance P_f est donnée par l'expression :

$$P_f = \phi(-\beta) \left(\prod_{i=1}^{n-1} \frac{1}{\sqrt{1 + \beta k_i}} \right) \quad (I. 13)$$

Où β est l'indice de fiabilité, et k_i sont les courbures principales de la fonction G au point MPFP

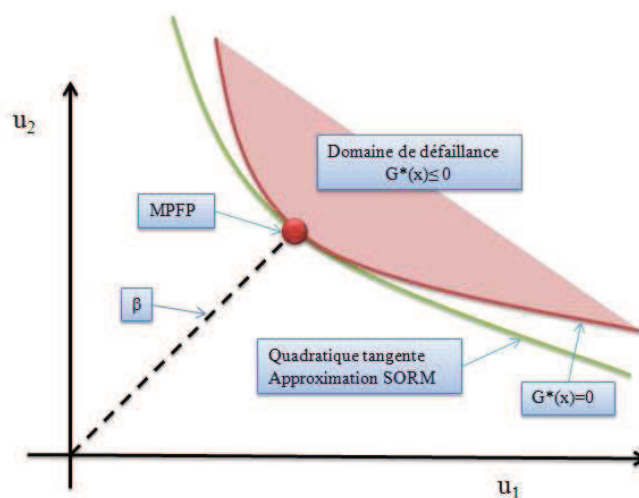


Figure I. 15: Approximation SORM

I. 4. 5. 3 Méthodes de la surface de réponse

Les méthodes de la surface de réponse RSM (Response Surface Methods) sont des techniques utilisées quand la fonction d'état limite G est implicite, surtout lorsque son évaluation nécessite un effort numérique considérable. Ces méthodes visent à construire un modèle mathématique \hat{G} (appelé méta-modèle) qui remplace la fonction d'état limite G . La fonction \hat{G} peut être définie par régression à partir des expériences numériques. Le méta-modèle établi se substitue à la fonction d'état limite G . Ainsi les algorithmes de fiabilité ou les simulations de Monte Carlo peuvent être directement appliqués sur la surface de réponse \hat{G} afin d'estimer la probabilité de défaillance. Les surfaces de réponses présentent principalement deux avantages:

- ✚ la réduction du temps de calcul pour un nombre modéré de variables aléatoires.
- ✚ la possibilité de coupler la fiabilité et des algorithmes d'optimisation pour atteindre un rendement élevé.

L'inconvénient le plus commun réside dans le grand nombre d'appels mécaniques pour un nombre modéré et élevé de variables.

I. 4. 6 Couplage mécano-fiabiliste

Le couplage mécano-fiabiliste est un modèle qui associe une procédure de calcul mécanique et une procédure de calcul fiabiliste. Le modèle mécanique assure le passage entre les données d'entrée et les variables de sortie. Le modèle fiabiliste cherche la sensibilité des paramètres de la réponse du modèle mécanique en fonction de la variabilité des données d'entrée. Nous avons réalisé un couplage mécano-fiabiliste, pour la prédiction de la durée de vie en fatigue des cartes électroniques embarquées. Ce couplage est présenté en détail dans le chapitre III.

I. 5 Optimisation des structures

L'optimisation des structures soulève depuis plusieurs années le plus vif intérêt. Encore trop peu appliquée aux techniques classiques de bureau d'études, elle s'y intègre progressivement au fur et à mesure que s'accroît sa robustesse. Au début, l'optimisation est appliquée aux problèmes les plus simples, son champ d'application s'étend aujourd'hui à de nouveaux défis toujours plus complexes.

Déterminer la conception appropriée d'une structure est un enjeu majeur d'ingénierie. Le meilleur dimensionnement doit satisfaire un certain nombre de critères tels que le coût, la fiabilité, la performance, la durabilité, la faisabilité, ..., etc. En conséquence, l'optimisation des structures a pour objectif de concilier les exigences contradictoires de la conception: minimiser le coût et augmenter les performances.

L'optimisation est une branche des mathématiques, plus particulièrement de l'analyse fonctionnelle, qui étudie les méthodes permettant de déterminer un minimum d'une fonction.

I. 5. 1 Formulation de l'optimisation de la conception

L'optimisation de la conception est formulée par la recherche des paramètres intervenant dans la conception, qui minimisent une fonction objectif (coûts initiaux, rigidité, ...) et qui vérifient les contraintes de performances mécaniques, physiques et géométriques.

Trouver \mathbf{d} qui minimise $C_I(\mathbf{d})$

$$\begin{cases} G_i(d, p) \geq 0 & i = 1, \dots, m \\ h_j(d) \geq 0 & j = m + 1, \dots, n_k \end{cases} \quad (\text{I. 14})$$

Où \mathbf{d} est le vecteur des variables d'optimisation appelées aussi variables de décision, qui peuvent être les dimensions géométriques, des caractéristiques mécaniques et des paramètres contrôlant les propriétés de la structure, \mathbf{p} est le vecteur des paramètres déterministes (propriétés mécaniques des matériaux, les chargements, ...), G_i sont les fonctions de performances appelées aussi règles de dimensionnement ou fonction d'état limites (limitation des contraintes mécaniques et des flèches,..), h_j sont les fonctions de faisabilité géométrique et physique (bornes inférieures et supérieures des variables d'optimisation \mathbf{d}) et C_I est la fonction objectif ou la fonction coût, qui peut être le volume, le poids ou les coûts initiaux de la structures, elle est définie en fonction des variables d'optimisation \mathbf{d} .

Les systèmes mécaniques impliquent un grand nombre de variables de conception pour décrire la structure et peuvent contenir plusieurs modes de défaillance, ce qui conduit à une grande complexité dans la formulation de la conception optimale. Il est important d'introduire l'analyse de fiabilité pour pouvoir équilibrer le coût et la sûreté du système. Pour illustrer la différence entre l'optimisation déterministe et fiabiliste, nous précisons dans ce qui suit le principe de chacune des deux approches.

I. 5. 2 Optimisation déterministe

Lors d'une optimisation déterministe, le concepteur introduit des coefficients de sécurité dans le but d'augmenter la sûreté de sa conception. Ces coefficients sont utilisés pour les paramètres les plus déterminants de la structure, tels que le chargement. Le choix de ces coefficients est effectué à partir de l'expérience ou bien par des essais représentatifs, ou par calibration issue d'un schéma probabiliste. Ainsi, lors de l'optimisation déterministe, l'expérience du concepteur joue un rôle essentiel pour choisir les coefficients de sécurité. Cette expérience représente un intérêt limité dans le cas où l'ingénieur conçoit une nouvelle forme de structures, ce qui conduit à faire plusieurs essais et hypothèses dans le but d'identifier les situations dangereuses de la structure.

Le processus d'optimisation de conception déterministe est illustré dans la figure I. 16. La boucle d'optimisation déterministe contient trois étapes :

1. description de la géométrie par un modèle géométrique (par un logiciel CAO).
2. Analyse du modèle par la méthode des éléments finis.
3. optimisation de la forme de la structure en minimisant une fonction objectif comme le coût ou le volume.

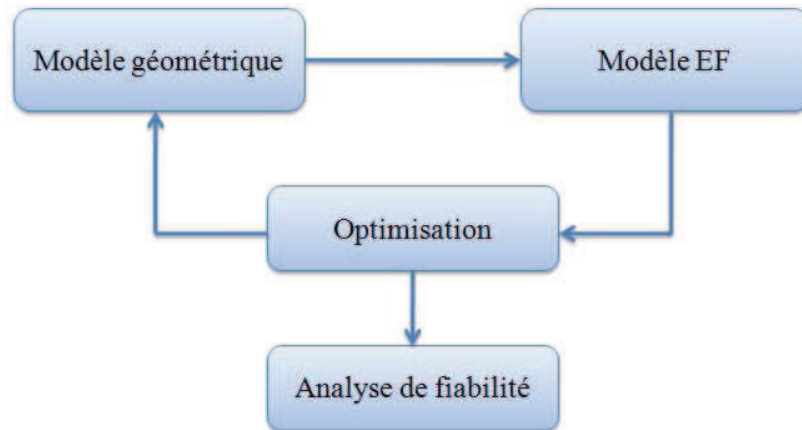


Figure I. 16: Processus d'optimisation de conception déterministe.

L'optimisation structurale déterministe requiert de nombreuses analyses structurales et la vérification des modes de défaillance. Mais en réalité, les difficultés en conception sont rencontrées lors de la description des incertitudes sur les variables car les solutions optimales peuvent conduire à la baisse du niveau de fiabilité, d'où l'intérêt de l'optimisation fiabiliste.

I. 5. 3 Optimisation fiabiliste

Les coefficients de sécurité sont calibrés pour une large classe de structures. Leur utilisation dans l'optimisation ne garantit pas un optimum avec une fiabilité appropriée. En outre, la fiabilité de l'optimum obtenue est complètement ignorée car ces coefficients ne sont pas liés d'une manière directe à l'exigence de fiabilité. Cela peut mener à un manque de robustesse de la solution optimale.

L'optimisation fiabiliste s'appuie sur l'analyse de la défaillance à chaque itération afin de déterminer les rôles des incertitudes sur le système. Cependant, dans les applications pratiques, le couplage entre l'analyse de fiabilité et les procédures d'optimisation conduit à des temps de calcul très élevés et à une faible stabilité de la convergence. Dans l'espace des variables aléatoires, la résolution du problème de fiabilité implique un grand nombre d'appels au modèle mécanique, alors que, dans l'espace des variables de conception, la recherche de la solution optimale modifie la configuration de la structure et nécessite ainsi une réévaluation de sa fiabilité à chaque itération. Il existe donc une forte motivation pour développer des techniques efficaces afin de réduire le temps de calcul.

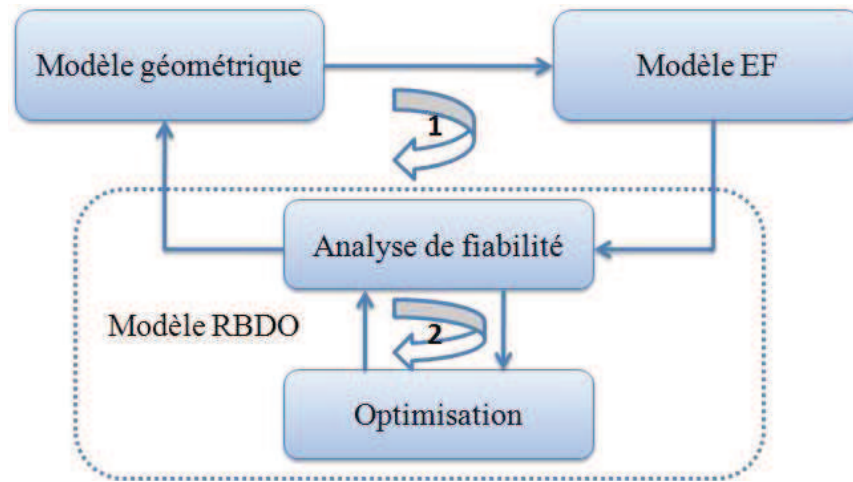


Figure I. 17: Processus séquentiel de l'optimisation fiabiliste de conception

Dans le processus de la RBDO (cf. figure I. 17), nous avons deux boucles imbriquées : une boucle (1) d'optimisation de la fonction objectif tel que le coût et le volume sous des contraintes physiques, géométriques, fonctionnelles, ... etc., et une boucle (2) de calcul de la fiabilité par une procédure d'optimisation pour un état limite donné.

I. 5. 3. 1 Analyse de l'optimisation fiabiliste

Pour introduire la fiabilité dans l'optimisation de conception, nous considérons l'indice de fiabilité comme une contrainte à satisfaire. Dans le processus classique d'optimisation déterministe, nous introduisons des coefficients de sécurité pour les variables les plus significatives (charge, géométrie, ...etc.). Un algorithme d'optimisation quelconque peut être utilisé pour obtenir la solution optimale. Au point optimal, l'analyse de fiabilité est effectuée pour déterminer l'indice de fiabilité correspondant à l'état limite considéré. Dans le processus classique d'optimisation fiabiliste, les coefficients de sécurité sont remplacés par une limitation de fiabilité, qui est directement intégrée dans le problème principal d'optimisation. Ce qui nécessite une réévaluation de l'indice de fiabilité et du point de défaillance le plus probable à chaque itération, afin de permettre de respecter le niveau de fiabilité cible.

L'optimisation fiabiliste constitue une nouvelle approche introduisant des critères de fiabilité dans la recherche de la configuration optimale. Elle a pour objectif de définir le meilleur compromis entre la réduction du coût et l'assurance de la fiabilité, en intégrant les incertitudes sur les variables du système. La procédure d'optimisation doit permettre la redistribution des rôles des incertitudes sur la base de la sensibilité des objectifs de la conception. Pour cette raison, l'optimisation déterministe ne peut pas assurer des niveaux de fiabilité convenables. Une conception déterministe peut conduire à des pertes économiques importantes dues à la défaillance, alors qu'une conception trop fiable présente le plus souvent un coût trop élevé. L'optimisation fiabiliste de conception vise l'obtention d'une conception équilibrée en réduisant le coût total.

Cette approche a l'avantage de piloter la recherche de l'optimum par le contrôle des variables dont pénalisées indépendamment de leur rôle mécanique. Dans ce sens, la robustesse du système est atteinte car le rôle des incertitudes est réduit au cours de la procédure d'optimisation.

Du point de vue numérique, les approches de l'optimisation fiabiliste nécessitent le couplage entre la modélisation mécanique (méthode des éléments finis), les algorithmes d'optimisation et les outils de l'analyse de fiabilité des structures. L'intégration classique de l'analyse de fiabilité dans les méthodes d'optimisation est réalisée dans deux espaces : espace normé des variables aléatoires et espace physique des variables de conception, ce qui nécessite un temps de calcul très important.

I. 5. 3. 2 Formulation de l'optimisation fiabiliste

L'évaluation des limitations fiabilistes est la clé de la résolution du problème de l'optimisation fiabiliste. Cette évaluation implique un effort de calcul considérable, ainsi que des problèmes de convergence et de stabilité.

La formulation de base de l'optimisation fiabiliste a pour objectif de chercher la solution optimale vérifiant une probabilité de défaillance inférieure ou égale à une probabilité cible P_f^c .

$$\begin{aligned} & \min_d C_I(d) \\ \text{sous : } & \begin{cases} \text{prob}[G_i(d, X) \leq 0] \leq P_f^c & i = 1, \dots, m \\ h_j(d) \geq 0 & j = m + 1, \dots, n_h \end{cases} \end{aligned} \quad (\text{I. 15})$$

Où C_I est la fonction coût, G_i sont les fonctions d'état limite ou fonctions de performance, d est le vecteur des variables d'optimisation, X est le vecteur des variables aléatoires et h_j sont des limitations déterministes.

La résolution de l'équation (I. 15) peut être réalisée par deux types d'algorithmes :

- ✚ les algorithmes stochastiques basés sur les simulations aléatoires, comme les algorithmes génétiques, recuits simulés, colonies de fourmis, ...).
- ✚ les algorithmes de la programmation non linéaire (NLP) basés sur le calcul des gradients de la fonction objectif.

I. 5. 3. 3 Méthodes de l'optimisation fiabiliste

Les méthodes d'optimisations fiabilistes peuvent être classées en trois catégories principales :

✚ Méthodes mono-niveau MLA (Mono-level Approches)

Les méthodes mono-niveau évitent l'évaluation itérative des limitations fiabilistes, dans le but d'accélérer la convergence vers l'optimum en formulant le problème en une seule boucle. Ces méthodes s'appuient sur l'approximation des moments statistiques de la réponse, transformant les contraintes fiabilistes en fonctions purement déterministes. L'analyse de fiabilité est effectuée par l'approche basée sur les conditions d'optimalité KKT (Karush-Kuhn-Tucker), l'approche de la mesure de performance SLA (Single Loop Approach), ou l'approche AMA (Approximate Moments Approach).

✚ Méthodes à deux-niveaux DLA (Double-level Approaches)

Les méthodes à deux-niveaux emploient deux boucles imbriquées, la boucle extérieure a pour objectif de chercher les paramètres optimaux et la boucle intérieure permet l'analyse de fiabilité de la configuration choisie. L'avantage des approches à deux niveaux réside dans la simplicité d'implémentation dans les procédures d'optimisation des structures. L'analyse de fiabilité est effectuée par l'approche de l'indice de fiabilité RIA (Reliability Index Approach) ou l'approche de la mesure de performance PMA (Performance Measure Approach).

✚ Méthodes séquentielles découplées SDA (Sequential Decoupled Approaches)

Les approches séquentielles découplées visent à transformer le problème en plusieurs cycles d'optimisation déterministe résolus séquentiellement. Le lien entre les exigences de fiabilité et d'optimisation déterministe est assuré par des approximations ou par des analyses de fiabilité exécutées séparément. En général, la conception est améliorée de cycle en cycle jusqu'à la satisfaction des critères de convergence. L'analyse de fiabilité est effectuée par la méthode SFA (Safety Factor Approach), la méthode SORA (Sequential Optimization and Reliability Assesment) ou la méthode SPA (Sequential Approximate Programming).

La figure I. 18 montre une classification des différentes approches de la RBDO réalisées dans différents travaux de recherche. Cette classification est réalisée par AOUES [AOUES 2008].

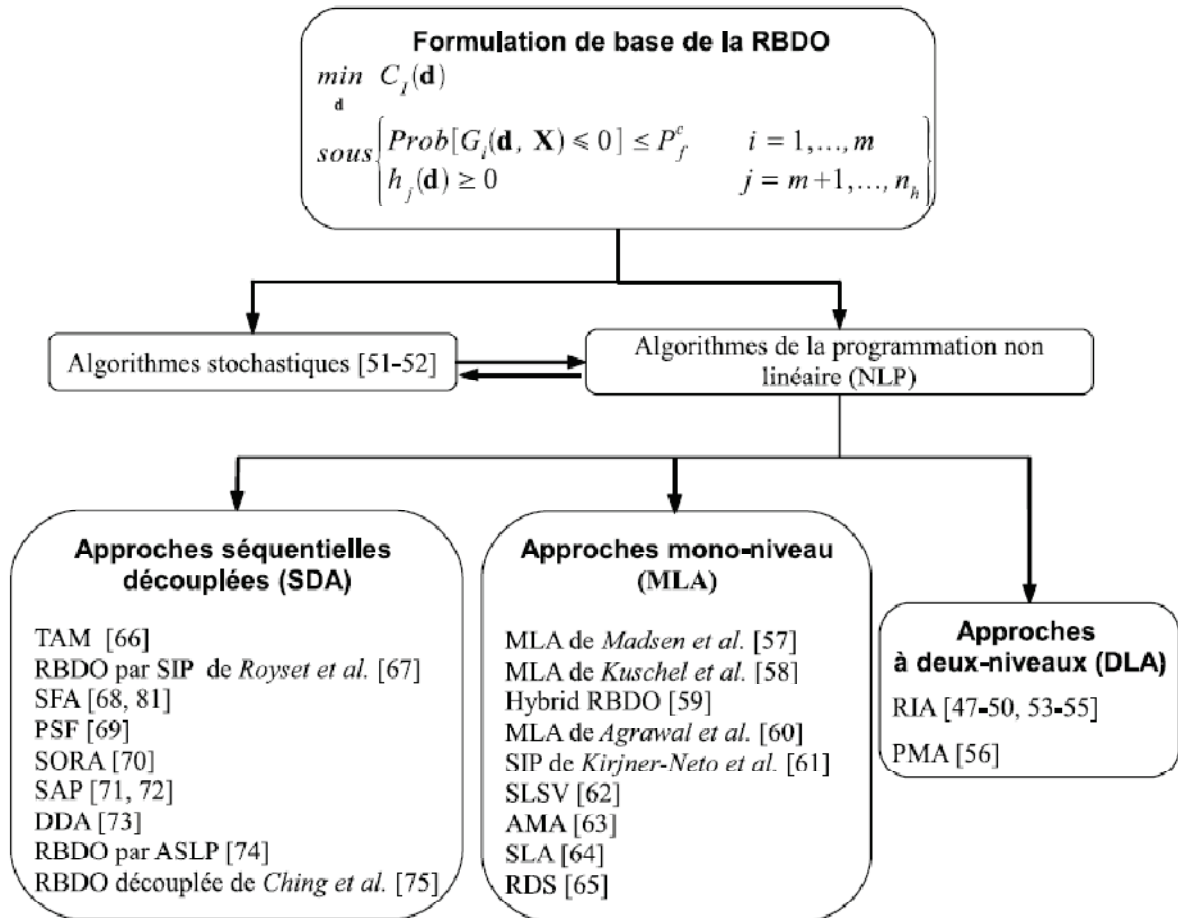


Figure I. 18 : Classification des différentes méthodes de la RBDO.

D'après l'étude comparative des approches de fiabilités faite par AOUES [AOUES 2008] selon plusieurs critères, l'approche mono-niveau SLA (Single Loop Approach) paraît efficace et robuste. Elle est la plus apte à conduire des applications complexes en optimisation fiabiliste des structures, par conséquent, nous avons adopté cette approche pour les deux applications de la RBDO qui sont développées dans le quatrième chapitre.

I.6 Conclusion

La fiabilité d'un système électronique se construit, s'analyse et s'évalue tout au long du cycle de développement du système. Les méthodes et les outils utilisés à chaque étape du développement du système s'inscrivent dans une méthodologie globale qui fait intervenir trois grandes phases : la fiabilité prévisionnelle, la fiabilité expérimentale et la fiabilité opérationnelle.

La capitalisation des connaissances tout au long du cycle de développement du système constitue le principe fondateur de la méthodologie. La maîtrise de la fiabilité nécessite la connaissance de tous les mécanismes de défaillance des composants électroniques ainsi que de leurs lois de fiabilité. Les systèmes électroniques sont soumis à différents modes de défaillances qui dépendent principalement des conditions d'utilisation.

Introduire la fiabilité lors du processus de conception permet de réduire les risques de défaillance des composants électroniques. Cette étape permet un gain de temps et de coût lors du développement d'un composant électronique.

La défaillance électrique d'un système électronique est produite par la défaillance mécanique, thermomécanique, chimique ou électrique. Ces facteurs de défaillance peuvent agir séparément ou simultanément.

Après la conception d'un composant électronique, les tests de qualification sont effectués afin d'évaluer les modes de défaillance et leurs mécanismes. Cette phase, souvent longue et coûteuse, est nécessaire pour qualifier le composant. En effet, si des défaillances sont constatées, la cause du problème doit être identifiée. En conséquence les modifications sont apportées au composant. Les tests de qualification doivent être refaits après ces modifications.

Les outils de modélisation numérique permettent une évaluation efficace des zones critiques dans un composant électronique et offrent une aide considérable durant la phase de conception. Le chapitre suivant de cette thèse présente la simulation numérique du test de chute connu sous la dénomination Drop-test. Elle consiste à simuler numériquement le choc mécanique d'une carte électronique.

Chapitre II :

Fiabilité des joints de brasure: Drop-test

II. 1.	Introduction.....	37
II. 2.	Le drop test selon le standard JEDEC.....	37
II. 2. 1	Description de la procédure du drop test selon JEDEC	38
II. 2. 2	Test physique.....	39
II. 2. 2. 1.	Phase préparatoire.....	39
II. 3.	Élaboration d'un modèle numérique de simulation du drop test	42
II. 3. 1.	Modèle géométrique de simulation.....	42
II. 3. 2.	Modélisation du drop-test.....	45
II. 3. 3.	Résultats de la simulation.....	47
II. 4.	Améliorations du modèle numérique de simulation du drop test	50
II. 4. 1	Construction de la géométrie bloc par bloc.....	50
II. 4. 2	Élaboration d'un modèle statique du drop test	54
II. 4. 3	Construction du modèle complet	57
II. 4. 4	Introduction des plots en cuivre et des μ PILR TM dans les billes de brasage.....	59
II. 4. 5	Introduction de la plasticité au niveau des billes de brasage	63
II. 5.	Conclusion	64

II. 1. Introduction

Avec la miniaturisation des dispositifs électroniques, la fréquence des chutes accidentelles augmente. Ces chutes peuvent causer la rupture des billes de brasage présentes dans ces produits et entraînent éventuellement une perte de la fonction dudit dispositif.

Le choc mécanique résultant d'une mauvaise manipulation lors du transport ou de l'utilisation des appareils portables peut causer la rupture du joint de brasure. Ceci conduit à un mauvais fonctionnement ou à une défaillance du produit.

Le test de chute connue sous la dénomination « drop-test » est la méthode la plus utilisée pour l'évaluation de la fiabilité des joints de brasure. La fiabilité des circuits imprimés (PCB: Printed Circuit Board) pendant le test de chute « drop-test » est devenue une grande préoccupation en raison de la demande croissante et de la popularité des appareils portables de télécommunication.

L'essai réel est très coûteux. Il nécessite beaucoup d'heures de travail. Le besoin d'une solution plus rapide et moins coûteuse a placé l'analyse numérique au-devant de la scène. Puisque le drop-test est un essai de niveau de qualification clé pour les produits électroniques portables, il est devenu un sujet de grand intérêt pour de nombreux chercheurs.

Ce chapitre présente, dans une première partie, une description de la procédure du drop-test selon le standard JEDEC (Joint Electron Device Engineering Council) [**JEDEC 2003**, **JEDEC 2004 a**, **JEDEC 2004 b**], une présentation de l'appareillage utilisé dans le test réel et la procédure de sa réalisation.

La deuxième partie est dédiée à la présentation du modèle numérique élaboré pour la simulation du drop-test [**ASSIF and all 2012**] qui consiste à étudier numériquement le choc mécanique d'une carte électronique. Le système analysé est soumis à une variation d'accélération.

La dernière partie de ce chapitre est consacrée à la présentation des améliorations apportées aux joints de brasés pour améliorer leur fiabilité.

II. 2. Le drop test selon le standard JEDEC

Les chocs sont étudiés dans un certain nombre d'applications. Le crash test pour les automobiles, les impacts de balles pour les applications militaires, les chutes de réservoir, les essais avioniques, les tests de missile, les équipements de sécurité, ...,etc.

En effet, à chaque fois que l'effet d'un choc est critique pour un matériel, les essais de choc doivent être appliqués. Ceci pour tous les types de chocs, mécaniques, électriques, et thermiques, ..., etc. L'effet possible d'un choc doit être pris en considération pour presque tous les produits portatifs. Cet effet s'accroît avec la miniaturisation de ces produits

portatifs. La réduction du poids et de la taille de ces produits contribue à la diminution de la résistance et de la fiabilité de ces produits.

Le drop test est un moyen d'évaluation des composants utilisés dans les équipements électroniques. Il détermine l'aptitude des composants électroniques à supporter des chocs sévères. Ces chocs peuvent résulter d'applications de forces soudaines ou de changement brusque de direction, le transport ou les conditions de fonctionnement. Les chocs peuvent avoir des impacts sur les performances techniques et opératoires de ces équipements, en particulier si les chocs sont répétitifs.

Le drop test, traité, est réalisé pour étudier le comportement d'une plaque électronique lors d'une chute du dispositif. L'obtention de résultats concluants pour de tels accidents requiert toute une batterie de tests qui détruisent les structures soumises à l'expérimentation. Les simulations numériques de choc mécanique ou de drop test sont devenues incontournables.

II. 2. 1 Description de la procédure du drop test selon JEDEC

Le standard JEDEC propose une méthodologie standard de drop test. La plupart des entreprises ont adopté ce standard.

L'essai de choc mécanique est un essai destructif dans lequel le package électronique est monté sur un appareillage spécial appelé appareil de drop test (cf. Figure II. 1).

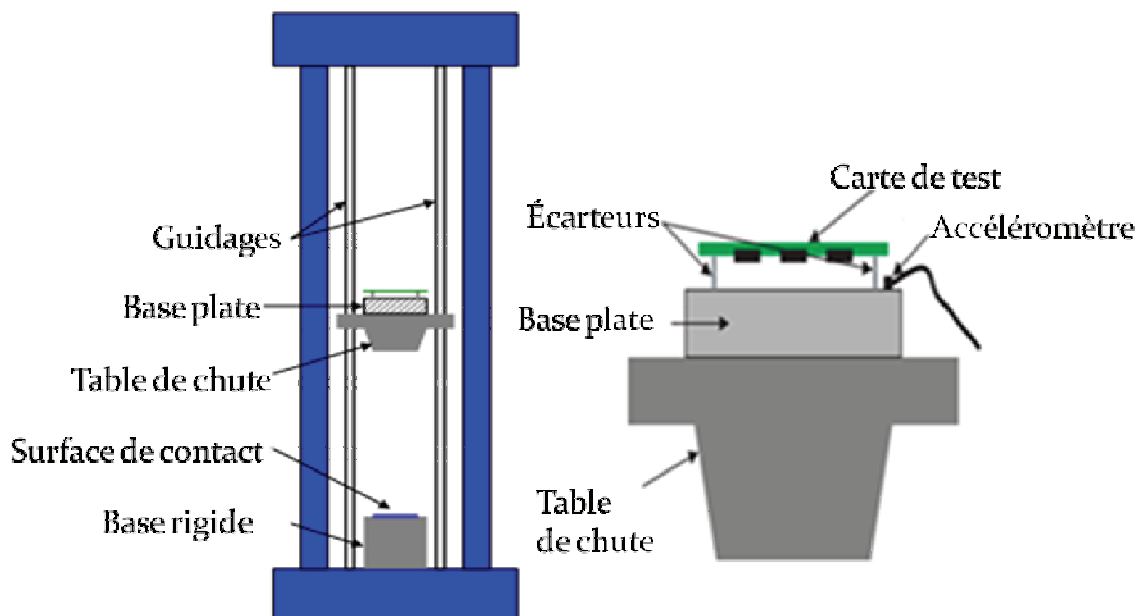


Figure II. 1 : Drop testeur ou appareil de choc mécanique et sa schématique [JEDEC 2003]

Cet appareil doit être capable de fournir des impulsions allant jusqu'à 2900 g c'est-à-dire 2900 fois la gravité normale avec une durée de pulsation entre 0.3 et 8 millisecondes au corps du package et une variation de vitesse entre 71 et 543 cm/s. La pulsation d'accélération déterminée par la sortie non filtrée d'un transducteur dont la fréquence naturelle est au moins égale à 5 fois la fréquence du choc établi, doit être de la forme d'un demi-sinus avec une distorsion maximale de +/- 20% du pic. La durée de pulsation doit être mesurée entre les points à 10% du pic durant la montée et 10% du pic durant la descente.

Les composants testés doivent être obligatoirement soumis à au moins l'une des conditions du tableau II.1. En effet, le choc est appliqué au corps de la plaque électronique de manière à simuler les éventuels impacts durant le procédé de fabrication, le packaging et l'utilisation. La condition de service la plus utilisée est la condition B. Il s'agit de la condition JESD22-B111 préconisée par JEDEC pour les produits portables. Ceci implique une accélération de pic de 1500 g pour une durée de 0.5 ms sur une plaque électronique en position horizontale [JEDEC 2003]. Cette condition de service est utilisée pour spécifier les conditions limites du le modèle numérique proposé.

La performance du drop test dépend de la géométrie de la plaque à évaluer. Le standard JEDEC définit une géométrie particulière à respecter en termes de fabrication, dimensions et matériaux qui doivent être représentatifs de l'industrie électronique.

Condition de service	Pic d'accélération (g)	Durée d'impulsion (ms)	Variation de vitesse (cm/s)	Hauteur de chute équivalente (cm)
A	500	1.0	316	50.8
B	1500	0.5	467	112
C	100	2.0	122	7.62
D	200	1.5	187	17.8
E	340	1.2	254	33
F	900	0.7	386	76.2
G	900	0.7	505	130
H	2900	0.3	543	150

Tableau II. 1: différentes conditions de services et leurs paramètres selon JEDEC

II. 2. 2 Test physique

II. 2. 2. 1. Phase préparatoire

Une plaque d'essai est utilisée pour ajuster et caractériser les paramètres du drop test et la réponse de la plaque électronique. Un accéléromètre est attaché au-dessus du composant situé au centre pour caractériser la réponse de sortie d'accélération de la plaque. Une jauge de rosette rectangulaire est installée sur la face arrière pour caractériser les déformations dans les directions x et y de même que la déformation principale et l'angle principal de

déformation. D'autres jauges peuvent être montées à différents endroits. La jauge de déformation et l'accéléromètre sont connectés à des systèmes d'acquisition de données capables de mesurer des fréquences d'au moins 20 kHz.

La table est montée à la hauteur spécifiée conformément à la condition B du standard JEDEC et lâchée sur la surface d'impact tout en mesurant le pic d'accélération, la durée de pulsation et la forme de pulsation. Multiples jets de la table sont nécessaires pour ajuster la hauteur et la surface (rigidité) pour atteindre les conditions B de JEDEC désirées à savoir 1500 g pour le pic, une impulsion de forme d'un ½ sinus d'une durée de 0,5ms. Le pic d'accélération et la durée d'impulsion sont des fonctions de la hauteur de chute et de la surface d'impact.

Théoriquement, la hauteur nécessaire pour atteindre le pic approprié est déterminée par l'équation II. 1 et la figure II. 2 où H est la hauteur de chute et C est le coefficient de rebond (1 pour zéro rebond et 2 pour rebond parfait). Cette équation ne permet pas de voir l'effet de la surface de contact bien que plusieurs essais avec différentes surfaces d'impact soient nécessaires pour avoir le pic désiré.

$$A(t) = A_0 \sin\left(\frac{\pi t}{t_w}\right) \quad \text{(II. 1)}$$

$$\sqrt{2gH} = \frac{2A_0 t_w}{C \pi}$$

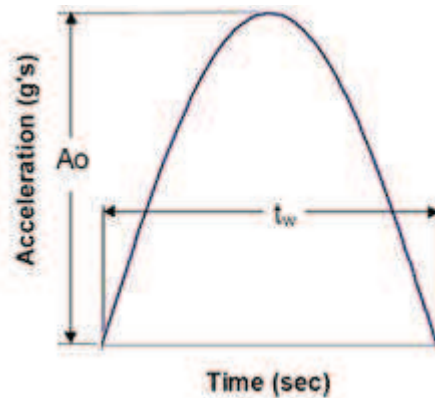


Figure II. 2 : accélération sinusoïdale due à l'impact

II. 2. 2. 2. Test effectif

La table du drop-test est lâchée sans vitesse initiale depuis une certaine hauteur le long des guidages, sur une base rigide sur laquelle est posée la surface de contact (cf. Figure II. 3). Le procédé du drop test implique une série de transformations d'énergies. Tout d'abord, son énergie potentielle est convertie en énergie cinétique. Puis, la table de drop frappe la surface de contact et crée une impulsion d'une certaine valeur et durée. Finalement, les forces d'impact sont transmises à travers les fixations au PCB, aux billes, et aux

composants. Au même temps, la force d'inertie emmène le PCB à fléchir et induire des contraintes dans les billes. A l'instant du contact, la vitesse de la table est presque instantanément réduite à zéro et induit une très grande accélération appliquée sur les quatre fixations de la plaque. Ainsi le PCB fléchit vers le bas à cause de la force d'inertie et ensuite, fléchit vers le haut à cause de son élasticité. En conséquence, il va en bas puis en haut de manière cyclique jusqu'à ce qu'il soit entièrement amorti.

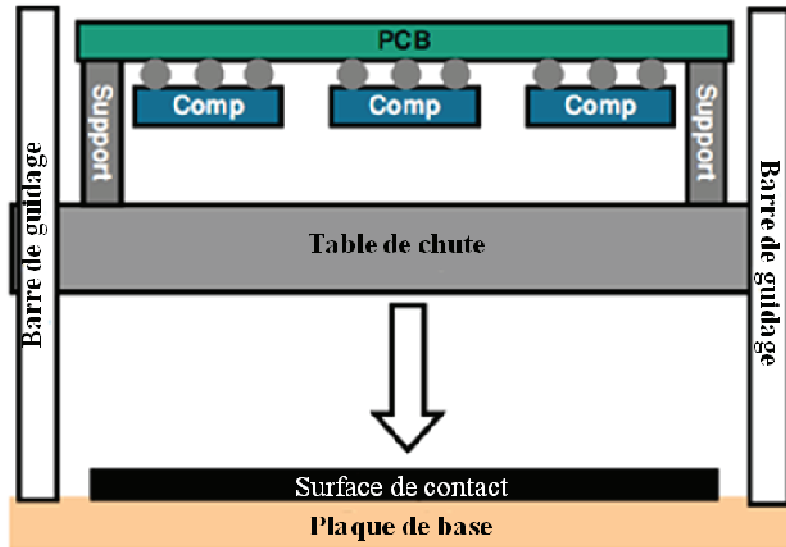


Figure II. 3 : principe du choc mécanique des composants électroniques

II. 2. 2. 3. La fiabilité des billes de brasage

La fiabilité des billes de brasage d'une plaque électronique, mesurée par la performance de la plaque au drop test, est un problème majeur à l'industrie des semi-conducteurs et l'industrie électronique surtout pour les produits portables.

Plusieurs travaux sur les expériences de drop test ont été effectués dans ces dernières années [TANG 2004, CHANG 2006, CHE 2007, LE COQ, 2010]. Tous ces travaux attestent que les billes de brasage sont les premiers organes à être endommagés au cours du drop test. Leur endommagement est dû non seulement à la propagation d'ondes (effet vibratoire du drop test) mais aussi et principalement à la flexion du PCB au moment où il se déforme vers le bas et il revient vers le haut induisant successivement des charges de traction et de compression.

Nous nous intéressons particulièrement à l'instant de la première flexion maximale du PCB puisque c'est là que les contraintes de traction doivent être maximales. La figure II. 4 présente l'Effet de la flexion du PCB sur les billes de brasage [TONG 2004].

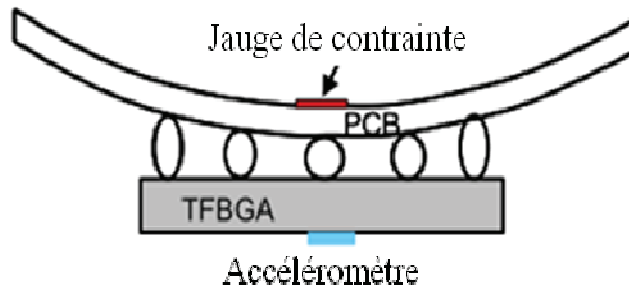


Figure II. 4 : effet de la flexion du PCB sur les billes de brasage

Par ailleurs les observations microscopiques attestent que la rupture des billes à leurs extrémités principalement aux interfaces billes/composant et billes/PCB comme le montre la figure II. 5 ci-dessous issue du compte-rendu de la conférence des composants électroniques et technologies en 2007. [CHE 2007].

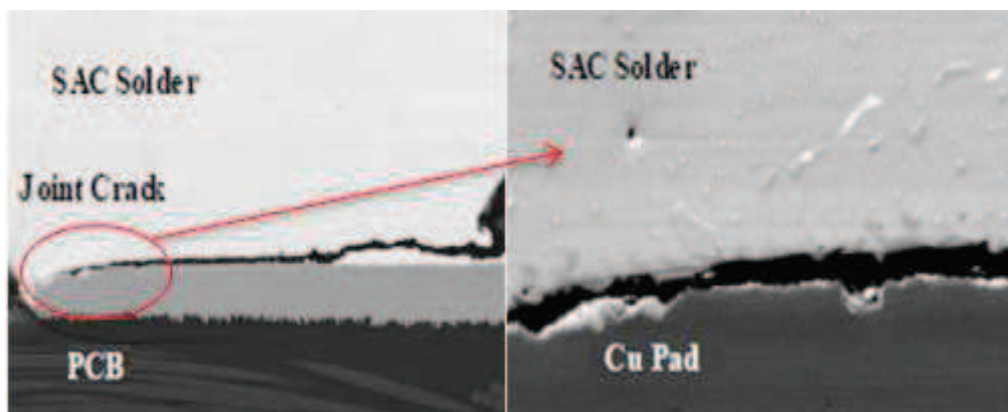


Figure II. 5 : fissures observées au niveau des billes endommagées [F.X 2007].

II. 3. Élaboration d'un modèle numérique de simulation du drop test

II. 3. 1. Modèle géométrique de simulation

La simulation du drop test est réalisée sur une carte électronique avec quinze composants (Cf. Figure II. 6) conformément au standard JESD22 B-111 (pour les produits électroniques portables) du groupe JEDEC [JEDEC 2003] en utilisant l'outil de simulation ANSYS Mechanical.

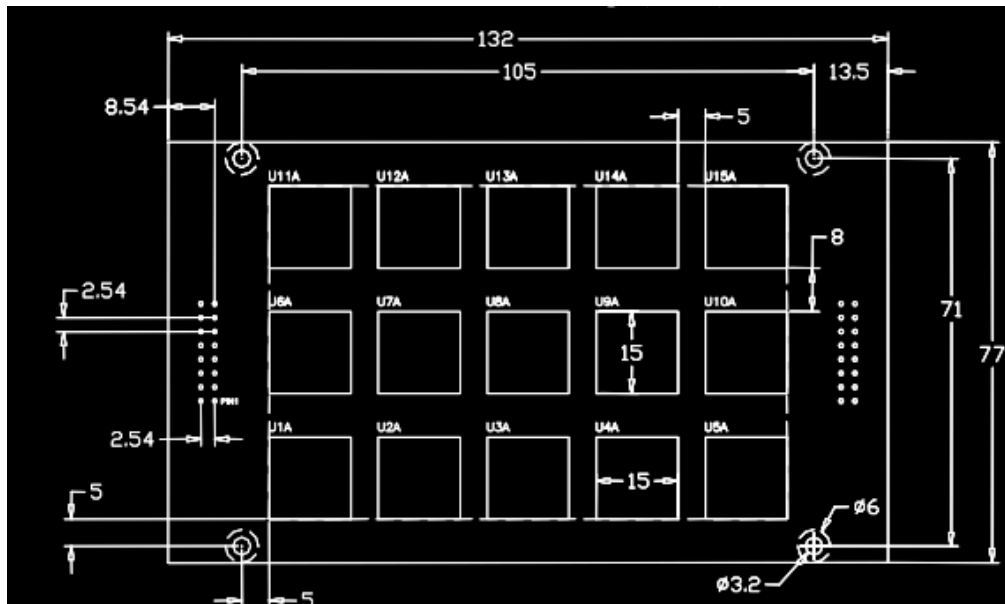


Figure II. 6 : modèle de simulation tel qu'il est spécifié par le standard JEDEC.

En utilisant la symétrie du modèle (symétrie de la géométrie, symétrie de la charge, et symétrie des conditions aux limites), nous avons procédé à une simplification de la modélisation, en gardant uniquement le quart du modèle (Cf. Figure II. 7).

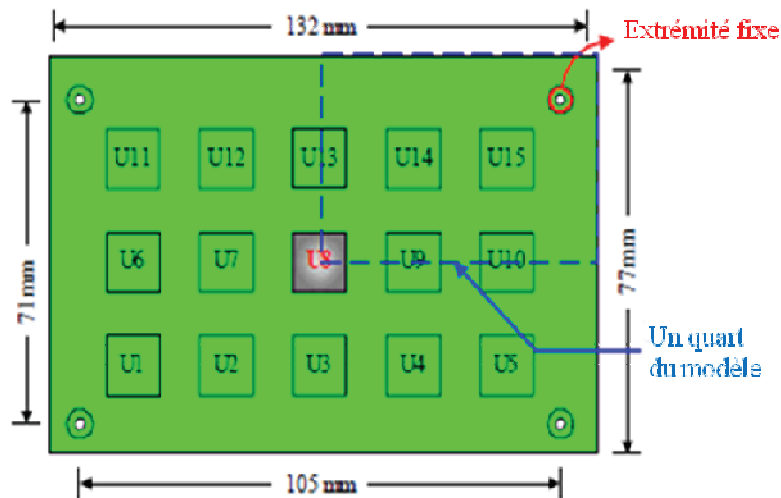


Figure II. 7 : schéma de la carte de test et le un quart du modèle

Nous nous permettrons de ne modéliser qu'un seul composant en se basant sur l'hypothèse que l'effet de force d'inertie d'un composant sur un autre est négligeable du fait de sa petite masse et de la faible raideur des interconnexions. Dans ce cas, il est impératif de choisir celui du centre, c'est-à-dire celui qui occupe la position U8 (Cf. Figure II. 8) pour des raisons de symétrie. En effet, dans ce genre de simulation, même s'il est préférable de modéliser tous les composants, les contraintes en termes de coût de calcul nous imposent de simplifier la géométrie. Dans plusieurs travaux de recherche, le modèle adopté est similaire à celui utilisé dans cette étude [YI 2008, CHANG 2006].

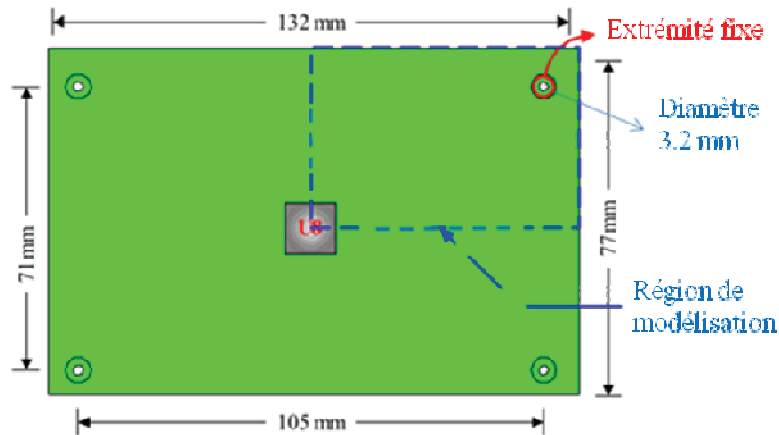


Figure II. 8: schéma de la carte de test et la région de modélisation

Nous avons développé un modèle numérique par la technique des éléments finis en 3D constitué par : un PCB, la résine, le substrat, la die, et les billes de brasages (Cf. Figure II. 9). Le modèle est réalisé de manière standard c'est-à-dire que nous avons créé chaque entité du modèle à part, puis nous les avons assemblés. Les propriétés des matériaux constituant la structure étudiée sont présentées dans le tableau II. 2.

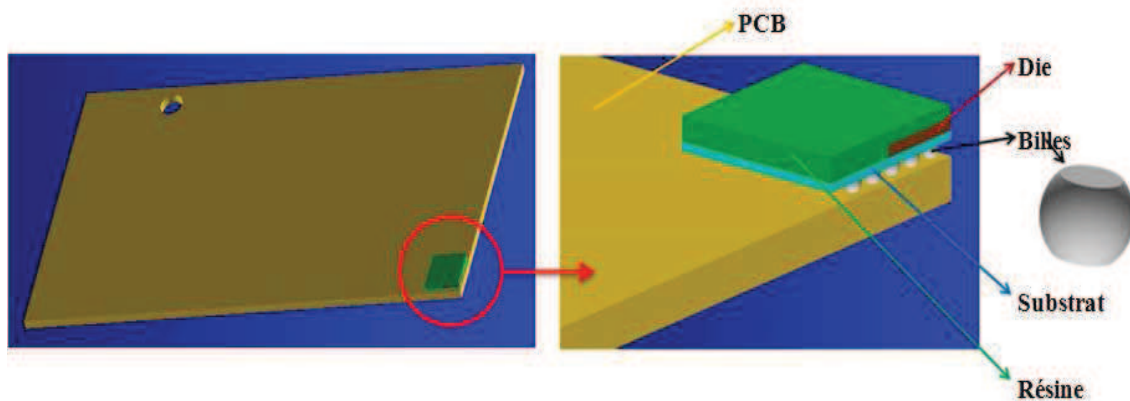


Figure II. 9 modèle géométrique

Propriétés des matériaux	Module de Young E(GPa)	Coefficient de poisson ν (sans)	Densité ρ (Kg/m ³)
PCB	16	0.33	2243
Substrat	24.13	0.33	1400
Résine	15.5	0.25	1970
Die	112.4	0.28	2329
Billes	18.38	0.35	7346

Tableau II. 2: propriétés des matériaux

La figure II. 10 présente le modèle géométrique après maillage avec un zoom sur le composant et un autre zoom sur les billes de brasage. Nous avons utilisé l'élément solid

45 pour le maillage du modèle. L'élément solid45 est un élément fini utilisé pour la modélisation 3D de structures solides. Il est défini par 8 nœuds possédant 3 degrés de liberté par nœud (le déplacement selon X , le déplacement selon Y et le déplacement selon Z) (cf. Figure. 11). Cet élément supporte les chargements surfaciques, volumiques, thermiques, la plasticité, les larges déplacements et les larges déformations.

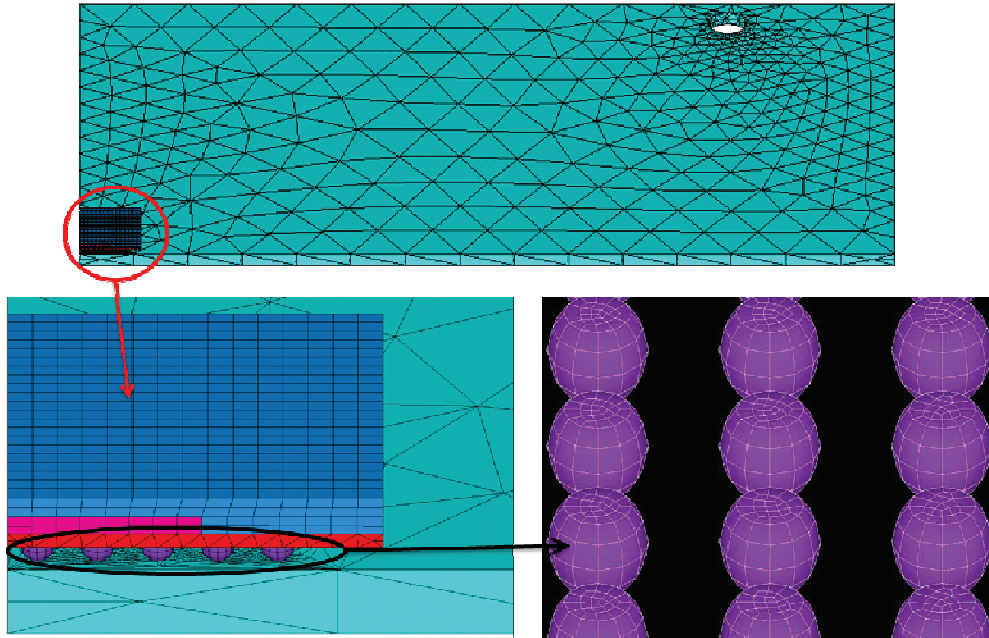


Figure II. 10 : modèle géométrique après maillage

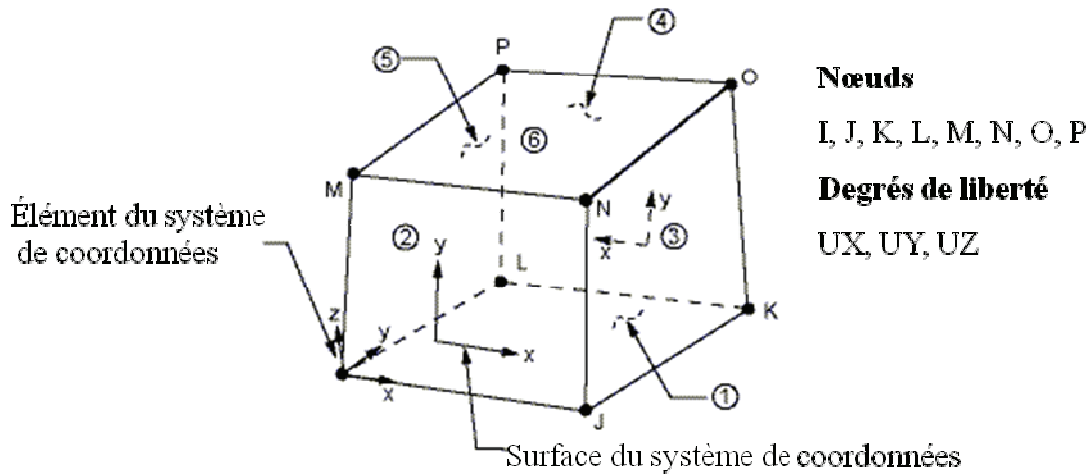


Figure II. 11 : géométrie de l'élément Solid45 utilisé pour la simulation du drop test

II. 3. 2. Modélisation du drop-test

L'impact de la table de choc contre la surface d'impact, induit une accélération G de la forme d'un demi-sinus d'amplitude 1500 g et de durée 0.5 ms (cf. Figure II.12).

$$G = A(t) = A_0 \sin\left(\frac{\pi t}{t_w}\right)$$

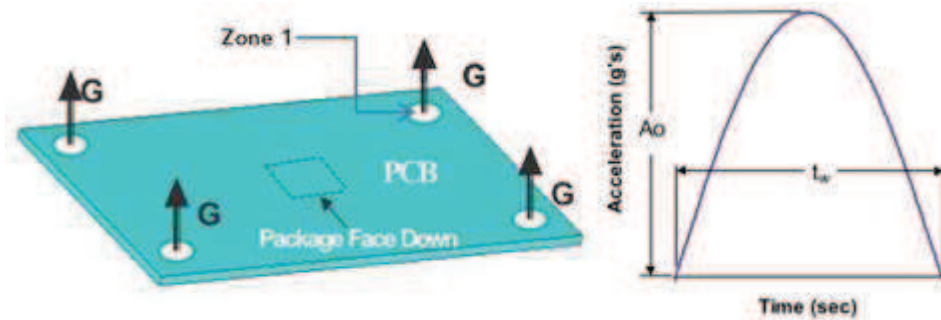


Figure II. 12: modèle physique de l'Input-G (imposition d'accélération)

Cependant, le logiciel ANSYS Mechanical, basé sur un schéma implicite, ne peut pas recevoir des conditions aux limites en accélération. Puisque nous disposons des conditions initiales et aux limites, en vitesse et en déplacement, il suffit d'intégrer l'accélération pour obtenir le déplacement suivant z à imposer aux quatre coins de la plaque comme le montre la figure II.13.

$$D = \iint A(t)$$

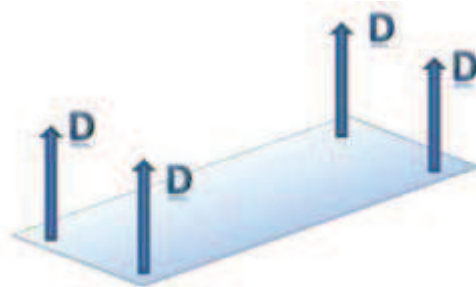


Figure II. 13 : modèle de l'input-D (imposition de déplacement)

Nous pouvons transformer l'accélération locale en accélération globale par un changement des systèmes de coordonnées. En pratique, cela revient à appliquer l'accélération non plus aux quatre coins seulement, mais à tout le modèle comme une charge d'inertie ou un champ d'accélération tout en fixant les quatre coins de la plaque (cf. Figure II. 14).

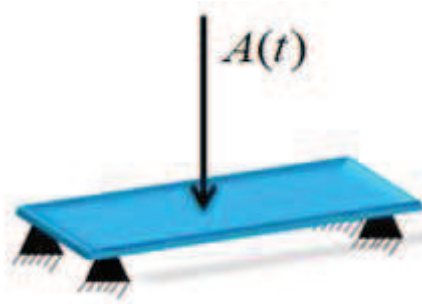


Figure II. 14: modèle de l'input-G sur un solveur implicite

Avec
$$A(t) = A_0 \sin\left(\frac{\pi t}{t_w}\right)$$

Le modèle proposé consiste à imposer une accélération et à procéder à la discrétisation du signal de l'accélération (le demi-sinus). Nous avons calculé le chargement en différents points et nous l'avons appliqué comme une accélération au modèle géométrique dans l'intervalle 0 à 0.5 millisecondes.

II. 3. 3. Résultats de la simulation

L'accélération appliquée dans l'intervalle [0, 0.5 ms] a une allure presque sinusoïdale avec le maximum dépassant légèrement la valeur maximale introduite de 1500 g (cf. Figure II. 15). Ce résultat est prévisible à cause de l'inertie de la structure.

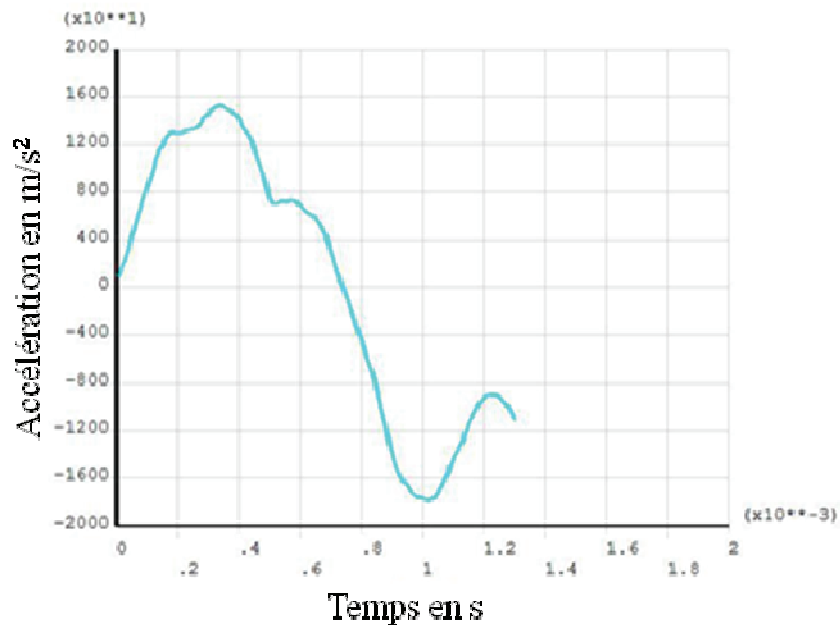


Figure II. 15 : variation de l'accélération de sortie au centre de la plaque

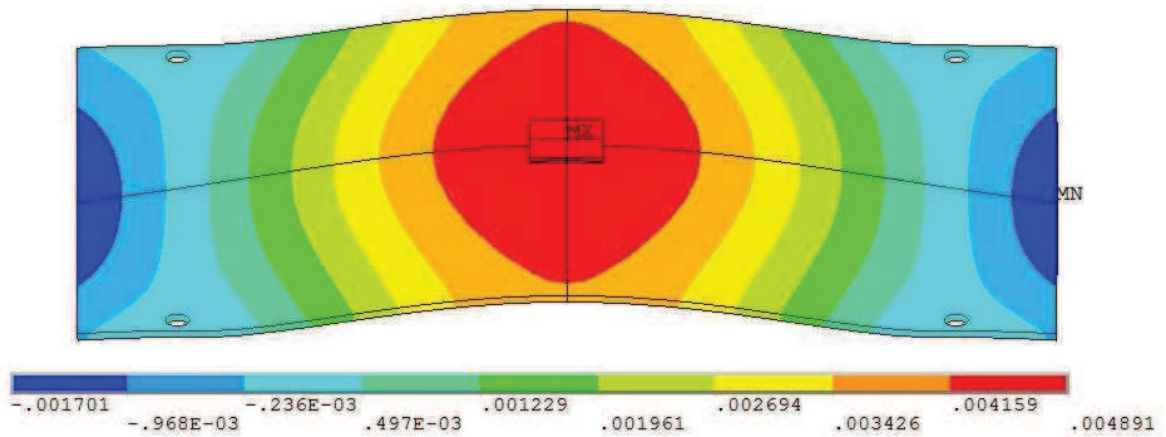


Figure II. 16 : le déplacement de la structure suivant z à l'instant 0.5 ms

Les plus grandes contraintes sont subies par les billes de brasure. Elles sont localisées aux interfaces entre billes-composant et billes-PCB. Le maximum de la contrainte est situé à l'interface billes-PCB. La bille située dans le coin supérieur droit de la plaque subit le maximum de contraintes. Ce dernier est situé à l'arrière de la bille située au coin, c'est-à-dire à la frontière avec le PCB (cf. Figure II. 17).

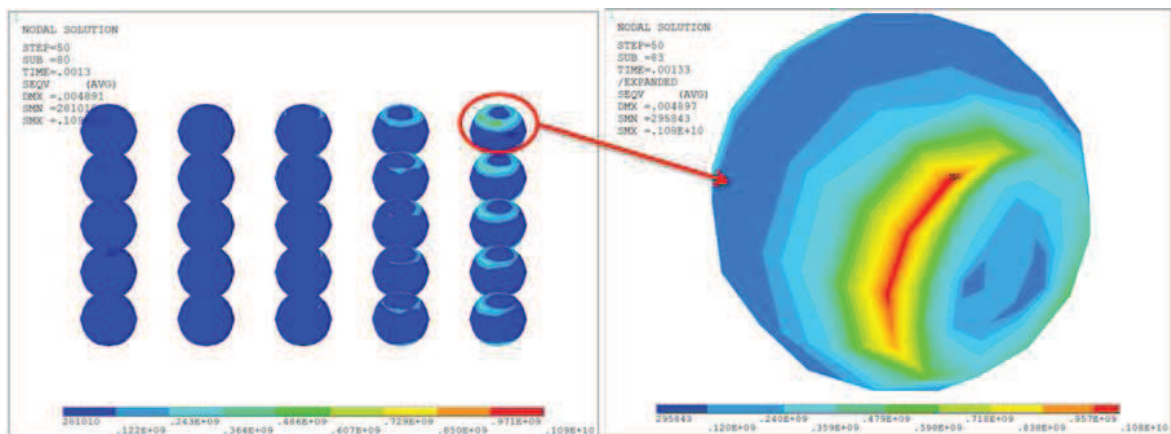


Figure II. 17 : distribution des contraintes de Von Mises sur les billes du 1/4 du modèle avec un zoom sur la bille supérieure droite.

La figure II. 18 montre la variation des contraintes. Une tendance similaire des résultats est observée pour ce modèle (cf. Figure II. 18). Toutes les contraintes varient de manière cyclique, ce qui correspond à la déformation dynamique mesurée du circuit imprimé. Parmi eux, la contrainte de traction et la contrainte principale prennent des amplitudes dans des directions positives et négatives. En comparant les quatre contraintes la première contrainte suit le même schéma que la contrainte principale, ce qui indique que la contrainte de traction est la contrainte dominante.

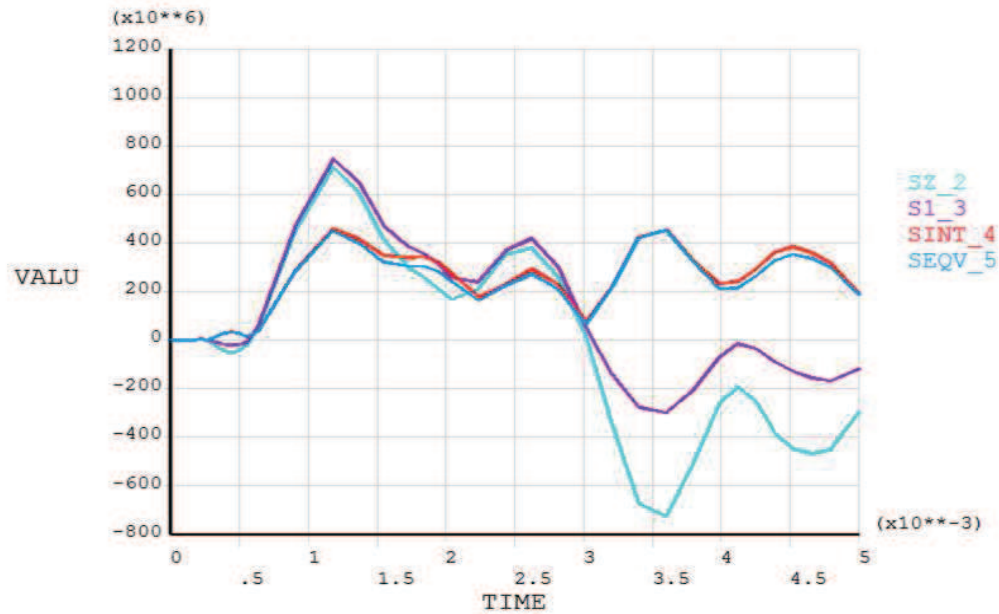


Figure II. 18: contrainte de traction, première contrainte principale, intensité de contrainte et contrainte de Von Mises

Les résultats obtenus sont cohérent avec les travaux expérimentaux et numériques de YI [YI 2008]. Cela prouve la validité du modèle développé.

- ✚ la recherche des billes déformées, manquantes..., la mesure des propriétés mécaniques de chaque échantillon après chaque test, ..., etc., nécessite énormément de temps de préparation;
- ✚ La difficulté d'obtention du sinus avec l'expérimentation et l'obligation de répéter les tests puis d'en faire une analyse statistique conséquente. La visualisation en temps réel, même les caméras digitales les plus rapides actuellement ne permettent pas de prendre que certains états discrets du test au moment et après l'impact avec l'impossibilité de spécifier le temps t désiré.
- ✚ Les exigences de mesures impliquent de multiples câblages et connexions pas faciles à mettre en place, nécessitant beaucoup de savoir-faire, et une extrême précision.
- ✚ Il arrive que malgré le test préparatoire, la pulsation dévie encore; ce qui implique une surveillance continue par la mesure de l'impulsion de choc pour chaque chute.

Après validation du modèle numérique à partir des expériences réalisées, nous pouvons réduire le nombre de tests pour requalifier d'autres produits ou d'autres configurations en utilisant le modèle de simulation. Par exemple, l'essai du Crash test dans l'industrie automobile, il faut en faire un certain nombre pour valider le modèle numérique de simulation, ensuite ce dernier va servir pour le dimensionnement et la qualification des modifications réalisées sur la structure.

II. 4. Améliorations du modèle numérique de simulation du drop test

Dans la première partie de cette section, nous présentons la première amélioration du modèle numérique de simulation du drop test. Nous proposons un modèle géométrique amélioré (bloc-par-bloc) de la structure étudiée. L'avantage de ce modèle est de permettre un maillage régulier et parfaitement contrôlé [GBATI 2010].

ANSYS possède un langage en lignes de commandes qui est une alternative à l'interface graphique. Il permet d'écrire des scripts qui ont l'avantage d'être plus performants. Ce travail est réalisé en utilisant cette méthode. Nous avons paramétré le script de telle sorte que nous pouvons choisir la valeur du nombre d'éléments par volume au début du code et ainsi augmenter ou réduire la précision des résultats et faire des compromis entre la précision des résultats et le temps de calcul. Toutes les lignes de commande sont totalement paramétrées, c'est-à-dire qu'en début de code, nous pouvons aisément changer la géométrie, le chargement, le temps de simulation et la plupart des paramètres de résolution.

Dans la deuxième partie, nous avons élaboré un modèle statique du drop-test pour une première estimation rapide des contraintes subies par les joints de brasures. C'est évident que le modèle statique nécessite moins de temps de calcul que le modèle dynamique, où il fait une résolution par la méthode des éléments finis pour chaque pas de temps. En suite nous avons construit le modèle complet de la plaque électronique pour vérifier la justification des hypothèses de simplification adoptées. Finalement, nous avons apportés trois améliorations au niveau des billes de brasage: l'introduction des plots en cuivre, l'introduction des micro-pilrs (contact conique en cuivre), et l'introduction de la plasticité.

II. 4. 1 Construction de la géométrie bloc par bloc

La géométrie bloc par bloc est un modèle construit avec l'intention que chaque volume devient après maillage au moins un élément c'est-à-dire qu'à chaque volume correspondra un élément si nous choisissons de faire un maillage par un. Nous pouvons faire correspondre à chaque volume autant d'éléments que nous désirons, ce qui nous permet de garder un contrôle précis du maillage. L'attention est portée tout d'abord sur les billes car elles ont la forme la plus complexe, ensuite nous étendons les volumes de la bille au reste de la géométrie en utilisant les techniques d'extrusion, réflexion, copie, déplacement, et de duplication. La visualisation de la structure après maillage est illustrée aux figures : II. 19 et II. 20.

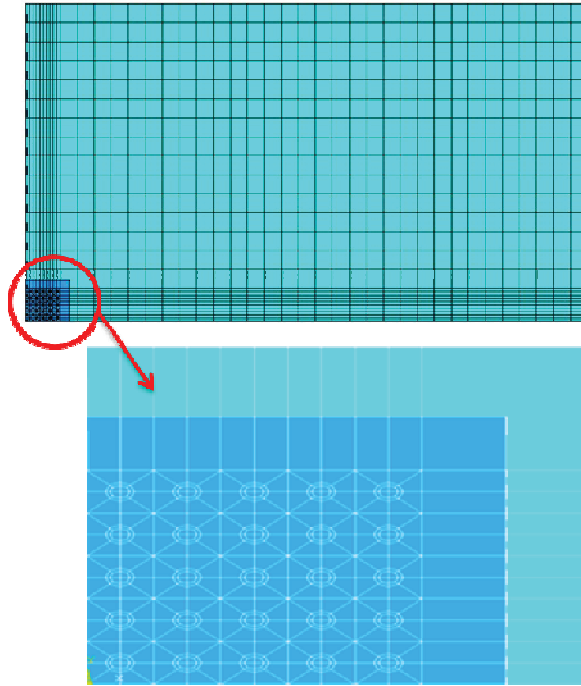


Figure II. 19 : un quart du modèle amélioré après maillage par un élément avec un zoom sur le composant

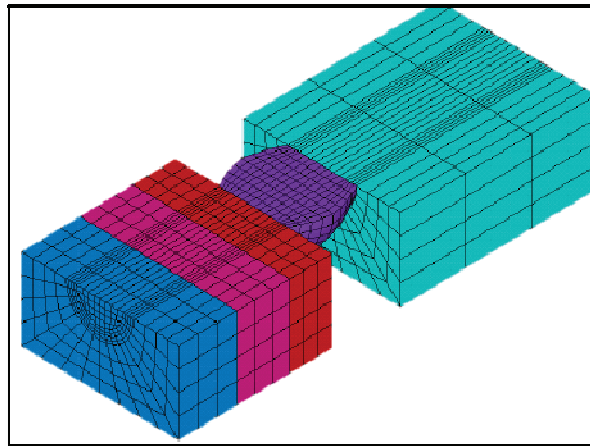


Figure II. 20: vue en coupe du modèle géométrique après maillage.

Résultats et comparaison

Le déplacement maximal en z de la plaque calculé en mètre en utilisant la méthode bloc par bloc est présenté dans la figure II. 21.

La figure II. 22 présente l'accélération appliquée à la structure. Elle a une allure presque sinusoïdale.

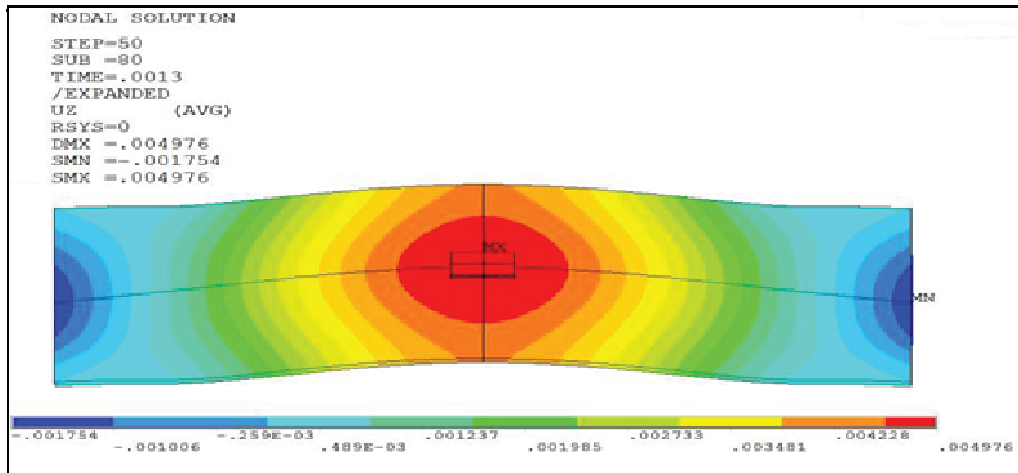


Figure II. 21 : déplacement en z (flèche) de la plaque à l'instant $t=1.3$ ms

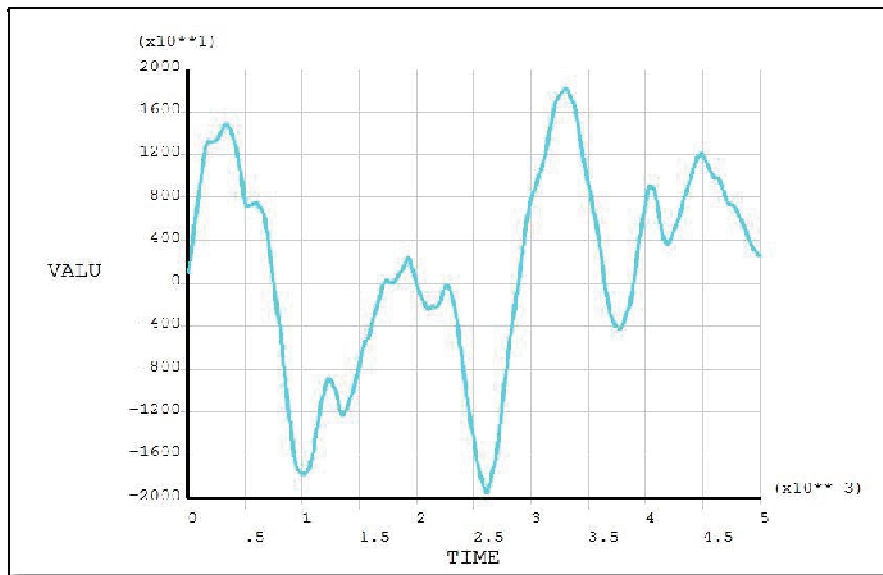


Figure II. 22 : accélération de sortie au centre de la plaque

Les plus grandes contraintes sont subies par les billes de brasure. Elles sont localisées aux interfaces entre billes-composant et billes-PCB. La bille située dans le coin supérieur droit de la plaque subit le maximum de contraintes.(cf. Figure II. 23).

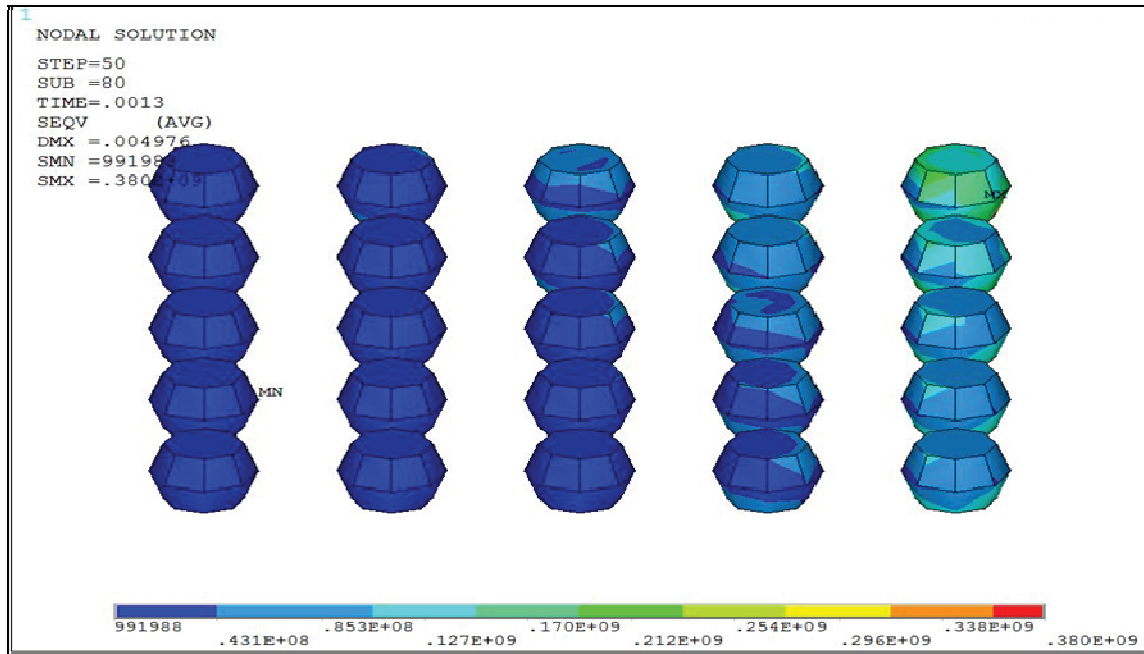


Figure II. 23 : contraintes de Von Mises sur les billes du 1/4 du modèle

Nous avons réalisé une comparaison entre le modèle standard et le modèle bloc par bloc maillé par un élément et par trois éléments. Le tableau II. 3 montre que le temps de calcul est largement meilleur pour le modèle amélioré, en effet pour un nombre d'éléments quatre fois supérieur, le temps de calcul pour le modèle bloc par bloc est à peine 34% supérieur au modèle standard.

construction	Nombre d'éléments	Nombre de nœuds	Difficulté de construction	Temps de simulation	Déplacement maximale (mm)
Entité par entité (standard)	18850	46945	faible	3 h 03 min 05 sec	4.9
Bloc par bloc (maillage par 1)	6959	9113	Elevée	20 min 06 sec	5.0
Bloc par bloc (maillage par 3)	80469	92877		4 h 07 min 35 sec	4.9

Tableau II. 3 : tableau comparatif des résultats et statistiques des deux modèles géométriques standard et amélioré

Les résultats des déplacements, des accélérations et la distribution des contraintes sont identiques malgré la différence de maillage entre les deux modèles.

Le modèle géométrique bloc par bloc présente d'autres avantages :

✚ Il permet d'avoir un contrôle précis du maillage contrairement au modèle standard, par exemple toute tentative de réduction du nombre d'éléments sur le modèle entité par entité entraîne des problèmes de congruence. La perte de quelques régularités obtenues sur certaines entités et même des problèmes de coïncidence des nœuds, de même, si nous désirons augmenter le nombre d'éléments sur ce modèle, plus rien ne garantit que toutes les billes seront maillées de la même manière ni même qu'ils posséderont le même nombre d'éléments.

✚ Dans le modèle standard, le maillage est automatique : le logiciel interprète les fonctions d'assemblage et décide de faire le maillage de telle sorte que les nœuds coïncident aux interfaces. Dans le modèle amélioré, les nœuds aux frontières des éléments ont la même numérotation, la conséquence de ceci est que le temps de calcul est largement meilleur pour le modèle amélioré, comme le montre le tableau II.3.

II. 4. 2 Élaboration d'un modèle statique du drop test

La modélisation du drop test est souvent menée par une analyse dynamique en utilisant les outils de calcul implicite ou explicite. Pourtant, le temps de calcul de l'analyse dynamique effectuée est fortement dépendant de la taille des éléments utilisés. Ainsi, il est intéressant de développer un modèle statique du drop test qui va nous permettre d'augmenter le nombre d'éléments finis afin d'augmenter la précision des calculs. Un modèle statique équivalent peut paraître comme une solution de rechange et équivalent à chaque fois que le modèle dynamique est indisponible à cause de contraintes techniques ou de coûts. Ce modèle statique nous permettra par ailleurs, à la fois de tenir compte de la variabilité des données d'entrée et d'observer leur influence sur les contraintes subies par les billes, sans souffrir de temps de calcul.

II. 4. 2. 1 Modèle géométrique de simulation

Pour mettre en place un modèle statique du drop-test, nous avons réalisé une analyse modale de la carte électronique. La force qui provoque la même flexion maximale du PCB que lors du premier mode propre est la force que nous avons introduite pour recréer les conditions qui provoquent les contraintes subies par les billes.

Tong et all [TANG 2005] proposent un modèle statique du drop test où la structure est soumise à une pression uniforme (Cf. figure II. 24).

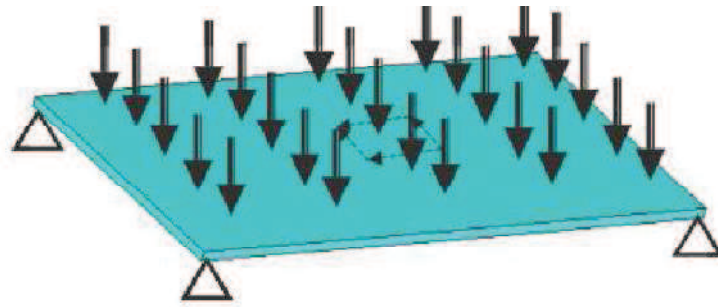


Figure II. 24 : Modèle statique du drop test proposé par Tang.

Nous proposons ici un nouveau modèle qui a l'avantage d'être plus rapide. Nous avons utilisé la même forme de chargement à savoir l'accélération dont la valeur a été déterminée par dichotomie (Cf. figure II. 25). Suite à cet exercice, nous avons déterminé qu'une accélération constante de 5848 m/s^2 soit environ 596.7 g (le pic du sinus est de 1500 g dans le modèle dynamique) provoque le même déplacement en z que lors de la première flexion maximale de la plaque électronique dans le modèle dynamique.

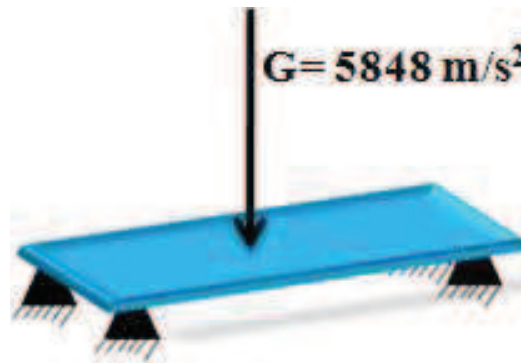


Figure II. 25 : modèle statique du drop test proposé

II. 4. 2. 2 Résultats et comparaison

Nous avons développé un modèle statique en 3D basé sur la technique des éléments finis. Le modèle est réalisé par la méthode améliorée bloc par bloc. Nous avons appliqué une accélération de 5848 m/s^2 à la structure, nous avons obtenus les résultats illustrés dans les figures II. 26 et II. 27.

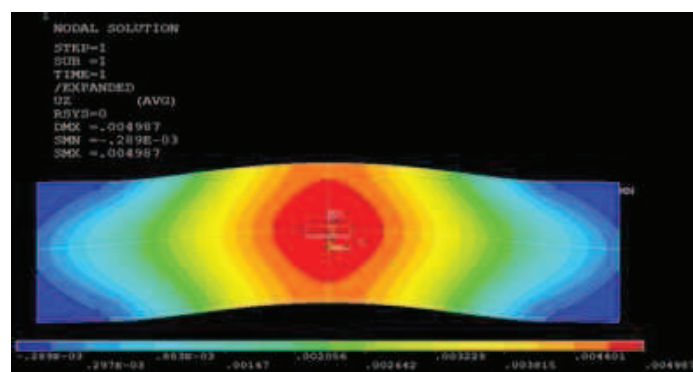


Figure II. 26 : déplacement en z (flèche) de la plaque

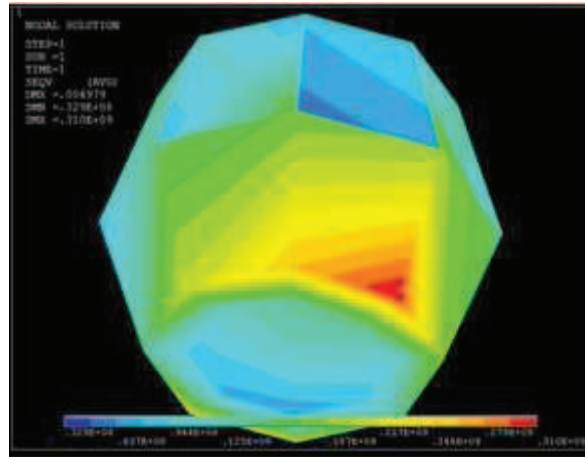


Figure II. 27: contraintes de Von Mises modèle statique

Nous avons réalisé une comparaison entre le modèle statique et le modèle dynamique. Le tableau II. 4 montre que l'intérêt du modèle statique réside dans sa durée de simulation qui n'est que de 1 minute.

modèle	Déplacement maximal (mm)	Nombre de nœuds	Contrainte maximale (GPa)	Contrainte minimale (Pa)	Temps de calcul (mn)
Statique	5.0	9113	0.310	329000	1.27
dynamique	5.0	9113	0.381	539994	32.51

Tableau II. 4: tableau comparatif du modèle statique et du modèle dynamique

Les billes les plus sollicitées sont situées précisément du côté du PCB, où les contraintes maximales de Von Mises sont notées. Nous trouvons une répartition de contraintes similaire et les valeurs maximales des contraintes (Von Mises stress) sont proches. Pour le modèle statique, nous trouvons 0.310 GPa tandis que pour le modèle dynamique, nous avons trouvé 0.381 GPa soit une différence de 18 %. Par ailleurs, le temps de calcul du modèle statique est au moins 26 fois inférieur à celui du modèle dynamique. Ceci nous conduit aux conclusions suivantes:

- ✚ Tout l'intérêt du modèle statique réside dans le temps de calcul impliqué. Il permet d'obtenir des résultats approchés du modèle dynamique car il reproduit la flexion du PCB qui est en grande partie responsable de l'endommagement des billes de brasage.
- ✚ Le modèle statique n'est pas fait pour remplacer l'analyse dynamique mais plutôt pour obtenir une estimation rapide des contraintes pour prendre une décision ou faire un pré-dimensionnement.

Le modèle statique ne prend pas en compte, l'état dynamique et transitoire du phénomène mais vu les avantages qu'il offre en coût de calcul, il peut être utilisé comme première approximation de l'effet de l'impact sur les billes de brasage.

II. 4. 3 Construction du modèle complet

Les travaux effectués précédemment dans le cadre de la simulation du drop test, sont basés sur la simplification du modèle pour la réduction du temps de calcul. Cette simplification est basée sur le fait que les autres composants n'influencent pas de manière conséquente, la réponse du système. Nous pouvons vérifier le comportement mécanique du modèle complet (avec les 15 composants) (Cf. figures II.28, II. 29).et vérifier si les hypothèses de simplification adoptées sont justifiées.

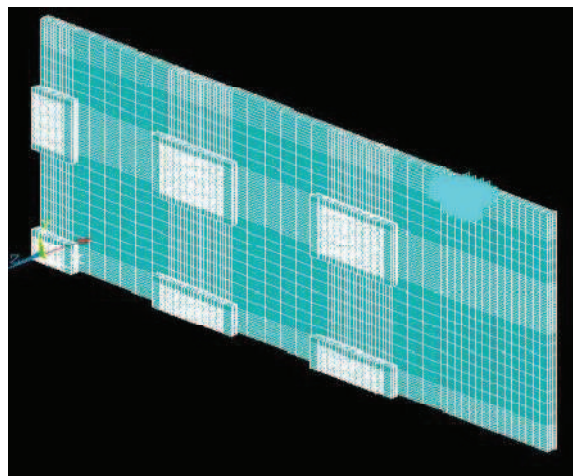


Figure II. 28: vue isométrique du 1/4 du modèle géométrique complet construit bloc par bloc

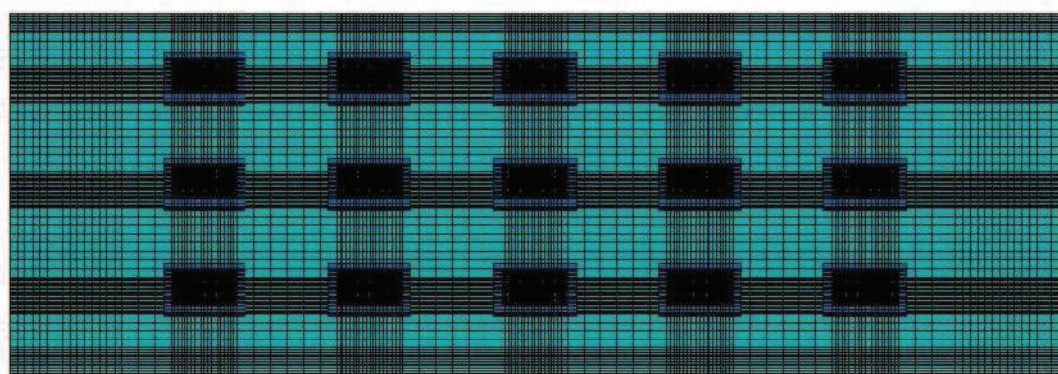


Figure II. 29 : modèle géométrique complet

Le déplacement maximal de la plaque avec 15 composants est focalisé au centre de la plaque (Cf. figure II. 30). Nous avons obtenu le même résultat avec un seul composant.

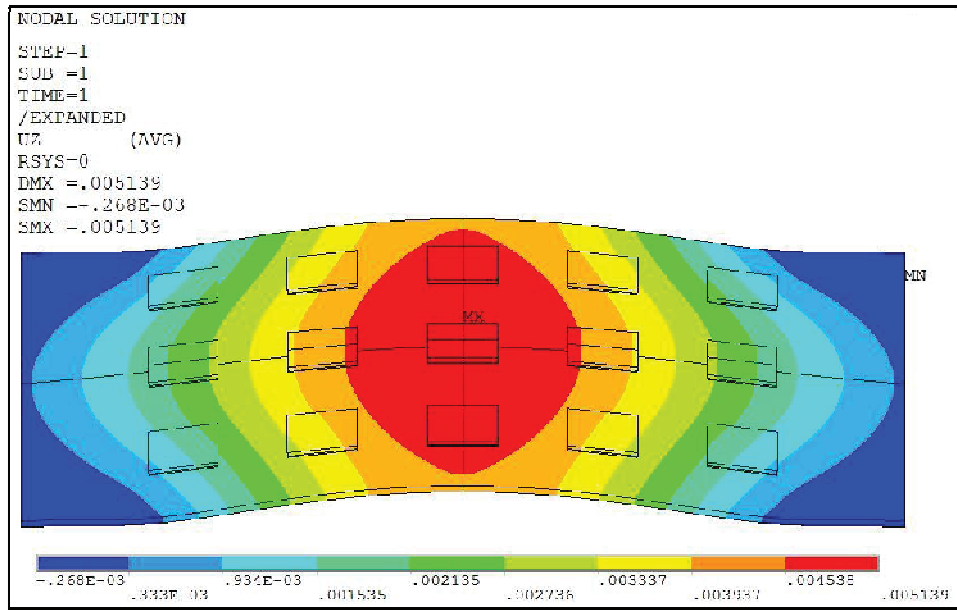


Figure II. 30 : répartition des déplacements suivant la direction z (analyse statique du drop test sur le modèle complet)

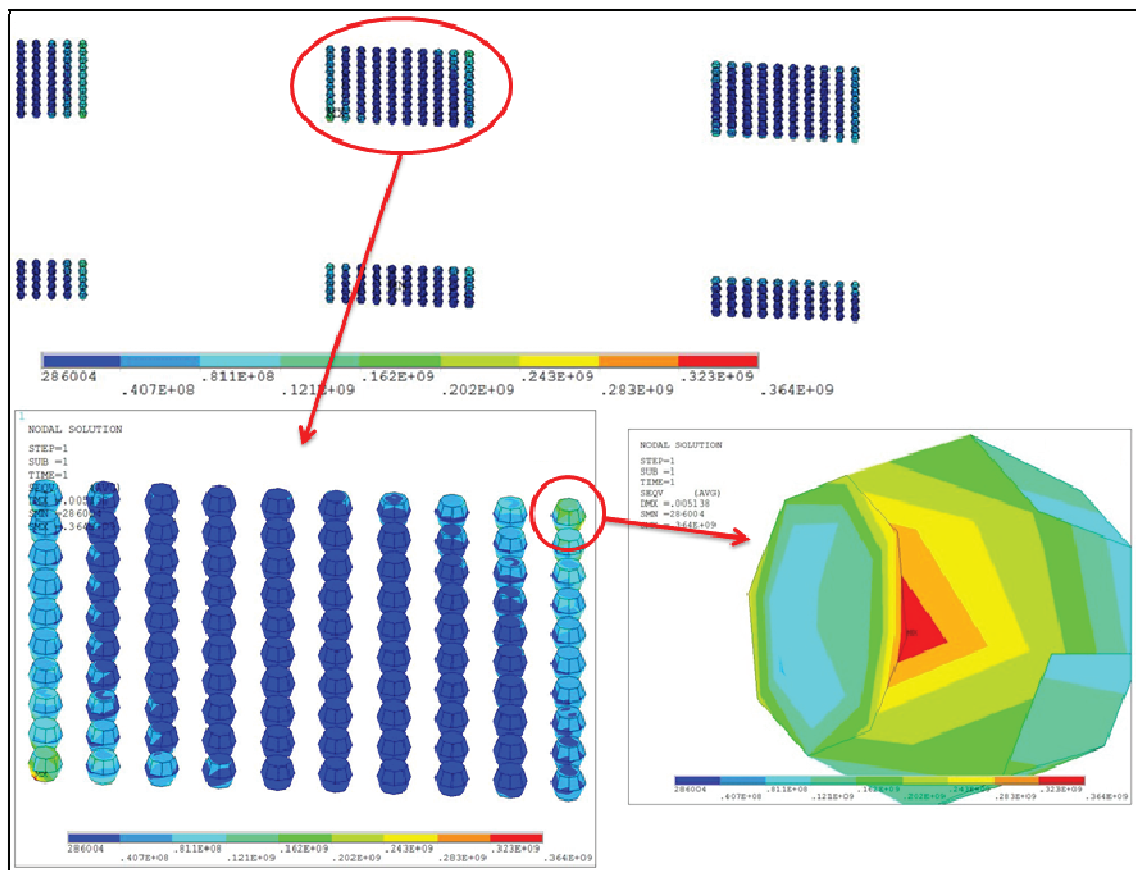


Figure II. 31 : contraintes de Von Mises sur le 1/4 du modèle complet avec deux niveaux de zoom montrant la bille subissant les contraintes maximales

Comme le montre la figure II. 31 représentant les billes du $\frac{1}{4}$ du model géométrique complet, les contraintes ne sont pas très différentes de ceux du modèle à un seul composant : Contrainte max (15 composants) = 0.364 GPa contre 0.310 GPa = Contrainte max (1 composant).

Il est à noter que le calcul a été réalisé sur le modèle statique du drop test et que par conséquent l'effet seul de la flexion a provoqué cet écart qui devrait normalement être plus petit dans le modèle dynamique, mais les limitations en coût de calcul nous ont empêchées de réaliser cette simulation.

II. 4. 4 Introduction des plots en cuivre et des μ PILR™ dans les billes de brasage

Nous avons introduit des plots en cuivre BGA (Ball Grid Array) et des micro-pilrs (μ PILR™) séparément dans le modèle géométrique amélioré (Cf. figure II. 32). Nous avons ensuite réalisé une comparaison entre les deux technologies concurrentes : le modèle géométrique avec les plots en cuivre BGA et la technologie micropilrs. μ PILR™ est une nouvelle plateforme d'interconnexion introduite récemment, elle fait appel à un contact conique en cuivre incorporé dans les billes et qui permet d'accroître la densité des composants.

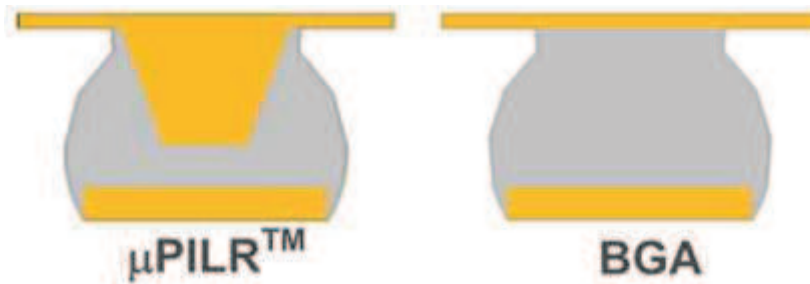


Figure II. 32: technologies : μ pilrs et BGA

II. 4. 4. 1 Introduction des plots en cuivre

Les figures II. 33, II. 34, et II. 35 présentes des vues du modèle géométrique avec les plots en cuivre après maillage.

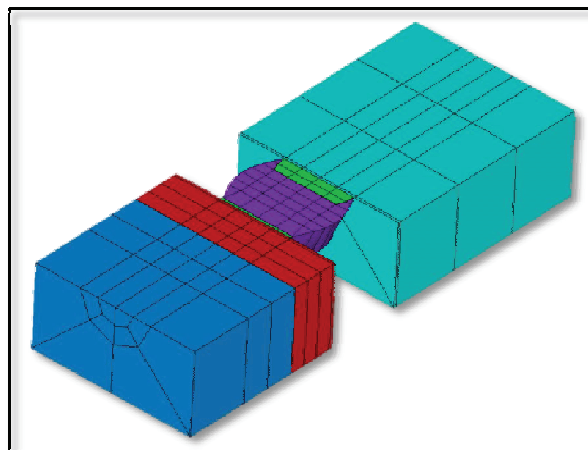


Figure II. 33 : coupe transversale du modèle géométrique de base

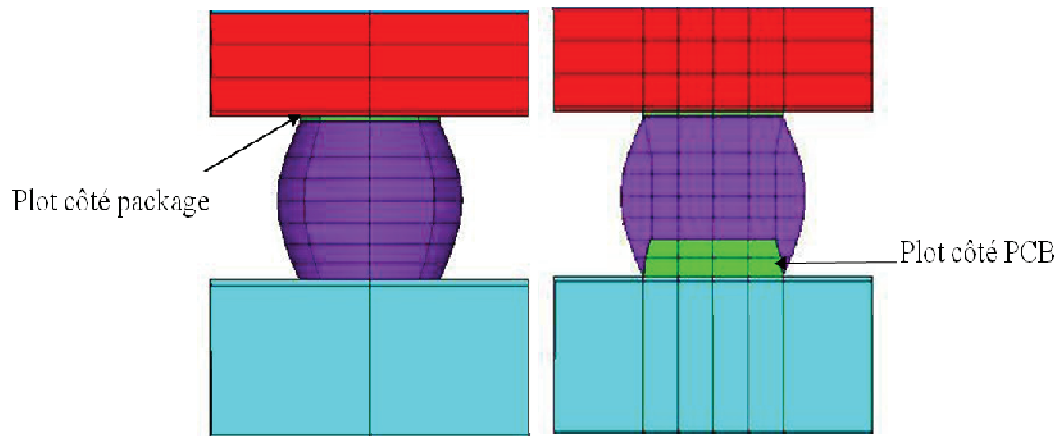


Figure II. 34 : vue du modèle géométrique de base montrant les plots en cuivre : à gauche la vue en coupe

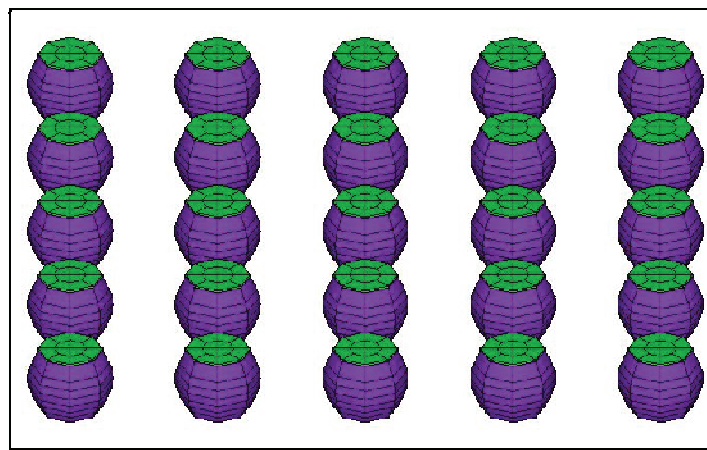


Figure II. 35 : vue des billes de brasage avec les plots en cuivre après maillage

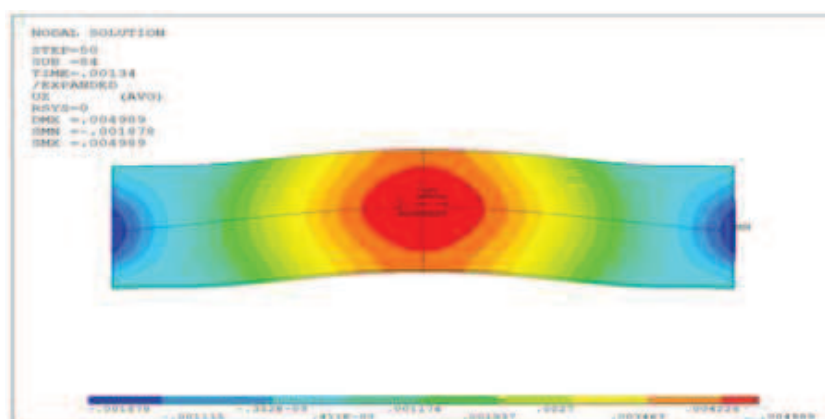


Figure II. 36 : flexion maximale de la plaque avec les plots en cuivre

Le déplacement maximal est focalisé au centre de la plaque (cf. Figure II. 36). Le maximum des contraintes de Von Mises est localisé à l'arrière des billes à la frontière du PCB (cf. Figure II. 37).

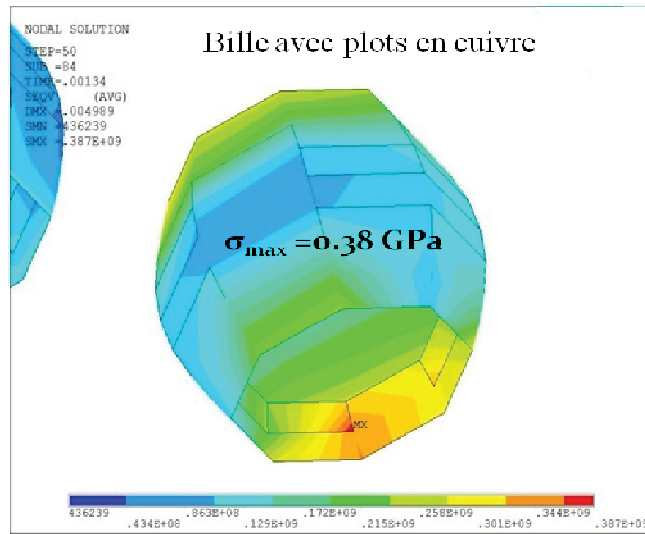


Figure II. 37 : contraintes de Von Mises sur une bille

II. 4. 4. 2 Introduction des micro-pilrs dans les billes de brasage

Nous avons utilisé la technologie $\mu\text{PILR}^{\text{TM}}$ dans la simulation du drop test. Cette technologie fait appel à un contact conique en cuivre, incorporée dans les billes pour augmenter leur densité (cf. Figure II. 38).

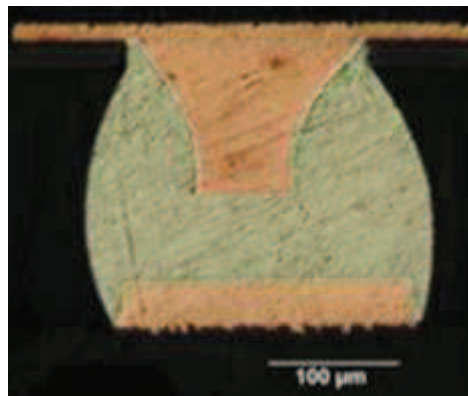


Figure II. 38 : technologie micro-Pilrs

Le modèle géométrique avec les micro-pilrs est présenté dans la figure II. 39. La figure II. 40 montre la forme de l'intérieur d'une bille sans micro-pilrs.

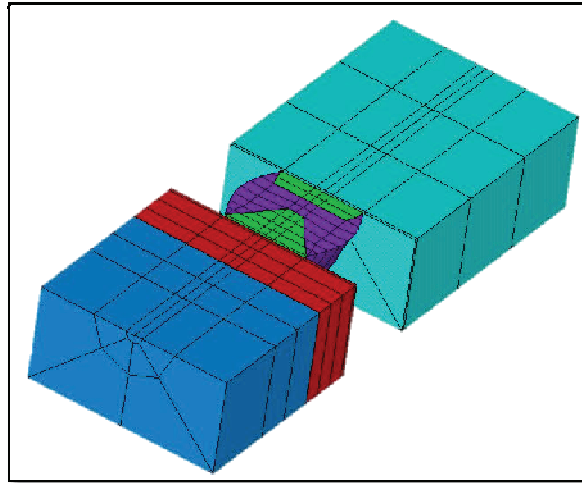


Figure II. 39: coupe de la Géométrie de base intégrant les micro-pilrs

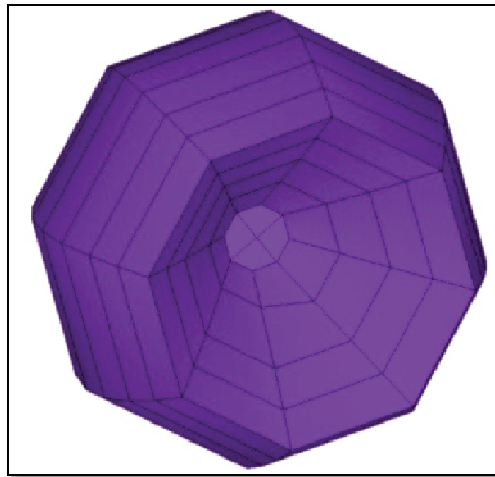


Figure II. 40: vue intérieur d'une bille sans micro-pilrs

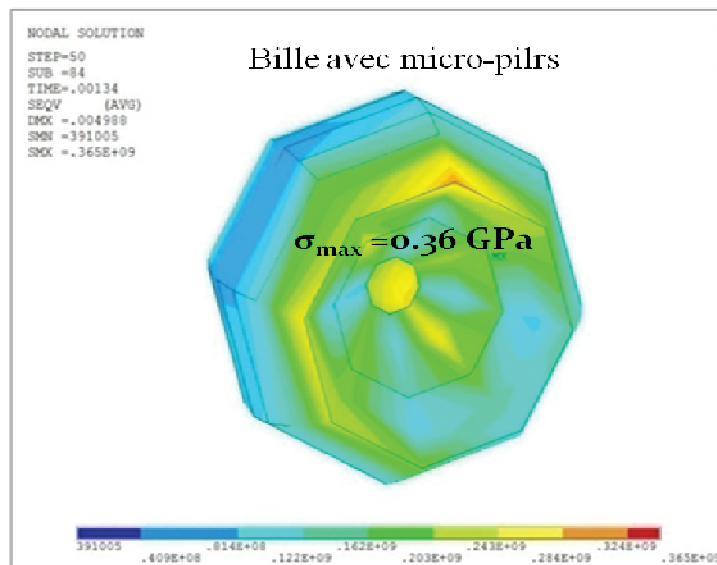


Figure II. 41: contraintes de Von Mises dans une bille.

II. 4. 4. 3 Comparaison des modèles BGA/ μ pilrs

D'après les résultats obtenus nous constatons que:

- ✚ L'introduction des plots en cuivre et des micro-pilrs n'introduisent pas de changement significatif au niveau de la flexion maximale du PCB. Avec les plots en cuivre, aussi bien qu'avec les micro-pilrs la flexion maximale du PCB est de 4.989 mm contre 4.987 mm pour le modèle sans plots en cuivre et sans micro-pilrs.
- ✚ Au niveau des contraintes, la contrainte maximale au niveau des billes pour le modèle intégrant les plots en cuivre est de 0.387 GPa contre 0.381 GPa pour le modèle sans plots. La différence devient notable avec l'introduction des micro-pilr la contrainte maximale est de 0.36 GPa contre 0.38 GPa pour le modèle sans micro-pilr.
- ✚ Le modèle avec les micro-pilr subit moins de contraintes que le modèle intégrant les plots en cuivre, 0.36 GPa contre 0.387 GPa.
- ✚ Les micro-pilrs sont plus résistants au choc mécanique que les BGA (modèle intégrant les plots en cuivre).

II. 4. 5 Introduction de la plasticité au niveau des billes de brasage

En réalité, les billes ont un comportement plastique. Cette propriété n'a pas été prise en compte dans les modèles développés ci-dessus. Le comportement plastique introduit des non-linéarités qui augmentent le temps de calcul. Néanmoins, la nécessité d'introduire la plasticité et d'effectuer une analyse non-linéaire est basée sur le fait que l'analyse linéaire induit des erreurs de dimensionnement parfois extravagantes.

La figure II. 42 présente la répartition de contraintes obtenues en analyse statique non linéaire.

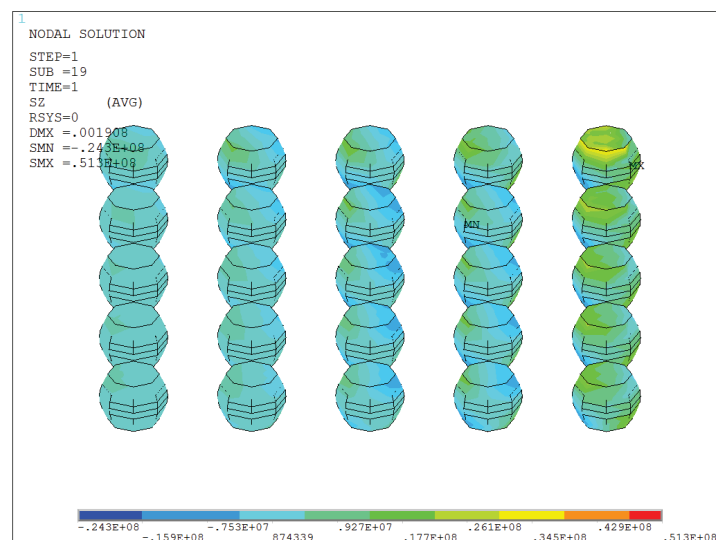


Figure II. 42: contraintes sur les billes en analyse statique non-linéaire

Les figures II. 46 et II. 47 montrent les résultats obtenus avec une analyse non linéaire. Le tableau II. 5 présente une comparaison entre les résultats obtenus avec une analyse statique linéaire, une analyse statique non-linéaire, et une analyse dynamique non-linéaire.

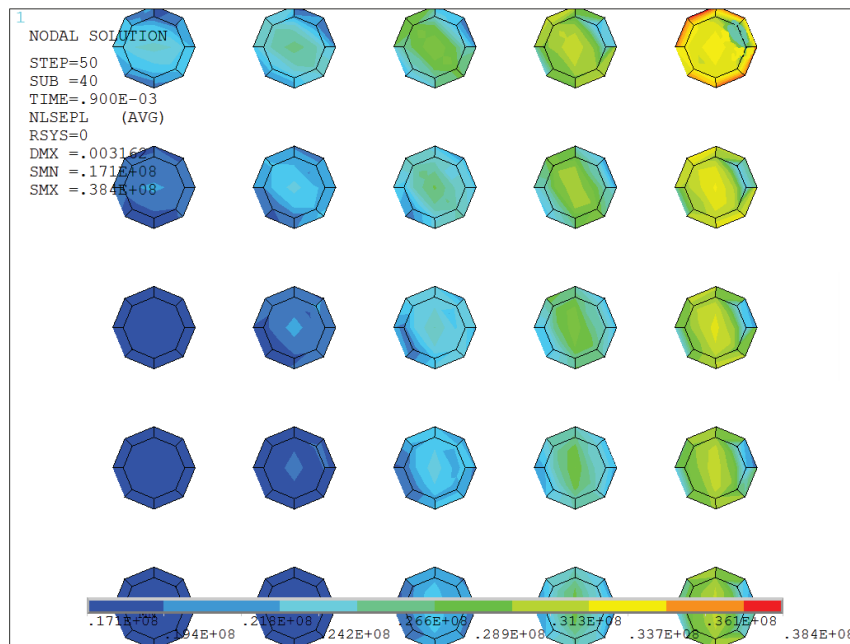


Figure II. 43: contrainte plastique équivalente (analyse dynamique)

Type d'analyse	Linéaire statique	Non-linéaire dynamique
Flèche (mm)	4,9	3,2
Contrainte (GPa)	0,38	0,038

Tableau II. 5: comparaison des résultats d'analyse linéaire et non linéaire

L'observation des résultats montre que lorsque nous introduisons la plasticité dans les billes de brasage, les contraintes sont dix fois inférieures à celles que nous avons trouvées lorsque les billes sont supposées élastiques. La prise en compte des comportements non linéaires des matériaux est indispensable dans la simulation de l'essai du drop test.

II. 5. Conclusion

La réalisation de la simulation numérique du drop test montre que les billes de brasage sont les organes critiques à la défaillance des autres composants électroniques lors de l'essai de drop test. D'après les résultats de simulation, nous constatons que le choc mécanique cause plusieurs flexions et introduit des contraintes très élevées dans les joints de brasure du package BGA (Ball Grid Array). Les billes à la périphérie (aux coins) du BGA sont

soumises aux plus grandes contraintes. Le maximum de ces contraintes est souvent localisé à l'interface bille-PCB pour la géométrie et les conditions de simulation utilisées.

Le modèle géométrique de la plaque construit bloc par bloc nous a permis d'améliorer considérablement la simulation en réduisant le temps de calcul et en permettant de garder un contrôle sur le nombre d'éléments du maillage. Un modèle statique du drop test a été proposé dans le but de fournir une estimation rapide des contraintes subies par les billes.

L'amélioration du modèle géométrique en introduisant les micro-pirls a permis d'avoir des billes de brasage plus résistantes au choc mécanique que le modèle BGA (modèle intégrant les plots en cuivre).

La simulation numérique du drop-test est complétée par l'introduction du non linéarité dans les billes de brasage pour une meilleure prise en compte du comportement plastique des matériaux utilisés dans les plaques électroniques. De plus, les contraintes obtenus dans les simulations prouvent que la limite élastique du matériau est dépassée, pour cela l'intégration d'un comportement viscoplastique est indispensable pour mieux s'approcher des contraintes réelles subies par les billes.

Dans ce travail, nous avons suivi le standard JEDEC dans la modélisation du test de chute. Mais les paquets électroniques peuvent être sujets à une large variété de conditions aux limites différentes de celles appelées dans ce standard, chutes verticales, conditions initiales non nulles, angles de chutes, accélérations trapézoïdales... Enfin, il sera utile de faire une optimisation de la procédure de simulation, dans le but d'établir une étude probabiliste et statistique en vue d'obtenir une corrélation « réussite des billes au test – survivance aux chutes à l'usage » et une estimation de la durée de vie du produit.

Chapitre III :

Fatigue thermique des joints de brasure

III. 1. Introduction.....	67
III. 2. Sollicitations thermomécaniques appliquées aux cartes électroniques	68
III. 2. 1 Essais de vieillissement thermomécaniques accélérés	68
III. 2. 2 Comportement des assemblages en thermomécanique.....	68
III. 3. Lois de comportement des alliages de type SnAgCu	69
III. 3. 1 Comportement en fluage	70
III. 3. 2 Comportement viscoplastique.....	72
III. 4. Modèles de fatigue thermique	74
III. 4. 1 Approche basée sur la contrainte	74
III. 4. 2 Approche basée sur la déformation plastique	74
III. 4. 3 Approche basée sur le fluage	76
III. 4. 4 Approche par l'énergie	77
III. 4. 5 Approche par endommagement	78
III. 5. Élaboration d'un modèle numérique de simulation de la fatigue des joints.....	79
III. 5. 1. Modèle géométrique.....	80
III. 5. 2. Chargement thermique.....	81
III. 5. 3. Propriétés des matériaux.....	82
III. 5. 4. Modèle de fatigue thermique.....	83
III. 6. Méthodologie de l'approche probabiliste.....	84
III. 6. 1. Simulation Monte Carlo (MCS).....	85
III. 6. 2. Analyse de la variabilité.....	86
III. 6. 3. Analyse de la sensibilité des paramètres.....	87
III. 7. Conclusion	89

III. 1. Introduction

L'un des plus grands problèmes des systèmes mécatroniques embarqués est l'évaluation de leur fiabilité. Les causes de défaillance de ces systèmes sont multiples. Ils subissent de nombreuses sollicitations extrêmes de nature thermique (variations de température), mécaniques (chocs, vibration), ..., etc.

Dans ce chapitre nous traitons le mode de défaillance le plus observé : la défaillance due aux cycles thermiques. En effet, lors du processus de fabrication, les composants électroniques sont soumis à des températures pouvant varier de -50°C à 250°C . Durant leur cycle de vie, les composants des systèmes embarqués sont soumis à des variations de température dues aux conditions opérationnelles et d'environnement pouvant varier de -40°C à 150°C [JEDEC 2000].

Ces cycles de température entraînent une déformation plastique dans les joints de brasure des composants des cartes électroniques. Ces déformations plastiques peuvent causer l'initiation de fissures par fatigue et ainsi la rupture des joints de brasure. Cette rupture entraîne une défaillance mécanique du composant de la carte électronique et la défaillance électrique du système électronique complet. Afin de pouvoir prédire la fiabilité d'un produit mécatronique, il est nécessaire de disposer d'un modèle de fatigue rigoureux du joint de brasure sous contraintes thermomécaniques.

L'objet de ce chapitre est le développement d'un modèle pour prédire la durée de vie en fatigue des joints de brasure en utilisant la simulation numérique par la technique des éléments finis. Pour cela, un modèle probabiliste a été développé. Il évalue le nombre de cycles à la rupture du joint de brasage le plus critique d'un composant électronique à pas fin assemblé dans un circuit imprimé.

Le modèle est basé sur la technique des éléments finis et sur la méthode de simulation Monte Carlo. Le modèle tient compte des non-linéarités des propriétés des matériaux du joint de brasure. Il tient compte aussi des incertitudes résultant de la variabilité des propriétés des matériaux, des propriétés géométriques des éléments de l'assemblage et des fluctuations thermiques dans les conditions d'utilisation.

Au début du chapitre, une synthèse bibliographique est présentée. Elle porte sur les sollicitations thermomécaniques, les lois de comportement et les modèles de fatigue appliqués aux joints de brasure. L'élaboration d'un modèle numérique de simulation de la fatigue des joints est présentée à la section suivante. La méthodologie de l'approche probabiliste adoptée est détaillée dans la dernière section de ce chapitre.

III. 2. Sollicitations thermomécaniques appliquées aux cartes électroniques

Comme il a été déjà mentionné, les équipements électroniques embarqués subissent des sollicitations sévères dues à l'environnement opérationnel et à l'échauffement propre des composants par effet Joule. Ces sollicitations conduisent à l'un des principaux modes de défaillance des assemblages électroniques : la rupture des joints de brasure par fatigue.

III. 2. 1 Essais de vieillissement thermomécaniques accélérés

Pour évaluer la fiabilité des assemblages électroniques, des essais de vieillissement accéléré sont systématiquement réalisés sur des cartes-test. Les sollicitations sont simulées par des cycles de température (cf. Figure III.1). Ces cycles sont appliqués pour accélérer les variations de température subies par les cartes dans leur environnement opérationnel. La durée de vie avant la défaillance des composants est ainsi déterminée de façon expérimentale par un suivi des joints brasés. Les résultats sont ensuite exploités pour mettre en évidence l'influence des différents paramètres des assemblages. Ces paramètres sont : les types de joints, les technologies, les matériaux de circuit imprimé et les caractéristiques des cycles thermiques. L'historique des défaillances est ensuite tracé pour analyser les résultats [GRIEU 2010].

La température varie de -55 °C à 125 °C selon le cycle représenté à la figure III. 1 [GRIEU 2010].

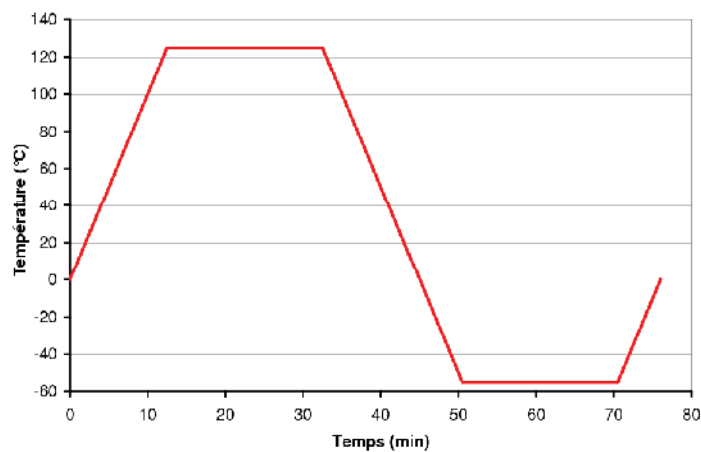


Figure. III. 1 : Profil de cycle thermique typique des essais de vieillissement accéléré





III. 2. 2 Comportement des assemblages en thermomécanique

Sous sollicitations thermiques, le différentiel de dilatation, entre les constituants des assemblages, composant et circuit imprimé, provoque des contraintes et des déformations mécaniques. Ces contraintes thermomécaniques se traduisent par le gauchissement des cartes électroniques (cf. Figure III.2).

Le mode de sollicitations des joints le plus observé est le cisaillement même si la traction/compression intervient également.

Le coefficient de dilatation thermique α définit l'expansion du volume d'un corps sous l'influence de la chaleur. La variation de longueur, d'un matériau contraint à une variation de température, est calculée de la façon suivante :

$$\Delta L = \alpha \times L \times \Delta T \quad (\text{III. 1})$$

-  ΔL : la variation de la longueur en mètre [m]
-  α : est le coefficient de dilatation thermique en 1/Kelvin [K^{-1}]
-  L : est la longueur initiale en mètre [m]
-  ΔT : est la variation de température en kelvin [K]

Un matériau, avec un coefficient de dilatation thermique élevé, subit un accroissement important de son volume sous l'effet de la chaleur. Si deux matériaux possédant des coefficients de dilatation différents sont liés mécaniquement, une variation de la température induit des contraintes au niveau de l'interface commune.

Par exemple, un composant à boîtier céramique possède un coefficient de dilatation de l'ordre de 5 ppm/K. Le circuit imprimé à base de résine époxyde, de fibres de verre et de cuivre a un coefficient équivalent de l'ordre de 13 ppm/K. Dans le cas des boîtiers plastiques, il faut ajouter l'influence de la puce en silicium enrobée dans le boîtier qui se dilate beaucoup moins (2,5 ppm/K).

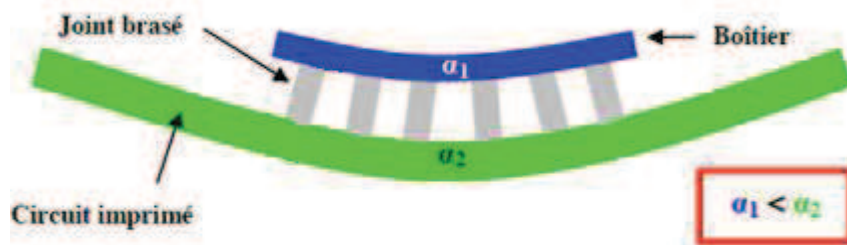


Figure. III. 2 : Schématisation des efforts sur les joints brasés due au gauchissement des cartes à chaud [GRIEU 2010].

III. 3. Lois de comportement des alliages de type SnAgCu

Les lois de comportement sont essentiellement liées au calcul des contraintes et des déformations mécaniques des assemblages. Deux comportements sont couramment identifiés pour les alliages de brasage :

-  le comportement en fluage,
-  le comportement viscoplastique

Ces comportements sont utilisés dans la littérature pour modéliser les brasures sous sollicitations thermomécaniques et en déduire les amplitudes de déformations et de contraintes mécaniques. Les modèles de fatigue sont ensuite appliqués pour prédire la durée de vie des assemblages électroniques.

III. 3. 1 Comportement en fluage

Le fluage est un phénomène viscoplastique. Il est couramment mis en évidence par des essais à force constante imposée. L'évolution de la déformation est un phénomène temporel qui présente trois stades d'évolution comme schématisé à la Figure III.3. Le premier stade, fluage primaire, présente une vitesse de déformation qui diminue rapidement et tend à se stabiliser. Ce phénomène est lié à la création et à la propagation des dislocations. Le stade suivant, fluage secondaire, a la particularité de présenter une vitesse de déformation quasi constante. Le dernier stade, fluage tertiaire, possède une évolution rapide de la déformation. Celle-ci est liée au phénomène de la striction et à l'apparition de fissures et cavités aux des joints de brasure responsable de leurs rupture.

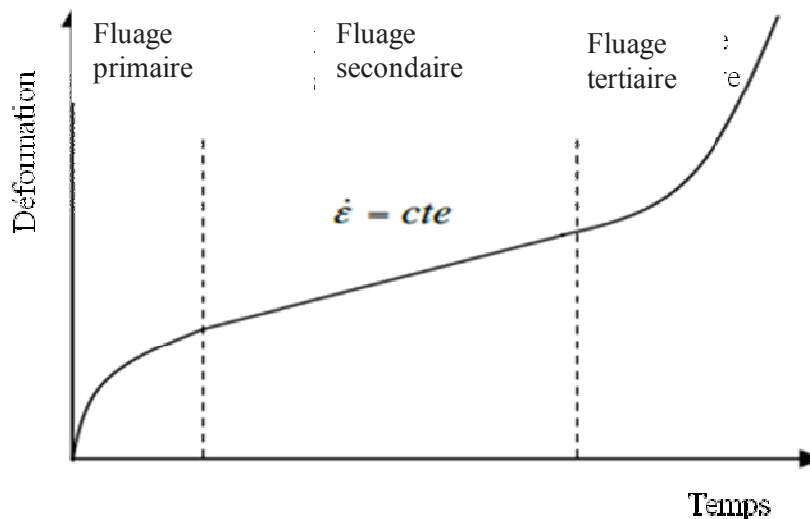


Figure. III. 3: Evolution typique de la déformation lors d'un essai de fluage ($\sigma = cte$)

Pour les alliages de brasage de type Sn-Pb, l'effet du fluage primaire sur l'endommagement est négligé devant le fluage secondaire dans les lois de comportement [Syed 2004]. Cette hypothèse simplifie les lois de comportement et le calcul des contraintes et des déformations. Deux expressions analytiques, modélisant le comportement en fluage et la détermination des contraintes et des déformations, ont été proposées pour tenir compte du fluage secondaire. Ceci est retenu à la suite des observations expérimentales [GONG 2008]. Ces lois ne tiennent pas compte de l'écrouissage. Les lois phénoménologiques proposées sont :

- ✚ Modèle en sinus hyperbolique
- ✚ Modèle en double loi puissance

✚ **Modèle en sinus hyperbolique (Garofalo/Teggart) [GRIEU 2010].**

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A \left[\sinh(\alpha\sigma) \right]^n \exp\left(\frac{-H_1}{KT}\right) \quad (\text{III. 2})$$

Avec :

- $\dot{\varepsilon}_{cr}$ Vitesse de déformation en fluage (s^{-1})
- A** Constante du matériau (s^{-1})
- α** Inverse du niveau de contrainte au changement de pente (MPa^{-1})
- σ** Contrainte (MPa)
- n** Exposants de viscosité (Sans unité)
- H_1** Énergies d'activation (J)
- K** Constante de Boltzmann ($J.K^{-1}$)
- T** Température (K)

✚ **Modèle en double loi puissance (Norton) [GRIEU 2010].**

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A_1 \exp\left(\frac{-H_1}{KT}\right) \left(\frac{\sigma}{\sigma_n}\right)^{n_1} + A_2 \exp\left(\frac{-H_2}{KT}\right) \left(\frac{\sigma}{\sigma_n}\right)^{n_2} \quad (\text{III. 3})$$

Avec :

- $\dot{\varepsilon}_{cr}$ Vitesse de déformation en fluage (s^{-1})
- A_1, A_2** Constantes du matériau (s^{-1})
- α** Inverse du niveau de contrainte au changement de pente (MPa^{-1})
- σ** Contrainte (MPa)
- n_1, n_2** Exposants de viscosité (Sans unité)
- H_1, H_2** Énergies d'activation (J)
- K** Constante de Boltzmann ($J.K^{-1}$)
- T** Température (K)

Le modèle en double loi puissance est formulé pour tenir compte du changement de comportement lié à deux phénomènes microstructuraux : l'apparition des dislocations et la diffusion des lacunes. L'expression en sinus hyperbolique rassemble les deux types de comportement en un terme unique.

III. 3. 2 Comportement viscoplastique

Les lois de comportement, issues d'essais monotones en fluage, ne tiennent pas compte de l'écroutissage du matériau. L'écroutissage correspond au phénomène de durcissement du matériau lié à la déformation plastique. Il correspond à l'état des contraintes internes après déformation plastique. Pour tenir compte de ce phénomène d'une part, de la température et de la vitesse de déformation d'autre part plusieurs modèles sont proposés [BUSO 1992] pour les alliages de brasage. Nous citons :

✚ **Modèle d'ANAND**

✚ **Modèle de BUSO**

✚ **Modèle d'Anand [ANAND 1982].**

Le modèle d'Anand a été développé pour décrire la déformation des métaux à haute température (lorsque les phénomènes visqueux sont activés) en y incluant la dépendance de la vitesse de déformation [DOMPIERRE 2011]. Les alliages de type SAC sont utilisés pour des hautes températures. C'est une raison pour laquelle de nombreuses études ont utilisé le modèle d'Anand dans la description des alliages SAC. Ce modèle est disponible sous le logiciel de modélisation par éléments finis ANSYS. Ceci explique une part de son succès.

La loi d'évolution de la déformation inélastique est décrite par l'équation III.4.

$$\dot{\epsilon}_p = A \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \left[\sinh\left(\xi \frac{\sigma}{s}\right) \right]^{\frac{1}{m}} \quad (\text{III.4})$$

La contrainte est pondérée par une variable interne s représentant « la résistance à la déformation plastique ». Cette variable d'état dépend de la température et tient compte de la vitesse de déformation inélastique. La loi d'évolution de cette variable est régie par le système d'équations III.5 et III.6 :

$$\dot{s} = \left\{ h_0 \left| 1 - \frac{s}{s^*} \right|^a \times \text{sign}\left(1 - \frac{s}{s^*}\right) \right\} \times \dot{\epsilon}_p \quad (\text{III. 5})$$

Avec

$$s^* = s \left[\frac{\dot{\varepsilon}_p}{A} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \right] \quad (III. 6)$$

Où: $\dot{\varepsilon}_p$ la déformation plastique équivalente, A constante de déformation, Q énergie d'activation, R constante de gaz parfait, T la température absolue, ξ multiplicateur de contrainte, m sensibilité de la contrainte au taux de déformation, s_0 la valeur initiale de la résistance à la déformation, A facteur pré-exponentiel, h_0 coefficient d'érouissage, \hat{s} coefficient de saturation de résistance à la déformation, n sensibilité de la résistance à la déformation, et a la sensibilité de l'érouissage.

✚ Modèle de Busso [BUSSO 1992].

BUSSO a développé un modèle viscoplastique pour l'alliage Sn-40Pb [BUSSO 1992]. Le modèle décrit le comportement monotone et cyclique de l'alliage à différentes températures en tenant compte de l'érouissage cinématique et du phénomène d'accommodation au cours des cycles. La loi constitutive est formulée en uniaxial par :

$$\dot{\varepsilon}_p = \dot{\varepsilon}_0 \left(\frac{-F_0}{RT} \left(1 - \left(\frac{|\sigma - B|}{\sigma G / G_0} \right)^p \right)^q \right) \text{sgn}(\sigma - B) \quad (III. 7)$$

$$\dot{B} = h \dot{\varepsilon}_p - r B \left| \dot{\varepsilon}_p \right| \quad (III.8)$$

Avec :	$\dot{\varepsilon}_p$	Vitesse de déformation plastique (s ⁻¹)
	$\dot{\varepsilon}_0$	Vitesse de déformation initiale (s ⁻¹)
	α	Inverse du niveau de contrainte au changement de pente (MPa-1)
	σ	Contrainte (MPa)
	n_1, n_2	Exposants de viscosité
	H_1, H_2	Énergies d'activation (J)
	K	Constante de Boltzmann (J.K ⁻¹)
	T	Température (K)

L'érouissage cinématique est introduit par la variable **B** dont l'évolution dépend de la vitesse de déformation et de la température ($\mathbf{r} = \mathbf{f}(\mathbf{T})$). Le premier terme représente l'érouissage cinématique linéaire et le second permet de rendre compte de la stabilisation des cycles et de la mémoire du trajet de la déformation [LEMAITRE 1996].

III. 4. Modèles de fatigue thermique

Les modèles proposés dans la littérature pour prédire la durée de vie en fatigue des joints de brasure sont multiples. LEE et all [LEE 2000] ont proposé une classification de ces modèles de fatigue. Dans cette classification les modèles de fatigue sont divisés en 5 grandes catégories, basées sur le mécanisme fondamental considéré comme étant responsable de l'introduction des dommages dans les joints de brasure.

- ✚ Approche basée sur la contrainte,
- ✚ Approche basée sur la déformation plastique,
- ✚ Approche basée sur le fluage,
- ✚ Approche basée sur l'énergie,
- ✚ Approche basée sur l'endommagement.

III. 4. 1 Approche basée sur la contrainte

Cette approche met en relation l'amplitude des cycles de contraintes et le nombre de cycles avant défaillance. Ce sont des modèles qui s'appuient sur un comportement élastique de la structure et ne tiennent pas compte des déformations plastiques ou de fluage. Ces modèles sont utilisés dans le cas de petites amplitudes de contraintes ou pour les vibrations. Des microfissures apparaissent alors pendant les premières sollicitations qui pourront ensuite amener à la rupture du matériau après un nombre de cycles important. La rupture des brasures ne se fait pas sous l'effet de tels phénomènes et cette approche n'est donc énumérée ici que pour établir une classification complète des modèles de fatigue.

III. 4. 2 Approche basée sur la déformation plastique

Coffin-Manson, Salomon, Engelmaier et Miner ont proposé des modèles de fatigue basés sur la déformation plastique [LEE 2000]. Chacun de ces modèles prédit la défaillance, ou le nombre de cycle pour l'initiation de la fissure, par le calcul ou la détermination expérimentale de la contrainte de cisaillement plastique appliquée. Le Modèle de fatigue Coffin-Manson est l'approche la plus largement utilisée aujourd'hui. Le nombre total de cycles à la défaillance, N_f , est représenté en fonction de l'amplitude de la déformation plastique, $\Delta\epsilon_p$, le coefficient de ductilité de la fatigue, ϵ'_f , et l'exposant de ductilité de la fatigue, c , sont approchés expérimentalement.

La relation entre ces variables est représentée par l'équation suivante :

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (\text{III. 9})$$

Où $\Delta \varepsilon_p$ représente la déformation plastique au cours d'un cycle de chargement, ε'_f le coefficient de ductilité, et c l'exposant de ductilité. L'identification de ces facteurs ε'_f (à peu près égal à la véritable ductilité en rupture du matériau ε_f et c , variant entre -0.5 et -0.7, dépend fortement de l'éprouvette utilisée et n'est donc applicable que dans les mêmes conditions d'identification. De plus ce modèle ne prend pas en compte les effets de dégradation dans le domaine élastique. Il suppose que la rupture par fatigue est strictement due à la déformation plastique et les déformations élastiques contribuent seulement à une petite partie de la rupture par fatigue. Pour cela, ce modèle est souvent combiné avec la relation de Basquin pour prendre en compte la déformation totale :

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (\text{III. 10})$$

Où $\Delta \varepsilon$ représente le taux de déformation sur un cycle, σ'_f le coefficient de la fatigue dû à la force appliquée, E le module d'Young, b le coefficient de Basquin. La figure III. 4 montre l'importance des deux termes pour le nombre de cycles avant défaillance sur la plage de déformation totale. La défaillance à un petit nombre de cycles à gauche de N'_f est régie par la déformation plastique (équation de Coffin-Manson) qui endommage le matériau tandis que la défaillance à un grand nombre de cycles à droite de N'_f est gouvernée par la déformation élastique (équation de Basquin).

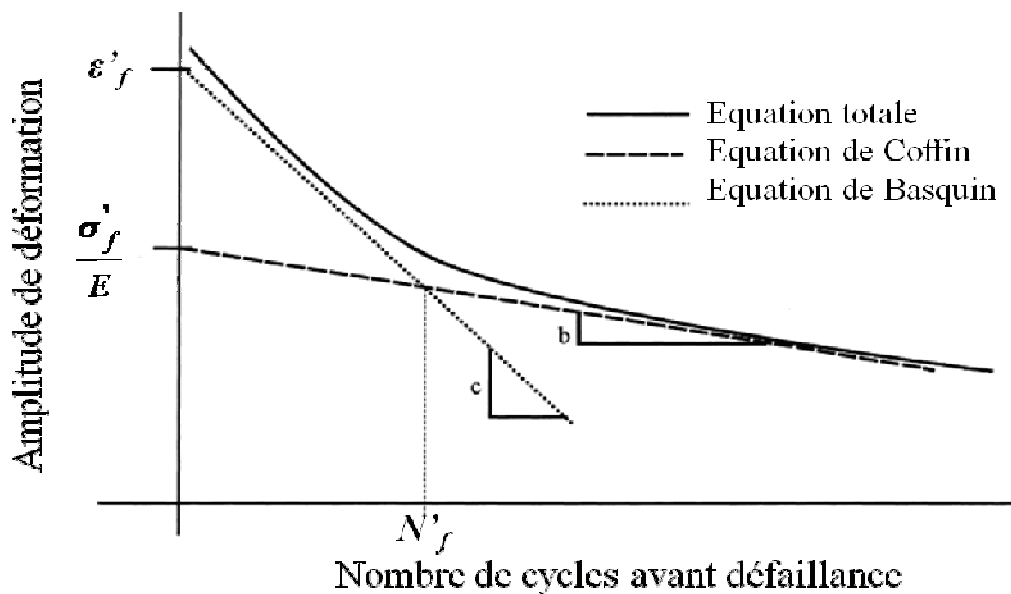


Figure. III. 4 : Relation entre la déformation et la durée de vie.

ENGELMAIER [ENGELMAIER 2007] apporte une réponse au domaine de validité de ce genre d'approche. Il incorpore des termes en fonction de la température et de la fréquence des cycles de chargement dans la relation liant le nombre de cycles avant la défaillance et le taux de déformation:

$$N_f = \frac{1}{2} \left(\frac{\Delta\gamma_t}{2\varepsilon'_f} \right)^{\frac{1}{c}} \quad (III. 11)$$

$$\text{Où } c = -0.442 - 6 \times 10^{-4} T_s + 1.74 \times 10^{-2} \ln(1 + f) \quad (III. 12)$$

Avec T_s la température moyenne de la brasure pendant le cycle de chargement, f la fréquence des cycles en cycles/jours.

Ces différents coefficients dépendent de plusieurs facteurs tels que la géométrie des joints de brasure, le temps de montée et de descente de température dans les cycles de chargement. Une variation d'un de ces facteurs aura donc une incidence sur les coefficients. L'inconvénient de ces modèles est l'absence de la prise en compte du fluage. Cependant, l'influence du fluage ne pourra pas être complètement négligée. Dans un chargement thermique réel, le fluage provoque une déformation prépondérante.

III. 4. 3 Approche basée sur le fluage

L'approche, basée sur le fluage, tient compte de l'endommagement de la brasure par le phénomène de fluage. Bien que les modèles présentés ne soient pas capables d'établir une définition complète des mécanismes du fluage. Pour les joints de brasures, il est cependant accepté que le fluage soit dû au glissement des grains. Knecht et Fox proposent un modèle, pour calculer le nombre de cycles avant la défaillance, basé sur le taux de déformation par fluage γ_{mc} :

$$N_f = \frac{C}{\Delta\gamma_{mc}} \quad (III. 13)$$

Où C est la constante dépendant de la microstructure de la brasure.

Le second modèle de fatigue par fluage incorporant le glissement des grains est présenté par SYED [SYED 2004]. La déformation par fluage est divisée en deux termes, D_{gbs} pour la déformation de fluage équivalente par glissement des grains et D_{mc} pour la déformation de fluage équivalente par fluage de la matrice :

$$N_f = \left(\left[0.022 D_{gbs} \right] + \left[0.063 D_{mc} \right] \right)^{-1} \quad (III. 14)$$

MINER propose une solution afin de combiner les effets du fluage avec les déformations plastiques pour former une approche par déformations globales. Ainsi les deux modèles, présentés ci-dessus, peuvent être combinés par la relation :

$$\frac{1}{N_f} = \frac{1}{N_p} + \frac{1}{N_c} \quad (III. 15)$$

Où N_p représente le nombre de cycles avant défaillance dû à la déformation plastique et N_c dû à la déformation par fluage. Cette règle est aussi appliquée dans le cas d'un chargement aléatoire. Elle permet d'évaluer le nombre de cycle avant défaillance en fonction de l'évaluation du nombre de cycles pour des cyclages élémentaires.

III. 4. 4 Approche par l'énergie

Les approches par l'énergie évaluent le nombre de cycles avant défaillance au moyen de l'énergie formée dans l'hystérésis de la courbe contrainte-déformation. En tenant compte de la déformation ainsi que de la contrainte appliquée, ces méthodes sont alors de bons indicateurs de l'endommagement des brasures. Ces approches par énergie, peuvent être mises en œuvre sous forme de plusieurs modèles.

Le première modèle reflète les approches par déformation où une relation est établie entre l'énergie dégagée lors d'un cycle et le nombre de cycles avant défaillance. AKAY propose alors le modèle suivant [MICOL 2007]:

$$N_f = \left(\frac{\Delta W_{total}}{W_0} \right)^{1/k} \quad (III. 16)$$

Où N_f est le nombre de cycles avant défaillance ΔW_{total} représente l'énergie totale de déformation et k , W_0 les coefficients de la fatigue.

Le deuxième modèle se base sur la mécanique de la rupture où l'énergie nécessaire pour amorcer une fissure est évaluée par la relation :

$$N_0 = C_1 \Delta W_{avg}^{C_2} \quad (III. 17)$$

N_0 est le nombre de cycles avant l'initiation de la fissure, C_1 et C_2 sont des constantes empiriques.

La propagation de la fissure est évaluée par :

$$\frac{da}{dN} = C_3 \Delta W_{avg}^{C_4} \quad (III. 18)$$

Où da/dN est la vitesse de propagation de la fissure, ΔW_{avg} représente l'hystérésis de l'énergie contrainte-déformation faite sur un cycle. C_3 et C_4 sont des constantes empiriques à évaluer par régression grâce aux essais sur des modules conduits jusqu'à la casse.

Le nombre de cycles avant défaillance est atteint lorsque la taille de la fissure parvient à une taille critique. Le nombre de cycle avant défaillance se calcule par :

$$N_{cycle} = N_0 + \frac{a}{da/dN} \quad (III. 19)$$

N_{cycle} est le nombre de cycles avant défaillance, N_0 est le nombre de cycles avant l'initiation de la fissure, a est la longueur caractéristique de la fissure (diamètre du joint de soudure à l'endroit de la fissure), da/dN est la vitesse de propagation de la fissure.

Les différents coefficients C sont donc à identifier en fonction du matériau utilisé et de la configuration de la brasure. Darvaux propose des coefficients dans une configuration des billes de brasures [MADENCI 2003]. Il est cependant nécessaire de réévaluer ces coefficients pour une autre configuration. Ceci peut parfois être difficile pour les coefficients qui évaluent l'apparition de la fissure pour des essais sur modules où cette information n'est pas toujours disponible.

III. 4. 5 Approche par endommagement

Les mécanismes de fatigue dépendent principalement de la fracture mécanique, et du fluage. Le modèle de fatigue de Stolkarts présente une approche pour l'endommagement non-linéaire des brasures Sn/Ag3.5. La variable d'endommagement d , représentant la réduction de la rigidité d'un volume représentatif, est définie par :

$$\sigma = (1 - d) \sigma \quad (III. 20)$$

Avec $0 \leq d \leq 1$, où $d = 0$ représente le matériau n'ayant subi aucun dommage et $d = 1$ la fissuration complète du volume représentatif.

La loi d'évolution de la variable d'endommagement se fait au travers de sa vitesse qui peut s'écrire de la façon suivante :

$$\dot{d} = \frac{f}{(1-d)^k} \quad (III. 21)$$

Où f est la fonction regroupant toutes les variables d'état, d et k les constantes matériaux.

Pour un temps donné t , l'endommagement s'écrit alors :

$$d = 1 - \left(1 - (k+1) \int_0^t f dt \right)^{\frac{1}{1+k}} \quad (III. 22)$$

Pour le cas d'un cycle ($\int_{cycle} f dt \approx cste = L$), l'endommagement après N cycles s'évalue alors par :

$$d = 1 - \left(1 - (k+1) NL \right)^{\frac{1}{1+k}} \quad (III. 23)$$

Ce qui donne un nombre de cycles avant défaillance N_f égale :

$$N_f = \frac{1 - (1 - d_f)^{k+1}}{(k+1)L} \quad (III. 24)$$

Où d_f est le taux d'endommagement à la défaillance. En général, d_f est pris égal à 0.5.

III. 5. Élaboration d'un modèle numérique de simulation de la fatigue des joints

La défaillance par fatigue des joints de brasure est un point crucial pour assurer la fiabilité des cartes électroniques. Dans ce chapitre, la modélisation mécanique du joint de brasure d'une carte électronique est combinée à un modèle empirique de fatigue pour prédire le nombre de cycles de fatigue avant l'initiation de fissure. Néanmoins, les valeurs d'entrée des variables sont entachées d'incertitudes et elles ne sont pas déterministes.

Dans cette partie du travail, nous avons pris en compte les incertitudes des variables pour une meilleure compréhension du comportement thermomécanique mis en jeu. La détermination des sensibilités des paramètres incertains sur le cycle de vie en fatigue des joints de brasure est aussi traitée.

III. 5. 1. Modèle géométrique

La carte électronique objet de cette étude est composée d'un microcontrôleur de type 256 pin PQFP placé sur un circuit imprimé. Les joints sont de type gull-wing brasés sur le PCB par une brasure sans plomb nommée SAC305 (96.5% étain, 3% argent, et 0.5% cuivre).

Un calcul utilisant le modèle global (cf. figure III. 5) de la carte avec le microcontrôleur [AOUES and all 2012] a un coût très élevée. Le modèle de simulation est basé sur le couplage entre la modélisation par la technique des éléments finis et la méthode probabiliste basé sur la simulation Monte Carlo. Le modèle mécanique est exécuté pour chacun de ces échantillons. Les résultats obtenus sont ensuite utilisés pour calculer les estimateurs de la réponse. Toutefois, pour apporter des résultats précis la simulation Monte Carlo a besoin d'un grand nombre d'échantillons. Afin de réduire le temps de calcul, nous avons développé un modèle local avec le joint de brasure le plus critique. Le calcul est réalisé avec un cycle de chargement thermique comme le montre la figure III.6.

Le modèle géométrique local (cf. Figure III.6) est composé d'un circuit imprimé (PCB) en FR4, d'un composant en résine EPOXY, d'une broche en cuivre et d'une brasure en SAC305. Les propriétés de ces matériaux sont données dans la section suivante (III.5.3).

L'intérêt de l'utilisation du modèle local réside dans la réduction du temps de calcul. Les conditions aux limites de symétrie sont introduites dans la modélisation. Le modèle du joint de brasure est réalisé en tenant compte des non linéarités du matériau. Le comportement viscoplastique de la brasure est modélisé par le modèle d'Anand. Tous les modèles éléments finis de cette étude sont développés avec l'outil de simulation par éléments finis ANSYS Mechanical.

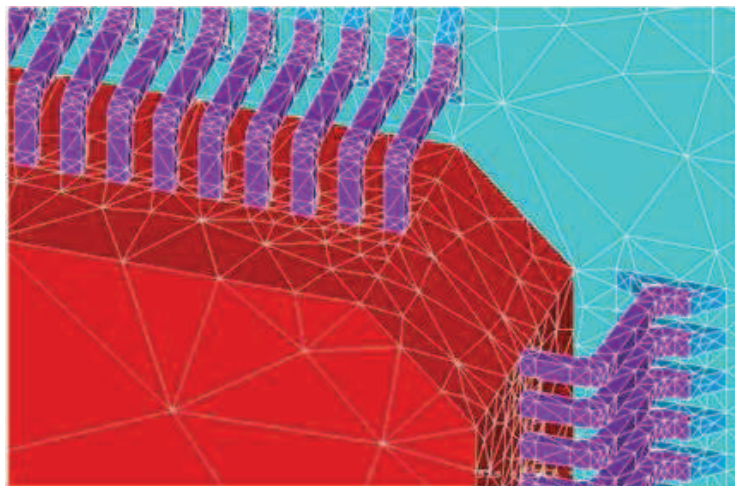


Figure. III. 5 : Modèle géométrique global

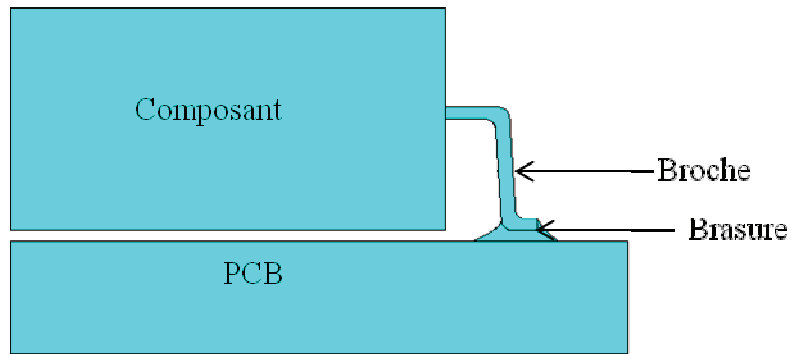


Figure. III. 6 : Modèle géométrique local

La figure III. 7 présente le maillage utilisé pour la simulation thermomécanique du joint brasé de la carte électronique. Le maillage est raffiné au niveau du joint de brasure.

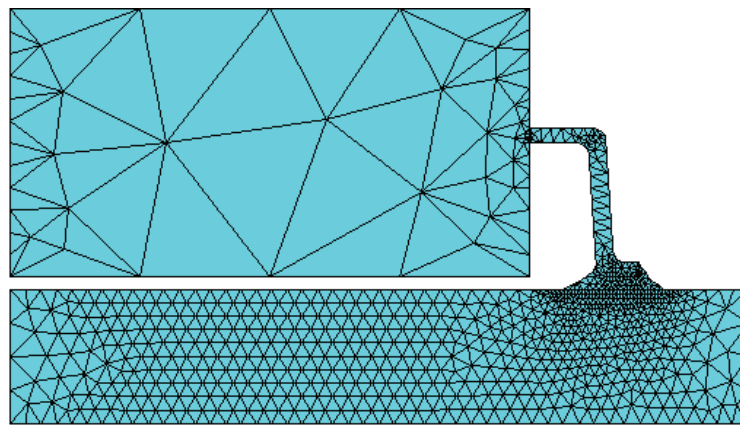


Figure. III. 7: Maillage

III. 5. 2. Chargement thermique

Le cycle de température appliqué à la structure est d'une durée de 60 min. La température varie entre -55°C (218°K) et 125°C (398°K) selon le profil présenté à la figure III.8.

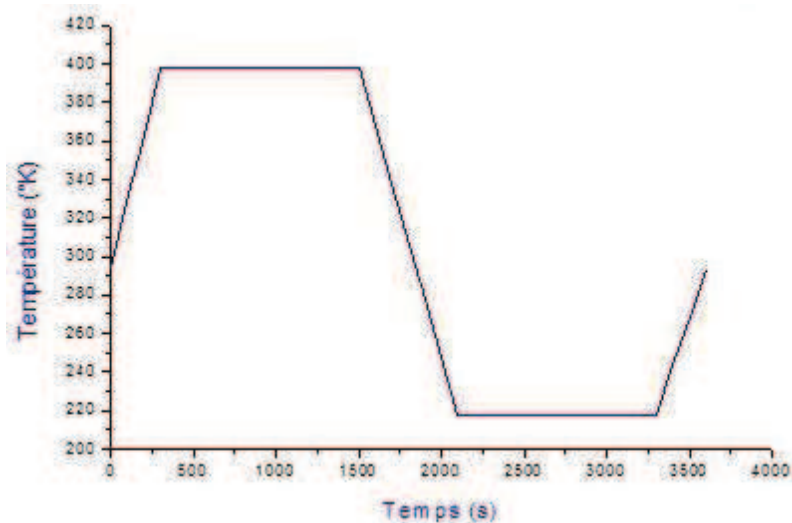


Figure. III. 8: Le cycle de température

III. 5. 3. Propriétés des matériaux

Pour l'analyse thermomécanique, en utilisant le modèle local, le matériau des joints de brasure (SnAgCu) est supposé avoir un comportement viscoplastique.

Le développement des déformations plastiques dans le matériau du joint de brasure, dépend de la vitesse de chargement. De nombreux auteurs ont étudié la réponse des joints de brasure sans plomb (SnAgCu) et eutectiques (SnPb) et ils ont proposés des équations modélisant cette réponse.

L'un des modèles développés est le modèle d'ANAND [ANAND 1982] qui intègre la viscoplasticité et la plasticité dépendant du temps. WANG et al [WANG 2001] proposent un cadre unifié pour le comportement viscoplastique des matériaux SnAgCu qui sont appelées les équations d'ANAND.

Les paramètres du matériau SnAgCu du modèle Anand sont obtenus à partir des résultats expérimentaux. Ces paramètres sont présentés dans le tableau III. 2 [WANG 2001].

Propriétés des matériaux	SAC305	FR4	Résine EPOXY	Cu
Module de Young (GPa)	51.3	17	17	115
Coefficient de Poisson	0.35	0.39	0.24	0.31
Densité (Kg/m ³)	7400	1800	1800	8890
CTE (μm/K)	20	18	22	17
Module de cisaillement(GPa)	19	2.4	7.4	44

Tableau III. 1 : Propriétés des matériaux

Les propriétés des matériaux constituant la structure étudiée sont présentées au tableau III.1.

Paramètres du matériau	SAC305
A (s ⁻¹)	2.23 10 ⁴
Q/R (°K)	8900
ξ (sans)	6
m (sans)	0.182
ŝ (sans)	73.81
n (sans)	0.018
h ₀ (MPa)	3321.15
a (sans)	1.82
S ₀ (MPa)	39.09

Tableau III. 2 : paramètres du matériau du modèle d'Anand

A constante de déformation, Q énergie d'activation, R constante de gaz parfait, ξ multiplicateur de contrainte, m sensibilité de la contrainte au taux de déformation, \hat{s} coefficient de saturation de résistance à la déformation, n sensibilité de la résistance à la déformation, h_0 coefficient d'écroutissage, a la sensibilité de l'écroutissage, et s_0 la valeur initiale de la résistance à la déformation.

Le modèle d'ANAND [ANAND 1982] différencie les déformations élastiques et inélastiques. Mais il combine le fluage et la déformation plastique instantanée en un seul terme. Ceci trouve sa justification dans l'hypothèse que les déformations inélastiques, qu'elles soient dépendantes ou indépendantes du temps, sont supposées provenir des mêmes mécanismes (mouvements des dislocations).

C'est une raison pour laquelle de nombreuses études ont utilisé le modèle d'ANAND dans la description des alliages SAC. L'équation constitutive du modèle d'ANAND est présentée dans la section III.3 2 (Comportement viscoplastique).

III. 5. 4. Modèle de fatigue thermique

La prédiction de la durée de vie en fatigue des joints de brasure consiste à combiner un modèle de simulation par la technique des éléments finis avec un modèle de fatigue thermique. Le modèle de fatigue est généralement obtenu en utilisant des données expérimentales et des essais de vieillissement accélérés [LEE 2000]. Ce type de modèle est utilisé pour déterminer le nombre de cycles qu'un assemblage électronique peut supporter avant sa défaillance.

Les modèles proposés pour prédire la durée de vie en fatigue peuvent être classés en cinq catégories: Approche basée sur la contrainte, Approche basée sur la déformation plastique, Approche basée sur le fluage, Approche basée sur l'énergie, Approche basée sur l'endommagement [LEE 2000].

Lors du premier cycle de chargement de la structure, la limite d'élasticité des matériaux est dépassée et une déformation plastique est observée. Il s'agit d'une fatigue oligocyclique (durée de vie en général moins de $10e^4$ cycles).

Etant donné que la déformation plastique est un paramètre dominant qui influence la fatigue oligocyclique, nous avons utilisé l'équation de type Coffin-Manson classifiée dans l'approche basée sur la déformation plastique pour évaluer la durée de vie en fatigue des joints de brasure. La déformation inélastique est calculée par la simulation non-linéaire par la technique des éléments finis avec le modèle viscoplastique d'Anand, qui combine la déformation plastique et le fluage.

Le modèle empirique de Coffin-Manson, écrit sous la forme de loi de puissance [TAN 2008], est le plus utilisé dans le domaine de la fatigue oligocyclique. Le nombre de cycles permettant l'initiation de la fissure est exprimé en fonction du niveau de la sollicitation cyclique appliquée. Equation III. 25.

$$N_f = \frac{1}{2} \left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_f} \right)^{\frac{1}{c}} \quad (III. 25)$$

Avec $\Delta \varepsilon_p$ la variation de la déformation plastique au niveau du joint de brasure, ε_f le coefficient de ductilité ($\varepsilon_f=0.325$), N_f le nombre de cycles, et c compris entre -0.7 et -0.5 est l'exposant de ductilité [TAN 2008].

Dans cette étude, le nombre de cycles de vie en fatigue des joints de brasures est évalué en fonction du taux de déformation inélastique. La détermination de la déformation inélastique du joint de brasure, figure III.9, indique les zones fortement déformées. L'épaisseur et la largeur de la brasure sont alors des dimensions caractéristiques puisque l'ensemble des déformations inélastiques se produit dans cette zone. Une identification de ces longueurs caractéristiques est réalisée afin d'alimenter le modèle probabiliste.

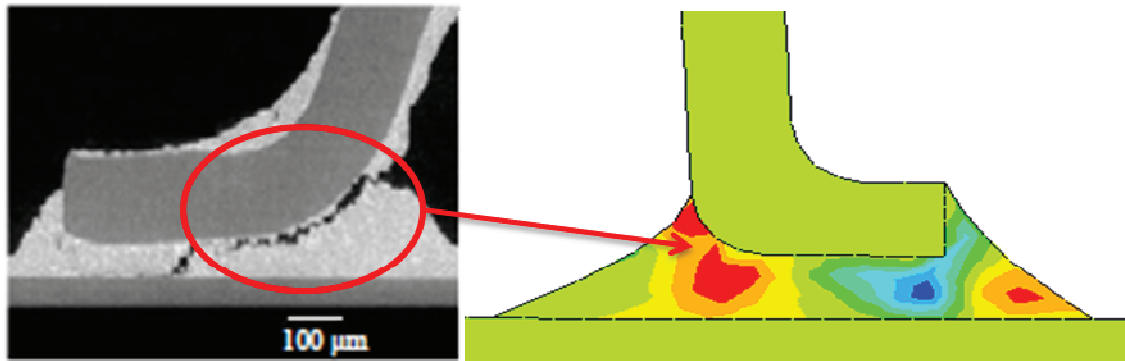


Figure. III. 9 : Distribution de la déformation inélastique dans le joint de brasure à droite et la fissure du joint à gauche

III. 6. Méthodologie de l'approche probabiliste

L'approche probabiliste vise à considérer les incertitudes résultant de la nature aléatoire des fluctuations de la température, des dimensions géométriques d'un assemblage électronique, des propriétés de matériaux et de l'inadéquation de la dilatation thermique des composants électroniques. L'assemblage du produit électronique peut échouer si ces incertitudes sont ignorées. Nous avons utilisé les méthodes probabilistes pour améliorer la robustesse de la conception et d'estimer l'impact des incertitudes des paramètres sur la réponse du système. En outre, la combinaison des méthodes probabilistes avec les simulations par la technique des éléments finis permet non seulement de définir les limites des approches déterministes habituelles, mais aussi de les améliorer en fournissant plus d'informations et une efficace utilisation des données empiriques.

Les méthodes probabilistes consistent à déterminer la probabilité de défaillance des systèmes. Cette approche est une extension de l'analyse déterministe où les paramètres d'entrée ne sont pas considérés comme des valeurs déterministe dans le modèle mécanique,

mais comme des variables aléatoires. Les simulations de Monte Carlo (MCS: Monte Carlo Simulation) sont largement utilisées pour caractériser la réponse aléatoire et la fonction de densité de probabilité de la réponse de la structure étudiée.

La méthodologie adoptée pour l'approche probabiliste est schématisée dans le schéma III. 1. La prédiction du nombre de cycle de vie en fatigue du joint de brasure (N_f) est réalisée en déterministe, en suite nous introduisons les incertitudes sur quatorze paramètres et nous réalisons un couplage mécano-probabiliste avec la méthode de simulation de Monte Carlo pour déterminer la fonction de distribution de N_f , ensuite nous effectuons une analyse de sensibilité des paramètres d'entrée.

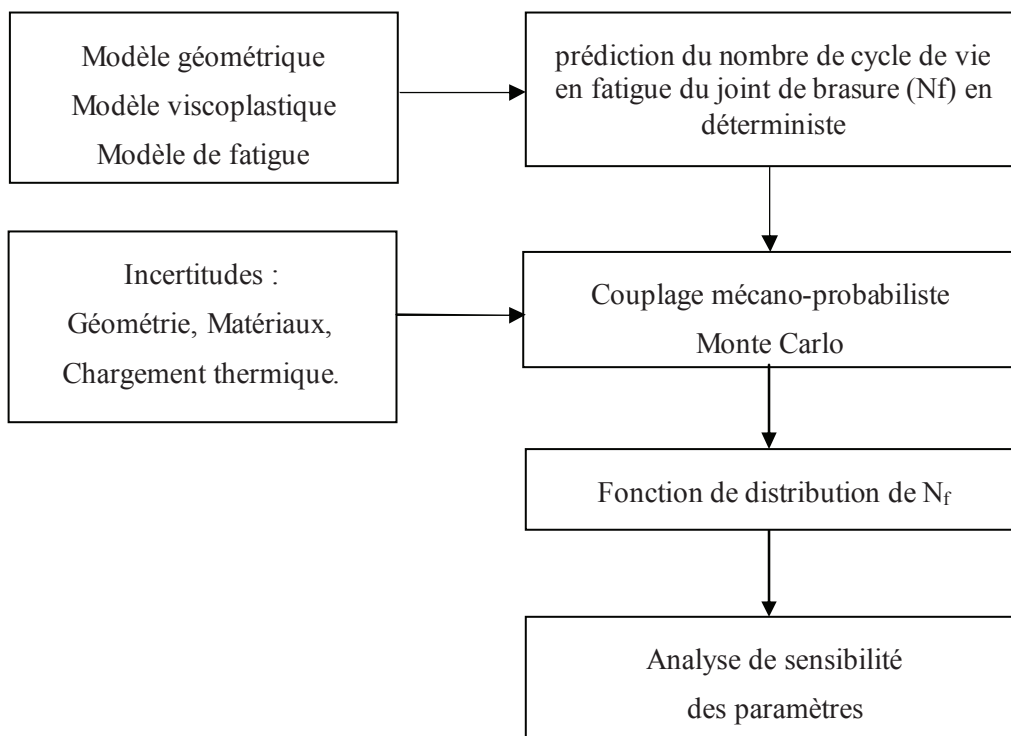


Schéma. III 1 : schéma de la méthodologie adoptée

III. 6. 1. Simulation Monte Carlo (MCS)

La simulation Monte Carlo est une méthode qui est largement utilisé dans les approches probabilistes. La méthode de Monte Carlo consiste à générer un ensemble d'échantillons aléatoires. Pour chaque tirage, la fonction d'état limite est évaluée pour savoir si la configuration tirée se situe dans le domaine de sûreté ou de défaillance. Dans notre cas le modèle mécanique est appliqué pour chacun de ces tirages. Toutefois, pour obtenir des résultats précis, la simulation Monte Carlo a besoin d'un grand nombre d'échantillons. Dans le contexte de la simulation thermomécanique non linéaire par la technique des éléments finis, le coût de calcul rend les simulations Monte Carlo très coûteuse. Pour cette raison, nous avons développé le modèle géométrique local qui se rapproche de la réponse du modèle global.

III. 6. 2. Analyse de la variabilité

Dans l'analyse de la fiabilité du joint de brasure nous avons considéré quatorze paramètres influents comme variables aléatoires. Ils sont classés en trois catégories : paramètres matériaux, paramètres géométriques (cf. figure III.10) et paramètres de chargement (cf. tableau III.3) [ASSIF and all 2012]. La déformation inélastique (PLST) et le nombre de cycles de fatigue (NF) sont les deux variables de sortie de l'analyse fiabiliste.

Paramètres aléatoires		Moyenne	Ecart-type	Loi de distribution
Paramètre de chargement	TF (°C)	125	11.547	Uniforme
paramètres géométriques	BRAS_EP (mm)	0.125	0.0144	Uniforme
	BRCH_H (mm)	0.195	0.0144	Uniforme
	BRCH_L1 (mm)	0.6	0.0577	Uniforme
	PCB_THICKNESS (mm)	1.555	0.0288	Uniforme
	COMP_THICKNESS (mm)	3.2	0.0577	Uniforme
paramètres matériaux	COPPER_E_C0 (GPa)	115	5.65	Log-normal
	COPPER_CTE_C0(μm/K)	17	1.7	Log-normal
	FR4EXY (GPa)	17	0.85	Log-normal
	FR4_CTEXY (μm/K)	18.23	1.823	Log-normal
	COMP_E_XY (GPa)	17	0.585	Log-normal
	COMP_CTE_XY (μm/K)	22	2.3	Log-normal
	SOLDER_E_C0 (GPa)	51.3	2.565	Log-normal
	SOLDER_CTE (μm/K)	20	20	Log-normal

Tableau III. 3 : Variables aléatoires pour l'analyse probabiliste

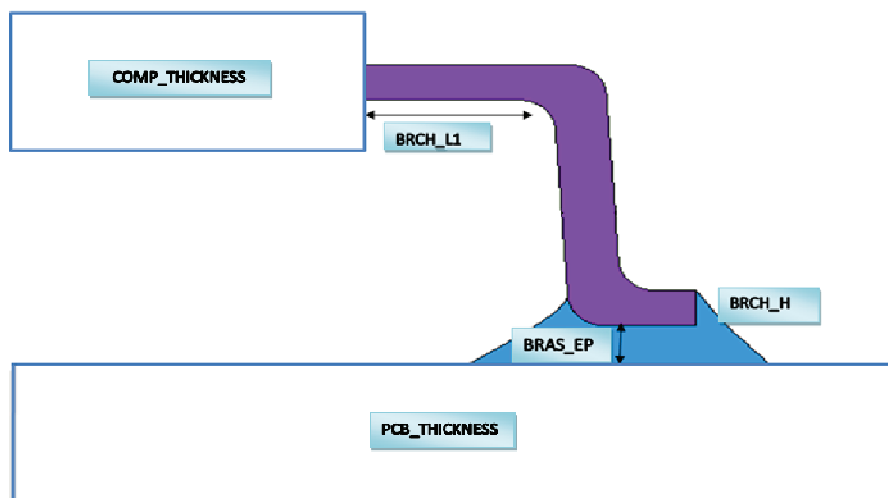


Figure. III. 10 : Dimensions géométriques pour l'analyse probabiliste

III. 6. 3. Analyse de la sensibilité des paramètres

Nous avons réalisé l'analyse de sensibilité à l'aide des coefficients de corrélation partielle qui sont basés sur les résultats des régressions du modèle avec quatorze variables d'entrée. Nous avons utilisé ces coefficients pour mesurer l'effet de ces variables d'entrée sur les deux variables de sortie : la déformation plastique et de la durée de vie en fatigue.

La figure III.11 montre les résultats de l'analyse de sensibilité des différents paramètres d'entrée, où l'impact de l'incertitude des paramètres sur la durée de vie en fatigue est clairement observé. L'impact des fluctuations de la température est la principale cause de la réduction de la durée de vie en fatigue (cf. figure III.11).

Après cette analyse de sensibilité des paramètres nous avons observé que les augmentations de l'épaisseur de la brasure (BRAS_EP), de la longueur de la broche (BRCH_L1) et l'épaisseur de la broche (BRCH_H) jouent un rôle important dans l'augmentant de la durée de vie en fatigue (cf. figure III.11).

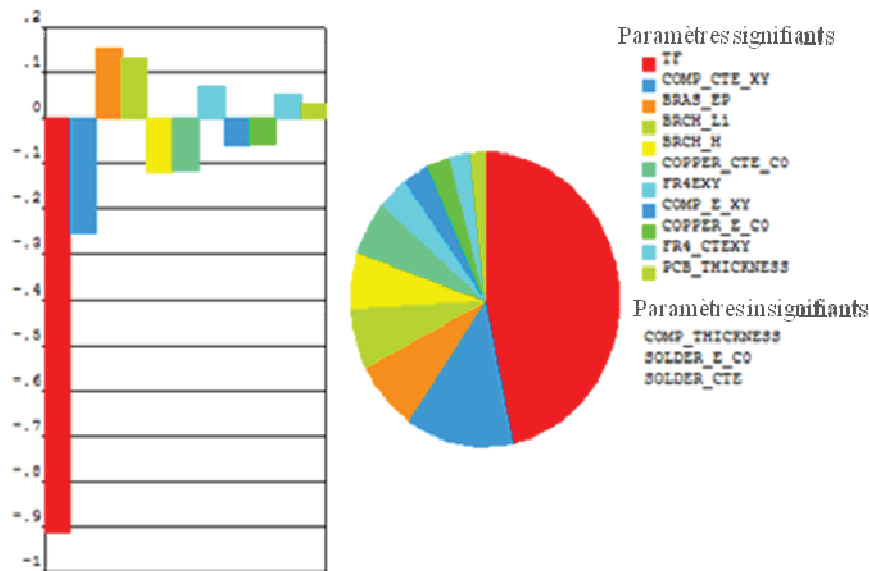


Figure. III. 11: Sensibilité des paramètres d'entrée sur la durée de vie en fatigue

La distribution de la déformation plastique est présentée dans les figures III.12. Le test de validité de l'ajustement est utilisé pour déterminer la meilleure distribution de probabilité de la réponse de la déformation plastique. La courbe en rouge montre que la distribution log-normale donne un bon ajustement de la répartition probabiliste de la réponse de la déformation plastique.

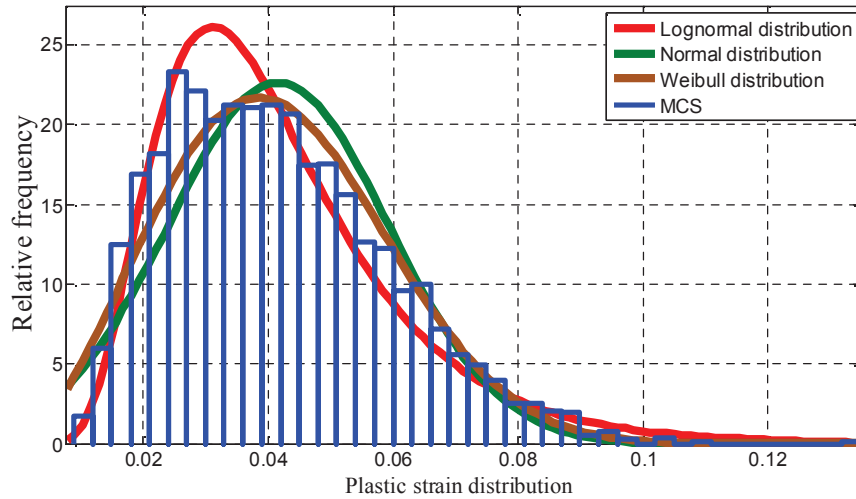


Figure. III. 12 : histogramme de la déformation inélastique

La distribution de la durée de vie en fatigue est présentée dans la figure III.13. La courbe en rouge montre que la distribution log-normale donne un bon ajustement de la répartition probabiliste de la durée de vie en fatigue. Cette distribution a une moyenne de 392 et un écart type de 349. La valeur moyenne de la durée de vie en fatigue avant la rupture est égale à 392 cycles tandis qu'avec l'analyse déterministe nous avons trouvé un nombre de cycle égal à 676 cycles.

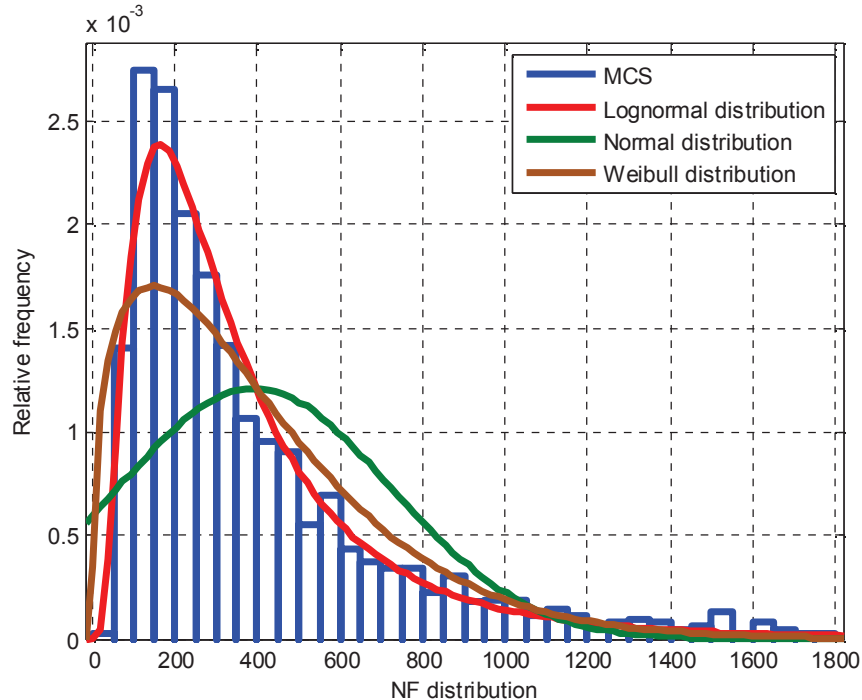


Figure. III. 13 : histogramme de la durée de vie en fatigue

III. 7. Conclusion

Ce chapitre a pour objet d'étudier la fatigue des joints de brasure de type SAC305 des composants électroniques sous sollicitations sévères et complexes de type cyclage thermique.

Nous avons réalisé une analyse thermomécanique non linéaire par la technique des éléments finis pour simuler le comportement viscoplastique du joint de brasure. Les résultats sont utilisés pour la performance et la fiabilité du joint de brasure d'un assemblage électronique.

Nous avons développé un modèle probabiliste pour évaluer le nombre de cycles avant rupture du joint de brasure le plus critique d'un composant électronique à pas fin assemblé dans un circuit imprimé.

Le modèle est basé sur le couplage entre la modélisation par la technique des éléments finis et la méthode de simulation Monte Carlo. Le modèle tient compte des incertitudes résultant de la variabilité des propriétés des matériaux, des propriétés géométriques de la structure et des fluctuations thermiques. Les incertitudes abordées concernent quatorze paramètres.

Les résultats de l'analyse de sensibilité des paramètres permettent d'observer que les augmentations de l'épaisseur de la brasure, de la longueur et l'épaisseur du joint jouent un rôle important dans l'augmentant de la durée de vie en fatigue. A travers cette analyse nous avons pu dégager les variables à prendre en considération dans l'optimisation fiabiliste du joint de brasure présentée dans le chapitre suivant.

Chapitre IV :

Optimisation fiabiliste et Optimisation globale des équipements électroniques

IV. 1. Introduction	91
IV. 2. Optimisation fiabiliste	91
IV. 2. 1 Approche d'optimisation fiabiliste.....	91
IV. 2. 2 Applications.....	92
IV. 3. Optimisation globale par les métaheuristiques	99
IV. 3. 1. Méthode hybride d'optimisation.....	99
IV. 3. 2. Algorithmes génétiques.....	100
IV. 3. 3. Optimisation par essaim de particules.....	100
IV. 3. 4. Applications.....	105
IV. 4. Conclusion	109

IV. 1. Introduction

L'objectif de l'optimisation fiabiliste est de proposer une conception avec un niveau de fiabilité fixé a priori. Une conception optimisée sans tenir compte de la fiabilité de la structure, peut présenter un risque de défaillance élevé.

Dans la première partie de ce chapitre, nous proposons une technique d'optimisation fiabiliste basée sur le concept des approches mono-niveau présenté au chapitre I. Une application simple est utilisée pour valider le coulage mécano-fiabiliste pour optimiser la géométrie d'une plaque électronique avec un niveau de fiabilité cible.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, nous présentons l'application d'une méthode d'optimisation hybride dans le domaine de l'électronique. La méthode est basée sur l'hybridation de deux méthodes d'optimisation : Les algorithmes génétiques et la méthode de l'optimisation par essaim de particules. Ces deux méthodes d'optimisation sont très efficaces, mais elles sont très lourdes et trop gourmandes en temps de calcul. L'hybridation est employée pour tirer profit des avantages des deux méthodes d'optimisation et pour réduire le temps de calcul.

IV. 2. Optimisation fiabiliste

Dans cette partie nous présentons une approche d'optimisation fiabiliste de conception (RBDO : Reliability Based Optimisation Design) basée sur le concept des approches mono-niveau. Cette approche est fondée sur l'analyse des modes de défaillance où chaque mode de défaillance est défini par une fonction d'état limite.

IV. 2. 1 Approche d'optimisation fiabiliste

L'approche d'optimisation fiabiliste est réalisée avec la méthode de la mesure de performance mono-niveau SLA (Single Loop Approach). Les approches mono-niveau évitent l'évaluation itérative des limitations fiabilistes dans le but d'accélérer la convergence vers l'optimum en formulant le problème en une seule boucle.

D'après l'étude comparative des approches de fiabilités faite par AOUES [AOUES 2008] selon plusieurs critères, L'approche mono-niveau SLA (Single Loop Approach) paraît efficace et robuste et la plus apte à des applications complexes en optimisation fiabiliste des structures, par conséquent, nous avons adopté cette approche.

L'approche d'optimisation fiabiliste est formulée de la manière suivante :

$$\begin{array}{ll} \min C_f(d) & \\ \text{sous : } \begin{cases} G_i(d, X_p) \geq 0 & i = 1, \dots, m \\ h_j(d) \geq 0 & j = m + 1, \dots, n_h \end{cases} & \end{array}$$

L'objectif est de déterminer la solution optimale vérifiant :

$$\text{Tel que : } \begin{cases} X_p = \mu_X - \sigma_X \beta^c \alpha \\ \alpha = \frac{\sigma_X \nabla_X G_i(d, X_p)}{\|\sigma_X \nabla_X G_i(d, X_p)\|} \end{cases}$$

Où C_I est la fonction objectif à minimiser, G_i sont les fonctions d'état limite ou fonctions de performances, \mathbf{d} est le vecteur des variables d'optimisation, \mathbf{X}_p est le point caractéristique (ou le MPFP (Most Probable Failure Point) approché) lié au niveau de fiabilité cible β^c et \mathbf{h}_j sont les contraintes déterministes. μ_X et σ_X sont respectivement les moyennes et les écarts-types des variables aléatoires X . X_p est le point caractéristique (ou le MPTP approché) lié au niveau de fiabilité cible β^c

IV. 2. 2 Applications

Dans cette section, nous présentons deux applications. La première application porte sur la validation du couplage entre Matlab et Ansys. La deuxième application permet de déterminer la position optimale de la cinquième vis de fixation d'une carte électronique.

IV. 2. 3. 1 Optimisation fiabiliste de la section d'une poutre en flexion

Dans cet exemple nous cherchons la section optimale d'une poutre encadrée d'un côté et libre de l'autre (cf. figure IV. 1). La contrainte maximale doit être inférieure à la contrainte admissible de la structure.

Nous avons traité cet exemple par deux méthodes. La première consiste à calculer la contrainte maximale analytiquement. C'est-à-dire que tout le code est implémenté sous matlab. Pour la deuxième, la contrainte maximale est calculée à l'aide du logiciel de calcul de structure Ansys. Dans ce dernier cas nous avons réalisé un couplage entre matlab et Ansys pour obtenir la géométrie optimale de la poutre.

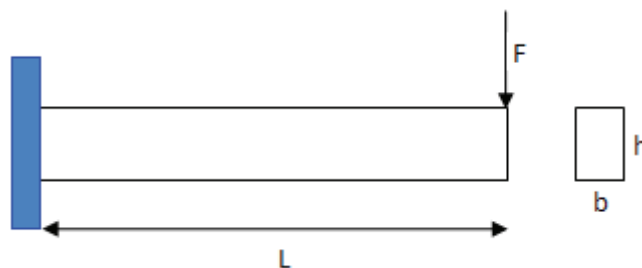


Figure IV. 1 : paramètres du modèle géométrique

✚ Contrainte maximal calculée analytiquement.

$$\text{Nous avons : } \sigma = \frac{M_f}{\frac{I_0}{v}} \text{ et } M_f = F \times L; I_0 = \frac{bh^3}{12}; v = \frac{h}{2}$$

$$\text{D'où : } \sigma = \frac{6FL}{bh^2}$$

Où **L**, **b** et **h** sont respectivement, la longueur, la largeur et la hauteur de la poutre. σ la contrainte maximale, **F** la force appliquée, **M_f** le moment fléchissant, **I₀/v** le module de flexion.

Le calcul de σ est réalisé directement par le programme que nous avons implémenté sous Matlab. Les valeurs numériques des variables F, L, b, et h sont remplacés dans la formule précédente.

✚ Contrainte maximal σ calculée par le script Ansys.

Dans cette méthode nous avons couplé le programme d'optimisation fiabiliste implémenté sous Matlab avec le code de calcul de la déformation maximale de la poutre implémenté sous le logiciel de calcul de structure Ansys. Nous calculons la valeur de σ par le logiciel de calcul de structure Ansys, puis nous la récupérons d'un fichier texte par le programme d'optimisation fiabiliste.

✚ Comparaison des résultats des deux méthodes:

Dans la plupart des cas il n'est pas évident de déterminer la formule analytique de la contrainte maximale des structures complexes. Pour remédier à ce problème nous avons opté pour un couplage avec le logiciel de calcul de structure Ansys.

Le tableau suivant présente les résultats des deux approches avec et sans couplage.

N iteration	Section optimal Matlab (mm ²)	Section optimal Matlab+ Ansys (mm ²)	Erreur %
0	1500	1500	0%
1	966.87	966.87	0%
2	623.74	623.74	0%
3	536.92	536.95	0,005%
4	516.32	516.34	0,003%
5	477.91	477.93	0,004%
6	449.78	449.80	0,004%
7	405.11	405.12	0,002%
8	364.35	364.35	0%
9	372.34	372.34	0%
10	372.535	372.535	0%
11	_____	372.535	_____
Temps de calcul	0.14 s	131 s	

Tableau. IV. 1: comparaison des résultats de calcul de la section optimale de la poutre

Les résultats des deux méthodes sont à peu près identiques. Ainsi, les résultats du couplage entre Ansys et Matlab sont validés. Nous pouvons utiliser ce couplage pour des structures plus complexes.

IV. 2. 3. 2 Optimisation fiabiliste de la géométrie d'une plaque électronique.

L'objectif de cette partie est d'appliquer la méthode d'optimisation fiabiliste proposée à une plaque électronique pour augmenter sa durée de vie. Nous cherchons la position optimale de la cinquième vis de fixation qui minimise la déformation maximale de la carte électronique.

IV. 2. 3. 2. 1 Modèle de simulation

Dans cette étude, la modélisation du PCB est réalisée par l'outil de calcul ANSYS et le code d'optimisation fiabiliste implémenté sous Matlab.

Le modèle géométrique, Figure IV. 2, est une carte électronique embarquée sous forme d'une plaque rectangulaire avec quatre couches de cuivre (CU) et trois couches de composite (dénommé FR4) (cf. figure IV. 3).

La plaque est encadrée au niveau des cinq vis (c'est une hypothèse), quatre aux coins et la cinquième initialement à la position indiquée à la figure IV.2.

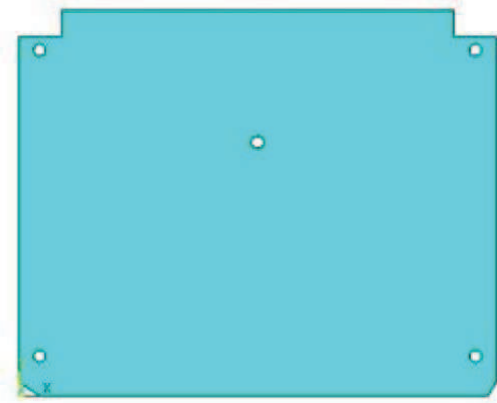


Figure IV. 2 : Modèle géométrique



Figure IV. 3: les coches du PCB

La figure IV.4 présente le maillage utilisé pour la simulation thermomécanique de la carte électronique.

Pour déterminer la position optimale qui minimise la déformation du PCB. La position de la cinquième vis change aléatoirement. La structure est soumise à une température constante.

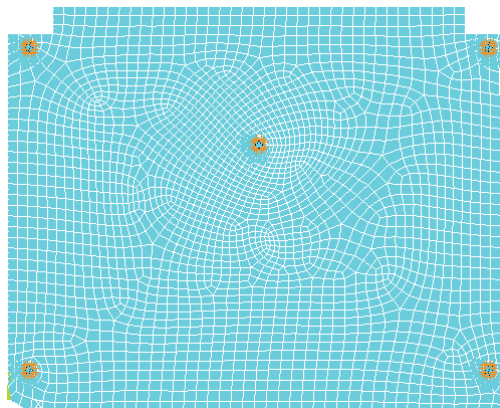


Figure IV. 4 maillage et conditions aux limites

Les propriétés des matériaux constituant la structure étudiée sont présentées dans le tableau IV.2.

Propriétés des matériaux	FR4	Cu
Module de Young (GPa)	17	115
Coefficient de Poisson	0.39	0.31
Densité (Kg/m3)	1800	8890
CTE (mm/K)	18	17
Module de cisaillement (GPa)	2.4	44

Tableau. IV. 2: propriétés des matériaux

La détermination de la déformation du circuit imprimé indique la zone fortement déformée comme le montre la figure IV.5. La position de la cinquième vis du PCB est alors caractéristique puisque le déplacement maximal se produira autour cette zone. Une identification de cette position caractéristique est réalisée afin d'alimenter le modèle d'optimisation fiabiliste.

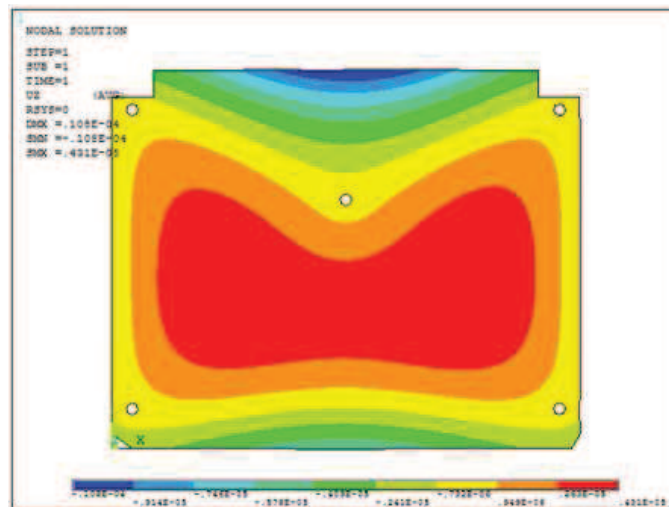


Figure IV. 5: déplacement maximal

IV. 2. 3. 2. 2 Modèle mathématique

Pour ce cas, nous cherchons la position optimale de la cinquième vis de fixation de la plaque embarquée. La plaque est soumise à une température uniforme. D_{max} est le déplacement maximal de la plaque.

$$\begin{cases} \min f(x) = D \max(x, y) \\ G = D_{adm} - D_{max} \geq 0 \\ 10 \leq x \leq 160 \\ 15 \leq y \leq 121 \end{cases}$$

La méthodologie adoptée pour réaliser le couplage entre matlab et Ansys pour déterminer les paramètres géométriques optimaux de la plaque électronique étudiée est schématisée ci-dessus (cf. schéma IV. 2).

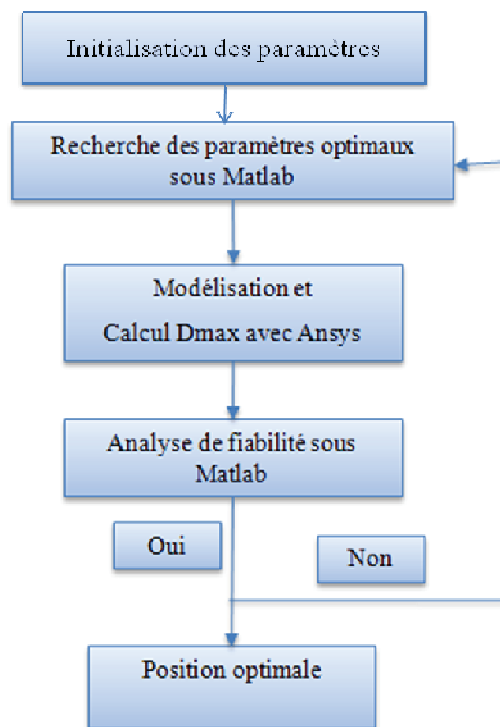


Schéma IV.2 : méthodologie d'optimisation fiabiliste

IV. 2. 3. 2. 3 Résultats :

Le tableau ci-dessus (cf. Tableau. IV. 3), présente une comparaison des résultats du programme d'optimisation fiabiliste implémenté sous Matlab couplé avec Ansys, pour déterminer la position optimale de la cinquième vis, et les résultats du calcul déterministe (calcul directe avec une seule position de la vis).

	Résultats déterministes	Résultats de l'optimisation fiabiliste
X (mm)	84.25	42.22
Y (mm)	89.75	66.03
Déplacement maximal (mm)	0.01	0.006

Tableau. IV. 4 : Comparaison des résultats déterministes et d'optimisation fiabiliste

La figure IV.6 montre la répartition du déplacement de la carte électronique avec la position optimale.

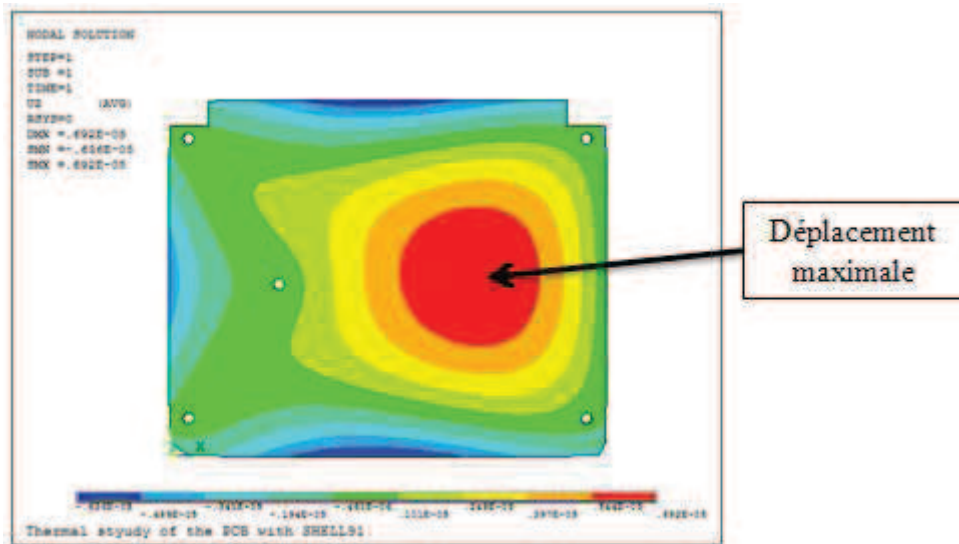


Figure IV. 6: Position optimale de la cinquième vis et le déplacement maximal de la plaque

Nous notons que la méthode d'optimisation fiabiliste donne de bons résultats plus que la méthode déterministe et permet à notre carte électronique un bénéfice de déplacement de 0,004mm; cet avantage permet de minimiser le déplacement maximal de la carte et d'offrir des zones adéquates pour placer des composants (cf. figure IV. 6).

Dans la section suivante, nous présentons deux algorithmes métaheuristiques : Les algorithmes génétiques et la méthode de l'optimisation par essaim de particules. Nous proposons ensuite l'application d'une hybridation entre ces deux algorithmes GA-PSO.

IV. 3. Optimisation globale par les métaheuristiques

Les métaheuristiques sont des méthodes générales d'optimisation applicables à une grande variété de problèmes. Elles sont apparues à partir des années 80, dans le but de résoudre tout type de problèmes d'optimisation.

Les métaheuristiques sont caractérisées par leur caractère stochastique. Elles sont inspirées par des analogies avec la physique (recuit simulé, recuit microcanonique), avec la biologie (algorithmes évolutionnaires) ou encore l'éthologie (colonies de fourmis, essaims particulaires). Cependant, elles ont l'inconvénient d'avoir plusieurs paramètres à régler.

Dans cette partie, nous présentons la méthode d'optimisation hybride que nous avons appliqué pour optimiser la géométrie d'une plaque électronique dans un premier temps, et la géométrie d'un joint de brasure qui assure la connection entre les composants et la carte électronique dans un second temps pour augmenter leur durée de vie.

IV. 3. 1. Méthode hybride d'optimisation

L'hybridation des métaheuristiques consiste à combiner les caractéristiques de deux méthodes différentes. L'hybridation est une technique récente et efficace dans le cas des problèmes d'optimisations difficiles. La technique d'hybridation adoptée dans notre travail est une hybridation en insertion [KENNEDY, 1995]. L'hybridation est réalisée entre l'algorithme génétique et la méthode de l'optimisation par essaim particulaire.

L'algorithme génétique est formé par trois parties principales : la sélection, le croisement, et la mutation. Son inconvénient est la lenteur quand la taille de la population est importante.

Pour la méthode hybride, les opérateurs de mutations sont remplacés par l'optimisation par essaim de particules. Le but de cette hybridation est de réduire le temps de calcul. L'objectif de l'hybridation en insertion est de minimiser le temps de calcul et d'améliorer les résultats de la fonction objectif.

IV. 3. 2. Algorithmes génétiques

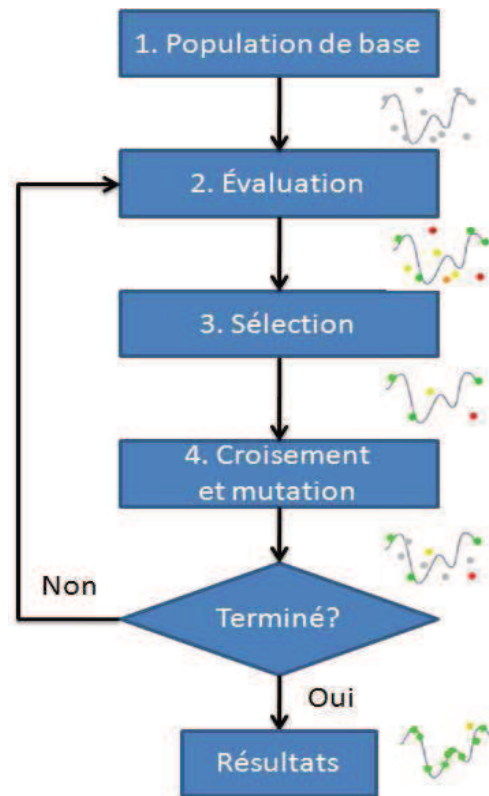


Figure IV. 7: Les principales étapes d'un algorithme génétique

Les algorithmes génétiques sont des algorithmes inspirés des mécanismes de l'évolution naturelle des êtres vivants et de la génétique. Ces algorithmes s'attachent à simuler le processus de sélection naturelle dans un environnement défavorable. Selon ces concepts, lorsqu'une population est soumise aux contraintes d'un milieu naturel, seuls les individus les mieux adaptés survivent et génèrent une descendance. Au cours des générations, la sélection naturelle permet l'apparition d'individus de mieux en mieux adaptés au milieu naturel, au détriment de ceux se montrant notoirement inadaptés, assurant ainsi la pérennité de l'espèce. Cette particularité de l'évolution naturelle : la capacité d'une population à explorer son environnement en parallèle et à recombinaison les meilleurs individus entre eux, est empruntée par les algorithmes génétiques. Les principales étapes d'un algorithme génétique sont données dans la figure IV. 7.

IV. 3. 3. Optimisation par essaim de particules

L'optimisation par essaim de particules ("Particle Swarm Optimization", PSO) est issue d'une analogie avec les comportements collectifs de déplacements d'animaux [KENNEDY, 1995].

En effet, chez certains groupes d'animaux, comme les bancs de poissons, nous pouvons observer des dynamiques de déplacement relativement complexes [CLERC 2002]. Les individus eux-mêmes n'ont accès qu'à des informations limitées.

Comme la position et la vitesse de leurs plus proches voisins [EBERHART 1995]. Nous pouvons par exemple observer qu'un banc de poissons est capable d'éviter un prédateur : d'abord en se divisant en deux groupes, puis en reformant le banc initial tout en maintenant la cohésion du banc (cf. figure IV.8). Ces comportements collectifs s'inscrivent dans la théorie de l'auto-organisation.

Pour résumer, chaque individu utilise, non seulement sa propre mémoire, mais aussi l'information locale sur ses plus proches voisins pour décider de son propre déplacement.

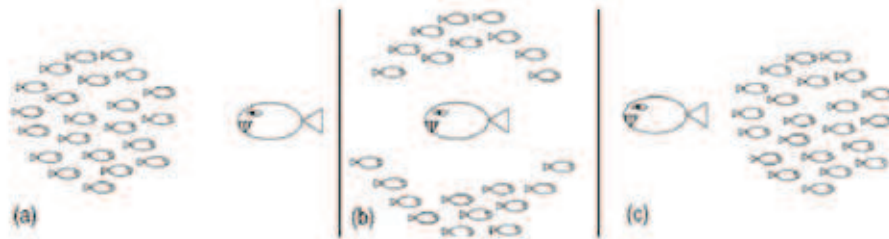


Figure IV. 8: Schéma de l'échappement d'un prédateur par un banc de poissons. (a) le banc forme un seul groupe, (b) les individus évitent le prédateur en formant une structure en "fontaine", (c) le banc se reforme.

Des règles simples, telles que « aller à la même vitesse que les autres », « se déplacer dans la même direction » ou encore « rester proche de ses voisins » sont des exemples de comportements qui suffisent à maintenir la cohésion du groupe tout entier, et à permettre des comportements collectifs complexes et adaptatifs.

Kennedy et Eberhart [Kennedy, 1995] se sont inspirés de ces comportements socio-psychologiques pour créer le PSO. Un essaim de particules, qui sont des solutions potentielles au problème d'optimisation, se déplaçant sur l'espace de recherche pour déterminer l'optimum global.

PSO est un algorithme à population. Il commence par une initialisation aléatoire de l'essaim dans l'espace de recherche. A chaque itération de l'algorithme, chaque particule est déplacée dans un espace de recherche de dimension n . Chaque particule i de l'essaim est caractérisée par sa position $X_u = (x_{u1}, x_{u2}, \dots, x_{un})$. Une fois le déplacement des particules effectué, les nouvelles positions sont évaluées. La meilleure position atteinte par toutes les particules de l'essaim est indiquée par un vecteur P_g . Les P_i ainsi que P_g sont alors mis à jour. Cette procédure est résumée par l'Algorithme IV. 1. N est le nombre de particules de l'essaim.

Initialisation aléatoire des positions et des vitesses de chaque particule

Pour 1 chaque particule i , $P_i = X_i$

Tant que le critère d'arrêt n 'est pas atteint :

Pour 2 $i = 1$ à N

Déplacement de la particule

Évaluation des positions

Si $f(X_i) < f(P_i)$

$P_i = X_i$

Fin Si

Si $f(P_i) < f(P_g)$

$P_g = P_i$

Fin Si

Fin Pour 2

Fin Tant que

Fin Pour 1

Algorithme IV. 1 : Algorithme d'optimisation par essaim de particules.




Les métaheuristiques d'optimisation sont très efficaces en optimisation difficile sans avoir besoin de modifier la structure de base de l'algorithme utilisé. Elles sont devenues très populaires grâce à leur simplicité d'emploi dans différents domaines. La bonne performance nécessite souvent une formalisation adéquate du problème posé et une adaptation intelligente d'une métaheuristique. Malgré le succès remarquable de leur démarche, les métaheuristiques présentent des difficultés aux quelles est confronté l'utilisateur dans le cas d'un problème concret comme le choix d'une méthode efficace pour avoir une solution optimale et le réglage des paramètres qui est réalisable en théorie mais irréalisable en pratique. Les chercheurs visent à surpasser ces difficultés en proposant des techniques d'amélioration dont nous citons l'hybridation des métaheuristiques. Cette hybridation exploite la puissance de plusieurs algorithmes, et les combine en un seul méta-algorithme. La partie suivante est consacrée à la présentation de l'hybridation de deux métaheuristiques.

Les deux algorithmes heuristiques GA et PSO sont hybridés par l'insertion du PSO dans le GA. En d'autre terme la dernière étape de la mutation est remplacée par les mécanismes du PSO.

Par conséquent l'algorithme, en deux étapes, est décrit comme suit:



Processus GA

L'algorithme hybride commence par les trois étapes de GA, ensuite sa dernière étape (la mutation) est remplacée par le PSO.

-  Génération de la population initiale.
-  Sélection.
-  Croisement.

Processus PSO

À la place de GA-Mutation nous appliquons le processus de la méthode PSO :

-  Recherche en voisinage de la meilleure position.
-  Injection des meilleurs particules et remplacer la mutation du GA.

La structure de la méthode d'optimisation hybride GA-PSO est donnée par l'algorithme IV.2.

1- Méthode GA

Générer une population de taille N

Répéter

Pour i = 1 **Jusqu'**à N

Evaluer la fonction coût de chacun de N individus.

Classer les sur la base de leur fonction coût.

Sélection

Si $F(\vec{x}_i) \succ Fbest_i$ donc
 $Fbest_i = F(\vec{x}_i)$

Fin si

60 % Croisement

Pour Les meilleurs N individus, Appliquer le croisement de deux parents et les mettre à jour.

Les meilleurs N individus.

Fin pour.

A la place de GA-Mutation Nous appliquons la méthode PSO

2- Méthode PSO

Appliquer les opérateurs PSO (vitesse et position de mises à jour)

Pour la mise à jour des N individus atteints.

La mise à jour de vitesse et positions des particules

$$V_{id}^{new} = w \times V_{id}^{old} + c_1 \times rand \times (p_{id} - x_{id}^{old}) + c_2 \times rand \times (p_{gd} - x_{id}^{old})$$

$$x_{id}^{new} = x_{id}^{old} + V_{id}^{new}$$

avec $c_1 = c_2$ et $w = [0,5 + rand]$.

Algorithme IV. 2 : Algorithme de GA-PSO

IV. 3. 4. Applications

Dans cette section, nous présentons deux applications de la méthode hybride présentée ci-dessus. La première application porte sur l'optimisation de la géométrie d'une plaque électronique.

La deuxième application concerne l'optimisation de la géométrie d'un joint de brasure. Ce dernier assure la connexion entre les composants et la carte électronique. La méthode d'optimisation est appliquée pour déterminer les paramètres optimaux permettant l'augmentation de la durée de vie du joint de brasure.

L'optimisation, dans les deux applications, est réalisée par l'hybridation de deux méthodes : l'algorithme génétique (GA) et la méthode d'optimisation par essaim de particules (PSO).

IV. 3. 4. 1. Optimisation de la position de la vis d'une carte électronique

L'objectif de ce travail, est d'appliquer une nouvelle méthode hybride d'optimisation GA-PSO à la même plaque électronique traitée dans la partie IV.2.3.2 pour déterminer la position optimale de sa cinquième vis de fixation qui minimise son déplacement maximale et qui augmente sa durée de vie.

Les résultats obtenus avec la méthode hybride d'optimisation GA-PSO sont comparés avec les résultats déterministes (cf. tableau IV.5).

	Méthode déterministe	Méthode d'optimisation (GA-PSO)
X (mm)	84.25	41.68
Y (mm)	89.75	89.78
Déplacement maximal selon la direction Z (mm)	0.01	0.007

Tableau. IV. 5 : Comparaison de résultats

Nous notons que la méthode d'optimisation hybride (GA-PSO) donne de bons résultats plus que la méthode déterministe et permet à notre carte électronique un bénéfice de déplacement de 0,003mm (0.007mm au lieu de 0.01mm). Cet avantage permet une plus longue vie à notre carte électronique et un rétrécissement de la zone du déplacement maximale. Pour les composants électroniques qui sont placés dans la carte électronique.

La figure IV.9 présente la répartition du déplacement maximal, selon la direction Z, dans la carte électronique avec la position optimale.

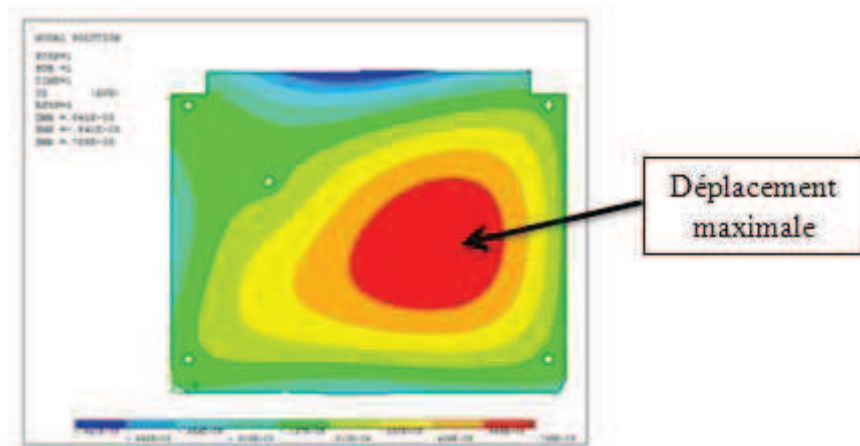


Figure IV. 9: Déplacement maximal avec la position optimale

À l'aide d'un couplage du calcul par la technique des éléments finis et un algorithme d'optimisation au moyen d'un procédé hybride. Nous avons cherché la position optimale de la cinquième vis qui minimise le déplacement maximal de la carte électronique pour augmenter sa durée de vie.

Nous avons montré que notre méthode donne de bons résultats en utilisant le couplage d'un logiciel de calcul de structure et un outil de programmation.

IV. 3. 4. 2. Optimisation du joint de brasure

L'objectif de ce travail est d'appliquer la méthode d'optimisation hybride GA-PSO pour déterminer une géométrie optimale du joint de brasure qui maximise sa durée de vie en fatigue. La prédiction de la durée de vie du joint de brasure est réalisée par la combinaison d'un modèle de simulation par la technique des éléments finis et un modèle de fatigue thermique (cf. partie III. 5 du troisième chapitre).

IV. 3. 4. 2. 1. Modèle de simulation

Le modèle géométrique (cf. Figure IV.10) est composé d'un circuit imprimé (PCB) en FR4, d'un composant en résine EPOXY, d'une broche en cuivre et d'une brasure en SAC305 (96,5% d'étain, 3% d'argent et 0,5% de cuivre). La structure est soumise à un chargement cyclique de température. Le comportement viscoplastique de la brasure est modélisé par le modèle d'Anand. Les propriétés des matériaux de la structure, le profil du chargement thermique et le modèle de fatigue sont données dans la section III.5 du chapitre III.

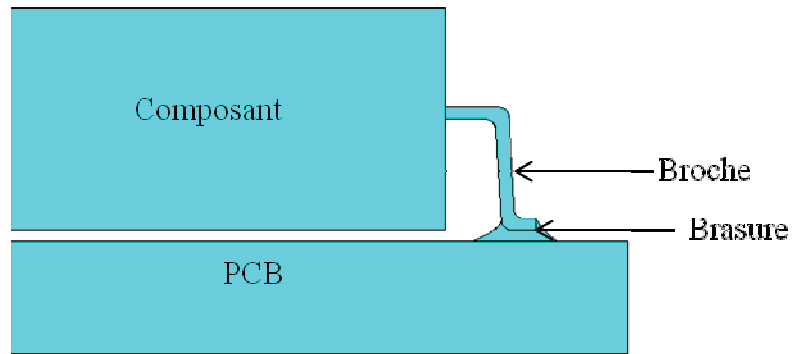


Figure IV. 10 : modèle géométrique

Le modèle de fatigue de Coffin-Manson évalue le nombre de cycles de vie en fatigue des joints de brasures en fonction du taux de déformation inélastique.

Le résultat de la répartition de la déformation inélastique du joint de brasure est présenté dans la figure IV. 11. L'épaisseur et la largeur de la brasure sont des dimensions caractéristiques. L'ensemble des déformations inélastiques se produit dans cette zone. Une identification de ces longueurs caractéristiques est réalisée afin d'alimenter le modèle d'optimisation.

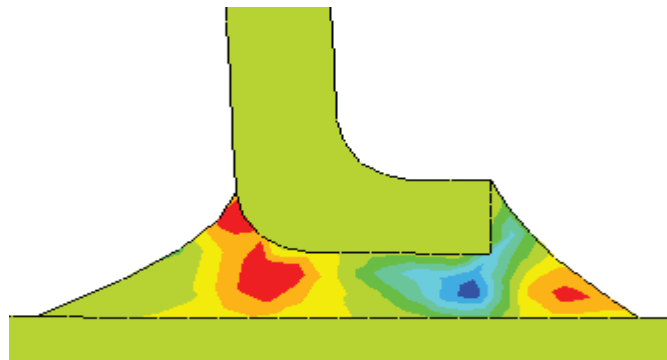


Figure IV. 11: répartition de déformation inélastique dans la brasure

IV. 3. 4. 2. 2. Modèle mathématique

Les variables d'optimisation sont les trois paramètres les plus influents dans les structures. Ces variables sont présentées à la figure IV.12 : l'épaisseur de la brasure BRAS_E, la longueur de la broche BRCH_L₁ et la hauteur de la broche BRCH_H.

Le problème d'optimisation revient à maximiser la durée de vie en fatigue N_f , tel que :

$$\begin{cases} \max f(x) = \max N_f \\ 0.1 \leq \text{BRAS_E} \leq 0.25 \\ 0.5 \leq \text{BRCH_L}_1 \leq 1 \\ 0.1 \leq \text{BRCH_H} \leq 0.4 \end{cases}$$

$$\text{Avec : } N_f = \frac{1}{2} \left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_f} \right)^{\frac{1}{c}}$$

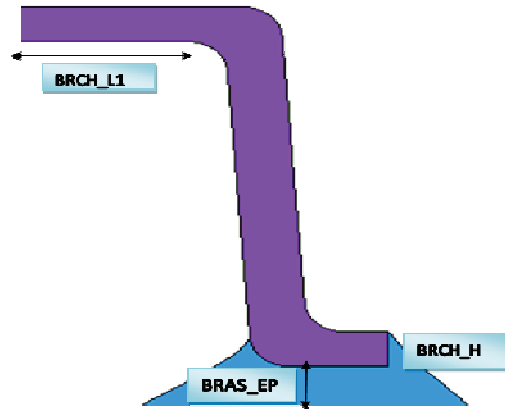


Figure IV. 12: variables d'optimisation

La méthodologie adoptée pour réaliser le couplage entre Matlab et Ansys pour déterminer les paramètres géométriques optimaux du joint de soudure est représentée dans la figure IV.13.

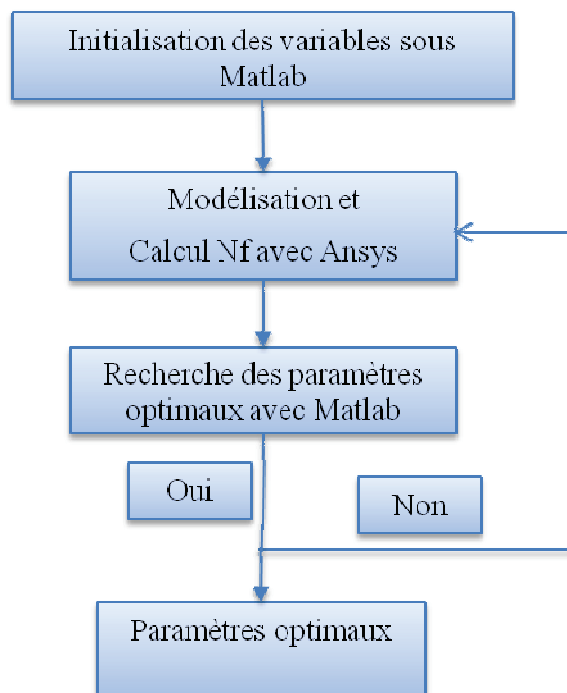


Figure IV. 13 Méthodologie d'optimisation

IV. 3. 4. 2. 3. Résultats

Les résultats obtenus avec la méthode d'optimisation hybride (GA-PSO) sont présentés et comparés dans le tableau IV. 6 avec les résultats déterministes.

Paramètres	Méthode déterministe	Méthode d'optimisation (GA-PSO)
Épaisseur de la brasure BRAS_EP (mm)	0.15	0.17
Longueur de la broche BRCH_L1 (mm)	0.7	0.75
Hauteur de la broche BRCH_H (mm)	0.17	0.17
Nombre de cycles NF	676.45	899

Tableau. IV. 6: comparaison des résultats déterministes et GA-PSO

Les résultats présentés au tableau IV. 6 montrent que la méthode d'optimisation hybride (GA-PSO) donne de bons résultats plus que la méthode déterministe et permet à notre joint de brasure un bénéfice de 222 cycles (899 cycles au lieu de 676.45 cycles). Ces résultats contribuent à améliorer la durée de vie du joint de brasure et par conséquent la durée de vie de la carte électronique.

IV. 4. Conclusion

L'optimisation fiabiliste a pour objectif de définir le meilleur compromis entre la réduction du coût et l'assurance de la fiabilité. L'objectif de ce chapitre est d'améliorer les performances des équipements électroniques.

À la première partie de ce chapitre nous avons proposé une approche d'optimisation fiabiliste basée sur la méthode de la mesure de performance mono-niveau SLA (Single Loop Approach). Nous avons appliqué cette approche à deux exemples. Dans le premier nous avons cherché la section optimale d'une poutre encastrée d'un côté et libre de l'autre par deux méthodes pour confirmer la réussite du couplage entre Matlab et Ansys.

Ensuite et après validation du couplage entre matlab et ansys nous avons passé au deuxième exemple qui concerne l'optimisation fiabiliste de la géométrie d'une plaque électronique.

L'approche d'optimisation fiabiliste, a permis de minimiser le déplacement maximal de la carte et de localiser des zones adéquates pour assembler des composants électroniques à la carte étudiée.

À la deuxième partie, nous avons présenté l'application d'une méthode d'optimisation hybride. La méthode est basée sur l'hybridation de deux méthodes d'optimisation : Les algorithmes génétiques et la méthode de l'optimisation par essaim de particules.

Nous avons utilisé la méthode hybride d'optimisation dans deux applications du domaine de l'électronique.

La première application concerne l'optimisation de la géométrie d'une plaque électronique nue pour déterminer la position optimale de la cinquième vis de fixation.

La deuxième application concerne l'optimisation de la géométrie d'un joint de brasure pour déterminer les paramètres géométriques optimaux du joint. L'optimisation contribue à améliorer la durée de vie du joint de brasure et par conséquent la durée de vie de la carte électronique.

Conclusion générale et perspectives

Le travail de recherche développé à travers cette thèse porte sur la mise en place d'une stratégie pour l'étude de la fiabilité des joints de brasure.

L'étude des joints de brasure fait intervenir plusieurs physiques. L'objectif est d'étudier dans quelle mesure les méthodes fiabilistes apportent une avancée dans la compréhension des différents phénomènes.

Le premier chapitre est une introduction aux différents modes de défaillances des produits électroniques pour comprendre les différents types de contraintes et de déformations rencontrées dans les joints brasés. On y introduit aussi les méthodes fiabilistes nécessaires pour la compréhension de la démarche retenue.

Le modèle numérique de la simulation du drop test élaboré dans le chapitre II nous a permis de simuler numériquement le choc mécanique d'une carte électronique. Cette simulation du drop test a montré que les joints de brasage sont les organes les plus critiques à la défaillance lors de l'essai drop test. Les résultats de la simulation ont permis de constater que le choc mécanique cause plusieurs flexions et introduit des contraintes très élevées dans les joints de brasure du package BGA (Ball Grid Array). L'ajout des plots en cuivre et les micro-pilrs dans les joints de brasure permet d'améliorer les performances et la fiabilité des PCB.

L'étude fiabiliste ayant besoin d'une fonction de défaillance, d'un modèle mécanique et d'une caractérisation de l'incertitude des données d'entrée, le troisième chapitre a été élaboré afin de répondre à ces exigences.

Le modèle probabiliste développé dans le troisième chapitre a permis d'évaluer le nombre de cycles à la rupture d'un joint. Le modèle est basé sur la modélisation par 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 brasure et les incertitudes résultant de la variabilité des propriétés géométriques des éléments de l'assemblage et des fluctuations thermiques dans les conditions d'utilisation.

L'approche d'optimisation fiabiliste développée au quatrième chapitre nous a permis de déterminer la géométrie optimale d'une carte électronique. La carte est fixée par quatre vis au quatre coins et une cinquième avec une position variable. La position optimale de la cinquième vis de fixation a permis une diminution du déplacement maximal de la plaque électronique.

L'application de la méthode hybride d'optimisation nous a permis de déterminer la géométrie optimale d'une carte électronique et d'un joint de brasure. L'optimisation a contribué à l'amélioration de la durée de vie du joint de brasure et par conséquent la durée de vie de la carte électronique.

Les perspectives de développement des méthodes présentées dans ce mémoire sont :

- ✚ L'optimisation de la procédure de simulation du drop-test, dans le but d'établir une étude probabiliste et statistique en vue d'obtenir une corrélation « réussite des billes au test – survivance aux chutes à l'usage » et une estimation de la durée de vie du produit.
- ✚ La modélisation du chargement thermique par un processus aléatoire. Il existe plusieurs types de chargements avec des paramètres bien définis alors que dans la réalité ces paramètres ne sont pas déterministes.
- ✚ Utilisation d'autres modèles de fatigue basés par l'approche basée sur la contrainte, l'approche basée sur le fluage, l'approche basée sur l'énergie, ou l'approche basée sur l'endommagement.
- ✚ Utilisation des surfaces de réponse dans la démarche probabiliste pour réduire le nombre de tirages nécessaires pour l'évaluation de mode de défaillance des joints de brasure.

Bibliographie

[ANAND 1982] L. ANAND, « *Constitutive Equations for the Rate-Dependent Deformation of Metals at Elevated Temperatures* », Transaction of the ASME 104, 12-17, 1982.

[AOUES 2008] Y. AOUES. « *Optimisation fiabiliste de la conception et de la maintenance des structures* ». Université Blaise Pascal Clermont II. Thèse Janvier 2008.

[ASSIF and all 2013] S. ASSIF, H. HACHIMI, M. AGOUZOUL, R. ELLAIA, A. EL HAMI and Y. AOUES. « *Optimization for an electronic card with a new hybrid method* ». Advanced Materials Research, Vol 682, pp 143-151, Trans Tech Publications, Switzerland doi : 10.4028 /www.scientific.net/AMR.682.143. 2013.

[ASSIF and all 2013], S. ASSIF. M. AGOUZOUL. A. EL HAMI. O. BENDAOU. « *Modèle numérique du drop test des circuits imprimés (PCB) simulé par deux méthodes : Free-Fall et Input G* ». 11^{ème} Congrès International de Mécanique, Agadir, MAROC. Avril 2013.

[ASSIF and all 2012] S. ASSIF, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI, O. BENDAOU ET Y.GBATI. « *Numerical model to simulate the drop test of printed circuit board (PCB)*». Advanced Materials Research Vol.423 (2012) pp 26-30 Trans Tech Publications, Switzerland doi: 10.4028 /www.scientific.net/AMR.423.26.

[ASSIF and all 2012 a], S. ASSIF, H. HACHIMI, M. AGOUZOUL, R. ELLAIA, A. ELHAMI, Y. AOUES. « *Optimization by heuristic algorithm for the solder joints of an electronic card* ». International Conference on Metaheuristics and Nature Inspired Computing, META'12, sousse-Tunisia. October 2012.

[ASSIF and all 2012 b], S. ASSIF, Y. AOUES, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI, « *Modèle numérique pour la simulation probabiliste de la fatigue des joints de brasure des composants électroniques embarqués* », journées d'études techniques (JET'2012), Marrakech, Maroc, Mai 2012.

[ASSIF and all 2011], S. ASSIF, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI, O. BENDAOU and Y.GBATI. « *Modèle numérique pour la simulation du drop test des circuits imprimés (PCB)* ». 10^{ème} Congrès International de Mécanique, Oujda, MAROC. Avril 2011.

[BARNAT 2011] S. BARNAT, *Etude prédictive de fiabilité de nouveaux concepts d'assemblage pour des « system-in-package » hétérogènes*. UNIVERSITÉ BORDEAUX I, thèse Mars 2011.

[BUSSO 1992] BUSSO, E.P., KITANO, M., « *A Visco-Plastic constitutive Model for 60/40 Tin-Lead Solder used in IC Package Joints*», Journal of Engineering Materials and Technology 114, 331-337, 1992

- [**BUSSO 1994**] BUSSO, E.P., KITANO, M., «*Modeling Complex Inelastic Deformation Processes in IC Packages' Solder Joints*», Transaction of the ASME 116, 6-15, 1994.
- [**CHANG 2006**] CHANG-LIN YEH, YI-SHAO LAI, «*A Numerical Approach Towards the Correlation Between Ball Impact Test and Drop Reliability*», IEEE, Electronics Packaging Technology Conference, 2006.
- [**CHANG 2007**] CHANG-LIN YEH, YI-SHAO LAI, «*Support excitation scheme for transient analysis of JEDEC board-level drop test*». 2005 Elsevier.
- [**CHE 2007**] F.X. CHE, AND ALL, «*Comprehensive Modeling of Stress-Strain Behavior for Lead-Free Solder Joints under Board-Level Drop Impact Loading Condition*», IEEE Electronic Components and Technology Conference, 2007.
- [**CHRIS 2006**] CHRIS COWAN, HARVEY TRAN, NGHIA LE, METIN OZEN, «*Drop Test Simulation of a BGA Package: Methods & Experimental Comparison*». Conférence International d'ANSYS MAI 2006.
- [**CIAPPA 2002**] M. CIAPPA, «*Selected failure mechanisms of modern power modules*». Microelectronics Reliability 42, pp 653–667, 2002.(figure I.7).
- [**CLERC 2002**] M. CLERC, J. KENNEDY, «*The Particle Swarm Optimization Stability, and Convergence in a Multidimensional Complex Space*», IEEE Transactions on Evolutionary Computation, vol. 6, p. 58-73, 2002.
- [**DAVID 1989**] E. DAVID. GOLDBERG, «*Genetic Algorithms in Search, Optimization & Machine Learning*». Addison-Wesley, 1989.
- [**DOMPIERRE 2011**] B. DOMPIERRE, «*Fiabilité mécanique des assemblages électroniques utilisant des alliages du type SnAgCu*». École centrale de Lille, Thèse de doctorat. Mars 2011.
- [**EBERHART 1995**] R.C. EBERHART, J. KENNEDY, «*A new optimizer using particle swarm theory, in : Proceedings of the Sixth International Symposium on Micro Machine and Human Science*», Nagoya, Japan,(1995), pp. 39-43.
- [**ENGELMAIER 2007**] W. ENGELMAIER, «*How to estimate solder joint reliability*», part 1, Global SMT and Packaging, Sept. 2007.
- [**FARRIS 2009**] A. FARRIS, J. PAN, A. LIDICOAT, M. KRIST, N. VICKERS, B. TOLENO, D. MASLYK, D. KAI SHANGGUAN, J. BATH, D. WILLIE, D. GEIGER, «*Drop impact reliability of edge-bonded lead free chip scale packages*». Microelectronics Reliability, Volume 49, Issue7, July2009, Pages 761-770.

- [**GBATI 2010**] Y. GBATI, « *Caractérisation Mécanique des Packages Électroniques dans les Conditions de Fabrication et d'Usage* ». PFE juin 2010 EMI Filière Génie mécanique option CPI Encadré par M. Agouzoul et O. Bendaou.
- [**GONG 2008**] GONG, J. et AL, « *Mesomechanical modelling of SnAgCu solder joints in flip-chip* ». Computational Material Science 43, 199-211, 2008.
- [**GRIEU 2010**] M. GRIEU. « *Étude de la fatigue des joints brasés de composants électroniques soumis à des sollicitations thermomécaniques vibratoires et combinées* ». L'École nationale supérieure des mines de Paris. Thèse de doctorat. Décembre 2010.
- [**GROMALA 2007**] P. GROMALA AND ALL, « *Ansys and LS-Dyna simulation of electronic modules subjected to free-drop test* », Congress center Dresden, Germany, 2007.
- [**HOLLAND, 1992**] JOHN H. HOLLAND, « *Adaptation in Natural and Artificial Systems: An Introductory Analysis With Applications to Biology, Control, and artificial intelligence* ». Juillet 1992
- [**JEDEC 2003**] JEDEC STANDARD, « *Board level drop test Method of components for handheld Electronic products* ». JESD22-B111, JEDEC solid state technology association, July 2003, pages 7-22.
- [**JEDEC 2004a**] JEDEC STANDARD JESD22-B110A, « *Subassembly Mechanical Shock* », 2004.
- [**JEDEC 2004b**] JEDEC STANDARD JESD22-B104-C, « *Mechanical Shock* », 2004.
- [**JEDEC 2000**] JEDEC STANDARD, « *Temperature cycling* », JESD22-A104-B. JEDEC Solid state technology association, July 2000.
- [**KHARMANDA 2003**] M. KHARMANDA, « *optimisation et cao des structures fiables* », Université Blaise Pascal Clermont II. Thèse de doctorat. Juin 2003
- [**KENNEDY, 1995**] J. KENNEDY, R.C. EBERHART, « *Particle swarm optimization* ». IEEE Inter. Conf. Neural Networks, Piscataway, NJ, USA, (1995), pp. 1942-1948.
- [**LALL 2006**] P. LALL, S. GUPTA, P. CHOUDHARY, J. SUHLING, « *Solder-Joint Reliability in Electronics Under Shock and Vibration using Explicit Finite-Element Sub-modeling* ». Electronic Components and Technology Conference, pp. 428-435, 2006.
- [**LAU 1997**] JOHN H. LAU, YI-HSIN. PAO, « *Solder joint reliability of BGA, CSP, Flip Chip, and Fine Pitch SMT Assemblies* ». Electronic Packaging and interconnection Series. 1997.

- [LE COQ 2010] C. LE COQ, A. TOUGUI, M. STEMPIN, L. BARREAU, « *Optimization for Simulation of WL-CSP Subjected to Drop-Test with Plasticity Behavior* », IEEE, 2010.
- [LEE 2000] W. W. LEE, L. T. NGUYEN, G.S. SELVADURAY. « *Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages* ». Microelectronics Reliability, 2000, vol. 40, Issue: 2, pp. 231-244.
- [LEMAIRE 2005] M. LEMAIRES. « *Fiabilité des structures – Couplage mécano-fiabiliste* ». Hermes Science, 2005.
- [LEMAITRE 1996] LEMAITRE, J., CHABOCHE, J.L, « *Mécanique des matériaux solides* ». 2nd edition, Dunod, ISBN 2-10-001397-1, 539 pages, 1996.
- [MADENCI 2003] E. MADENCI, I. GUVEN, B. KILIC, « *Fatigue life prediction of solder joints in electronic packages with Ansys* ». Kluwer Academic publishers, 2003.
- [MAN, 1996] MAN, K.F., K.S. TANG ET S. KWONG, « *Genetic algorithms: Concepts and applications* ». 1996.
- [MICHALEWICZ, 1992] Z. MICHALEWICZ, « *Genetic Algorithms + Data Structures = Evolution Programs* ». Springer-Verlag. IEEE Transaction on industrial electronics 43, 519–534. 1992.
- [MICOL 2007] A. MICOL, « *Approche probabiliste dans la conception des modules de puissance* ». Université Toulouse III- Paul Sabatier. Thèse de doctorat. Décembre 2007.
- [MURATET 2005] S. MURATET, « *Conception, caractérisation et modélisation : Fiabilité prédictive de MEMS à actionnement électrothermique* ». Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse, thèse de doctorat. Novembre 2005.
- [SYED 2004] A. SYED. (2004). « *Accumulated creep strain and energy density based thermal fatigue life prediction models for snagcu solder joints* ». In ECTC 2004 conference.
- [TANG 2005] T. TANG, J. LUAN, and H. SHEN, « *Development and Application of Innovational Drop Impact Modeling Techniques* ». 2005 Electronic Components and Technology Conference. Pages 504-512.
- [TAN 2008] W. TAN, « *Development of convective reflow- projection moire warpage measurement system and prediction of solder bump reliability on board assemblies affected by warpage* ». Georgia Institute of Technology, Thèse de doctorat. April 2008.
- [TONG 2004] TONG YAN TEE, M. HUNDT, C. COGNETTI, « *Dimensional Design Optimization of System-in-Package with CAE* », 2004, International SEMATECH.

[TSOMPANAKIS 2008.] Y. TSOMPANAKIS, N. D. LAGAROS ET M. PAPADRAKAKIS, «*Structural design optimization considering uncertainties*». Taylor & Francis Group, London, UK, 2008.

[VALLON 2003] J. VALLON, «*Introduction à l'étude de la fiabilité des cellules de commutation à IGBT sous fortes contraintes*». Thèse Décembre 2003.

[WANG 2001] G. Z. WANG, Z. N. CHENG, K. BECKER, J. WILDE. «*Applying Anand Model to Represent the Viscoplastic Deformation Behavior of Solder Alloys*». Journal of Electronic Packaging, sept 2001, vol.123, Issue 3, pp. 247-253.

[WONG 2007] E. H. WONG, YIU-WING MAI, SIMON K. W. Seah, Kian-Meng Lim and Thiam Beng Lim, «*Analytical Solutions for Interconnect Stress in Board Level Drop Impact* » IEEE transactions on advanced packaging, 2007.

[WU, 1999] WU, C.J. ET G.Y. LIN. «*Design of fuzzy logic controllers using genetic algorithms*». IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics. Vol. 6. pp. 104–109. 1999.

[XIAOMING 2003] HE. XIAOMING, ANSYS Tutorial, Department of Mechanical Engineering, University of Minnesota, Class material for short course for ANSYS (7.0) in Mechanical Engineering Department , October 2003.

[YE 2002] HUA YE, MINGHUI LIN, CEMAL BASARAN, «*Failure modes and FEM analysis of power electronic packaging*». Finite Elements in Analysis and Design 38 601–612. 2002.

[YI 2008] YI-SHAO LAI, PO-CHUAN YANG, CHANG-LIN YEH, «*Effects of different drop test conditions on board-level reliability of chip-scale packages* » Microelectronics Reliability 48. Pages 274–281. 2008.