



**HAL**  
open science

# Modélisation thermomécanique 3D de circuits imprimés

Ange Atintoh

► **To cite this version:**

Ange Atintoh. Modélisation thermomécanique 3D de circuits imprimés. Science des matériaux [cond-mat.mtrl-sci]. Université de Lorraine, 2023. Français. NNT : 2023LORR0123 . tel-04473057

**HAL Id: tel-04473057**

**<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-04473057v1>**

Submitted on 22 Feb 2024

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

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



**UNIVERSITÉ  
DE LORRAINE**

**BIBLIOTHÈQUES  
UNIVERSITAIRES**

## AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact bibliothèque : [ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr](mailto:ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr)  
*(Cette adresse ne permet pas de contacter les auteurs)*

## LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

[http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg\\_droi.php](http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php)

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

# THÈSE

Présentée et soutenue publiquement pour l'obtention du titre de

**DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE LORRAINE**

**Spécialité : Mécanique des Matériaux**

par **Ange Grégoire Odjoutchoni ATINTOH**

## **Modélisation thermomécanique 3D de circuits imprimés**

**Soutenue le 16 juin 2023 devant le jury composé de :**

Présidente :	Mme Marion MARTINY	Professeur des Universités, Université de Lorraine
Rapporteur :	Mme Caroline RICHARD	Professeure des Universités, Ecole Polytechnique de l'Université de Tours (EPU)
Rapporteur :	Mme Isabelle BORD MAJEK	Maîtresse de Conférences HDR, Université de Bordeaux
Examineur :	M. Marco MONTEMURRO	Professeur des Universités, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Bordeaux
Examineur :	M. Nourredine AIT HOCINE	Professeur des Universités, INSA Centre Val de Loire
Directeur de thèse :	M. Napo BONFOH	Maître de conférences HDR, Université de Lorraine
Co-directeur de thèse :	M. Manuel FENDLER	Directeur de recherche HDR, CEA Tech Grand Est
Co-encadrant de thèse :	M. Wiyao KPOBIE	Docteur Ingénieur chercheur, CEA Tech Grand Est
Invité :	M. Paul LIPINSKI	Professeur des Universités, Université de Lorraine



---

*À la Trinité Sainte,  
À ma chère épouse Glorioso,  
À notre mignon bébé Ange-Ngabo,  
À mes parents,  
À toute ma famille.*

# Remerciements

Cette thèse a été financée par le Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives (CEA) dans le cadre du Projet européen Numerics (European Union Horizon 2020 research and innovation program under the Marie Skłodowska-Curie grant agreement No 800945).

Une thèse est une aventure, un saut vers l'inconnu. Elle est le fruit d'un effort collectif vers un objectif qui se concrétise par la persévérance. Je voudrais remercier tous ceux qui par un geste, une attention, une pensée ont contribué de près ou de loin à la réussite de ce projet. Merci au Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives (CEA) de m'avoir donné l'opportunité de travailler sur cette thèse.

Je souhaiterais remercier Napo BONFOH, mon directeur de thèse pour ses conseils, pour son souci du détail et de la minutie qui ont poussé le projet dans la bonne direction. Je souhaiterais remercier également mon co-directeur Manuel FENDLER pour ses conseils qui ont permis de ne pas perdre de vue les applications industrielles et pour sa proximité, son écoute. Je souhaiterais remercier Wiyao KPOBIE pour sa présence discrète et efficace au quotidien, beaucoup de zones d'ombres ont été éclairées par tes soins. Je remercie Paul LIPINSKI pour son expertise, une seule phrase aura suffi à éviter des mois d'errance.

Un sincère merci à tous les collègues du CEA Tech à Metz. Je voudrais tous vous nommer mais la liste serait vraiment longue. Je vous remercie vraiment du fond du coeur pour tout. Vous m'avez aidé à comprendre la problématique. Malgré vos agendas chargés, vous n'avez pas hésité à réfléchir avec moi et à confronter nos idées pour ne garder que le meilleur. Merci à tout le support administratif, à Aurore, Emma, Chloé qui ont grandement facilité les déplacements pour les travaux et la vie quotidienne.

Un sincère merci au grand frère Yao KOUTSAWA qui n'a pas hésité à m'apporter toute son aide quand c'était nécessaire et qui était toujours prêt à me donner un coup de main.

Je souhaiterais dire un grand merci à Frédéric Addiego et Sébastien Gergen ainsi qu'au LIST au Luxembourg pour toute l'aide apportée pour la réalisation des essais thermomécaniques.

Merci à Djamel Mezziani, Jean-Sébastien Lecomte, à Auriane Mandrelli, à Patrick Moll et à tout le personnel du LEM3. Votre aide m'a été très précieuse.

Merci à tous les doctorants, nos échanges autour de nos différents déboires ont contribué à changer de perspectives et à avancer.

À tous ceux que je n'ai pas mentionnés, un sincère merci.

# Table des matières

<b>Remerciements</b>	<b>ii</b>
<b>Table des figures</b>	<b>v</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>ix</b>
<b>Glossaire</b>	<b>xi</b>
<b>Introduction générale</b>	<b>1</b>
<b>1 Généralités sur les circuits imprimés</b>	<b>3</b>
1.1 Introduction . . . . .	4
1.2 Procédés de fabrication des PCB rigides . . . . .	5
1.3 Modes de défaillance . . . . .	14
1.4 Problématique . . . . .	18
1.5 Conclusion . . . . .	19
Bibliographie . . . . .	21
<b>2 Caractérisation du comportement thermomécanique d'un PCB</b>	<b>24</b>
2.1 Introduction . . . . .	25
2.2 Propriétés thermomécaniques des matériaux . . . . .	25
2.3 Microstructure du composite diélectrique FR4 . . . . .	38
2.4 Préparation des essais expérimentaux . . . . .	42
2.5 Détermination des propriétés mécaniques d'un FR4 à la température ambiante . . . . .	44
2.6 Détermination des propriétés thermiques d'un FR4 . . . . .	56
2.7 Conclusion . . . . .	62
Bibliographie . . . . .	64
<b>3 Homogénéisation numérique</b>	<b>66</b>
3.1 Introduction . . . . .	67
3.2 Méthodes d'homogénéisation des composites tissés . . . . .	67

3.3 Mécanique de génome de structure (MSG) . . . . .	69
3.4 Algorithmes d'optimisation . . . . .	70
3.5 Prédiction numérique des propriétés mécaniques d'un FR4 . . . . .	74
3.6 Détermination des propriétés thermiques d'un FR4 . . . . .	89
3.7 Propriétés thermoélastiques de l'inter-matrice (époxy renforcée) . . . . .	92
3.8 Conclusion . . . . .	93
Bibliographie . . . . .	94
<b>4 Simulations thermomécaniques</b>	<b>96</b>
4.1 Introduction . . . . .	97
4.2 Validation des propriétés mécaniques du PCB . . . . .	97
4.3 Validation des propriétés mécaniques à l'échelle du PCB . . . . .	101
4.4 Mesure des champs thermiques d'une carte électronique . . . . .	103
4.5 Modèle thermique d'un PCB . . . . .	105
4.6 Généralités sur le délaminage . . . . .	115
4.7 Modèles permettant la prédiction du délaminage . . . . .	117
4.8 Modélisation du délaminage . . . . .	118
4.9 Conclusion . . . . .	124
Bibliographie . . . . .	125
<b>Conclusion et perspectives</b>	<b>126</b>
<b>5 Annexes</b>	<b>129</b>
<b>Résumé</b>	<b>132</b>
<b>Abstract</b>	<b>133</b>

# Table des figures

1.1	Circuit imprimé rigide : Image et représentation schématique . . . . .	4
1.2	Illustration de l'intégration des fonctions électroniques en volume [3] . . . . .	4
1.3	Étapes de fabrication des circuits imprimés [5] . . . . .	5
1.4	Exemple de conception sur le logiciel Kicad [12] . . . . .	7
1.5	Principe du procédé de lithogravure : « révélation et gravure pour une résine a) positive, b) négative, c) "lift-off" , d) dépôt électrolytique » [13] . . . . .	8
1.6	Empilement des couches d'un PCB quatre couches [21] . . . . .	10
1.7	Différents types de via sur un PCB [22] . . . . .	11
1.8	Masques de soudure de couleurs différentes. (a) Bleue [24] (b) Verte [25] . . . . .	12
1.9	Échantillon de PCB après HASL [26] . . . . .	13
1.10	Détection de défauts par inspection aux rayons X [27]. "PTH" désigne ici un via traversant . . . . .	14
1.11	Délaminage entre les couches d'un PCB [30] . . . . .	14
1.12	Fissuration d'un via sur un PCB [34] . . . . .	16
1.13	Modèle de via traversant pour la modélisation mécanique [35] . . . . .	17
1.14	PCB dégradé à la suite d'un échauffement résistif lié à un joint défectueux [36] . . . . .	17
2.1	(a) Masse volumique du cuivre en fonction de la température [2–4] (b) Module d'Young du cuivre en fonction de la température [2] . . . . .	28
2.2	Coefficient de dilatation thermique du cuivre en fonction de la température [2–4] . . . . .	28
2.3	Conductivité thermique du cuivre en fonction de la température [5] . . . . .	29
2.4	Chaleur spécifique du cuivre en fonction de la température [6] . . . . .	29
2.5	Courbe illustrant la contrainte équivalente en fonction de la déformation plastique équivalente du cuivre à température ambiante [9] . . . . .	30
2.6	Conductivité thermique de l'époxy en fonction de la température [18] . . . . .	31
2.7	Évolution du module d'Young en fonction de la température d'un époxy [1] . . . . .	32
2.8	Section d'un diélectrique FR4 observée au microscope optique . . . . .	33
2.9	Module d'Young $E_X$ pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [15,26] . . . . .	35
2.10	Module d'Young $E_Y$ pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [15,26] . . . . .	35
2.11	Module de cisaillement $G_{XY}$ pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [26] . . . . .	36
2.12	Module de cisaillement $G_{XZ}$ pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [26] . . . . .	36
2.13	Module de cisaillement $G_{YZ}$ pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [26] . . . . .	37



2.14	Chaleur spécifique d'un FR4 [27] . . . . .	38
2.15	Tissage du FR4 observé au microtomographe EasyTOM de RX Solutions® . . . . .	39
2.16	Montage des polissages : a) mécanique et b) ionique . . . . .	39
2.17	Structure interne du FR4 étudié suivant la direction X . . . . .	40
2.18	Analyse de l'inter-matrice par spectroscopie à dispersion d'énergie (EDS) . . . . .	41
2.19	Représentation schématique d'une coupe de PCB avec dimensions usuelles des couches (a) simple face (b) double face . . . . .	42
2.20	Montage de la découpe des échantillons au jet d'eau . . . . .	43
2.21	Déformée d'un essai de flexion 3 points [28] . . . . .	45
2.22	Géométrie d'un échantillon d'essai de flexion 3 points . . . . .	45
2.23	Montage d'un essai de flexion 3 points . . . . .	46
2.24	Courbes force-déflexion lors d'un essai de flexion 3 points : Courbes expérimentales et détermination de la pente m . . . . .	47
2.25	Montage de l'essai de flexion 4 points . . . . .	48
2.26	Courbes force-déflexion en flexion 4 points du FR4 . . . . .	49
2.27	Directions de découpe des échantillons de traction . . . . .	50
2.28	Géométrie de l'échantillon selon la norme D638-14 . . . . .	51
2.29	Courbe des essais de traction du FR4 . . . . .	52
2.30	Courbe de déformation transversale en fonction de celle longitudinale du FR4 étudié . . . . .	52
2.31	Montage de nanoindentation . . . . .	53
2.32	Courbe typique d'indentation de l'intra-matrice . . . . .	54
2.33	Principe du DSC . . . . .	57
2.34	Montage et échantillon de l'analyse calorimétrique différentielle (DSC) . . . . .	58
2.35	Chaleur spécifique du FR4 en fonction de la température . . . . .	58
2.36	Principe de la mesure par flash laser . . . . .	59
2.37	Diffusivité thermique moyenne du FR4 en fonction de la température . . . . .	59
2.38	Dilatometre à tige poussoir . . . . .	60
2.39	CDT du FR4 en fonction de la température . . . . .	61
2.40	Conductivité thermique suivant Z en fonction de la température . . . . .	62
3.1	Classification des méthodes d'optimisation . . . . .	70
3.2	Opérations d'un simplexe de l'algorithme de Nelder-Mead globalisé [13] . . . . .	72
3.3	Algorithme de Nelder-Mead [13] . . . . .	73
3.4	Détermination de la SG : a) Microstructure observée au MEB dans le sens Y trame. b) SG hexagonale à 8 fibres c) SG hexagonale à 2 fibres . . . . .	75
3.5	Paramètres géométriques observés sur un pli . . . . .	76
3.6	Variation du module de cisaillement et du module d'Young en fonction du nombre d'éléments . . . . .	77
3.7	SG macroscopique : a) Modèle à un pli b) Modèle à trois plis c) Modèle à 8 plis . . . . .	77

3.8	Influence des fractions volumiques a) et du coefficient de Poisson des matrices b) sur la fonction coût . . . . .	78
3.9	Influence des modules d'Young de l'inter-matrice sur la fonction coût . . . . .	79
3.10	Influence de la hauteur (h) des torons sur la fonction coût . . . . .	79
3.11	Influence de la largeur (w) des torons sur la fonction coût . . . . .	80
3.12	Influence de l'espacement (sp) dans la direction trame a) et chaîne b) des torons sur la fonction coût . . . . .	80
3.13	Influence de la fraction volumique dans le sens trame sur les modules d'Young effectifs du FR4 . . . . .	81
3.14	Influence de la fraction volumique dans le sens trame sur les modules de cisaillement du FR4 . . . . .	81
3.15	Organigramme d'optimisation . . . . .	82
3.16	Méthode de détermination des propriétés élastiques par homogénéisation numérique	83
3.17	Évolution de la fonction coût en fonction du nombre d'itérations . . . . .	86
3.18	Temps de calcul normalisé en fonction du nombre de paramètres de la fonction coût	88
3.19	Erreur relative en fonction du nombre de paramètres utilisés pour l'optimisation . .	88
3.20	Conductivité thermique en fonction de la température . . . . .	92
3.21	Conductivité thermique de l'inter-matrice en fonction de la température . . . . .	93
4.1	Énergie de déformation élastique du modèle de FR4 en flexion en fonction du nombre d'éléments . . . . .	98
4.2	Maillage du modèle de flexion 3 points . . . . .	99
4.3	Modèle numérique de simulation d'un essai de flexion 3 points du FR4 . . . . .	99
4.4	Déplacement vertical (U3) à l'issue d'une simulation d'un essai de flexion 3 points sur le FR4 . . . . .	100
4.5	Essai de flexion 3 points sur le FR4 : force en fonction du déplacement . . . . .	100
4.6	Modèle de simulation de flexion 3 points du PCB; représentation schématique des couches . . . . .	102
4.7	Comparaison entre les courbes force déplacement expérimentale et numérique pour un essai de flexion 4 points sur le PCB . . . . .	102
4.8	Montage de l'essai en fonctionnement d'une carte électronique . . . . .	103
4.9	Représentation schématique de l'emplacement des capteurs . . . . .	104
4.10	Champ de températures (°C) à la surface de la carte électronique : (a) pour une puissance de 5 W (b) pour une puissance de 7,5 W . . . . .	105
4.11	Champ de températures (°C) à la surface de la carte électronique pour une puissance de 10 W . . . . .	105
4.12	(a) Courbes d'écrouissage du cuivre en fonction de la température (b) Conductivité thermique du cuivre en fonction de la température . . . . .	106
4.13	(a) Chaleur spécifique du cuivre (b) Coefficient de dilatation thermique moyen du cuivre en fonction de la température . . . . .	106

4.14 Maillage du modèle thermique et zoom dans l'épaisseur . . . . .	107
4.15 Conditions aux limites de convection . . . . .	107
4.16 Coefficient de transfert thermique par convection en fonction de la température de paroi sur la face supérieure . . . . .	110
4.17 Analogie entre la loi d'Ohm et la conduction thermique . . . . .	110
4.18 Coefficient de transfert thermique par convection en fonction de la température de paroi sur la face inférieure . . . . .	111
4.19 Champ de températures sur la face supérieure du modèle numérique à $t=1000$ s . . .	112
4.20 Évolution de la température sur la face supérieure (couche de cuivre 1) en fonction du temps pour une puissance de 10 W . . . . .	113
4.21 Évolution du champ de températures pour deux nœuds. Les nœuds de mesure entourés en bleu sont à l'intersection des surfaces de symétries sur la face supérieure et celle inférieure . . . . .	114
4.22 Distribution de la température dans l'épaisseur pour le cuivre et le FR4 . . . . .	114
4.23 Modes de rupture d'une fissure [4] . . . . .	115
4.24 Essai de flexion 4 points permettant de déterminer le taux de restitution d'énergie critique [8] . . . . .	116
4.25 Représentation schématique d'un essai DCB [10] . . . . .	116
4.26 Apparition du délaminage a) horizontal b) vertical [9] . . . . .	117
4.27 Simulation d'un essai DCB [12] . . . . .	117
4.28 Essai ENF [12] . . . . .	118
4.29 Géométrie et conditions aux limites mécaniques du modèle . . . . .	119
4.30 Maillage du modèle DCB . . . . .	120
4.31 Zone de chargement thermique . . . . .	120
4.32 Champs de températures du modèle de délaminage . . . . .	121
4.33 Déplacement suivant Z avec un facteur de forme de 100 . . . . .	121
4.34 Champ de contraintes $\sigma_{ZZ}$ : a) couches de cuivre b) couches de FR4 et pré-imprégné	122
4.35 Champ de contraintes $\sigma_{XZ}$ : a) couches de cuivre b) couches de FR4 et pré-imprégné	122
4.36 Champ de contraintes $\sigma_{YZ}$ : a) couches de cuivre b) couches de FR4 et pré-imprégné	122
4.37 Champ de déformations plastiques équivalentes dans les couches de cuivre . . . . .	123
4.38 Champ de contraintes $\sigma_{ZZ}$ et critère d'initiation du délaminage dans les zones cohésives	123

# Liste des tableaux

1.1	Coefficients de dilatation thermique et température de transition vitreuse de quelques matériaux utilisés pour les circuits imprimés . . . . .	7
1.2	Tableau comparatif des différentes techniques de transfert de l'image du circuit . . .	9
1.3	Composition chimique à l'intérieur du défaut d'un via borgne [34] . . . . .	16
1.4	Comparaison entre Kicad EDA®et Altium Designer® . . . . .	18
2.1	Types d'anisotropie des matériaux [1] . . . . .	27
2.2	Propriétés de l'époxy à température ambiante après durcissement . . . . .	30
2.3	Propriétés des fibres de verre pour des températures en dessous de la transition vitreuse [19] . . . . .	32
2.4	Paramètres géométriques des motifs courants . . . . .	34
2.5	Propriétés mécaniques à 293 K [12, 25] . . . . .	34
2.6	Coefficients moyens de dilatation thermique ( $10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) du FR4 à 293 K [22, 25] . . . . .	37
2.7	Conductivité thermique ( $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ) du FR4 à 293 K [22, 25] . . . . .	38
2.8	Dimensions des torons et fraction volumique des fibres (valeur moyenne et écart-type)	41
2.9	Pourcentages atomiques des éléments de l'inter-matrice . . . . .	41
2.10	Propriétés élastiques en fonction des essais expérimentaux . . . . .	44
2.11	Résultats des essais de flexion 3 points (moyenne et écart-type) du FR4 étudié . . . . .	47
2.12	Résultats des essais de flexion 4 points (moyenne et écart-type) du FR4 . . . . .	49
2.13	Vitesse de déplacement et de déformation associée d'un essai de traction . . . . .	50
2.14	Dimensions d'un échantillon d'essai de traction longitudinale . . . . .	51
2.15	Résultats des essais de traction et flexion du FR4 (valeur moyenne et écart-type) . . .	52
2.16	Module de déformation plan du FR4 étudié (moyenne et écart-type) . . . . .	55
2.17	Propriétés mécaniques orthotropes du FR4 obtenues par des essais de traction à température ambiante . . . . .	63
2.18	Propriétés thermiques orthotropes du FR4 obtenues par essais expérimentaux à température ambiante . . . . .	63
3.1	Comparaison entre TexGen4SC et Cmbse . . . . .	74
3.2	Propriétés initiales des phases constitutives d'un toron . . . . .	76
3.3	Paramètres d'initialisation de l'homogénéisation numérique du stratifié . . . . .	76
3.4	Paramètres d'initialisation à l'échelle microscopique . . . . .	84
3.5	Propriétés effectives des torons . . . . .	84
3.6	Paramètres utilisés pour l'initialisation à l'échelle macroscopique . . . . .	85
3.7	Comparaison entre les prédictions initiales des propriétés effectives du FR4 étudié et les valeurs expérimentales obtenues par les essais mécaniques . . . . .	85

---

3.8	Comparaison entre les résultats du script développé et TexGen4SC . . . . .	86
3.9	Valeurs optimisées des paramètres . . . . .	87
3.10	Comparaison entre les propriétés élastiques expérimentales et simulées du FR4 . . .	87
3.11	Données d'entrée pour la détermination du coefficient de dilatation thermique . . .	91
3.12	Coefficients de dilatation thermique du FR4 avant la température de transition vitreuse	91
3.13	Propriétés thermoélastiques de l'inter-matrice . . . . .	92
4.1	Propriétés élastiques du FR4. Les valeurs expérimentales sont en gras italique . . . .	97
4.2	Module d'Young du FR4 : mesure expérimentale et estimation numérique . . . . .	101
4.3	Propriétés élastiques du cuivre . . . . .	101
4.4	Module d'Young du PCB : mesure expérimentale et estimation numérique . . . . .	103
4.5	Températures mesurées par les thermocouples en fonction de la puissance aux bornes du transistor . . . . .	104
4.6	Comparaison entre les valeurs expérimentales et numériques . . . . .	112
4.7	Comparaison entre les valeurs expérimentales et numériques pour la puissance de 5 W113	
4.8	Propriétés caractéristiques des zones cohésives [9] . . . . .	119

# Glossaire

## Liste des acronymes

*IPC* : Association Connecting Electronics Industries / Association produisant les normes relatives aux circuits imprimés

*CDT* : Coefficient de Dilatation Thermique

*MEB* : Microscope Electronique à Balayage

*PCB* : Printed Circuit Board / Circuit imprimé

*FR4* : Flame resistant/retardant 4 / Type de substrat résistant au feu (composite diélectrique)

*HASL* : Hot Air Solder Leveling / Opération de finition circuit imprimé

*ENIG* : Electroless Nickel / Immersion Gold/ Opération de finition circuit imprimé

*ENEPIG* : Electroless Nickel / Electroless Palladium / Immersion Gold / Opération de finition circuit imprimé

## Opérateurs

$x$  : scalaire

$\mathbf{x}$  : Tenseur d'ordre 2

$\tilde{\mathbf{x}}$  : Tenseur d'ordre 4

## Liste des symboles

$\alpha$  : Coefficient de dilatation thermique

$\tilde{\mathbf{S}}$  : Tenseur d'ordre 4 de complaisances élastiques

$\tilde{\mathbf{C}}$  : Tenseur d'ordre 4 de modules élastiques

$\tilde{\mathbf{I}}$  : Tenseur identité d'ordre 4

$\delta$  : Symbole de Kronecker

$\boldsymbol{\varepsilon}^e$  : Tenseur des déformations élastiques

$E$  : Module d'Young

$G$  : Module de cisaillement

$\nu$  : Coefficient de Poisson

$\nu f$  : fraction volumique des fibres

$Cp$  : Chaleur spécifique

$\kappa$  : Diffusivité thermique

$\lambda$  : Conductivité thermique

$T$  : Température

$Ra$  : Nombre de Rayleigh

$Pr$  : Nombre de Prandtl

$Nu$  : Nombre de Nusselt

$g$  : Accélération de la pesanteur

# Introduction générale

L'industrie 4.0 apparue en 2011 est caractérisée par l'interconnexion des équipements et des processus de production. Toute la chaîne de production est rendue "intelligente".

Habituellement, pour une architecture électronique, le concepteur utilise des outils de conception par ordinateur (ECAD) comme Altium®, KiCAD® ou Eagle®. Ces outils permettent le routage et l'analyse électrothermique du circuit avec les acquis des règles de conception. Bien que cela soit suffisant en termes de fiabilité dans la majorité des cas, les défauts les plus fréquents, d'origines thermomécaniques, ne peuvent malheureusement pas être prédits par ces outils. De plus, ces défauts seront cependant critiques et particulièrement sollicités dans le cas d'une intégration en volume comme pour l'électronique structurelle, qui vise l'intégration de la fonction électronique au cœur de la pièce.

Le projet de la plateforme Mécatronique pour l'Amélioration des Produits et Procédés (MAPP) du CEA Tech Grand Est est de développer un outil d'optimisation topologique qui permettrait d'analyser et d'améliorer la fiabilité d'un système mécatronique co-conçu mécaniquement et électriquement en 3D. La fiabilité désigne l'aptitude d'un dispositif à effectuer une fonction précise durant une durée déterminée. Cet outil numérique doit être accessible, facile d'utilisation et évolutif.

Le projet de thèse se concentre sur la première étape qui concerne les cartes électroniques. Il consiste spécifiquement à élaborer une méthode permettant de modéliser le fonctionnement d'une carte électronique dans le but de prédire l'apparition des défauts. La méthode doit tenir compte des contraintes industrielles notamment en termes de temps d'exécution, de facilité d'utilisation et de coût.

Pour modéliser une carte électronique et prédire les défauts, les données nécessaires sont les propriétés des matériaux et des lois d'endommagement. Ces informations sont obtenues par des méthodes expérimentales ou numériques. Néanmoins, peu d'études proposent une méthode complète d'obtention des propriétés thermomécaniques des couches d'une carte électronique. Les études existantes se concentrent soit sur l'aspect mécanique soit sur l'aspect thermique, ce qui ne permet pas d'observer avec précision les effets thermomécaniques.

De plus, les dimensions des cartes électroniques sont standardisées notamment suivant l'épaisseur, rendant certaines normes inadaptées. Cette difficulté peut être levée soit par des méthodes nécessitant souvent des équipements onéreux ou ayant un faible retour industriel avec un gain en précision peu important dans la plupart des cas. Une deuxième méthode consiste à faire des demandes spécifiques d'échantillons auprès des fournisseurs. Cette solution crée non

---

seulement une certaine forme de dépendance, mais en plus avec la pénurie actuelle des composants, elle est difficilement envisageable.

La méthode développée permettra de lever ces limitations. En permettant de prédire les zones critiques, elle contribue à améliorer la fiabilité des cartes électroniques.

Le premier chapitre du mémoire de thèse présente les informations générales sur les cartes électroniques et sur les circuits imprimés (PCB) en particulier. En analysant les procédés de fabrication des PCB, l'enjeu de chacune des étapes est présenté. Cette analyse permettra dans un deuxième temps d'étudier les modes de défaillances et de mieux les relier au processus de fabrication. La problématique est ensuite posée et des pistes de solutions abordées.

La caractérisation thermomécanique des matériaux constitutifs du PCB fait l'objet du second chapitre. En se basant sur une analyse bibliographique, cette étude est restreinte au substrat de grade FR4. Une partie des propriétés thermomécaniques est déterminée expérimentalement. La microstructure est analysée afin de déterminer le type de tissage et les propriétés des phases; ces informations sont cruciales pour l'homogénéisation numérique qui permettra de compléter les propriétés thermomécaniques manquantes.

Le troisième chapitre concerne la détermination des propriétés thermomécaniques par homogénéisation numérique. Une méthode inverse est développée puis implémentée sous forme de script Python. Elle introduit une contribution à l'influence des paramètres géométriques des torons, de la fonction coût et des paramètres matériaux sur les résultats de l'homogénéisation. De plus, la méthode issue de la combinaison des chapitres deux et trois permettra de d'estimer les propriétés thermomécaniques générales mais également selon l'anisotropie spécifique de chaque type de circuit.

Les simulations thermomécaniques font l'objet du quatrième chapitre. Après une phase de validation des paramètres matériaux, la capacité de la méthode à prédire le fonctionnement d'une carte électronique est analysée. Le délaminage, l'un des défauts les plus fréquents est ensuite étudié en se basant sur un modèle thermomécanique.



# Chapitre 1

## Généralités sur les circuits imprimés

### Sommaire

---

<b>1.1 Introduction</b> . . . . .	<b>4</b>
<b>1.2 Procédés de fabrication des PCB rigides</b> . . . . .	<b>5</b>
1.2.1 Conception . . . . .	6
1.2.2 Transfert de l'image et gravure . . . . .	8
1.2.3 Assemblage des couches . . . . .	10
1.2.4 Perçage du PCB . . . . .	11
1.2.5 Le masque de soudure et les opérations de finition . . . . .	11
1.2.6 Les tests . . . . .	13
<b>1.3 Modes de défaillance</b> . . . . .	<b>14</b>
1.3.1 Délaminage des couches . . . . .	14
1.3.2 Fissuration des vias . . . . .	16
1.3.3 Échauffement résistif . . . . .	17
<b>1.4 Problématique</b> . . . . .	<b>18</b>
<b>1.5 Conclusion</b> . . . . .	<b>19</b>
<b>Bibliographie</b> . . . . .	<b>21</b>

---

## 1.1 Introduction

Les circuits imprimés plus connus sous le nom de PCB (Printed Circuit Board) sont des supports qui assurent le maintien et l'interconnexion des composants électroniques. Largement utilisés en électronique, ils sont présents dans les appareils électroménagers, les ordinateurs, etc.

Lorsqu'ils sont assemblés avec des composants, l'ensemble constitue une carte électronique. Le circuit imprimé a été inventé par Eisler [1] même si l'inspiration première proviendrait du monde de l'art [2]. Les PCB peuvent être classés selon le nombre de couches : monocouche, bicouches ou multicouches. Ils sont également classés en rigide, flexible ou flexible-rigide selon la nature du substrat. La figure 1.1 présente un circuit imprimé rigide et sa représentation schématique. Dans toute la suite du document, nous désignerons la direction Z selon l'épaisseur de la carte et les autres directions comme celles du plan.

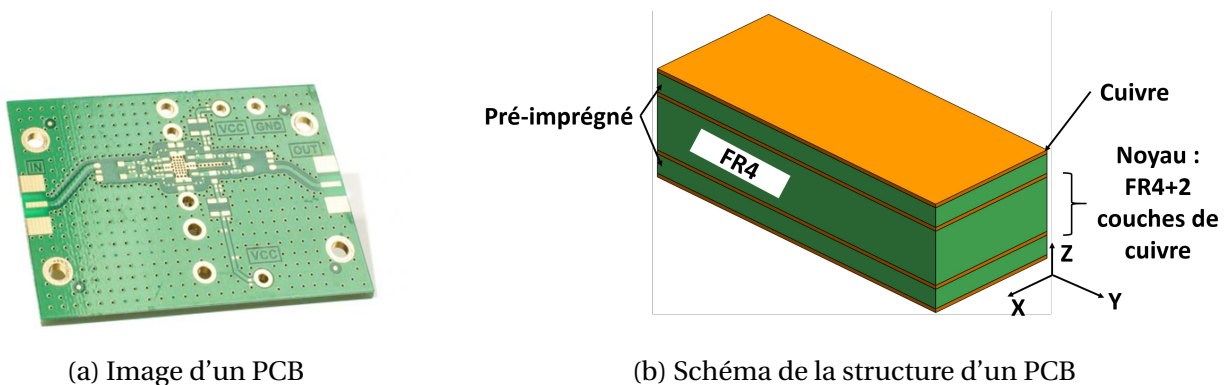


FIGURE 1.1 – Circuit imprimé rigide : Image et représentation schématique

Pour les circuits imprimés destinés aux applications grand public, les défauts ne sont pas critiques. Cependant, l'intégration de l'électronique dans d'autres secteurs, notamment l'industrie, implique une exigence de fiabilité et de durée de vie plus élevées. C'est dans ce contexte que la plateforme Mécatronique pour l'Amélioration des Produits et Procédés (MAPP) basée au CEA Tech Grand Est à Metz s'intéresse à l'électronique structurelle (cf figure 1.2).

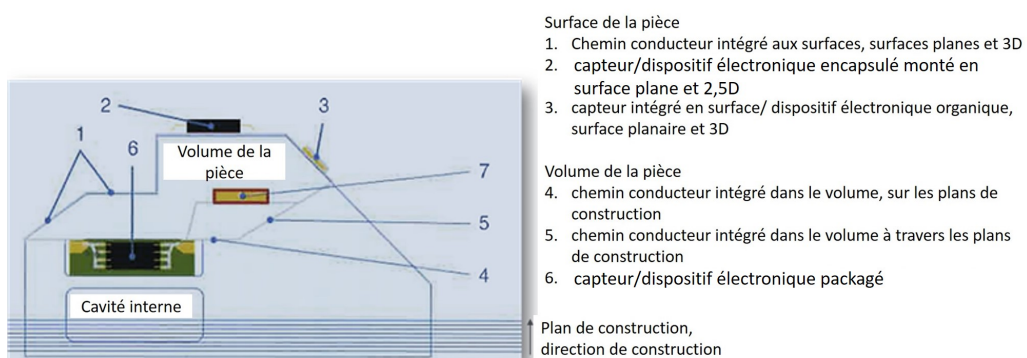


FIGURE 1.2 – Illustration de l'intégration des fonctions électroniques en volume [3]

L'électronique structurale fait appel à des technologies génériques qui permettent d'intégrer de l'électronique au cœur des objets, c'est à dire en mêlant à la structure même des pièces des fonctions électroniques.

Face à ces nouveaux défis, la connaissance fine des sources et des mécanismes de défaillance est très importante. Nous aborderons dans ce premier chapitre les procédés de fabrication des PCB rigides. Ensuite, nous étudierons les modes de défaillance des circuits imprimés afin de mieux comprendre la problématique, objet de la présente étude. Les moyens d'éviter ou de différer ces défaillances seront abordés. Enfin, nous proposerons une solution d'anticipation grâce à une méthode d'aide à la conception fiable des cartes électroniques.

## 1.2 Procédés de fabrication des PCB rigides

Il existe six principales étapes dans le procédé de fabrication d'un PCB. Elles comprennent la phase de conception suivie de celles de transfert d'image et de gravure. Ensuite, il y a l'assemblage des couches, le perçage, la protection des couches et les tests. La carte électronique est obtenue en assemblant les composants sur le PCB. Outre l'exemple détaillé des différentes étapes proposé par Tummala et al. [4], Cadalen [5] a synthétisé ces étapes qu'illustre la figure 1.3.

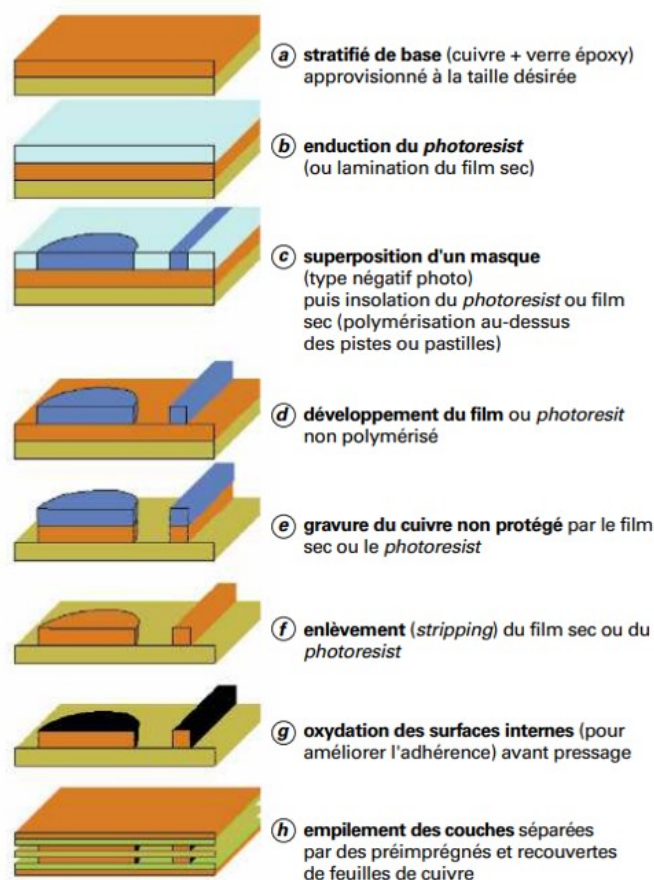


FIGURE 1.3 – Étapes de fabrication des circuits imprimés [5]

Ces étapes seront développées dans les sections suivantes.

### 1.2.1 Conception

La toute première phase dans le procédé de fabrication est la conception. Elle doit trouver un compromis entre les contraintes, les performances et les fonctionnalités attendues. Elle est progressivement améliorée par le retour d'expérience des industriels [5].

Les performances et les fonctionnalités les plus communes sont de natures électriques/thermiques. Il faut tenir compte aussi des capacités d'assemblage et de la résistance à l'environnement.

La résistance à l'environnement est définie par la norme IPC-A-610 sous la forme de trois classes aux exigences diverses. La classe 1 concerne les produits électroniques généraux (produits grand public, certains ordinateurs, etc.) avec pour seule exigence le fonctionnement du circuit. La classe 2 s'intéresse aux produits électroniques spécialisés (équipements de communication, les machines professionnelles sophistiquées, etc.). L'arrêt de ces équipements en fonctionnement n'est pas souhaitable sans toutefois être critique. Par contre une performance élevée et une longue durée de vie sont requises. Les produits électroniques à haute fiabilité ou fonctionnant dans un environnement sévère font partie de la classe 3. Il s'agit entre autres des équipements dans le domaine médical ou qui ont un enjeu important en terme de sécurité. L'équipement doit fonctionner comme prévu sans arrêt inopiné.

Les performances électriques sont définies par le routage et les règles de transfert de signal. Le routage désigne la manière dont les parties du circuit sont connectées. Le signal peut être électrique.

La technologie d'assemblage influence la structure du PCB, en particulier les vias. Les vias sont des trous métallisés qui servent à transmettre les signaux suivant la direction Z. Lorsqu'ils servent au transfert thermique, ils prennent le nom de vias thermiques.

Les performances thermiques sont aussi intéressantes pour un PCB en fonctionnement. Pour les applications standards, les températures à la surface du PCB peuvent varier entre 293 K et 398 K. Le mode d'évacuation de chaleur par conduction est généralement suffisant pour ces cas. Cependant, pour des applications de puissance, les températures dépassent ces valeurs et il est souvent nécessaire d'utiliser d'autres méthodes de refroidissement telles que les caloducs et la convection forcée. Les caloducs sont des contenants le plus souvent tubulaires, qui lient la zone à refroidir à un endroit où la chaleur peut être dissipée par l'air ambiant. Ils contiennent un fluide qui va s'évaporer au niveau de la zone chaude et se condenser au niveau de la zone froide créant ainsi un cycle de refroidissement. La convection forcée s'effectue le plus souvent au moyen de ventilateurs.

En phase de brasage et de pressage lors de l'assemblage des couches, la température peut atteindre 473 K. Pour des températures aussi élevées, il faut veiller à l'endommagement de la carte. Certains polymères qui constituent une grande partie du PCB peuvent se dégrader et s'enflammer au-delà de 573 K.

Outre les paramètres précités, les contraintes thermomécaniques, chimiques et électromagnétiques doivent être prises en compte. Les contraintes chimiques sont liées au vieillissement qui affecte souvent le substrat composite et à la corrosion des composés métalliques. Les contraintes électromagnétiques concernent l'auto-induction et les interactions entre signaux. L'auto-induction est la création d'un champ électromagnétique par un conducteur parcouru par un courant électrique. Les signaux peuvent interagir entre eux entraînant des retards dans le délai de transmission.

La différence de coefficient de dilatation thermique (CDT) des constituants du PCB, la température maximale de travail en continu du PCB et la température de transition vitreuse (Tg) sont les trois paramètres principaux des contraintes thermomécaniques.

La différence de CDT entraîne des défaillances par fatigue thermomécanique. Ce phénomène sera abordé dans la section 1.3. Le PCB possède une température maximale de fonctionnement en continu au-delà de laquelle il s'endommage. La température de transition vitreuse est une limite au delà de laquelle la structure du substrat FR4 passe de l'état solide à celui caoutchouteux.

Le tableau 1.1 présente les CDT et les températures de transition vitreuse de quelques substrats issus de la littérature. La température de référence des CDT est 293 K.

TABLEAU 1.1 – Coefficients de dilatation thermique et température de transition vitreuse de quelques matériaux utilisés pour les circuits imprimés

Désignation	CDT ( $10^{-6}/K$ )	Tg (K)
FR4	17 [6]	413 [7]-438 [8]
Téflon	80 [9]	433,15-513,15 [10]
Polyimide	17 [6]	713,15 [11]

Une fois le compromis trouvé entre les contraintes et les attentes, le procédé bénéficie des connaissances industrielles. Nous pouvons citer entre autres, les dimensions usuelles, les règles de routage, etc. Cette phase aboutit à la création d'un fichier le plus souvent au format standard Gerber qui donne des directives pour la fabrication des cartes électroniques. Ce fichier contient les informations sur les différents plans de fabrication et le circuit (figure 1.4).

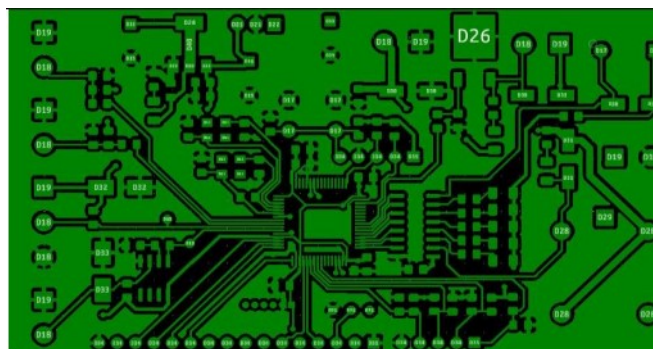


FIGURE 1.4 – Exemple de conception sur le logiciel Kicad [12]

Après cette étape, l'image du circuit est transférée et gravée sur le PCB par un procédé décrit dans la section suivante.

## 1.2.2 Transfert de l'image et gravure

Le transfert de l'image est l'opération par laquelle l'image du circuit est reproduite sur un film de résine. La gravure, quant à elle, permet d'obtenir les pistes conductrices sur le substrat. Il existe diverses méthodes pour obtenir les pistes conductrices : la lithogravure, le fraisage mécanique, etc. La méthode la plus connue et la plus utilisée est la lithogravure. La figure 1.5 résume les différentes étapes de la lithogravure.

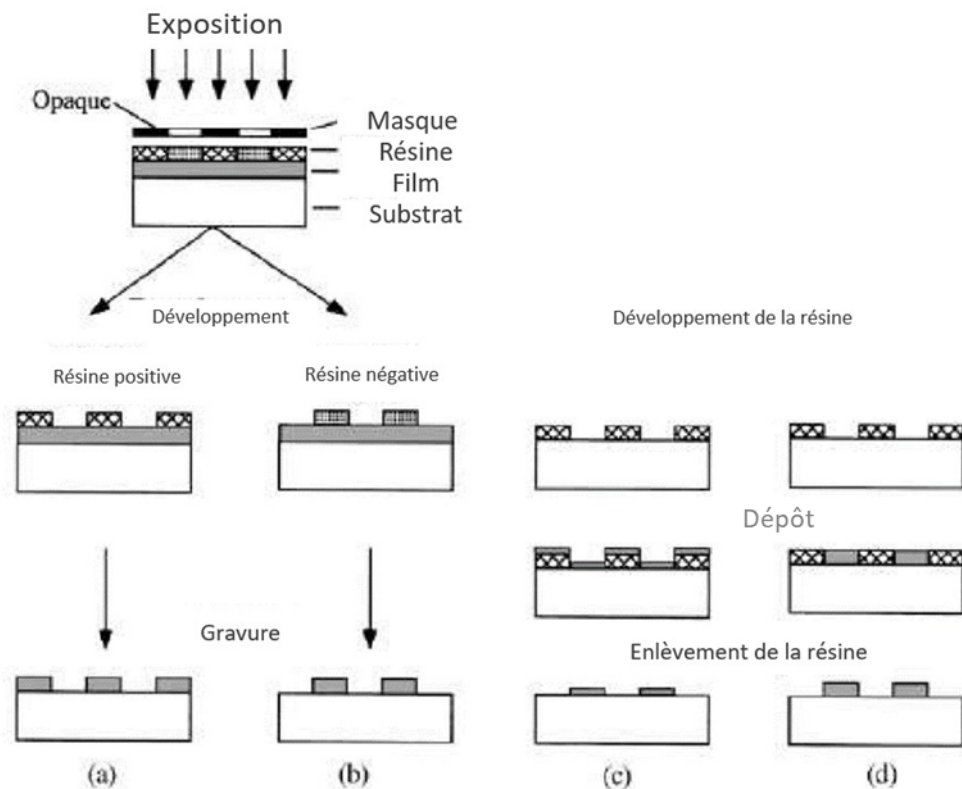


FIGURE 1.5 – Principe du procédé de lithogravure : « révélation et gravure pour une résine a) positive, b) négative, c) "lift-off" , d) dépôt électrolytique » [13]

La lithogravure est un procédé complexe. En premier lieu, un film de résine sensible à un rayonnement ou un faisceau de particules est fixé sur le substrat à graver. Dans le cas des PCB, c'est le plus souvent sur une plaque ou une feuille de cuivre. Ensuite le rayonnement ou le faisceau est appliqué soit directement sur le film sensible soit au travers d'un masque. Dans le cas d'une méthode directe, un laser guidé par un automate est souvent utilisé. Le masque est un film qui ne laisse passer les rayonnements ou les faisceaux que dans des zones définies. Il peut être positif ou négatif.

Après l'exposition du film au rayonnement, il est développé. Sous l'effet d'un bain chimique, les parties exposées au rayonnement ou celles ne l'ayant pas été, selon le type de masque et de

bain, sont enlevées. Pour le masque positif, ce sont les parties exposées au rayonnement qui sont enlevées. C'est l'inverse pour celui négatif. Après développement, le substrat est gravé. La gravure est un second bain chimique qui enlève les parties du substrat non protégées par le film. Puis, le film restant est enlevé par un dernier bain chimique et le substrat est décontaminé. La décontamination permet d'enlever les réactifs en excès et d'éviter des réactions parasites.

Selon le type d'exposition, on distingue la photolithographie par les rayons UV, par rayons X, par faisceau d'ions et par faisceau d'électrons [14–18]. La photolithographie est la méthode la plus utilisée et la plus simple à mettre en œuvre. Le film utilisé dans ce cas prend le nom de «photoresist».

Outre la lithogravure, le fraisage mécanique est également une technique pour reproduire les pistes de cuivre. Pour ce faire, une fraiseuse CNC (Computer Numerical Control) est utilisée. Le fraisage va soit isoler les pistes de cuivre, soit enlever tout le cuivre en ne gardant que les pistes conductrices.

Hormis les techniques ci-dessus citées, d'autres sont encore en développement. Nous nous concentrerons uniquement sur le micro-usinage électrochimique et le frittage de nanoparticules. Dans le cas du frittage de nanoparticules [19], des nanoparticules sont déposées puis frittées sous l'action d'un rayon laser. On obtient ainsi directement les pistes de cuivre sur le substrat composite. Le micro-usinage électrochimique [20] utilise le principe inverse de l'électrodéposition. Sous l'effet de la différence de potentiel, les ions de cuivre migrent vers un électrolyte où ils sont précipités. Un masque empêche toute la surface d'être décapée et le cuivre restant constitue les pistes.

Le tableau 1.2 compare les différentes techniques de transfert d'image et de gravure ci-dessus présentées.

TABLEAU 1.2 – Tableau comparatif des différentes techniques de transfert de l'image du circuit

	Lithogravure	Fraisage mécanique	Micro-usinage et nano-frittage
Avantages	Procédé le plus utilisé donc abondant retour d'expérience par rapport aux possibles défaillances	Pas d'utilisation de produit chimique donc pas de défaillance liée aux résidus chimiques	Moins d'étapes, donc réduction du risque d'erreur
Inconvénient	Possibilité de défaillance à cause de résidus (sulfures, humidité)	Forte contrainte mécanique pouvant entraîner des contraintes résiduelles	Procédé possédant un faible retour d'expérience

Cette étape est suivie par l'assemblage des couches. L'assemblage des couches est critique car la majorité des défauts de fabrication proviennent de cette étape.

### 1.2.3 Assemblage des couches

Le nombre de couches d'un PCB peut varier d'une jusqu'à plus de cinquante. Il est souvent pair pour des raisons de répartition de contraintes lors de l'assemblage. Il existe des substrats standards composites avec des feuilles de cuivre collées sur une seule face ou sur les deux faces. Le plus connu des substrats est le FR4 qui regroupe une famille de substrats à base de résine d'époxy et de fibres de verre. Il en existe d'autres au téflon, kevlar, etc. Ces substrats sont utilisés pour les PCB rigides ou flexible-rigides. Dans le cas des PCB flexibles, les substrats sont souples, le plus souvent en polyimide.

L'assemblage consiste à lier les couches du PCB entre elles. Les substrats rigides avec les feuilles de cuivre éventuelles sont alignés avec des pré-imprégnés intercalés entre eux. Les pré-imprégnés sont des composés semi-finis. Ils peuvent être soit des composites thermoplastiques ou des polymères thermodurcissables. Les couches internes peuvent être oxydées avant l'empilement. L'oxydation diminue les risques de défaillance comme le délaminage tout en facilitant les manipulations. Après empilement, l'ensemble des couches passe à la presse. Sous l'effet de la chaleur et de la pression, le pré-imprégné se polymérise liant les différentes couches entre elles. La figure 1.6 montre un exemple d'empilement pour un PCB rigide.

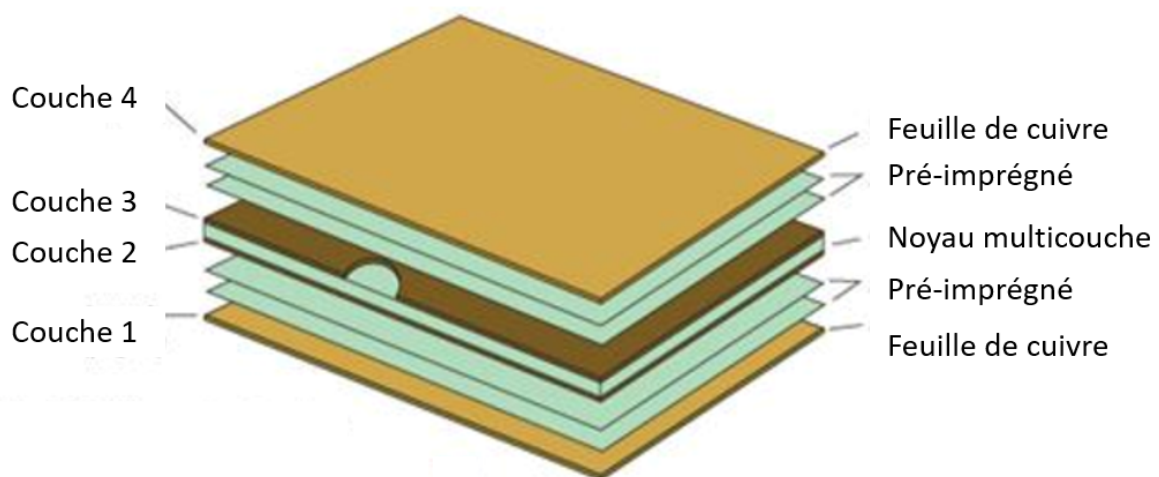


FIGURE 1.6 – Empilement des couches d'un PCB quatre couches [21]

Sur la figure 1.6, le FR4 et les deux couches de cuivre jouent le rôle de noyau. Ce noyau est pris en sandwich par deux couches de pré-imprégnés eux-mêmes bornés par des feuilles de cuivre. Le nombre de couches désigne celui des couches de cuivre. Ici les deux couches de cuivre du noyau FR4 plus les deux feuilles de cuivre, soit un total de quatre.

L'épaisseur des couches est variable. Celle du FR4 est généralement comprise entre 0,2 mm et 3,2 mm. L'épaisseur des couches de cuivre varie entre 12  $\mu\text{m}$  et 210  $\mu\text{m}$ ; 18  $\mu\text{m}$  et 35  $\mu\text{m}$  étant les valeurs les plus couramment utilisées.

Après cette étape, on procède à l'opération de perçage mentionnée ci-dessous.



### 1.2.4 Perçage du PCB

Après l'assemblage des couches, le PCB subit des opérations de perçage. Lorsque les trous sont métallisés, ils prennent le nom de vias. Il existe divers types de vias sur un PCB tels qu'illustrés par la figure 1.7.

Les vias traversants sont les plus courants tandis que les vias enterrés sont les plus difficiles à mettre en œuvre puisqu'ils doivent être réalisés avant l'empilement des couches supérieures. Les vias permettent de transmettre des signaux entre les différentes couches du PCB ou de faciliter les transferts thermiques afin d'assurer un meilleur refroidissement. Ils permettent également de diminuer le nombre de couches et de réaliser des circuits complexes. Néanmoins, ils dégradent les signaux en introduisant des capacités parasites ou en créant des distorsions. La distorsion intervient le plus souvent dans le cas où une partie du via ne serait pas utilisée pour la transmission. Une partie du signal y transitera créant des distorsions par réflexion notamment.

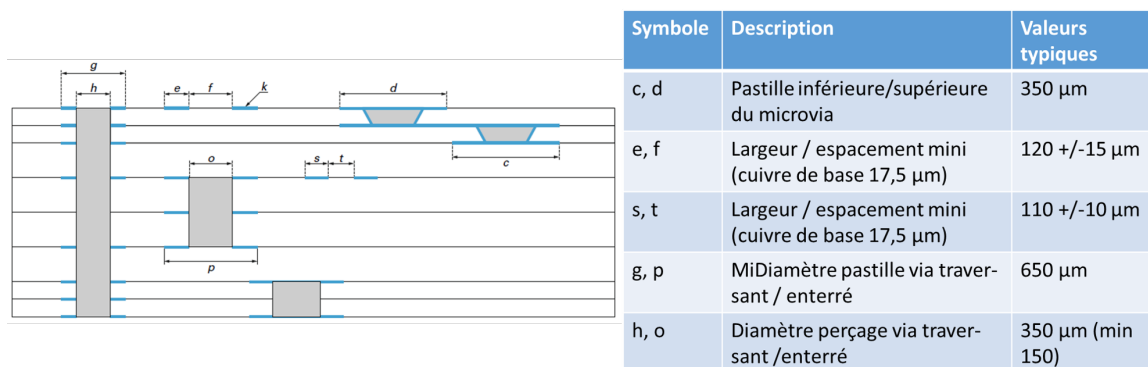


FIGURE 1.7 – Différents types de via sur un PCB [22]

Le processus de fabrication du PCB prend fin par les dernières opérations qui ont pour finalité principale la protection et l'isolation.

### 1.2.5 Le masque de soudure et les opérations de finition

Après le perçage, les composants peuvent être assemblés sur le PCB qui subit aussi des opérations de finition. La plus importante est le dépôt du masque de soudure. Le masque de soudure ou vernis épargne est un film polymère qui est posé sur les couches externes.

Kaya [23] distingue trois types de techniques de mise en œuvre : la sérigraphie d'un film époxy au travers d'un modèle, l'utilisation d'un liquide photoimageable et celle d'un film sec laminé photoimageable.

La première technique est la moins chère mais de moindre qualité. Elle consiste à sérigraphier de l'époxy liquide sur la couche à protéger.

La deuxième technique est celle qui s'est imposée dans l'industrie. Après l'application d'un

liquide photoimageable, le PCB passe dans un four où le liquide se solidifie. L'utilisation du principe de la photolithographie permet d'éliminer les parties indésirables. Cette technique est la plus précise, la plus fiable et celle qui assure la meilleure adhérence. En conséquence, les autres techniques sont moins utilisées en industrie.

Dans le cas d'un film sec laminé photoimageable, le principe est le même que précédemment. La seule différence est qu'un procédé de laminage sous vide permet d'utiliser des feuilles de film. Le laminage sous vide permet d'éliminer les bulles d'air.

Le masque de soudure protège les pistes de cuivre de l'oxydation, évite la formation des ponts de soudure et protège le PCB de l'environnement externe. Sa couleur traditionnelle est le vert, mais il peut être aussi en rouge, jaune, etc, ce que montre la figure 1.8. Les couleurs sont choisies en fonction de l'application. On tient compte principalement du contraste pour pouvoir visualiser les textes et les pistes.

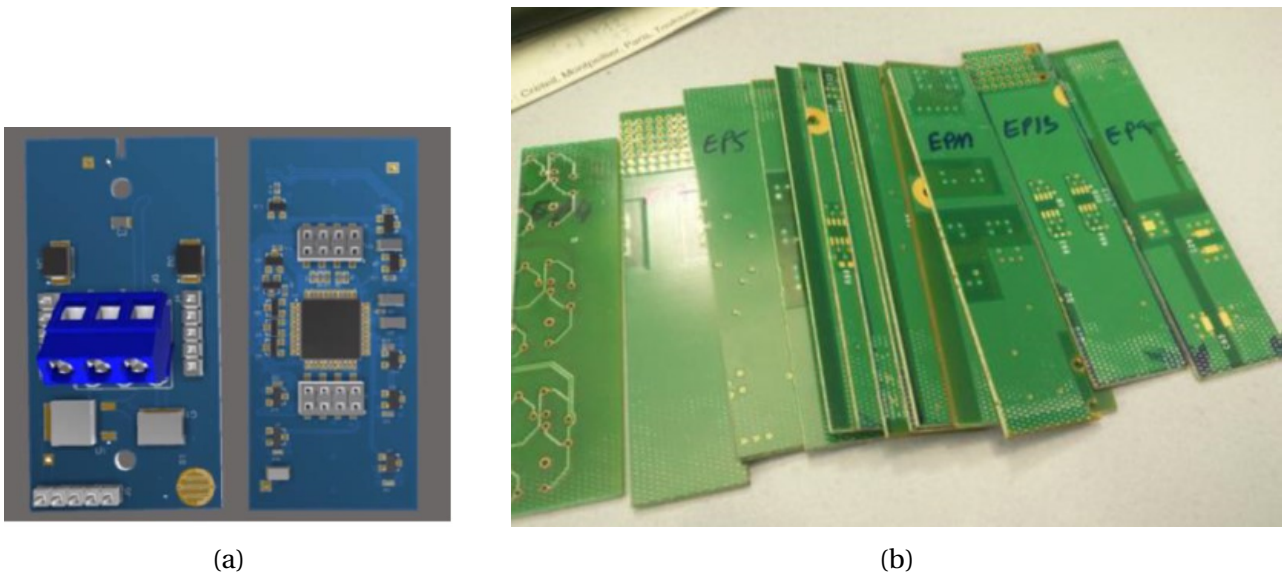


FIGURE 1.8 – Masques de soudure de couleurs différentes. (a) Bleue [24] (b) Verte [25]

Les opérations de finition sont souvent nécessaires pour assurer la brasabilité du PCB. C'est son aptitude à former des joints de brasure performants. Elles peuvent avoir lieu avant ou après l'application du masque de soudure selon les cas. On distingue une multitude d'opérations de finition : la HASL (Hot Air Level Soldering), la passivation organique, l'étamage par nivelage à air chaud, l'ENIG (Electroless Nickel / Immersion Gold), l'ENEPIG (Electroless Nickel / Electroless Palladium / Immersion Gold), l'étain chimique, dépôt d'argent chimique, procédé d'or pur, etc.

La HASL consiste à recouvrir les zones à braser d'étain/plomb grâce à un bain en fusion. Il s'ensuit un nettoyage par des lames d'air chaud. C'est la technique la plus fiable et celle qui était utilisée plus d'une fois sur deux comme opération de finition. Depuis l'interdiction du plomb dans les PCB sauf exceptions, son utilisation a décliné au profit d'autres techniques telles que la passivation organique qui consiste à recouvrir la surface d'un composé organique qui va réagir

avec le cuivre et former une couche organométallique protectrice. La figure 1.9 illustre le circuit imprimé après l'opération.

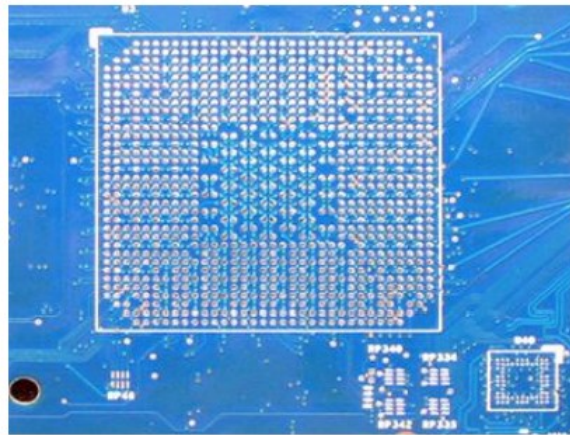


FIGURE 1.9 – Échantillon de PCB après HASL [26]

L'ENIG est une opération qui se fait en trois étapes : l'activation du cuivre, le dépôt de nickel et le dépôt d'or. Le cuivre est sélectivement activé par une réaction de déplacement. Une réaction de déplacement est celle où un des réactifs est remplacé par un autre, ce dernier étant plus électro-négatif ou plus réactif. L'exemple suivant est l'activation du cuivre par du palladium (Pd) :



Par oxydo-réduction, et sous l'action d'un catalyseur, les ions nickel vont réagir avec les ions cuivre II formés durant la phase d'activation. Une couche de nickel se forme alors sur le cuivre. Ensuite, des ions d'or effectuent une réaction de déplacement avec le nickel. Ce type de réaction consiste à remplacer un élément par un autre dans un composé. Une fine couche d'or se forme sur ce dernier. Si le nickel s'oxyde avant le dépôt d'or des défauts peuvent apparaître. Pour remédier à ce problème, une couche intermédiaire de palladium est utilisée, ce qui a donné naissance à l'ENEPIG. La couche de nickel permet d'éviter l'inter-diffusion entre le cuivre et l'or, tout en assurant une bonne brasabilité. L'or protège contre l'oxydation, assure une haute résistance et de l'antifric-tion tout en garantissant une bonne brasabilité.

### 1.2.6 Les tests

Les tests peuvent être effectués à chaque étape ou à la fin du procédé de fabrication. Les types de test les plus anciens sont optiques. Liés au seul jugement de l'opérateur à l'origine, ils se sont automatisés et ont intégré différentes techniques. Le contrôle optique utilise désormais des automates qui comparent des images sans défaut du circuit réalisé. Le microscope permet d'observer plus en relief, de même que le MEB qui peut fournir des informations sur la composition chimique. Pour observer les couches internes, on utilise souvent les rayons X (figure 1.10).

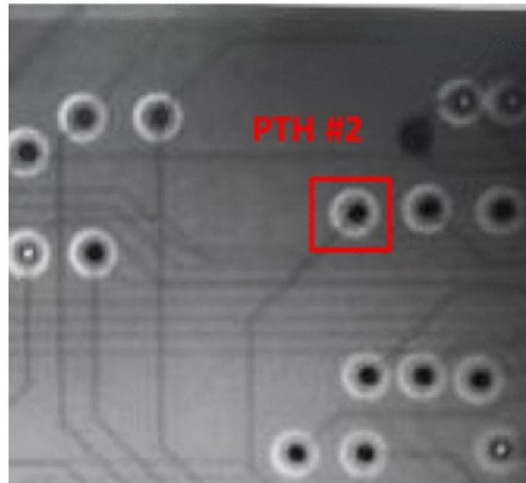


FIGURE 1.10 – Détection de défauts par inspection aux rayons X [27]. "PTH" désigne ici un via traversant

A part ces tests optiques, nous pouvons citer les tests électriques : résistance, capacitance et faisceau d'électrons. Ils permettent de détecter les courts-circuits et les circuits ouverts.

Après cette présentation du processus de fabrication des PCB, nous analyserons dans la prochaine section ses principaux modes de défaillance.

## 1.3 Modes de défaillance

Soumis à des sollicitations de diverses origines, le PCB peut s'endommager selon divers modes. Les paragraphes suivants présentent d'une manière non-exhaustive les modes les plus fréquents [28, 29]. Ces modes de défaillances dépendent du type de PCB et de son environnement de fonctionnement.

### 1.3.1 Délaminage des couches

Le délaminage est l'un des modes de défaillance les plus fréquents des cartes électroniques [28, 29]. Ce défaut est lié à la faible résistance mécanique des interfaces en dehors du plan [30]. C'est une rupture partielle de l'interface entre les couches du PCB ou entre les couches et les vias. Il peut également se produire entre les fibres de verre et la matrice [30] du composite tissée. Le phénomène de délaminage entre les couches du PCB est illustré par la figure 1.11.

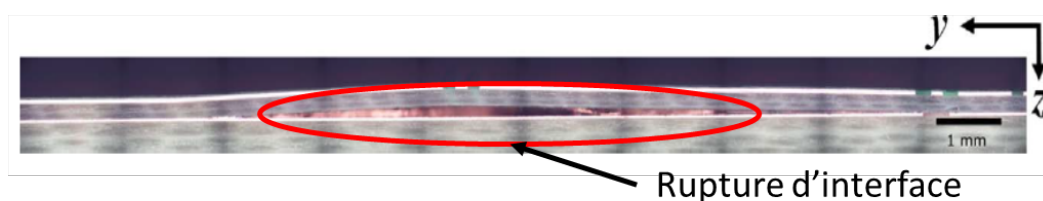


FIGURE 1.11 – Délaminage entre les couches d'un PCB [30]

Sur la figure 1.11, nous observons la rupture de l'interface entre une couche de cuivre et un substrat FR4 suivant la direction Z. Les couches de cuivre sont en blanc sur la figure et le substrat est en couleur sombre.

Les causes du délaminage sont multiples et complexes : l'importante différence de CDT, l'absence d'adhérence entre les couches et la présence d'humidité piégée entre ces dernières [28, 29, 31].

La différence de coefficient de dilatation thermique est importante entre le cuivre et le FR4. A titre d'exemple, nous présentons deux valeurs obtenues dans la littérature à 293 K :  $16,64 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  [32] pour le cuivre et  $86,5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  [33] pour le FR4. Cette importante différence va générer des incompatibilités de déformations et induire des contraintes internes engendrant dans certains cas des phénomènes de gauchissement ou de flexion. Le gauchissement est une flexion transversale qui peut apparaître lorsque la sollicitation fait apparaître des contraintes en compression. L'échantillon initialement plan va présenter une voilure.

Le gauchissement peut être également lié à un défaut de fabrication. Dans ce cas, il peut entraîner la perte d'adhésion entre les couches.

Outre cette différence entre les coefficients de dilatation thermiques, la présence de renforts, dans notre cas de fibres de verre dans le stratifié va entraîner une chute du CDT dans le plan comparé à celui dans l'épaisseur. Des contraintes internes vont ainsi apparaître notamment au niveau des vias.

L'humidité piégée entre les couches peut s'évaporer sous l'effet de la chaleur laissant des cavités qui en grandissant vont provoquer le délaminage. Ce délaminage peut se manifester à l'interface entre le cuivre et le FR4 ou entre la matrice et les fibres. En effet, les différentes opérations de fabrication font intervenir des bains chimiques. Incorrectement éliminée, de l'humidité peut demeurer sur les couches et rester piégée au moment de l'assemblage.

En phase d'assemblage, la température élevée peut détériorer la résine et les différences de CDT entre les couches du PCB peuvent devenir critiques.

En fonctionnement normal, les différences de CDT peuvent entraîner de la fatigue thermomécanique en raison des variations de température entre 293 K et 393 K, et générer ainsi le délaminage. L'utilisation des vias enterrés augmente la probabilité d'apparition du phénomène en raison des divers traitements de surface qu'ils subissent et de l'hétérogénéité de structure ainsi introduite. L'absence d'adhérence entre les couches va accélérer la détérioration.

Pour détecter ces défauts, on peut utiliser des tests visuels qui sont surtout utiles pour des défauts sévères. Dans ce cas, l'endommagement est déjà irréversible. De manière plus destructive, des micro-sections peuvent être réalisées afin de mieux observer le phénomène puisque l'épaisseur

est très faible (environ 1,5 mm). On peut utiliser également de l'imagerie TeraHertz puisque dans le domaine sub-teraHertz (0,1 à 1 THz) les diélectriques sont transparents. Les méthodes acoustiques habituelles ne fonctionnent pas en raison de la diversité des propriétés des matériaux et de la faible épaisseur des couches. Néanmoins, une nouvelle technique basée sur le microscope acoustique à balayage a été développée [28]. Elle permet l'évaluation non destructive du délaminage.

### 1.3.2 Fissuration des vias

La fissuration des vias est un défaut fréquent des PCB. Ce phénomène consiste en l'apparition de petites fissures au niveau des vias qui vont endommager la structure en se propageant. C'est ce qu'illustre la figure 1.12.

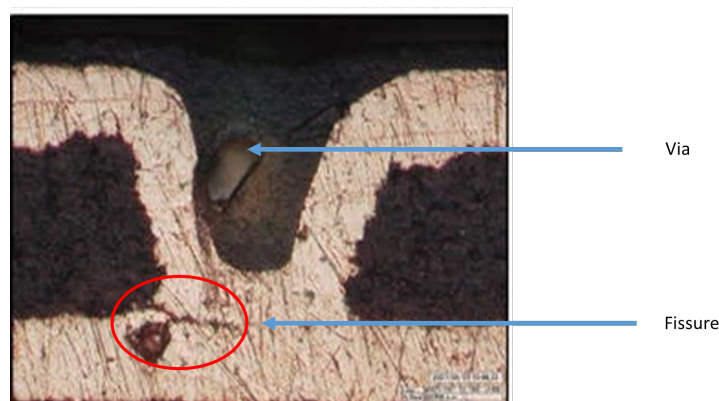


FIGURE 1.12 – Fissuration d'un via sur un PCB [34]

La différence de CDT entre le cuivre et le FR4, une couche de métallisation trop faible, la présence de cavités ou d'humidité, la présence de résidus de sulfures et un cuivre peu ductile sont les plus fréquentes causes de défaillance [34].

TABLEAU 1.3 – Composition chimique à l'intérieur du défaut d'un via borgne [34]

Élément	C	O	S	Ba	Cu	Total
% massique	0,66	0,41	5,82	1,2	91,9	100
% atomique	3,22	1,51	10,57	0,51	84,19	100

Le tableau 1.3 montre une valeur élevée de sulfures à l'interface défectueuse d'un via borgne. Les sulfures vont réduire l'énergie de surface aux extrémités du dépôt métallique et entraîner une fragilisation du métal.

La couche de métallisation des vias obéit à des normes strictes. Si l'épaisseur de cette couche est trop faible, cela entraîne l'apparition des fissures sous l'effet des contraintes thermomécaniques inévitables en fonctionnement.

Goval et al. [35] ont proposé un modèle de via traversant.

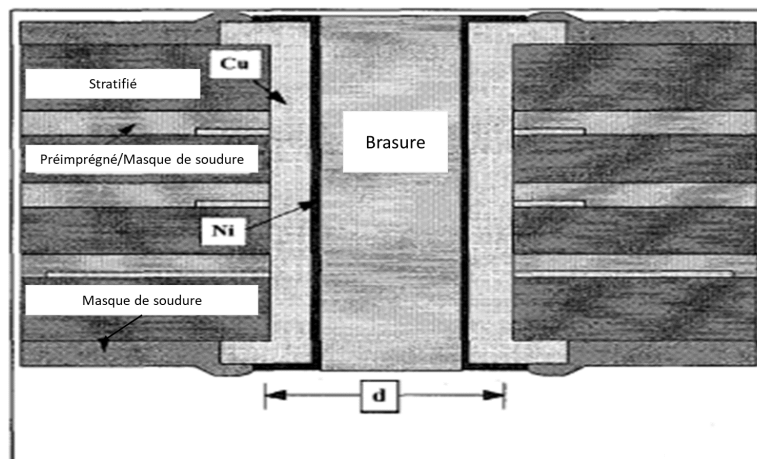


FIGURE 1.13 – Modèle de via traversant pour la modélisation mécanique [35]

Dans ce modèle, les via traversants sont modélisés comme des cylindres de cuivre. Ils sont recouverts d'un revêtement de Nickel. Le cylindre est rempli d'une brasure. Ce modèle est assez représentatif de la réalité. Le cuivre présent dans le via va permettre le transfert de signal. Le revêtement de Nickel va assurer la protection de la couche de cuivre et faciliter la brasure.

### 1.3.3 Échauffement résistif

L'une des causes courantes d'apparition des défauts est l'échauffement résistif. Le circuit est conçu de façon à dissiper une certaine quantité de chaleur au-delà de laquelle des défauts peuvent apparaître. Trois principales causes peuvent expliquer ce phénomène [36]. La première est l'augmentation anormale de la résistance d'un conducteur électrique. Le courant continu à circuler, par effet Joule, la puissance dissipée augmente. La seconde cause est la diminution de la résistance de l'isolation. Enfin, un composant résistif ne pouvant pas correctement dissiper la chaleur endommage le circuit à ses alentours. C'est ce que montre la figure 1.14.

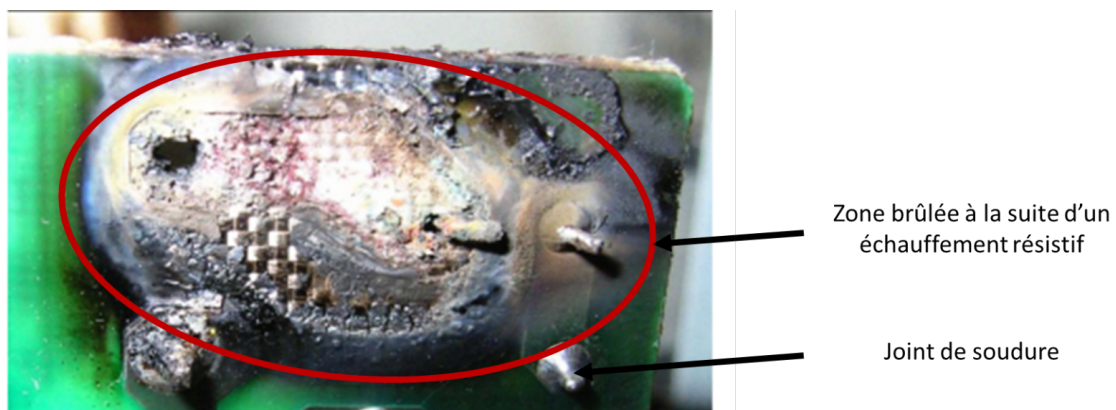


FIGURE 1.14 – PCB dégradé à la suite d'un échauffement résistif lié à un joint défectueux [36]

Après cette description des modes de défaillance des circuits imprimés, nous nous intéressons à la problématique, objet de notre étude.

## 1.4 Problématique

Pour améliorer la fiabilité des circuits imprimés et réduire les coûts de fabrication en ayant la meilleure performance, deux paramètres doivent être respectés. Le premier concerne la fabrication qui doit être faite de façon à éviter les défauts et le second concerne le choix du meilleur dessin de circuit pour une utilisation donnée. La fabrication est faite par les fournisseurs, en dehors d'applications spécifiques qui peuvent être développées par une entreprise, il n'est pas possible d'influer sur le procédé. N'étant pas dans ce cas, nous nous intéresserons à la seconde option qui consiste à concevoir et à valider le meilleur circuit pour les environnements de plus en plus sévères. La méthode usuelle de conception s'appuie sur l'expérience de l'ingénieur en électronique. C'est ce dernier qui va concevoir le circuit généralement couche par couche et assurer le routage. Il peut s'aider d'un certain nombre d'outils. Le tableau 1.4 présente une comparaison non exhaustive entre les deux plus populaires outils de logiciel de conception de circuits imprimés.

Caractéristiques	Kicad EDA®	Altium Designer®
Limites de la feuille de schéma	999	Illimité
Taille maximale du PCB (mm × mm)	2032 × 2032	2540 × 2540
Placement et routage des pièces en 3D	-	✓
Simulations de l'intégrité de l'alimentation en courant continu	-	✓
Coût	Gratuit	Payant

TABLEAU 1.4 – Comparaison entre Kicad EDA® et Altium Designer®

Comme le montre le tableau 1.4, Altium Designer ® permet le placement et le routage des pièces en 3D. Il permet également d'identifier les points ayant une forte densité de courant qui correspondent généralement aux zones ayant une température élevée.

Néanmoins, ces outils ne font pas l'unanimité et dans certains cas échouent à remplir leurs tâches surtout lorsque le circuit ou l'environnement d'utilisation est complexe.

De plus, l'ingénieur s'arrange pour limiter les problèmes liés à l'environnement extérieur en modifiant l'emplacement des composants, en installant des dissipateurs thermiques, etc. Bien que cette méthode fonctionne correctement avec des résultats concluants, avec la complexification des circuits et la sévérité des environnements, il devient de plus en plus nécessaire d'intégrer une analyse thermomécanique qui n'est pas disponible actuellement par l'intermédiaire de ces outils.

Pour pallier cela, deux méthodes existent : les essais expérimentaux et la simulation numérique.

Les essais nécessitent la mise en place d'un prototype qui en fonction de la complexité est onéreux. Ils dépendent aussi de la précision des mesures. Concernant la simulation numérique, le



principal problème est la capacité du modèle à représenter le phénomène physique réel. Il faut trouver un compromis entre un modèle trop détaillé et un modèle éloigné de la réalité. Plus le modèle est détaillé, plus il sera précis avec un temps de calcul important et un coût onéreux. L'avantage de la simulation par rapport à l'expérimental est la facilité de changer les paramètres d'entrée, le gain de temps et la facilité d'utilisation. La simulation numérique est de plus en plus utilisée avec les avancées numériques. Des phénomènes et environnements de plus en plus complexes peuvent être modélisés.

De plus, comme mentionné dans la description des modes de défaillances, plusieurs causes peuvent entraîner la défaillance des circuits imprimés. Nous nous intéresserons à la plus répandue durant la phase de fonctionnement : le délaminage. Il existe peu de modèles permettant de prédire le délaminage par fatigue thermomécanique. Ce manque de modèle se justifie par deux raisons. La première, c'est la difficulté de mettre en œuvre des essais permettant d'obtenir les paramètres de zones cohésives en raison de la faible épaisseur. La seconde est liée au manque de données thermomécaniques dépendant de la température. À ces deux difficultés, s'ajoute le fait que le FR4 est une classe de matériaux donc présente une diversité importante en termes de propriétés. De plus, les données fournisseurs ne sont pas assez précises lorsqu'elles sont comparées à des valeurs expérimentales [37].

Notre problématique est donc de résoudre ce manque de méthode permettant de créer un modèle thermomécanique de carte électronique capable de prédire le délaminage. La solution proposée devra être facile à appliquer, ne nécessitant pas des moyens importants et ne dépendant pas d'un partenariat avec un fournisseur pour avoir des formes particulières d'échantillons.

## 1.5 Conclusion

Dans un secteur en pleine croissance, les circuits imprimés font face à de nouveaux défis de fiabilité. En raison de leur utilisation dans des environnements complexes, la problématique de leur fiabilité ou de leur robustesse est cruciale. L'étude du procédé de fabrication des PCB a permis de mieux cerner les origines des défauts. En plus, l'analyse de leurs modes de défaillance a montré l'importance de la connaissance des sollicitations/stimuli de dégradation et la modélisation comme moyen d'anticipation et d'optimisation de leur fiabilité. Les méthodes et outils utilisées par l'ingénieur en électronique en phase de conception, ne sont pas adaptés dans certains cas puisqu'ils n'intègrent pas d'analyse thermomécanique. Pour résoudre cela, nous proposons de développer un modèle thermomécanique permettant de prédire le délaminage.

La modélisation du comportement thermomécanique d'un circuit imprimé en fonctionnement nécessite la connaissance des propriétés thermomécaniques de ses matériaux constitutifs. Afin de déterminer les propriétés thermomécaniques, un processus en trois étapes a été adopté. Dans un premier temps, une recherche bibliographique permettra de restreindre le champ d'étude. Les lois de comportement et les propriétés des matériaux usuels seront identifiées. Des essais

expérimentaux notamment de la traction serviront à obtenir les propriétés élastiques dans le plan. Les propriétés thermiques hors-plan seront fournies par des essais thermiques. Il s'agit de la dilatométrie à tige poussoir, de l'analyse calorimétrique différentielle à balayage DSC et de la méthode flash laser. Devant les limitations des normes causées par la faible épaisseur du circuit imprimé, la microstructure sera analysée par des observations microscopiques et de la nanoindentation. Une méthode d'homogénéisation sera développée et implémentée afin d'obtenir les propriétés thermomécaniques.

Le chapitre suivant sera donc consacré à la caractérisation thermomécanique des circuits imprimés.

## Bibliographie

- [1] Paul EISLER : Manufacture of electric circuit components. US Patent No 2441960.
- [2] Kirstie PETHERBRIDGE, Peter EVANS et David HARRISON : The origins and evolution of the PCB : a review. *Circuit World*, 31(1):41–45, 2005.
- [3] J HOERBER, J GLASSCHROEDER, M PFEFFER, Johannes SCHILP, M ZAEH et J FRANKE : Approaches for additive manufacturing of 3D electronic applications. *Procedia CIRP*, 17:806–811, 2014.
- [4] Rao R. TUMMALA, Eugene J. RYMASZEWSKI et Y. C. LEE : Microelectronics Packaging Handbook. *Journal of Electronic Packaging*, 111(3):241–242, septembre 1989.
- [5] Eric CADALEN : Conception et fabrication des circuits imprimés rigides. Rapport technique, Technique de l'ingénieur, 2013.
- [6] Carol BURCH et Kris VASOYA : STABLCOR Groundbreaking PCB and Substrate Material. *Special Feature VMEbus Systems Magazine*, pages 56–59, 2005.
- [7] Espen Tunhøvd HAUGAN et Per DALSIØ : Characterization of the material properties of two FR4 printed circuit board laminates. Rapport technique, 2014.
- [8] Ravikumar SANAPALA : *Characterization of FR-4 printed circuit board laminates before and after exposure to lead-free soldering conditions*. University of Maryland, College Park, 2008.
- [9] R SHARANGPANI, R SINGH, M DREWS et K IVEY : Chemical vapor deposition and characterization of amorphous teflon fluoropolymer thin films. *Journal of electronic materials*, 26(4):402–409, 1997.
- [10] Paul R RESNICK et Warren H BUCK : Teflon® AF : A family of amorphous fluoropolymers with extraordinary properties. *In Fluoropolymers 2*, pages 25–33. Springer, 2002.
- [11] James L HEDRICK, R DIPIETRO, CJG PLUMMER, J HILBORN et Robert JÉRÔME : Polyimide foams derived from a high Tg polyimide with grafted poly (-methylstyrene). *Polymer*, 37(23):5229–5236, 1996.
- [12] Atif JAMSHAIID : Hardware design, firmware development and multi sensor based control of water tank. Mémoire de D.E.A., Scuola di Ingegneria Industriale e dell'Informazione, 2020.
- [13] Bogdana L BORCA : *Etude de la croissance et des propriétés magnétiques de systèmes auto-organisés de nanofils de Fer (110)*. Theses, Université Joseph-Fourier-Grenoble I, 2007.
- [14] Richard H. STULEN et Donald W. SWEENEY : Extreme Ultraviolet Lithography. *Opt. Photon. News*, 10(8):34–38, août 1999.
- [15] Christophe VIEU, F CARCENAC, A PEPIN, Y CHEN, M MEJIAS, A LEBIB, L MANIN-FERLAZZO, L COURAUD et H LAUNOIS : Electron beam lithography : resolution limits and applications. *Applied surface science*, 164(1):111–117, 2000.
- [16] Christian WAGNER et Noreen HARNED : Lithography gets extreme. *Nature Photonics*, 4(1):24–26, 2010.
- [17] L KARAPIPERIS, D DUBREUIL, P DAVID et D DIEUMEGARD : Lithographie par faisceaux d'ions : simulations et résultats expérimentaux. *Revue de physique appliquée*, 20(2):99–108, 1985.

- [18] Martin P LEPSALTER : Solid state : X-ray lithography breaks the submicrometer barrier ; A new X-ray lithography system allowed Bell Labs engineers to make the smallest, fastest MOSFETs yet reported. *IEEE spectrum*, 18(5):26–29, 1981.
- [19] Sukjoon HONG, Junyeob YEO, Gunho KIM, Dongkyu KIM, Habeom LEE, Jinhyeong KWON, Hyungman LEE, Phillip LEE et Seung Hwan KO : Nonvacuum, Maskless Fabrication of a Flexible Metal Grid Transparent Conductor by Low-Temperature Selective Laser Sintering of Nanoparticle Ink. *ACS Nano*, 7(6):5024–5031, juin 2013.
- [20] Jitendra SINGH, V. K. JAIN et J. RAMKUMAR : Fabrication of complex circuit on printed circuit board (PCB) using electrochemical micro-machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 85(9):2073–2081, août 2016.
- [21] Nilesh R BHAVSAR, HP SHINDE et Mahesh BHAT : Determination of mechanical properties of pcb. *International Journal on Mechanical Engineering and Robotics*, 2(4):23–27, 2014.
- [22] Eric CADALEN : Conception et fabrication des circuits imprimés rigides. 2013.
- [23] Muammer KAYA : *Electronic Waste and Printed Circuit Board Recycling Technologies*. Springer.
- [24] Hong-yuan SHEN, Ji-hong LIU et Lu-jia GUO : Computer Aided Instruction of Electronic Components Based on Altium Designer. *DEStech Transactions on Engineering and Technology Research*, 2018.
- [25] Faical ARABI, Alexandrine GRACIA, J-Y DELÉTAGE et Hélène FRÉMONT : Vibration test and simulation of printed circuit board. In *2018 19th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE)*, pages 1–7. IEEE, 2018.
- [26] Keith SWEATMAN : Hot air solder leveling in the lead-free era. *Global SMT & Packaging*, pages 10–18, 2009.
- [27] Xingjia HUANG, Shengcong ZHU, Xuanyu HUANG, Bing SU, Changping OU et Weili ZHOU : Detection of plated through hole defects in printed circuit board with X-ray. In *2015 16th International Conference on Electronic Packaging Technology (ICEPT)*, pages 1296–1301, 2015.
- [28] E. GRÜNWARD, R. HAMMER, J. ROSC, G. A. MAIER, M. BÄRNTHALER, M. J. CORDILL, S. BRAND, R. NUSTER, T. KRIVÉC et R. BRUNNER : Advanced 3D failure characterization in multi-layered PCBs. *NDT & E International*, 84:99–107, décembre 2016.
- [29] Jinhyeok JANG, Minchang SUNG, Sungjin HAN et Woong-Ryeol YU : Prediction of delamination of steel-polymer composites using cohesive zone model and peeling tests. *Composite Structures*, 160:118–127, janvier 2017.
- [30] Saeed AKBARI, Amir NOURANI et Jan K. SPELT : Predicting delamination in multilayer composite circuit boards with bonded microelectronic components. *Engineering Fracture Mechanics*, 187:225 – 240, 2018.
- [31] E SIMLISSI, S BAHI, M MARTINY, S MERCIER, F LECHLEITER et L BODIN : Etude de délaminage et de la résistance des interfaces dans les circuits imprimés. In *Colloque national MECAMAT Aussois « Matériaux Numériques »*, 2018.

- [32] FR KROEGER et CA SWENSON : Absolute linear thermal-expansion measurements on copper and aluminum from 5 to 320 K. *Journal of Applied Physics*, 48(3):853–864, 1977.
- [33] D BARKER, M PECHT, A DASGUPTA et S NAQVI : Transient thermal stress analysis of a plated through hole subjected to wave soldering. *Journal of Electronics Packaging*, 1991.
- [34] Li-Na Ji, Zhen-Guo YANG et Jian-Sheng LIU : Failure analysis on blind vias of PCB for novel mobile phones. *Journal of failure analysis and prevention*, 8(6):524–532, 2008.
- [35] D. GOVAL, H. AZIMI, KIM POH CHONG et MIRNG-JI LII : Reliability of high aspect ratio plated through holes (PTH) for advanced printed circuit board (PCB) packages. *In 1997 IEEE International Reliability Physics Symposium Proceedings. 35th Annual*, pages 129–135, avril 1997.
- [36] Daren SLEE, Jeremiah STEPAN, Wei WEI et Jan SWART : Introduction to printed circuit board failures. *In 2009 IEEE Symposium on Product Compliance Engineering*, pages 1–8. IEEE, 2009.
- [37] Gautier GIRARD : *Caractérisation et modélisation thermomécaniques de matériaux et de structures circuits imprimés complexes destinés aux applications spatiales radiofréquences et micro-ondes*. Theses, Université de Lorraine, 2018.

# Chapitre 2

## Caractérisation du comportement thermomécanique d'un PCB

### Sommaire

---

<b>2.1 Introduction</b> . . . . .	<b>25</b>
<b>2.2 Propriétés thermomécaniques des matériaux</b> . . . . .	<b>25</b>
2.2.1 Élasticité linéaire d'un matériau . . . . .	25
2.2.2 Cuivre . . . . .	27
2.2.3 L'époxy . . . . .	30
2.2.4 Les fibres de verre . . . . .	32
2.2.5 Le composite diélectrique FR4 et le Pré-imprégné . . . . .	33
<b>2.3 Microstructure du composite diélectrique FR4</b> . . . . .	<b>38</b>
<b>2.4 Préparation des essais expérimentaux</b> . . . . .	<b>42</b>
<b>2.5 Détermination des propriétés mécaniques d'un FR4 à la température ambiante</b> .	<b>44</b>
2.5.1 Détermination du module d'Young en flexion . . . . .	44
2.5.2 Détermination des propriétés mécaniques dans le plan . . . . .	50
2.5.3 Détermination des propriétés mécaniques des matrices par nanoindentation	53
<b>2.6 Détermination des propriétés thermiques d'un FR4</b> . . . . .	<b>56</b>
2.6.1 Mesure de chaleur spécifique par "Differential Scanning Calorimetry" (DSC) ou analyse calorimétrique différentielle . . . . .	56
2.6.2 Mesure de la diffusivité thermique par flash laser . . . . .	58
2.6.3 Mesure de CDT par dilatométrie à tige poussoir . . . . .	60
2.6.4 Détermination conductivité thermique . . . . .	61
<b>2.7 Conclusion</b> . . . . .	<b>62</b>
<b>Bibliographie</b> . . . . .	<b>64</b>

---

## 2.1 Introduction

Pour atteindre notre objectif qui est l'élaboration d'un modèle de simulation du comportement thermomécanique d'un PCB, nous avons besoin des propriétés thermomécaniques des matériaux constitutifs du PCB comme paramètres d'entrée. Dans ce chapitre les propriétés thermomécaniques et les lois de comportements des matériaux constitutifs du PCB seront identifiées et précisées. Dans un premier temps, une étude bibliographique permettra de préciser les différentes lois de comportements et propriétés thermomécaniques attribuées aux constituants du PCB. Ensuite, l'analyse de sa microstructure sera réalisée par des observations microscopiques. Les propriétés de certaines phases constitutives seront étudiées par nano-indentation. Puis, différents essais mécaniques et thermiques seront mis en œuvre pour estimer les propriétés thermomécaniques du FR4. Ces données expérimentales ainsi obtenues alimenteront un modèle numérique réalisé pour la simulation thermomécanique de la réponse d'une structure PCB sous une sollicitation thermique.

## 2.2 Propriétés thermomécaniques des matériaux

Plusieurs types de comportement thermomécanique existent, linéaire ou non linéaire, avec la prise en compte ou non de la viscosité. Dans cette étude, nous nous intéresserons particulièrement à la thermo-élasto-plasticité.

### 2.2.1 Élasticité linéaire d'un matériau

Dans le domaine élastique, la contrainte d'un matériau soumis à un chargement est proportionnelle à sa déformation. Les déformations sont réversibles dans ce cas. Dans une configuration unidirectionnelle, en considérant  $E$  comme le module d'Young, la relation entre la contrainte  $\sigma$  et la déformation élastique  $\varepsilon^e$  est régie par la loi de Hooke :

$$\sigma = E\varepsilon^e \quad (2.1)$$

Cette relation est généralisée à la configuration tridimensionnelle par la loi de Hooke généralisée :

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kl}^e \quad (2.2)$$

$\tilde{C}$  représente le tenseur d'ordre 4 des modules élastiques,  $\sigma$  et  $\varepsilon^e$  les tenseurs d'ordre deux des contraintes et déformations élastiques, respectivement qui ont les composantes suivantes :

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad \varepsilon^e = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11}^e & \varepsilon_{12}^e & \varepsilon_{13}^e \\ \varepsilon_{21}^e & \varepsilon_{22}^e & \varepsilon_{23}^e \\ \varepsilon_{31}^e & \varepsilon_{32}^e & \varepsilon_{33}^e \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

Inversement, le tenseur des déformations élastiques peut s'exprimer en fonction de celui des contraintes :

$$\varepsilon_{ij}^e = S_{ijkl}\sigma_{kl} \quad (2.4)$$

$\tilde{S}$  est un tenseur d'ordre 4 appelé tenseur des souplesses ou de complaisances élastiques.

Les tenseurs  $\tilde{C}$  et  $\tilde{S}$  sont liés par :

$$C_{ijkl}S_{klmn} = I_{ijmn} = \frac{\delta_{im}\delta_{jn} + \delta_{in}\delta_{jm}}{2} \quad (2.5)$$

Où  $I_{ijmn}$  est le tenseur identité d'ordre 4.

$\delta_{ik}$  représente le symbole de Kronecker :

$$\delta_{ij} = 1 \quad \text{si } i = j; \quad \text{sinon } 0 \quad (2.6)$$

Les tenseurs d'ordre 2 des contraintes et déformations sont symétriques :  $\sigma_{kl} = \sigma_{lk}$  et  $\varepsilon_{kl} = \varepsilon_{lk}$  tandis que les tenseurs  $\tilde{C}$  et  $\tilde{S}$  sont dotés de symétries mineures héritées des tenseurs  $\sigma$  et  $\varepsilon$  :

$C_{ijmn} = C_{jimn} = C_{ijnm}$  et majeures :  $C_{ijmn} = C_{mnij}$ .

Sous une forme matricielle, la loi de Hooke généralisée peut s'exprimer sous la forme :

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{23} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} C_{1111} & C_{1122} & C_{1133} & C_{1112} & C_{1131} & C_{1123} \\ & C_{2222} & C_{2233} & C_{2212} & C_{2231} & C_{2233} \\ & & C_{3333} & C_{3312} & C_{3331} & C_{3323} \\ & & & C_{1212} & C_{1231} & C_{1223} \\ & & & & C_{3131} & C_{3123} \\ & & & & & C_{2323} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11}^e \\ \varepsilon_{22}^e \\ \varepsilon_{33}^e \\ 2\varepsilon_{12}^e \\ 2\varepsilon_{31}^e \\ 2\varepsilon_{23}^e \end{pmatrix} \quad (2.7)$$

Et en notation de Voigt, nous obtenons :

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ & & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ & & & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ & & & & C_{55} & C_{56} \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_1^e \\ \varepsilon_2^e \\ \varepsilon_3^e \\ \varepsilon_4^e \\ \varepsilon_5^e \\ \varepsilon_6^e \end{pmatrix} \quad (2.8)$$

En dehors des symétries propres aux tenseurs de déformations et de contraintes, il existe d'autres plans de symétrie liés au type de matériau. Pour un comportement élastique anisotrope, les tenseurs des modules et de souplesse élastiques possèdent chacun 21 composantes indépendantes.

Le tableau 2.1 présente les différentes symétries du comportement élastique ainsi que le nombre de constantes indépendantes du tenseur  $\tilde{C}$  en fonction de l'anisotropie du matériau.



TABLEAU 2.1 – Types d’anisotropie des matériaux [1]

Matériaux	Matrice d'élasticité	Modules d'élasticité techniques
Orthotrope	$[C_{ij}] = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ \text{Symétrie} & & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix}$	<p>9 indépendants</p> <p><math>E_1, E_2, E_3</math></p> <p><math>\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}</math></p> <p><math>\mu_{12}, \mu_{13}, \mu_{23}</math></p>
Quasi isotrope transverse (axes 1 et 2 équivalents)	$[C_{ij}] = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ \text{Symétrie} & & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{55} \end{bmatrix}$	<p>6 indépendants</p> <p><math>E_1 = E_2, E_3</math></p> <p><math>\nu_{12} = \nu_{21}, \nu_{13} = \nu_{23}</math></p> <p><math>\mu_{12}, \mu_{13} = \mu_{23}</math></p>
Isotrope transverse (axe d'isotropie 3)	$[C_{ij}] = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ \text{Symétrie} & & & \frac{C_{11} - C_{12}}{2} & 0 & 0 \\ & & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{55} \end{bmatrix}$	<p>5 indépendants</p> <p><math>E_1 = E_2, E_3</math></p> <p><math>\nu_{12} = \nu_{21}, \nu_{13} = \nu_{23}</math></p> <p><math>\mu_{12} = \frac{E_1}{2(1+\nu_{12})}, \mu_{13} = \mu_{23}</math></p>
Cubique	$[C_{ij}] = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ \text{Symétrie} & & & & C_{44} & 0 \\ & & & & & C_{44} \end{bmatrix}$	<p>3 indépendants</p> <p><math>E_1 = E_2 = E_3 = E</math></p> <p><math>\nu_{12} = \nu_{13} = \nu_{23} = \nu</math></p> <p><math>\mu_{12} = \mu_{13} = \mu_{23} = \mu</math></p>
Isotrope	$[C_{ij}] = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ & \lambda + 2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ & & \lambda + 2\mu & 0 & 0 & 0 \\ \text{Symétrie} & & & \mu & 0 & 0 \\ & & & & \mu & 0 \\ & & & & & \mu \end{bmatrix}$	<p>2 indépendants</p> <p><math>E</math></p> <p><math>\nu</math></p> <p><math>\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}</math></p>

Après ces considérations générales, nous nous intéressons aux matériaux constitutifs du PCB que sont le cuivre et le composite diélectrique FR4.

### 2.2.2 Cuivre

Le cuivre, de symbole Cu, est de la famille des métaux de transition. Sa structure cristalline est de type cubique à faces centrées (CFC). À 293 K, le paramètre de maille est de  $3,6147 \times 10^{-10}$  m et sa masse volumique de  $8940 \text{ kg/m}^3$ . Le cuivre peut être mono- ou poly-cristallin. Son module d'Young varie entre 110 GPa et 128 GPa à la température de 293 K. Son coefficient de Poisson est de l'ordre de 0,34 [2–4]. Comme l'illustrent les figures 2.1 à 2.5, les propriétés physiques et mécaniques du cuivre sont dépendantes de sa température. Ces figures montrent, pour la plage de température correspondant au fonctionnement d'un circuit imprimé, soit environ 400 K maximum,

les évolutions de la masse volumique, du module d'Young, du coefficient de Poisson, du coefficient de dilatation thermique, de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique.

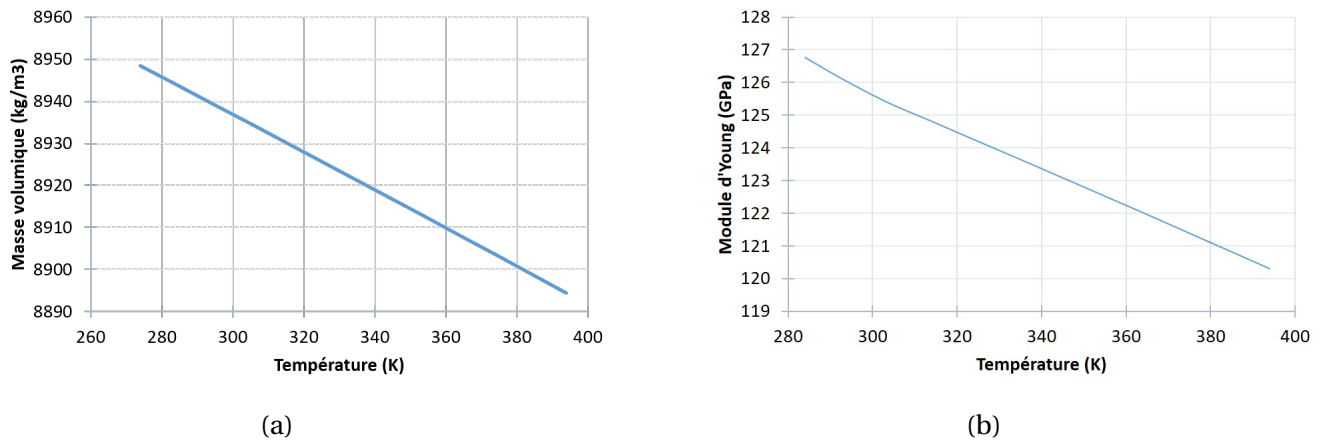


FIGURE 2.1 – (a)Masse volumique du cuivre en fonction de la température [2–4] (b) Module d'Young du cuivre en fonction de la température [2]

La figure 2.1 montre une faible variation de la masse volumique du cuivre en fonction de la température (moins de 1 %). La variation du module d'Young en fonction de la température pour la plage de température telle qu'illustrée par la figure 2.1 est plus importante (environ 5 %). Le coefficient de poisson du cuivre se situe entre 0,33 et 0,34 [2].

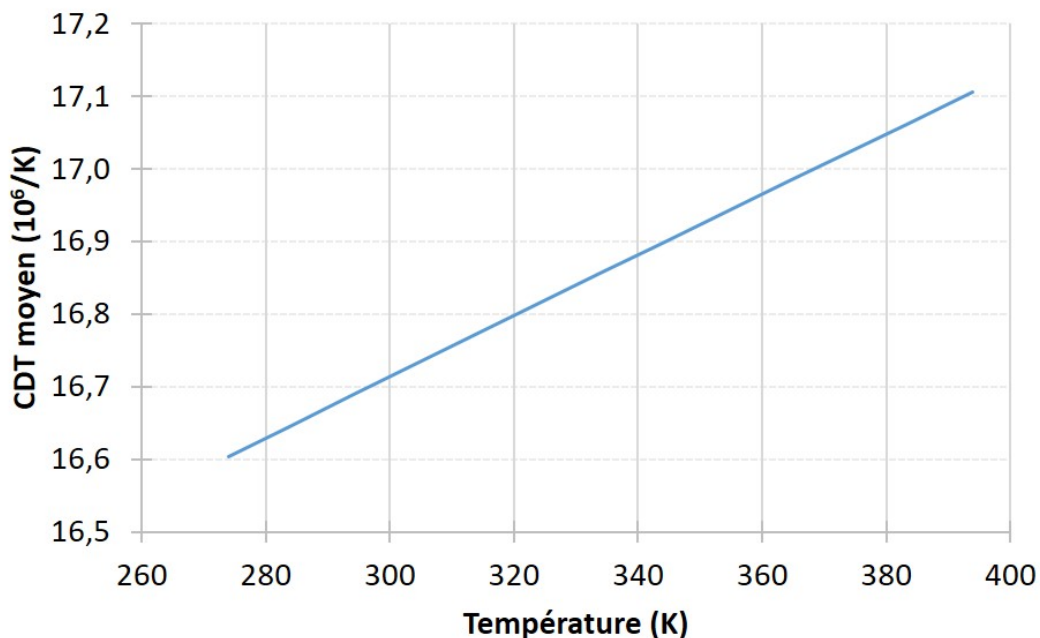


FIGURE 2.2 – Coefficient de dilatation thermique du cuivre en fonction de la température [2–4]

Les figures 2.2, 2.3 et 2.4, montrent de faibles variations du CDT (environ 3 %), de la conductivité thermique (environ 1 %) et de la chaleur spécifique du cuivre (environ 3 %).

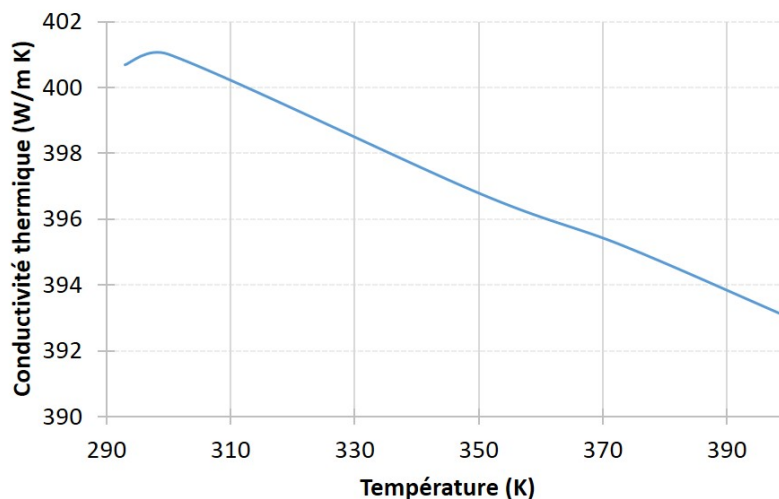


FIGURE 2.3 – Conductivité thermique du cuivre en fonction de la température [5]

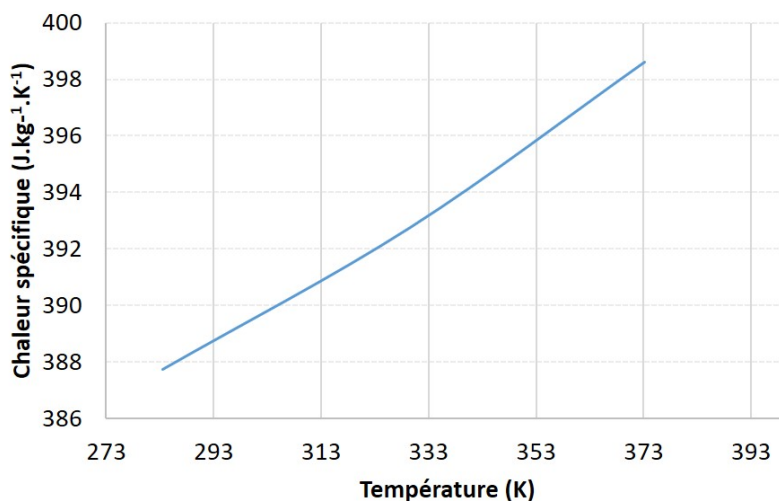


FIGURE 2.4 – Chaleur spécifique du cuivre en fonction de la température [6]

En fonctionnement, la température du PCB est maintenue bien en dessous de la température de transition vitreuse du FR4 qui est de l'ordre de 408 K selon le fournisseur. Dans le cadre de notre étude, compte tenu des retours d'expérience, la plage de température considérée est de 293 K à 398 K.

Afin de se rapprocher du comportement réel du PCB, plusieurs études [7, 8] suggèrent de considérer la plasticité du cuivre. En effet, des déformations plastiques peuvent se développer dans le cuivre, parfois même pour des températures inférieures à la température de transition vitreuse du FR4. La deuxième raison est liée à la nécessité d'une modélisation précise des phénomènes de défaillance (délaminage ou de la fissuration de via) du PCB en prenant en compte la déformation plastique éventuelle dans les couches de cuivre.

La figure 2.5 présente un exemple de courbe d'érouissage plastique du cuivre à température ambiante.

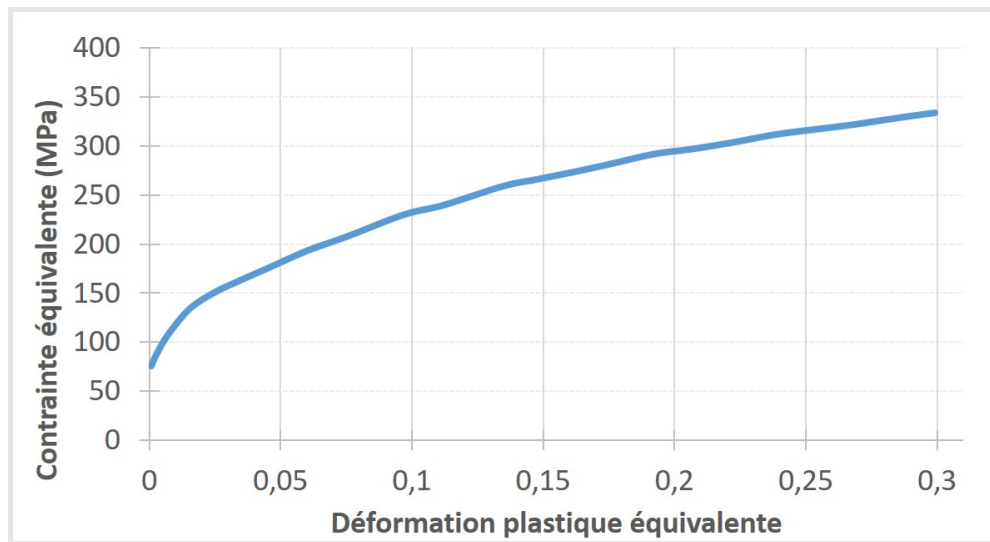


FIGURE 2.5 – Courbe illustrant la contrainte équivalente en fonction de la déformation plastique équivalente du cuivre à température ambiante [9]

En analysant les propriétés thermomécaniques du cuivre, les variations des données de la littérature, que ce soit en fonction de la température ou entre les différentes sources de données, sont faibles. Les données du cuivre de la littérature peuvent être utilisées pour créer le modèle du PCB. Toutes les propriétés thermomécaniques du cuivre sont connues à ce stade.

Après avoir analysé les propriétés du cuivre, les autres matériaux constitutifs du PCB doivent être étudiés. Avant d'analyser en détail le comportement du FR4, nous allons nous intéresser à celui de ses constituants : l'époxy et le verre. Cette analyse nous permettra de mieux comprendre le comportement du FR4.

### 2.2.3 L'époxy

Les polyépoxydes plus connues sous l'appellation courante « époxy » sont une famille de polymères. Ils sont obtenus par polymérisation avec un durcisseur qui peut être des amines, des phénols ou alcool, etc. Dans sa composition chimique, on retrouve généralement du carbone, de l'oxygène et de l'hydrogène.

Le tableau suivant présente quelques propriétés de l'époxy trouvées dans la littérature.

TABLEAU 2.2 – Propriétés de l'époxy à température ambiante après durcissement

Références	Masse volumique $\text{kg.m}^{-3}$	Module d'Young GPa	Coefficient de Poisson	CDT $10^{-6}.\text{K}^{-1}$
[10]	1100-1500	3-5	0,37	-
[11]	-	6	0,33	40,11
[12]	2250	18,9	0,3	-

On peut remarquer une faible variation des valeurs de coefficient de Poisson pour les sources présentées. Par contre, la masse volumique et le module d'Young présentent des différences impor-

tantes. Cette différence peut s'expliquer par l'ajout d'inclusions ou d'autres éléments autres que ceux classiques (C, O, H). En effet, dans les milieux industriels, pour améliorer certaines propriétés des composites époxy/fibres de verre, les propriétés de l'époxy peuvent être renforcées. Pour y parvenir, la structure de l'époxy peut être modifiée d'un point de vue chimique [13]. Une autre méthode consiste à ajouter des additifs sous la forme de nano-particules de graphite, du cuivre, de l'aluminium, de l'oxyde de Zinc, etc. [14].

La résine époxy est caractérisée par une température de transition vitreuse notée  $T_g$ . C'est une température autour de laquelle la structure de la résine passe d'un état solide à un état caoutchouteux. De nombreux changements interviennent au niveau des propriétés notamment la viscosité qui doit être prise en compte.

Au-delà de la température de transition vitreuse, certaines propriétés changent. Selon Van Zanten et al. [15], le module d'Young passe de 3,44 GPa à 0,07 GPa. Le coefficient de dilatation thermique est multiplié par plus de trois; de  $58 \times 10^{-6} \cdot K^{-1}$ , il devient  $196 \times 10^{-6} \cdot K^{-1}$ . Le coefficient de Poisson reste inchangé avec une valeur de 0,33.

Il existe peu de données sur les propriétés thermomécaniques de l'époxy en fonction de la température. L'évolution du coefficient de Poisson est souvent négligée. En ce qui concerne le coefficient de dilatation thermique, la variation est faible en dessous de la température de transition vitreuse. Les données fournissent une valeur en dessous et une autre au dessus de la température de transition vitreuse [15, 16], ce qui coïncide avec la forme sous laquelle cette information est donnée par les fournisseurs. Les informations sur la chaleur spécifique sont rares. Lewin et al. [17] la situe à  $1046,7 J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$

La figure 2.6 présente la conductivité thermique de l'époxy en fonction de la température. On remarque que la conductivité thermique varie peu dans l'intervalle de notre étude (moins de 12 %).

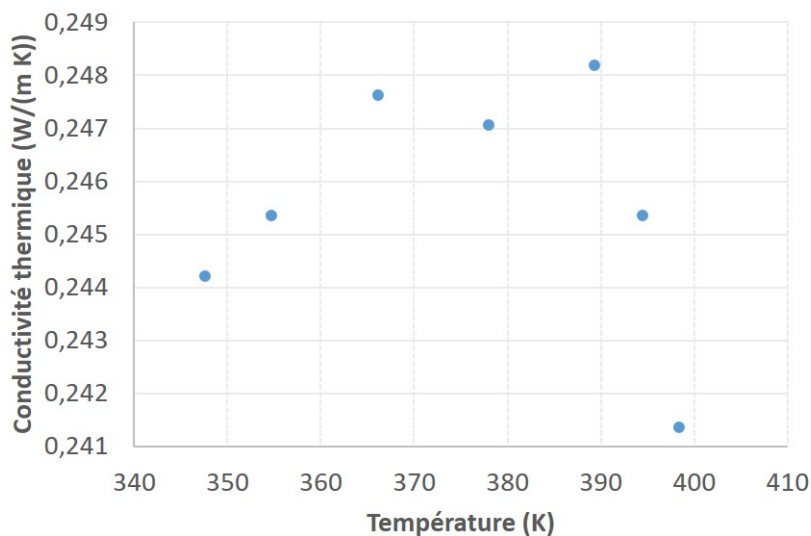


FIGURE 2.6 – Conductivité thermique de l'époxy en fonction de la température [18]

L'évolution du module d'Young en fonction de la température est présentée pour un époxy (Cf. figure 2.7). On remarque un changement brutal de propriétés autour de la température de transition vitreuse qui se situe autour de 340 K.

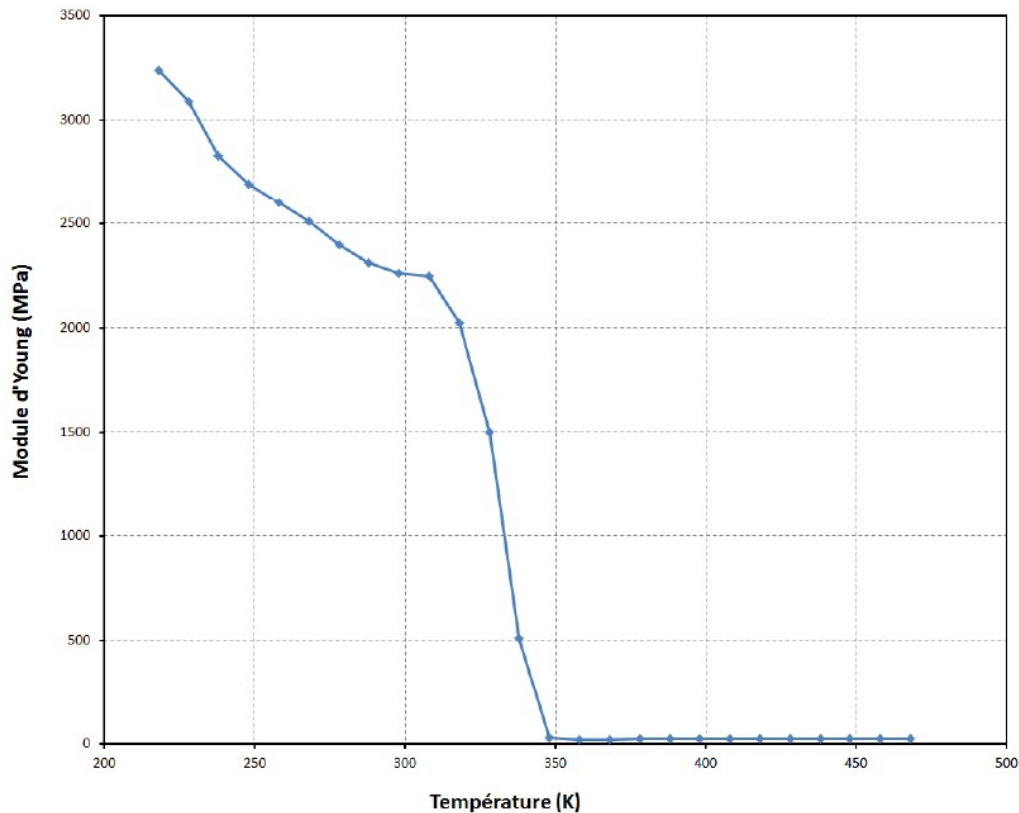


FIGURE 2.7 – Évolution du module d'Young en fonction de la température d'un époxy [1]

### 2.2.4 Les fibres de verre

Les fibres de verre sont largement utilisées comme renfort dans beaucoup de composites. Il en existe plusieurs types (S, E, etc.). Le verre E est celui qui est le plus utilisé en électronique pour les PCB. Sa composition chimique est complexe. Il contient entre autre du silicium, de l'oxygène, de l'aluminium, du fer, du calcium, du magnésium, du sodium et du bore. Sa température de transition vitreuse est entre 673 et 773 K [19], largement supérieure à celle de l'époxy qui est autour de 340 K [1] ou 443,2 K [20]. Le tableau suivant présente quelques propriétés du verre E proposées dans la littérature. On remarque une très faible variation de la masse volumique, du module d'Young, du coefficient de Poisson  $\nu$  en fonction de la source des données. Nous n'avons trouvé qu'une référence pour le CDT et la chaleur spécifique des fibres  $C_{p_{fib}}$

TABLEAU 2.3 – Propriétés des fibres de verre pour des températures en dessous de la transition vitreuse [19]

Référence	Masse volumique $\text{kg.m}^{-3}$	Module d'Young GPa	$\nu$	CDT $10^{-6}.\text{K}^{-1}$	$C_{p_{fib}}$ $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
[19]	2540-2620	72	0,18	5,4	800
[10]	2600	73	0,22		

L'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température en °C est régie par l'équation (2.9) [16] :

$$\lambda_{fib} = 0,0001775 \theta + 0,032404 \quad (2.9)$$

Après cette analyse des propriétés de l'époxy et des fibres de verre, les propriétés du FR4 sont étudiées.

### 2.2.5 Le composite diélectrique FR4 et le Pré-imprégné

Le FR4 est une classe de composite époxy/fibre de verre résistant au feu. Le comportement mécanique du FR4 peut être considéré comme viscoélastique [21] ou élastique [12]. Les propriétés du noyau et du pré-imprégné après passage au four sont généralement supposées similaires à celles du FR4. Le matériau a un comportement thermoélastique anisotrope. Certaines études [12, 22] considèrent une orthotropie du comportement thermoélastique du FR4 caractérisée par neuf constantes élastiques ( $E_X, E_Y, E_Z, G_{XY}, G_{XZ}, G_{YZ}, \nu_{XY}, \nu_{XZ}, \nu_{YZ}$ ).

L'objectif de cette section est d'analyser les données de la littérature concernant le FR4 afin de déterminer s'il est possible d'utiliser des valeurs bibliographiques comme dans le cas du cuivre ou si des informations supplémentaires sont nécessaires.

Dans un PCB, le FR4 désigne habituellement le noyau composite avec les couches de cuivre qui lui sont directement liées. Étant une classe de matériaux, plusieurs types de tissage sont possibles suivant les applications. Le tissage n'est généralement pas précisé par le fournisseur, c'est également le cas dans notre étude. La figure figure 2.8 permet de mieux comprendre le tissage. Elle présente une coupe d'un diélectrique FR4 observée par un microscope optique.

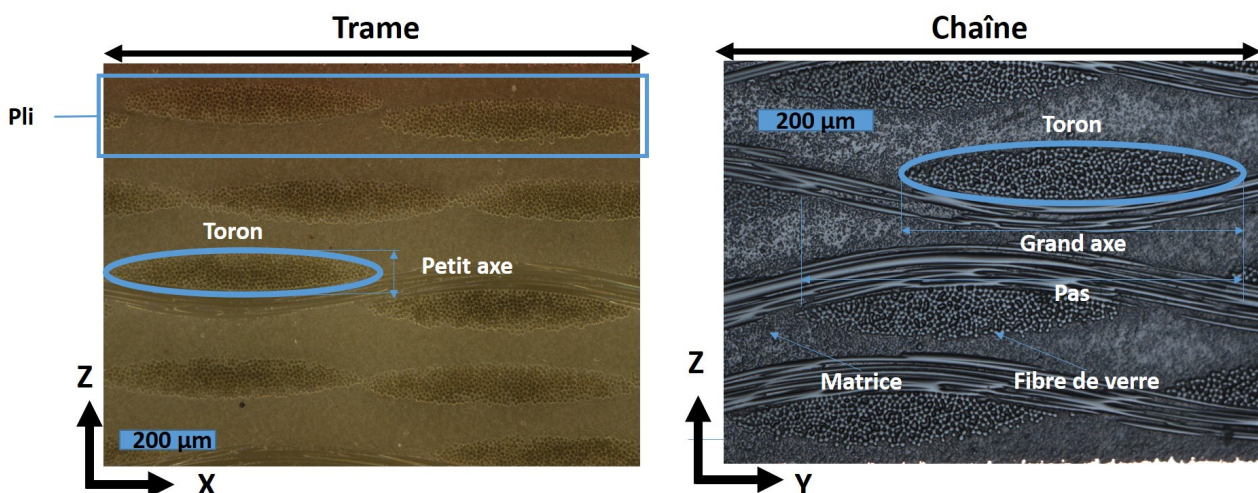


FIGURE 2.8 – Section d'un diélectrique FR4 observée au microscope optique

On remarque que la structure est un stratifié avec des empilements de plis. Les plis sont constitués des torons et d'une matrice tandis que les torons comprennent des fibres de verre et

une matrice. Le petit axe et le grand axe du toron sont représentés de même que le pas qui désigne l'espace entre deux torons consécutifs.

Les directions trame et chaîne désignent les deux directions du plan. Elles se distinguent principalement par le pas qui est plus important dans le sens chaîne que trame.

Le tableau suivant récapitule les différentes caractéristiques géométriques de quelques motifs usuels.

TABLEAU 2.4 – Paramètres géométriques des motifs courants

Motifs		106 [23]	1080 [23]	2113 [23]	2116 [23]	1652 [23]	7628 [24]
Toron trame ( $\mu\text{m}$ )	Petit axe	15,24	40,64	60,96	55,88	60,96	90
	Grand axe	121,92	208,28	266,7	388,62	388,62	575
Pas trame ( $\mu\text{m}$ )		469,9	431,8	431,8	444,5	444,5	575
Toron chaîne ( $\mu\text{m}$ )	Petit axe	15,24	27,94	25,4	73,66	73,66	93
	Grand axe	259,08	307,34	388,62	403,86	403,86	598
Pas chaîne ( $\mu\text{m}$ )		523,24	564,96	462,28	477,52	477,52	833

Dans le tableau 2.4, nous remarquons que le tissage est désigné par un nombre (106, 1080, ...) et que ses dimensions sont normalisées. Les valeurs du tableau montrent une augmentation des dimensions des torons avec le numéro désignant le tissage.

Après avoir étudié la structure interne d'un PCB, les principales propriétés thermomécaniques des FR4 sont analysées.

Les propriétés mécaniques seront abordées en premier. Il s'agit de la masse volumique, des modules d'Young et des coefficients de Poisson.

Le tableau 2.5 présente des valeurs de module d'Young à 293 K disponibles dans la littérature de deux FR4 dont le tissage n'est pas précisé.

TABLEAU 2.5 – Propriétés mécaniques à 293 K [12, 25]

Références	$E_X$ (GPa)	$E_Y$ (GPa)	$E_Z$ (GPa)	$G_{XY}$ (GPa)	$G_{XZ}$ (GPa)	$G_{YZ}$ (GPa)	$\nu_{XY}$	$\nu_{XZ}$	$\nu_{YZ}$
[25]	20,4	18,4	15,5	9,20	6,60	8,40	0,11	0,14	0,09
[12]	22	22	9,8	3,5	2,5	2,5	0,11	0,28	0,28

Les informations sur le module d'Young suivant la direction Z sont rares et la dispersion des valeurs est très importante. Ceci s'explique par la difficulté de la mise en œuvre des essais hors plan et de la fiabilité des valeurs obtenues. La différence entre les valeurs est significative. Il en est de



même pour les coefficients de Poisson (cf. tableau 2.5). Le choix des valeurs de la littérature n'est pas possible sans comprendre la source de leur dispersion. Une réponse a été obtenue en observant les propriétés en fonction du type de tissage.

L'évolution des modules d'Young suivant les directions X et Y en fonction du tissage est présentée par les figures 2.9, 2.10.

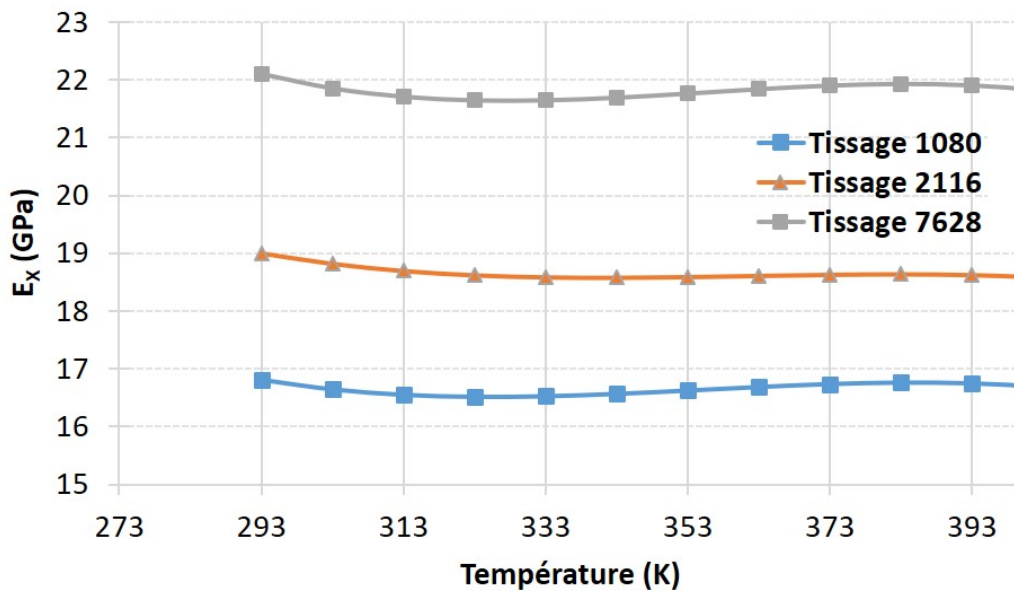


FIGURE 2.9 – Module d'Young  $E_X$  pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [15,26]

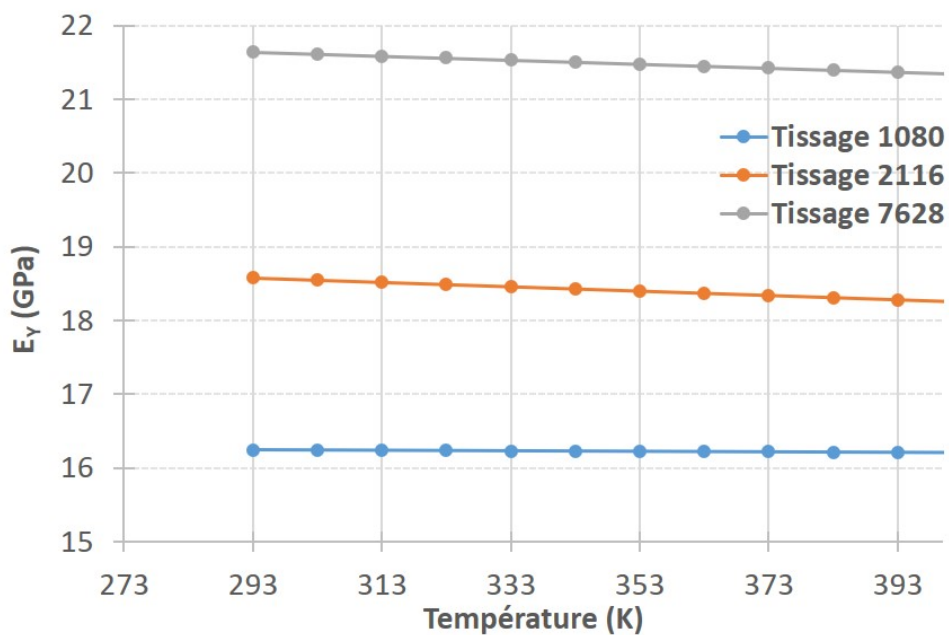


FIGURE 2.10 – Module d'Young  $E_Y$  pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [15,26]

Les modules d'Young suivant la direction Y varient peu par rapport à ceux suivant la direction X suivant les figures 2.9 et 2.10. La variation en fonction du type de tissage est importante. L'information concernant le type de tissage est donc très importante dans le choix du module d'Young.

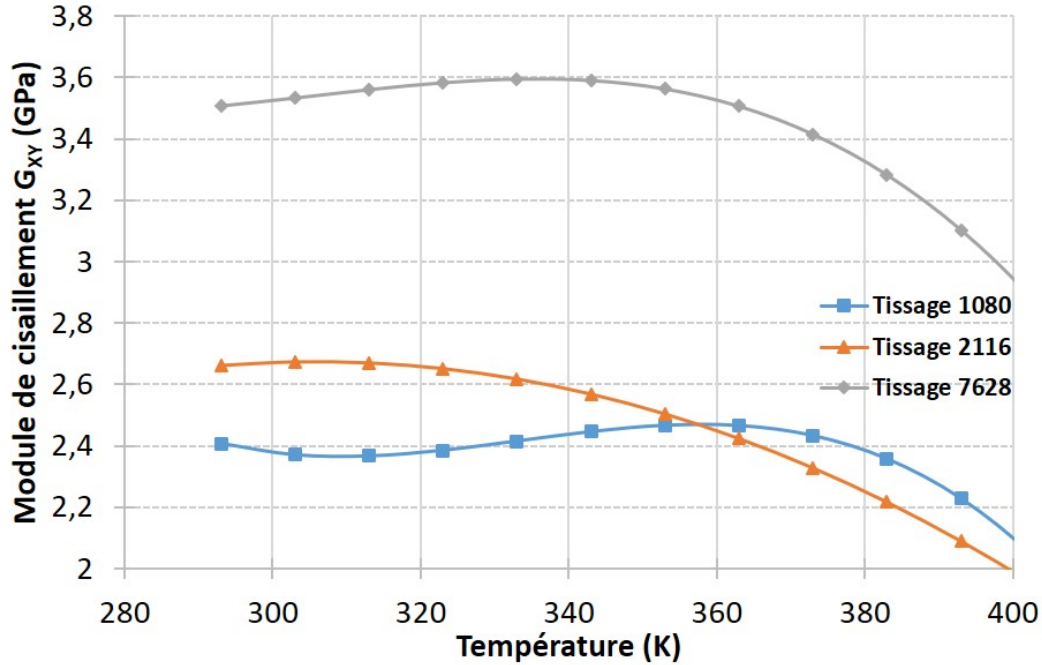


FIGURE 2.11 – Module de cisaillement  $G_{XY}$  pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [26]

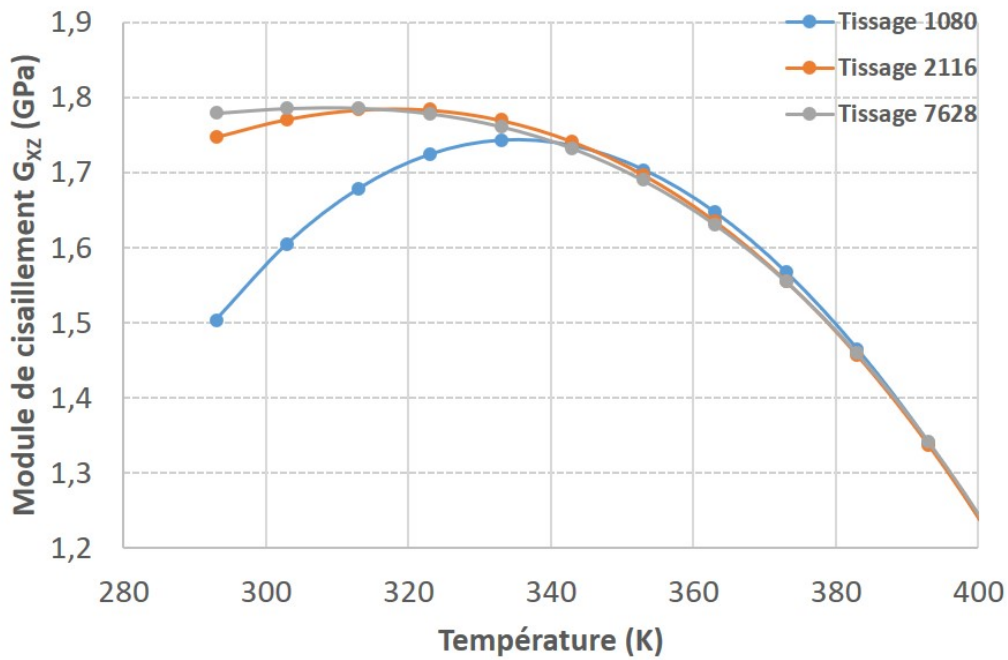


FIGURE 2.12 – Module de cisaillement  $G_{XZ}$  pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [26]

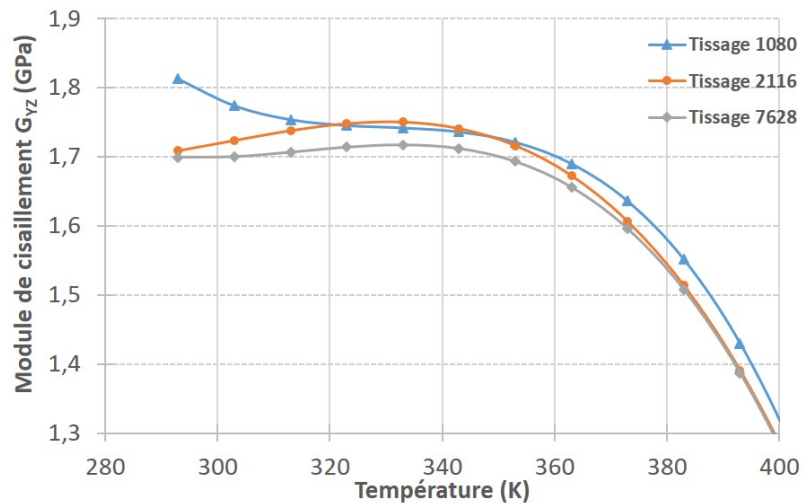


FIGURE 2.13 – Module de cisaillement  $G_{YZ}$  pour différents tissages du FR4 en fonction de la température [26]

Les modules de cisaillement montrent également l'importance du choix du tissage (figures 2.11 à 2.13). Les différences observées (figures 2.9 et 2.10) à 293 K peuvent atteindre environ 25 % dans le cas des modules d'Young et 29 % dans le cas du cisaillement.

Après l'étude mécanique, une étude thermique a été faite. L'analyse concerne le coefficient de dilatation thermique, la chaleur spécifique et la conductivité thermique. Les données des coefficients de dilatation thermiques moyen et de conductivité thermique ont été présentées ci-dessous (tableau 2.6).

TABLEAU 2.6 – Coefficients moyens de dilatation thermique ( $10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) du FR4 à 293 K [22, 25]

Références	Direction X	Direction Y	Direction Z
[25]	22,8	11,4	82
[22]	20	20	86,5

Nous n'avons aucune information précise sur le type de tissage de chacune des références du tableau 2.6. Seules les informations sur le FR4 de la référence [22] sont connues. Selon cette référence, le FR4 contient environ 50 à 65 % en masse de résine et a une température de transition vitreuse proche de 408 K.

Nous constatons une dispersion des valeurs reportées par les différentes références. Ainsi les coefficients de dilatation thermique suivant Y des références [15] et [22] sont très proches mais sont différentes pour la direction X. Il en est de même pour les valeurs des références [25] et [22] proches suivant Z et X, mais avec des écarts significatifs pour la direction X. La dispersion des valeurs ne permet donc pas de se baser uniquement sur les données de la littérature pour déterminer les coefficients de dilatation thermique (CDT) du FR4.

TABLEAU 2.7 – Conductivité thermique ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ) du FR4 à 293 K [22, 25]

Référence	Direction X	Direction Y	Direction Z
[25]	0,38	0,38	0,3
[22]	0,157	0,157	0,157

Comme mentionné pour le coefficient de dilatation thermique (CDT), nous constatons une dispersion importante entre les valeurs de conductivité thermique (tableau 2.7) fournies par la base de données d'ANSYS [25] et celles de Barker et al. [22].

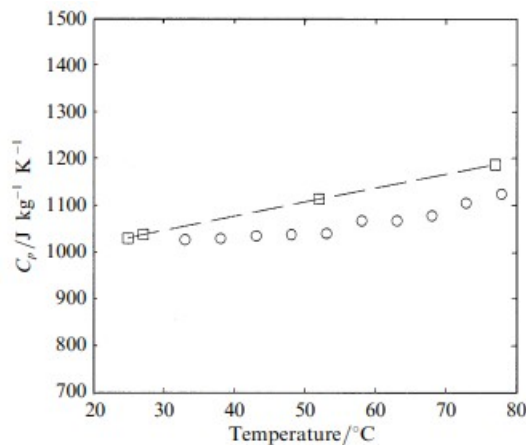


FIGURE 2.14 – Chaleur spécifique d'un FR4 [27]

La chaleur spécifique du FR4 est illustrée par la figure 2.14. Elle varie en fonction de la température.

En analysant les données de cette section, la disparité des propriétés de la classe des FR4 a été observée. Cette disparité qui se reflète sur les propriétés thermomécaniques et les paramètres géométriques ne permet pas d'utiliser des propriétés sans avoir plus d'informations sur le tissage et plus précisément sur la structure interne. Les fournisseurs donnent rarement ce genre d'informations. C'est le cas pour le FR4 de notre étude. L'un des moyens d'obtenir ces informations est l'analyse de la microstructure du FR4 étudié, l'objet de la section section 2.3.

## 2.3 Microstructure du composite diélectrique FR4

La microstructure du FR4 est généralement non précisée par les fabricants comme l'a mis en évidence la section précédente. Toutefois, cette information est nécessaire pour une modélisation numérique réaliste du FR4. Des observations microscopiques ont été réalisées à cette fin.

Dans un premier temps, un micro-tomographe EasyTOM de RX Solutions ®a été utilisé pour révéler le type de tissage. Cet appareil présente une résolution inférieure à 0,4  $\mu\text{m}$ . La figure 2.15 présente le tissage du FR4.

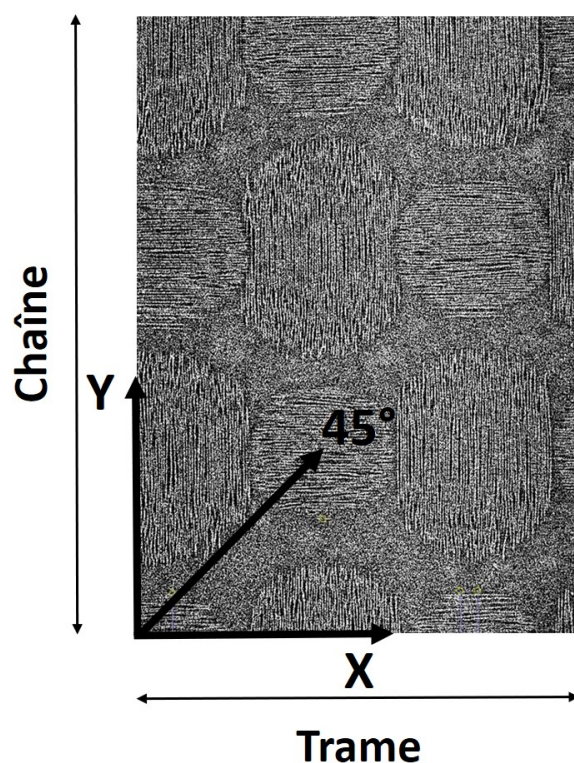


FIGURE 2.15 – Tissage du FR4 observé au microtomographe EasyTOM de RX Solutions ®

Les observations (cf. figure 2.15) montrent que les torons suivant X et Y sont géométriquement différents. La direction X est le sens trame ("warp") et celle Y le sens chaîne ("weft"). La structure est celle d'une armure à toile, plus connue sous la désignation « plain weave ». Afin d'obtenir plus d'informations, d'autres méthodes ont été utilisées pour observer la microstructure.

Des échantillons en coupe du FR4 étudié ont été enrobés à froid avec un kit de résine acrylique ClaroCit ®. La durée de séchage est de 3h. Les échantillons ont ensuite subit des polissages mécanique et ionique. Les systèmes de polissage mécanique Struer Tegramin® et par faisceau ionique Leica EM TIC 3X® présentées par la figure 2.16 ont été utilisés. Le polissage mécanique permet de couvrir une plus grande surface mais sa résolution est inférieure à celle du polissage ionique. En combinant les deux, nous pallions les insuffisances de chacune des méthodes.

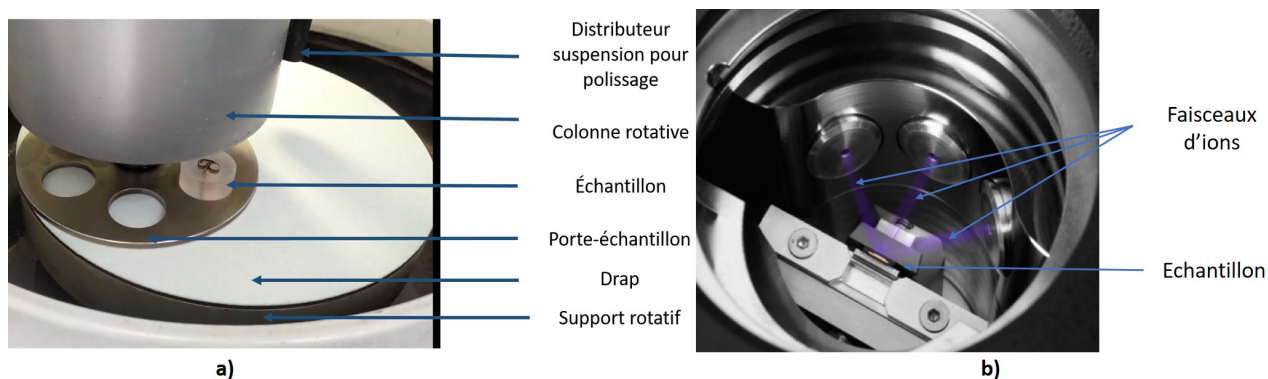


FIGURE 2.16 – Montage des polissages : a) mécanique et b) ionique

Les échantillons ont été ensuite observés au microscope électronique à balayage (MEB) Jeol JSM-7200F®. Le FR4 étant peu conducteur, les échantillons ont été recouverts d'une couche de platine (Pt) à l'aide de la machine de métallisation Leica EM ACE200®. Les observations ont été réalisées avec un grossissement de  $\times 200$  et une distance de travail de 10 mm. La figure 2.17 présente un exemple de la microstructure révélée par ces observations.

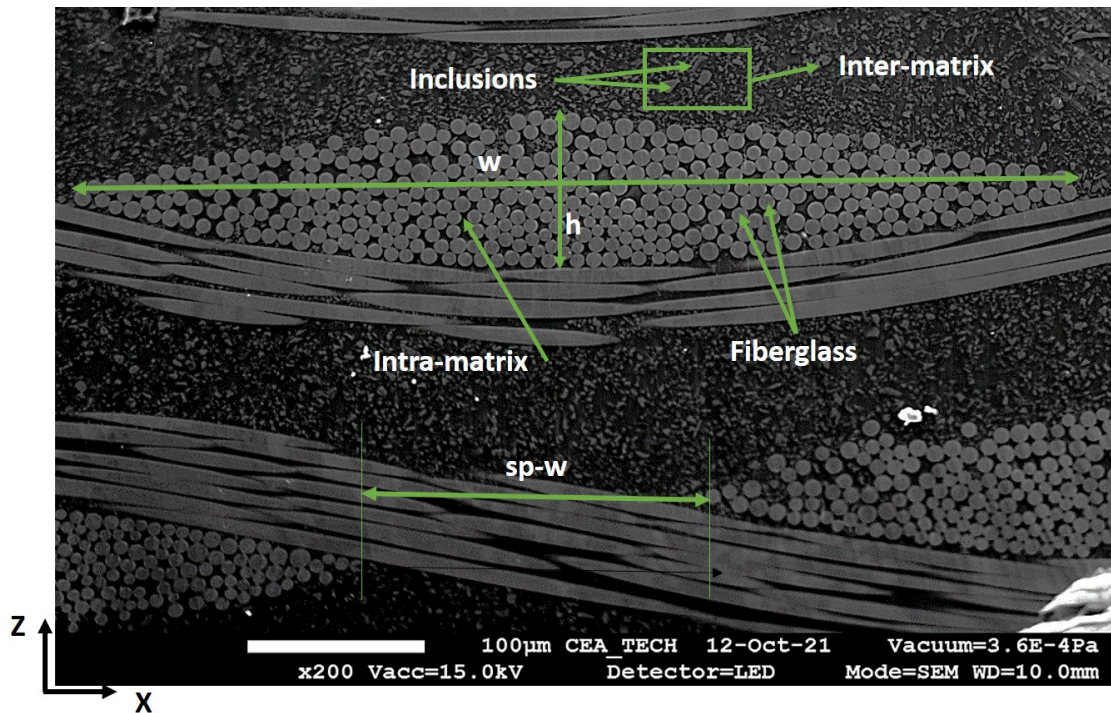


FIGURE 2.17 – Structure interne du FR4 étudié suivant la direction X

Sur la figure 2.17, nous observons les torons et les matrices. La distribution des fibres de verre dans les torons est aléatoire, donc le comportement thermomécanique effectif du toron composite peut être considéré comme isotrope transverse. Nous remarquons également la présence d'inclusions dans la matrice à l'extérieur des torons (inter-matrice) alors qu'il n'y en a pas dans la matrice interne des torons (intra-matrice). La hauteur d'un pli est  $H = 188,75 \mu\text{m}$ , obtenue en divisant la hauteur totale par le nombre de plis. De plus, la hauteur ( $h$ ), la largeur ( $w$ ) et l'espacement ( $sp$ ) des torons peuvent être quantifiés. L'espacement permet de caractériser la périodicité du tissage. Une étude statistique a été mise en œuvre pour estimer la moyenne et l'écart-type de ces paramètres géométriques.

Le diamètre moyen des fibres a été estimé à  $9,9 \mu\text{m}$ . La fraction volumique des fibres a été déterminée au moyen du logiciel ImageJ®. C'est un logiciel de traitement d'images permettant d'estimer une fraction surfacique  $\nu_f$  en analysant les différences de contraste entre les phases. La précision des valeurs dépend beaucoup du paramètre de contraste défini par l'utilisateur. Il est donc plus prudent de définir une zone de valeurs plutôt qu'une valeur moyenne.

TABLEAU 2.8 – Dimensions des torons et fraction volumique des fibres (valeur moyenne et écart-type)

Direction	$h$ ( $\mu\text{m}$ )	$w$ ( $\mu\text{m}$ )	$sp$ ( $\mu\text{m}$ )	$\nu_{f_{min}}$	$\nu_{f_{max}}$
Trame (X)	90,13 $\pm$ 4,32	583,66 $\pm$ 21,89	573,63 $\pm$ 13,56	0,76	0,86
Chaîne (Y)	91,57 $\pm$ 3,31	582,76 $\pm$ 16,84	771,19 $\pm$ 15,02	0,74	0,8

Les écarts-types relevés au tableau 2.8 sont faibles. Les inclusions identifiées dans l'inter-matrice ont été analysées par spectroscopie à dispersion d'énergie (EDS).

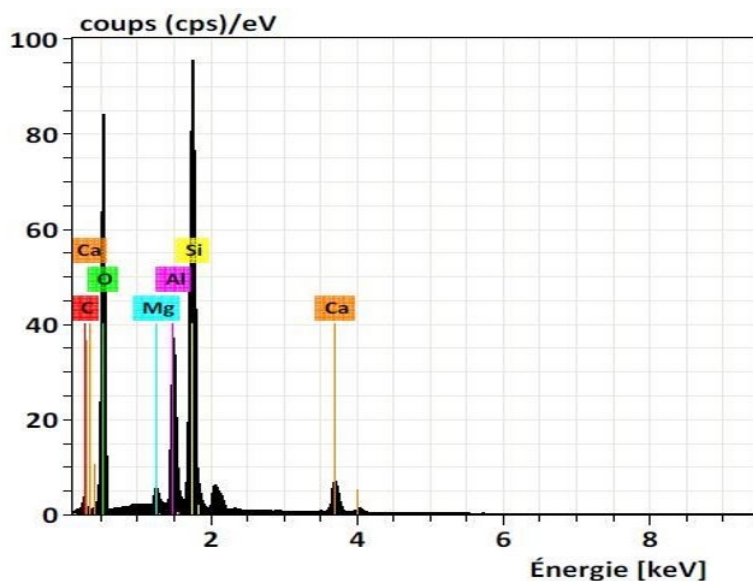


FIGURE 2.18 – Analyse de l'inter-matrice par spectroscopie à dispersion d'énergie (EDS)

La figure 2.18 présente une estimation de la composition chimique de l'inter-matrice. On y retrouve du carbone, du silicium, du calcium, du magnésium, de l'oxygène et de l'aluminium dans les proportions présentées par le tableau 2.9. L'avantage de l'utilisation du pourcentage atomique est qu'on a une idée sur les ratios des composants. Il y a environ six fois plus d'oxygène que de carbone, trois fois plus d'aluminium que de calcium.

TABLEAU 2.9 – Pourcentages atomiques des éléments de l'inter-matrice

Élément chimique	Pourcentage atomique (%)
C	10,64
O	62,18
Mg	0,88
Al	6,30
Si	17,70
Ca	2,29

Toutefois, la distribution et la taille des inclusions sont très compliquées à appréhender et la caractérisation du comportement thermomécanique de ces inclusions demeure une tâche ardue.

Après avoir identifié la structure interne FR4, les échantillons pour les essais expérimentaux ont été préparés. Ces essais qui seront des essais thermiques et mécaniques vont permettre de déterminer les propriétés thermomécaniques du FR4 étudié.

## 2.4 Préparation des essais expérimentaux

Les essais expérimentaux ont été effectués sur des échantillons de FR4 de notre étude fournis par Safe PCB. Les échantillons de FR4 ne sont pas toujours disponibles auprès des fournisseurs. Il faut parfois faire des demandes spéciales qui allongent les délais. Notre objectif était d'avoir une méthode facilement utilisable et reproductible. Contrairement au FR4, les circuits imprimés à une ou deux couches, ne sont pas sujets à ses restrictions. Ils sont plus connus sous la désignation PCB simple et double face. Le premier est constitué d'un FR4 recouvert d'une couche de cuivre sur une de ses faces et le second est recouvert d'une couche de cuivre sur les faces supérieure et inférieure. C'est ce qu'illustre la figure 2.19.

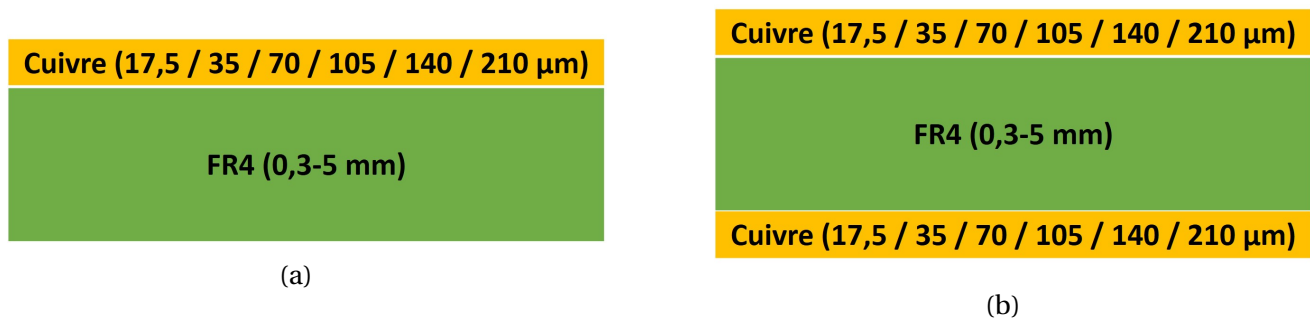


FIGURE 2.19 – Représentation schématique d'une coupe de PCB avec dimensions usuelles des couches (a) simple face (b) double face

En utilisant un PCB double face avec le FR4 que nous désirons étudier, nous pouvons nous affranchir de ces contraintes. L'utilisation d'un PCB double face permettra également d'avoir les mêmes résultats sur les faces supérieures et inférieures.

Dans un premier temps, des échantillons de PCB deux couches ont été découpés dans une plaque de  $426 \times 271 \times 1,57 \text{ mm}^3$ . La découpe a été faite au jet d'eau. Cette technique présente l'avantage d'une précision élevée pouvant atteindre  $0,025 \text{ mm}$ . De plus elle possède une aptitude à découper différents matériaux sans opération de finition. Enfin, c'est une découpe à froid. Dans notre cas, nous avons utilisé un jet à 2500 bars avec comme abrasif du corindon (sable de silice provenant d'Australie) à 15-17 kg/h. L'abrasif est nécessaire pour découper le cuivre (métal) de notre PCB.



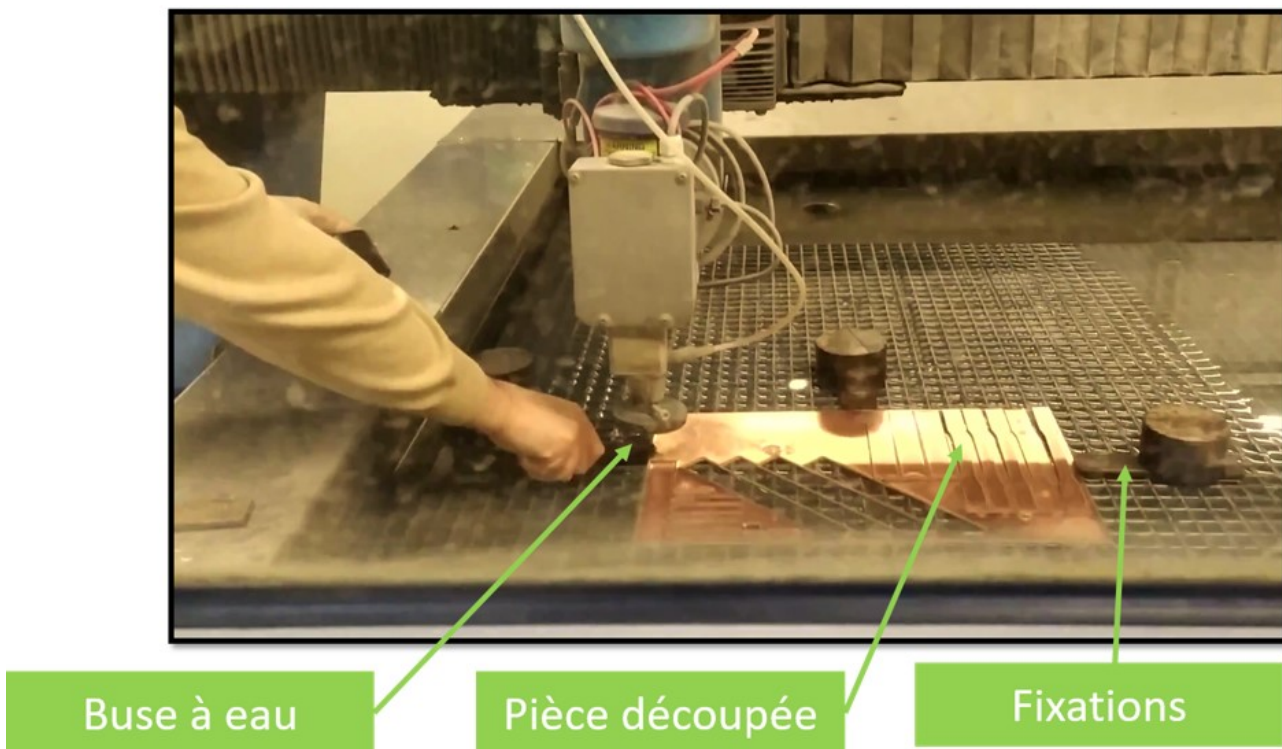
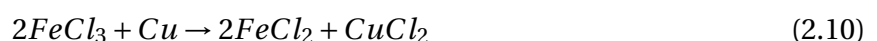


FIGURE 2.20 – Montage de la découpe des échantillons au jet d'eau

Une fois les échantillons de PCB deux couches obtenues, une opération a été effectuée afin d'obtenir les échantillons de FR4.

Pour enlever les couches de cuivre et ne garder que le FR4, un bain chimique ou un fraisage mécanique peuvent être utilisés. Le fraisage mécanique est plus adapté pour les petites séries et le prototypage. Par contre, il peut introduire des contraintes résiduelles et la précision de la gravure dépend de celle de l'outil. Le bain chimique est le procédé le plus utilisé en industrie. Cette opération est plus connue sous le nom de gravure. Il est plus adapté pour les grandes séries mais nécessite d'évacuer des résidus chimiques et d'éviter la contamination de la surface de FR4. En ce qui concerne le bain chimique, il existe différents produits pour décaper le cuivre. Nous pouvons citer le peroxyde d'hydrogène qui est très rapide (quelques secondes) mais extrêmement dangereux (risque de feu ou d'explosion en plus de vapeurs toxiques), le persulfate d'ammonium ( $(NH_4)_2S_2O_8$ ) et la méthode classique que nous allons adopter, le perchlorure de fer ( $FeCl_3$ ). Cette méthode bénéficie d'un important retour industriel et peut être utilisée sans endommager le FR4. La réaction chimique entre le perchlorure de fer et le cuivre est la suivante :



Le PCB est immergé dans le perchlorure de fer et la réaction précédente permet de décaper la couche de cuivre.

## 2.5 Détermination des propriétés mécaniques d'un FR4 à la température ambiante

Plusieurs essais permettent de déterminer les propriétés mécaniques. Le tableau 2.10 présente une synthèse de divers essais mécaniques et des propriétés qu'ils permettent d'obtenir.

TABLEAU 2.10 – Propriétés élastiques en fonction des essais expérimentaux

Essais	Pré-requis	Propriétés obtenues
Essais de traction longitudinale dans la direction X (ASTM D638–14)	Aucun	$E_X; \nu_{XY}$
Essais de traction longitudinale dans la direction Y (ASTM D638–14)	Aucun	$E_Y; \nu_{YX}$
Traction à $\pm 45^\circ$ (ASTM D3518 ou NF ISO 14129)		$E_X; \nu_{XY}$ $G_{XY}$
Essai de flexion 3 points sur appuis rapprochés (EN ISO 14130)	Aucun	$G_{XZ} = G_{YZ}$
Essai de flexion 3 points (ASTMD 790 – 17)	Aucun	$E_f$
Nanoindentation	$\nu$	$E^{IT}$

Les essais mécaniques mis en œuvre sont les essais de flexion, de traction et la nanoindentation. Les essais de flexion 3 points sur appuis rapprochés encore appelées essais de cisaillement interlaminaire n'ont pas pu être mis en œuvre en raison de l'épaisseur de nos échantillons qui est inférieure aux 2 mm tel que recommandé par la norme. Les essais de flexion et de traction ont été effectués au Luxembourg Institute of Science and Technology (LIST). La nanoindentation a été réalisée au Laboratoire d'Études des Microstructures et de Mécanique des Matériaux (LEM3).

### 2.5.1 Détermination du module d'Young en flexion

Lorsque le PCB est soumis aux sollicitations thermomécaniques, du gauchissement et/ou du délaminage peuvent advenir. Les essais de flexion permettent de déterminer le module d'Young et la contrainte maximale en flexion du FR4.

Deux types principaux d'essais de flexion existent : la flexion 3 points et la flexion 4 points. Deux cylindres de chargement sont présents pour la flexion 4 points et un seul pour la flexion 3 points. La flexion 4 points est plus difficile à mettre en œuvre car contrairement à la flexion 3 points, elle nécessite un instrument de mesure adapté à la mesure de la déflexion maximale comme un capteur laser. Dans le cas de la flexion 3 points, la contrainte maximale est située sous le cylindre de chargement alors que dans le cas de la flexion 4 points, elle est répartie dans la zone entre les deux cylindres de chargement. Cette localisation est utile pour choisir le test le plus adapté surtout

lorsque le matériau est fragile. La flexion 4 points permet également, compte tenu de la surface où s'applique la contrainte maximale plus importante, de mieux observer les phénomènes de défaillance. En mettant en œuvre les deux essais, nous pouvons vérifier si les résultats sont similaires, si c'est le cas, nous retiendrons la flexion trois points pour notre méthode car elle est plus simple à mettre à œuvre.

Nous utiliserons les deux types d'essais puis leurs résultats seront comparés à ceux obtenus en traction.

### 2.5.1.1 Essais de flexion 3 points

La norme ASTM D790-17 a été utilisée pour ces essais. La figure 2.22 illustre la géométrie des échantillons et la figure 2.21, sa déformée.

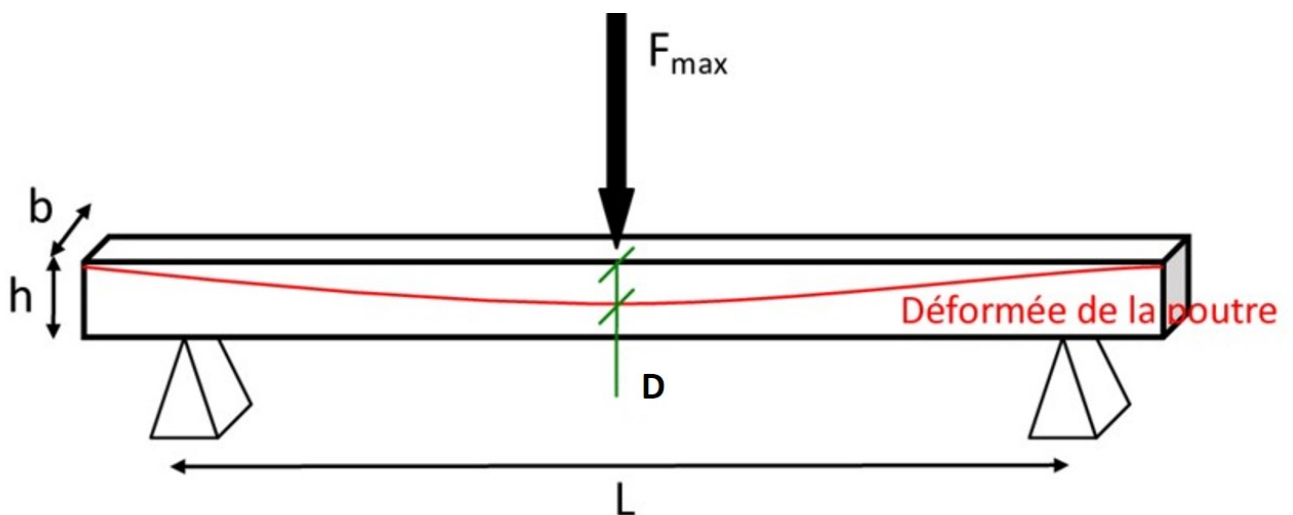


FIGURE 2.21 – Déformée d'un essai de flexion 3 points [28]

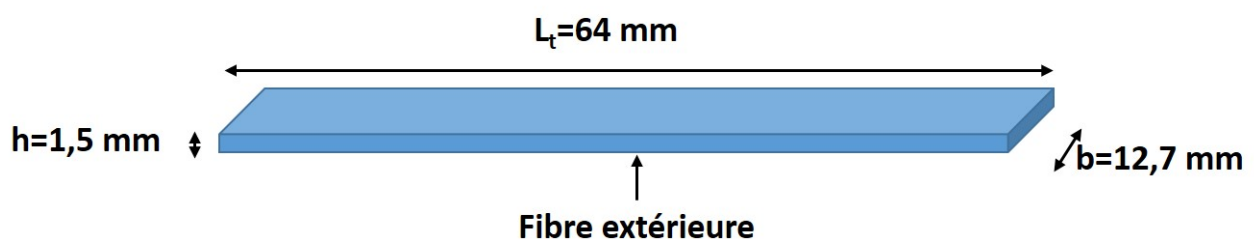


FIGURE 2.22 – Géométrie d'un échantillon d'essai de flexion 3 points

Les essais ont été effectués sur l'équipement Nordson Dage® qui dispose d'un capteur de force et de déplacement relié à un moniteur. La force maximale supportée par cet équipement est de 500N. La figure 2.23 présente le montage d'un essai de flexion 3 points.

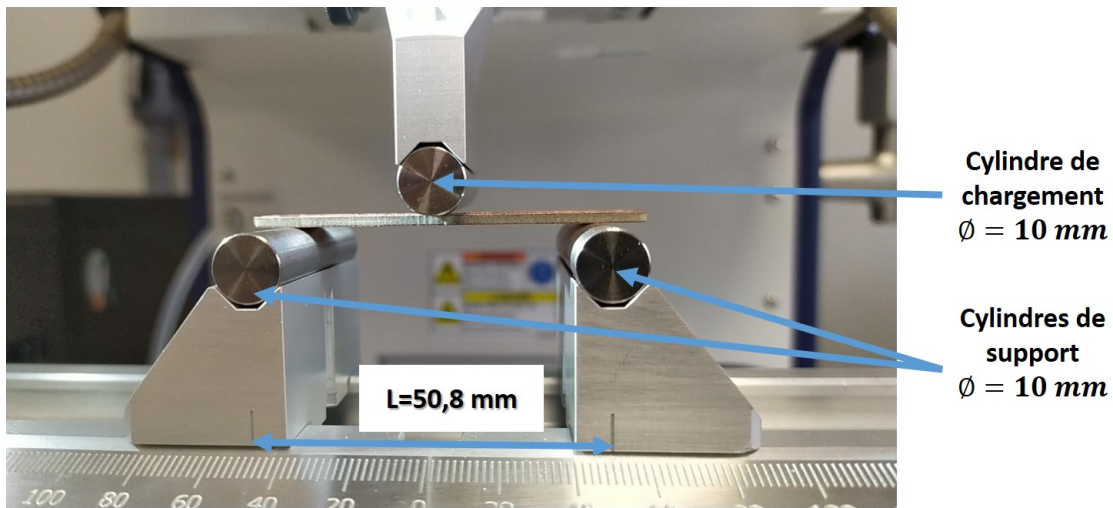


FIGURE 2.23 – Montage d'un essai de flexion 3 points

Le test de flexion 3 points s'arrête à la rupture ou pour une déformation de la fibre extérieure de 0,05. La vitesse de déplacement du cylindre de chargement se calcule à l'aide de l'équation suivante :

$$R = \frac{ZL^2}{6h} \quad (2.11)$$

avec :

R : vitesse de déplacement du cylindre de chargement en mm/min

L : longueur entre cylindres de support en mm

h : épaisseur de la poutre en mm

Z : vitesse de déformation de la fibre extérieure égale à  $0,01 \text{ min}^{-1}$  selon la norme

$$R = 2,87 \text{ mm/min}$$

La déflexion correspondant à la déformation maximale au centre de la poutre se calcule à l'aide de la formule (2.12) :

$$D = \frac{rL^2}{6h} \quad (2.12)$$

avec :

D : déflexion au centre de la poutre en mm

r : déformation maximale de la surface extérieure de l'éprouvette de 0,05 mm/mm.

L : distance entre les cylindres de support en mm

h : épaisseur de la poutre en mm

$$D = 14,34 \text{ mm}$$

Tous les détails supplémentaires concernant la mise en œuvre et l'analyse de ces essais sont précisés dans leurs normes respectives.

Cinq échantillons ont été testés. Les courbes force-déflexion expérimentales obtenues sont présentées (cf. figure 2.24).

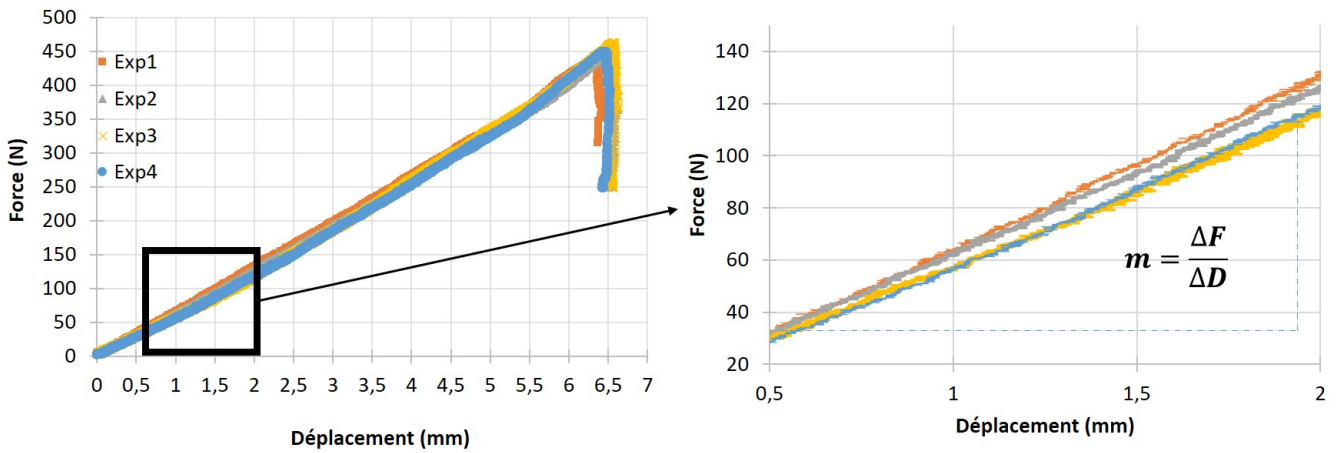


FIGURE 2.24 – Courbes force-déflexion lors d'un essai de flexion 3 points : Courbes expérimentales et détermination de la pente  $m$

La dispersion des valeurs expérimentales est très faible. La valeur moyenne représente alors très bien les mesures. La figure 2.24 illustre également la détermination de la pente  $m$ . Le module d'Young en flexion est alors calculé à l'aide de la relation (2.13).

$$E_{3f} = \frac{mL^3}{4bh^3} \tag{2.13}$$

avec :

$E_{3f}$  : module tangent d'élasticité (MPa)

$m$  : pente de la partie linéaire de la courbe charge-déflexion en N/mm

$h$  : épaisseur de la poutre en mm

$b$  : largeur de la poutre en mm

$L$  : distance entre les cylindres de support en mm

La contrainte maximale en flexion se calcule en utilisant la relation (2.14).

$$\sigma_{3f} = \frac{3FL}{2bh^2} \tag{2.14}$$

avec :

$F$  : Force de chargement en N  $h$  : épaisseur de la poutre en mm

$b$  : largeur de la poutre en mm

$L$  : distance entre les cylindres de support en mm

TABLEAU 2.11 – Résultats des essais de flexion 3 points (moyenne et écart-type) du FR4 étudié

Pente $m$ (N/m)	Module d'Young en flexion (GPa)	Contrainte maximale en flexion (MPa)
$31,25 \pm 0,25$	$23,9 \pm 0,25$	$429,5 \pm 1,9$

### 2.5.1.2 Essais de flexion 4 points

Les essais de flexion 4 points ont été réalisés selon la norme ASTM D6272-10. Les échantillons ont les mêmes dimensions que ceux des essais de flexion 3 points. Les déplacements ont été mesurés par un capteur laser.

La figure 2.25 présente la représentation schématique du montage de la flexion 4 points.

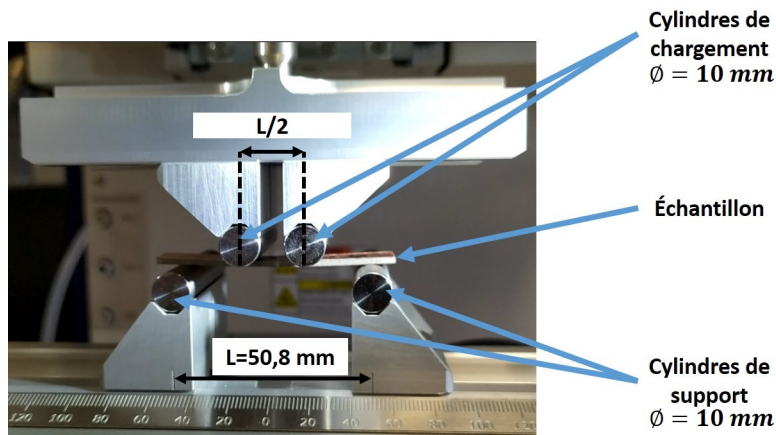


FIGURE 2.25 – Montage de l'essai de flexion 4 points

L'essai de flexion 4 points s'arrête à la rupture ou pour une déformation extérieure  $r$  de 0,05. La vitesse de déplacement du cylindre de chargement pour une distance entre les cylindres de chargement égale à  $L/2$ , se calcule à l'aide de l'équation suivante :

$$R = 0,167 Z L^2 / h \quad (2.15)$$

avec :

$R$  : vitesse de déplacement du cylindre de chargement en mm/min

$L$  : longueur entre cylindres de support en mm

$h$  : épaisseur de la poutre en mm

$Z$  : vitesse de déformation de la fibre extérieure égale à  $0,01 \text{ min}^{-1}$  selon la norme

$$R = 2,87 \text{ mm/min}$$

La déflexion correspondante à la déformation maximale au centre de la poutre est déduite de la formule suivante :

$$D = 0,23 r L^2 / h \quad (2.16)$$

avec :

$D$  : déflexion au centre de la poutre en mm

$r$  : déformation maximale de la surface extérieure de l'éprouvette de 0,05 mm/mm.

$L$  : distance entre les cylindres de support en mm

$h$  : épaisseur de la poutre en mm

$$D = 19,78 \text{ mm.}$$

Quatre échantillons ont été testés. La figure 2.26 montre les courbes force-déflexion.

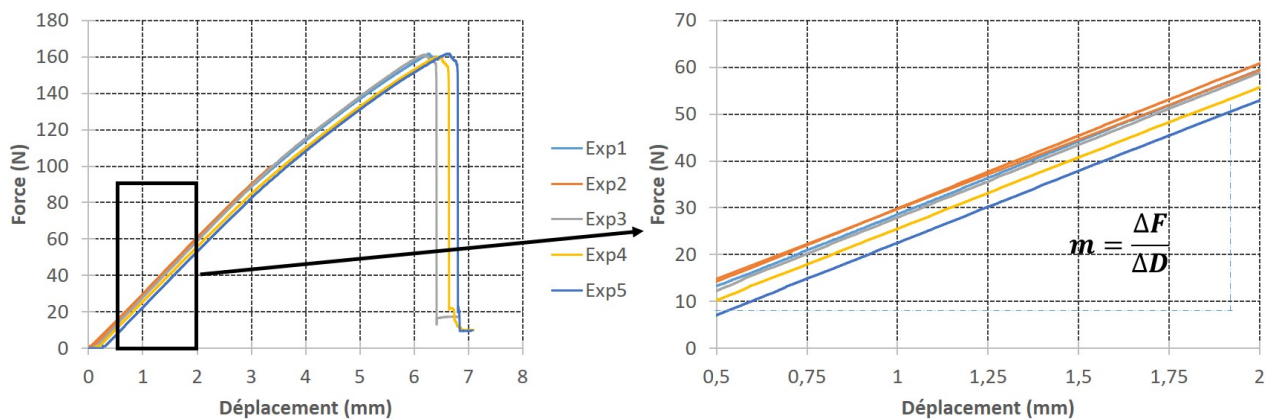


FIGURE 2.26 – Courbes force-déflexion en flexion 4 points du FR4

Le module tangent élastique est évalué par la relation (2.17) :

$$E_{4f} = \frac{0,17mL^3}{bh^3} \quad (2.17)$$

avec :

$E_{3f}$  : module tangent d'élasticité (MPa)

$m$  : pente de la partie linéaire de la courbe charge-déflexion en N/mm

$h$  : épaisseur de la poutre en mm

$b$  : largeur de la poutre en mm

$L$  : distance entre les cylindres de support en mm

La contrainte maximale en flexion se calcule en utilisant la relation (2.18).

$$\sigma_{4f} = \frac{3FL}{4bh^2} \quad (2.18)$$

avec :

$F$  : Force de chargement en N  $h$  : épaisseur de la poutre en mm

$b$  : largeur de la poutre en mm

$L$  : distance entre les cylindres de support en mm

Le module d'Young et la contrainte maximale en flexion 4 points peuvent alors être obtenus.

TABLEAU 2.12 – Résultats des essais de flexion 4 points (moyenne et écart-type) du FR4

Pente $m$ (N/m)	Module d'Young en flexion (GPa)	Contrainte maximale en flexion (MPa)
$53,97 \pm 0,49$	$28,06 \pm 0,49$	$564,25 \pm 14,6$

La valeur du module d'Young en flexion 4 points est plus faible qu'en flexion 3 points. C'est également ce qu'ont observé Brancheriau et al. [29]. L'écart-relatif entre les modules d'Young moyens en flexion 3 et 4 points qui est d'environ 15 % peut s'expliquer par la présence d'effet de cisaillement dans le cas de la flexion 3 points mais également par les contacts entre les supports et l'échantillon.

## 2.5.2 Détermination des propriétés mécaniques dans le plan

Pour l'estimation des propriétés dans le plan du FR4, des essais de traction uniaxiale et de traction à  $\pm 45^\circ$  ont été réalisés. La norme ASTM D638 – 14 régit les premiers et les normes ASTM D3518 et NF ISO 14129 [10] la traction à  $\pm 45^\circ$ . Les échantillons sont découpés au jet d'eau suivant chacune des directions X, Y et à  $\pm 45^\circ$  comme présenté sur la figure 2.27.

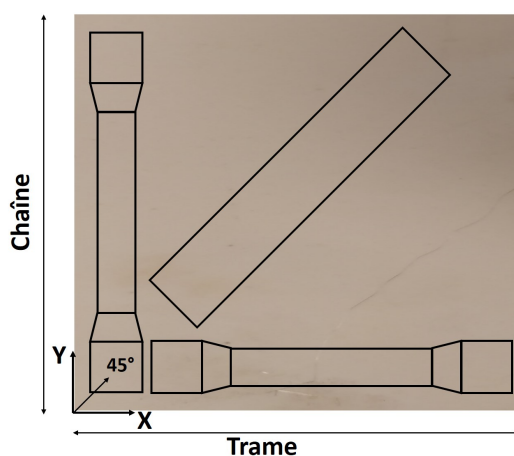


FIGURE 2.27 – Directions de découpe des échantillons de traction

Pour la traction uniaxiale, les essais sont pilotés en déplacement imposé. La norme fixe les équivalences entre les vitesses (tableau 2.13).

TABLEAU 2.13 – Vitesse de déplacement et de déformation associée d'un essai de traction

Vitesse de test (mm/min)	Vitesse de déformation nominale ( $min^{-1}$ )
$5 \pm 25 \%$	0,1
$50 \pm 10 \%$	1
$500 \pm 10 \%$	10

La norme impose une vitesse permettant une rupture entre 0,5 et 5 min. Après des tests préliminaires de vérification, une vitesse de 5 mm/min a été adoptée pour la suite des essais.

La géométrie de l'échantillon telle que définie par la norme D638-14 est schématisée par la figure 2.28 avec une longueur de 165 mm (cf. figure 2.28).



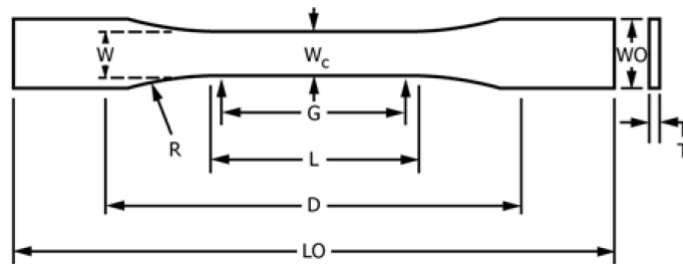


FIGURE 2.28 – Géométrie de l'échantillon selon la norme D638-14

Le tableau 2.14 présente les dimensions de l'échantillon.

TABLEAU 2.14 – Dimensions d'un échantillon d'essai de traction longitudinale

Désignation	Dimension (mm)	Tolérance (mm)
W	13	±0,5
L	57	±0,5
WO	19	+ 6,4
LO	≥165	
G	50	±0,25
D	115	±5
R	76	±1

Pour l'essai de traction à  $\pm 45^\circ$ , une vitesse de déplacement de 2 mm/min a été imposée selon les recommandations de la norme ASTM D3518 qui fournit également des précisions sur la géométrie de l'échantillon. Notre échantillon est un parallélépipède rectangle de dimensions  $1,55 \times 25 \times 200 \text{ mm}^3$ . Cinq échantillons ont été testés. En nous référant à la littérature [7], nous avons adopté l'hypothèse d'un comportement orthotrope du FR4. Une méthode [7] adaptée aux matériaux orthotropes a été utilisée. Elle consiste à déterminer le module d'Young  $E_{45}$  par la même méthode que pour l'essai de traction longitudinale. Puis, le module de cisaillement  $G_{XY}$  est déduit à l'aide de la formule 2.19 en fonction de  $E_X$ ,  $E_Y$  et  $\nu_{XY}$ .

$$\frac{1}{G_{XY}} = \frac{4}{E_{45}} - \frac{1}{E_X} - \frac{1}{E_Y} + 2 \frac{\nu_{XY}}{E_X} \quad (2.19)$$

Une machine d'essai Instron 5967@a été utilisée pour les essais de traction. La machine est équipée d'une cellule de charge de 30 kN et de mâchoires auto-serrantes pour la fixation de l'échantillon. L'essai consiste à imposer une vitesse de déplacement à l'échantillon et à enregistrer les données force-déplacement.

Un extensomètre optique d'Instron a été utilisé pour la mesure des déformations longitudinales et transversales à partir de la visualisation de 4 marqueurs (2 positionnés dans la direction

longitudinale et 2 positionnés dans la direction transversale). La déformation longitudinale vraie et la contrainte vraie ont ensuite été déduites des déplacements des marqueurs et des données enregistrées pour la force. La norme NF EN 527-1 définit la zone linéaire d'analyse, comprise entre 0,05% et 0,25% de la déformation. Au moins cinq échantillons ont été testés dans chaque cas et la valeur moyenne a été calculée. Le coefficient de Poisson  $\nu_{XY}$  se calcule comme la valeur absolue de la pente de la courbe déformation transversale en fonction de celle longitudinale. Les modules d'Young et le coefficient de Poisson dans le plan du FR4 étudié peuvent être ainsi obtenus. Un exemple des courbes est représenté par les figures 2.29 et 2.30.

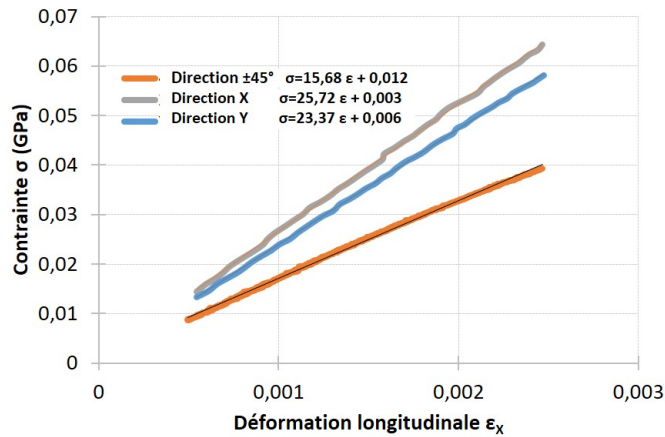


FIGURE 2.29 – Courbe des essais de traction du FR4

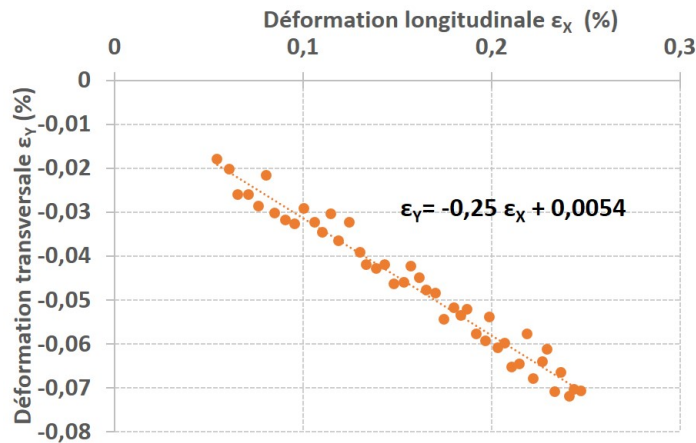


FIGURE 2.30 – Courbe de déformation transversale en fonction de celle longitudinale du FR4 étudié

Toutes les propriétés élastiques planes du FR4 étudié ont été déterminées et listées dans le tableau 2.15.

TABLEAU 2.15 – Résultats des essais de traction et flexion du FR4 (valeur moyenne et écart-type)

$E_X$ (GPa)	$E_Y$ (GPa)	$\nu_{XY}$	$E_{45}$ (GPa)	$G_{XY}$ (GPa)	$E_{3f}$ (GPa)	$E_{4f}$ (GPa)
26,0±0,4	23,34±0,43	0,26±0,02	15,36±0,25	5,0±0,10	23,9 ± 0,25	28,06± 0,49

D'après les résultats du tableau 2.15, nous concluons que le module d'Young déduit de l'essai de flexion 3 points est proche de celui en traction suivant le sens Y. Le module d'Young en flexion 4 points se rapproche de celui en traction suivant X. Ceci est dû au sens de découpe des échantillons puisque les échantillons de flexion 4 points ont été découpés dans la direction X et ceux de flexion 3 points suivant la direction Y.

Les essais de traction étant limités aux propriétés planes du fait de la faible épaisseur du FR4, pour obtenir les cinq propriétés hors-plan, d'autres méthodes peuvent être utilisées. Parmi elles, nous utiliserons l'homogénéisation qui est une technique permettant de déterminer les propriétés d'un matériau hétérogène à partir de celles de ses phases constitutives. Afin de déterminer ces propriétés locales des phases, des essais de caractérisation mécanique par nanoindentation ont été mis en œuvre.

### 2.5.3 Détermination des propriétés mécaniques des matrices par nanoindentation

Les essais de nanoindentation servent à déterminer des propriétés mécaniques locales d'un matériau. Les observations microscopiques ont révélé la présence d'inclusions inconnues et deux types de phase matricielle. La première est localisée à l'intérieur des torons (intra-matrice) et la seconde (inter-matrice) entre les torons. L'inter-matrice semble être renforcée par des inclusions [7].

Les propriétés de la fibre de verre sont bien connues (cf. sous-section 2.2.4), celles des matrices identifiées ont été analysées par des tests de nanoindentation. A cette fin, des échantillons de FR4 de 10 mm × 10 mm × 1,5 mm ont été considérés. Après avoir été polis, des échantillons ont été soumis à une nanoindentation réalisée à l'aide du nanoindenteur Anton Paar UNHT<sup>3</sup>® à ultra-haute résolution (figure 2.31).

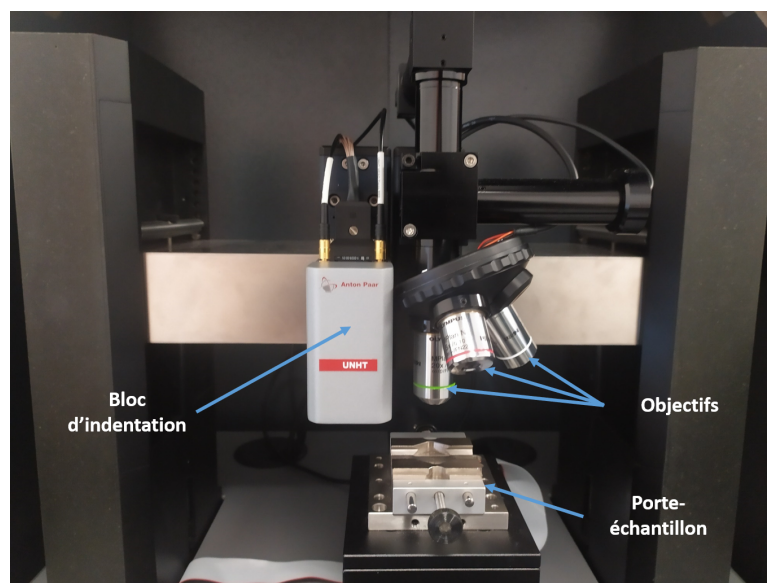


FIGURE 2.31 – Montage de nanoindentation

La charge maximale est de 50 mN, la résolution de la charge de 3 nN et la résolution de la profondeur de 0,003 nm. Le bloc d'indentation a été calibré à l'aide d'un standard en silice. La vitesse de chargement était de 6 mN/min avec un indenteur en diamant de type Berkovich BBD-05. Le module d'Young de l'indenteur est de 1141 GPa avec un coefficient de Poisson de 0,07. Le temps de maintien avant déchargement était de 30 s afin de limiter la déformation parasite. Au moins cinq échantillons ont été considérés pour chaque essai et pour chacun d'eux une courbe force-profondeur d'indentation a été obtenue.

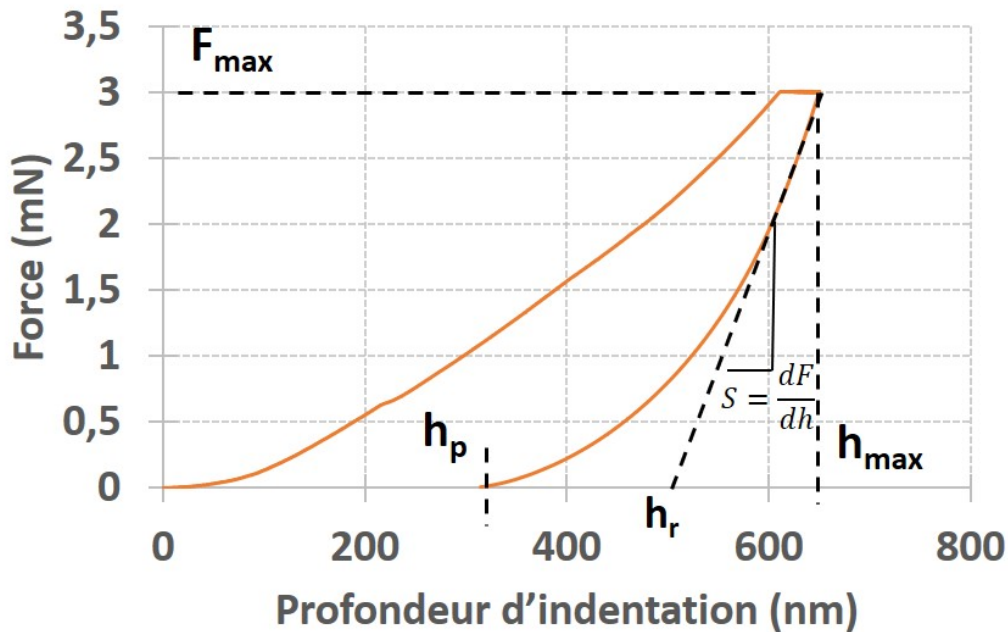


FIGURE 2.32 – Courbe typique d'indentation de l'intra-matrice

La figure 2.32 montre la force en fonction de la profondeur d'indentation. Nous observons différentes profondeurs caractéristiques. Pour déduire le module d'Young en indentation, une méthode basée sur une loi de puissance a été utilisée [30]. Cette méthode est peu sensible au fluage. La rigidité de contact  $S$  peut être estimée à partir de l'équation (2.20).

$$S = mF_{max}(h_{max} - h_p)^{-1} \quad (2.20)$$

avec :

$m$  : paramètre dépendant de la forme de l'indenteur,

$F_{max}$  : force maximale (N),

$h_{max}$  : profondeur d'indentation maximale ( $\mu\text{m}$ ),

$h_p$  : profondeur maximale après décharge ( $\mu\text{m}$ )

$h_r$  : intersection de la tangente de charge-déplacement avec l'axe (2.21) :

$$h_r = h_{max} - F_{max}/S \quad (2.21)$$

Puis la relation (2.22) permet d'obtenir la profondeur de contact,  $h_c$ .

$$h_c = h_{max} - \epsilon(h_{max} - h_r) \quad (2.22)$$

$\epsilon$  est un paramètre dépendant de la géométrie de l'indenteur. L'indenteur ayant une forme conique, il vaut 0,73. Le module d'Young en déformation plan ( $E^*$ ) des matrices a été estimé plutôt que le module d'Young en indentation, en raison de l'indépendance vis-à-vis du coefficient de Poisson qui est inconnu. La formule (2.23) a été utilisée.

$$E^* = \frac{1}{\frac{1}{E_r} - \frac{1-\nu_i^2}{E_i}} \quad (2.23)$$

avec :

$E_i$  : module élastique de l'indenteur

$\nu_i$  : coefficient de Poisson de l'indenteur

$E_r$  : module réduit du contact d'indentation

Le module réduit d'indentation est obtenu par la relation (2.24) :

$$E_r = \frac{\sqrt{\pi}S}{2\beta\sqrt{A_p}} \quad (2.24)$$

avec  $A_p$  la surface de contact projetée et  $\beta$  un facteur correcteur de la forme de l'indenteur. Ce facteur vaut 1,05 dans le cas d'un indenteur de Berkovich. Sa valeur est obtenue par calibration à l'aide de la méthode proposée par Oliver et Pharr [30]. Le tableau 2.16 présente les valeurs de  $E^*$  pour les deux matrices.

TABLEAU 2.16 – Module de déformation plan du FR4 étudié (moyenne et écart-type)

Intra-matrice (GPa)	Inter-matrice (GPa)
4,89 ± 0,53	8,92 ± 5,86

Le tableau 2.16 montre un écart-type très important pour les valeurs de l'inter-matrice, ce qui n'est pas le cas pour l'intra-matrice. Une seule phase pour la matrice interne au toron et deux pour celle externe. Tandis que les valeurs de la matrice interne peuvent être utilisées dans les travaux ultérieurs, celles de la matrice externe demeurent incertaines. En effet, la forme et la distribution des inclusions dans cette matrice sont inconnues. De plus, l'indentation s'appuie sur une zone de mesure qui n'est pas soumise à l'influence d'autres couches, ce que nous ne pouvons garantir. Il ne nous est donc pas possible de caractériser de façon complètement isolée chacune des phases.

Le module d'Young en déformation plane ( $E^*$ ) et celui en indentation ( $E^{IT}$ ) sont reliés par la relation équation 2.25 :

$$E^{IT} = E^* (1 - \nu_m) \quad (2.25)$$

Les propriétés mécaniques élastiques dans le plan ont été déterminées. La nanoindentation a permis de préciser les propriétés de l'intra-matrice et d'avoir des informations sur l'inter-matrice. Le module de cisaillement hors-plan tel que proposé par Kinvi-Dossou [10] n'a pu être appliqué en raison des contraintes dimensionnelles de nos échantillons. Après la caractérisation mécanique du PCB, nous nous intéressons à ses propriétés thermiques.

## 2.6 Détermination des propriétés thermiques d'un FR4

L'objectif de cette section est de déterminer les propriétés thermiques accessibles expérimentalement. Cette approche est importante parce que les données de la littérature présentent une dispersion importante. De plus, même si le type de tissage peut être déterminé par les observations microscopiques, il n'est pas évident de trouver des données thermiques complètes et surtout anisotropes. Enfin, dans l'éventualité où ce serait le cas, la présence d'inclusions dans l'intra- ou l'inter-matrice entraînerait un changement de propriété qui peut être très important.

La chaleur spécifique, le coefficient de dilatation thermique et la conductivité thermique sont les propriétés thermiques nécessaires pour créer le modèle numérique. Elles seront donc déterminées. La diffusivité le sera également pour avoir une caractérisation plus complète. Toutes ces données seront déterminées en fonction de la température pour avoir une meilleure précision du modèle, ce qui n'est pas souvent le cas dans les études existantes.

La faible épaisseur du FR4 va ajouter une difficulté supplémentaire puisque certaines normes imposent des contraintes dimensionnelles. Outre cette limitation due aux normes, la découpe au jet d'eau a nécessité plusieurs ajustements afin d'obtenir les échantillons. En effet, en présence d'un jet trop fort ou d'une quantité d'abrasif inadaptée, les échantillons avaient tendance à présenter du délaminage. La méthode aurait pu être changée, mais, le nombre d'échantillons visé pour les essais était important et donc des techniques précises comme la microdécoupe nécessitant beaucoup de temps n'étaient pas adaptées. De même les formes circulaires ne se prêtaient pas très bien à la découpe à la scie à fil en diamant. Après plusieurs réglages, les échantillons ont été obtenus par découpe au jet d'eau. Néanmoins ces réglages ont réduit le nombre d'échantillons, ce qui explique qu'un nombre peu important n'a pu être testé.

### 2.6.1 Mesure de chaleur spécifique par "Differential Scanning Calorimetry" (DSC) ou analyse calorimétrique différentielle

C'est un essai qui permet d'analyser l'échange de chaleur entre un échantillon et un échantillon de référence. Très facile à mettre en œuvre, il peut être utilisé pour différents matériaux.

Il permet de mesurer la capacité thermique massique ou la chaleur spécifique. La chaleur spécifique ( $C_p$ ) est la quantité d'énergie nécessaire pour élever d'un Kelvin la température de l'unité de masse d'un corps. L'unité SI est le  $J.kg^{-1}.K^{-1}$ . Cet essai permet également de mesurer la

température de transition vitreuse (Tg), la température de fusion, les températures de cristallisation et les enthalpies, etc. La figure 2.33 présente le principe du DSC.

### 2.6.1.1 Principe

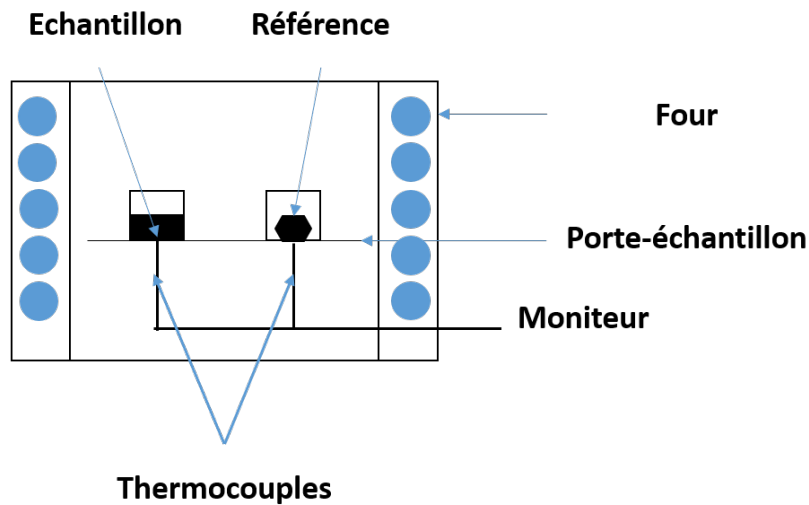


FIGURE 2.33 – Principe du DSC

Pour évaluer la chaleur spécifique par DSC, trois mesures sont effectuées. La première avec les deux portes-échantillons vides qui sert de calibration en déterminant les biais du système. Une courbe illustrant le signal en  $\mu\text{V}$  ou en température en fonction du temps est enregistrée par le moniteur. Elle est plus connue sous le nom de "Baseline". Ensuite, un échantillon de référence connu, usuellement du saphir est testé et le signal enregistré. Enfin, l'échantillon à analyser est testé. La chaleur spécifique est obtenue à partir de la relation (2.26) :

$$Cp_s = \frac{A}{a} \cdot \frac{m_r}{m_s} \cdot Cp_r \quad (2.26)$$

avec :

$Cp_s$  : chaleur spécifique de l'échantillon à tester en  $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$

$Cp_r$  : chaleur spécifique de la référence en  $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$

$m_r$  : masse de la référence (kg)

$m_s$  : masse de l'échantillon (kg)

A : différence de signal entre l'échantillon et le flux nul "Baseline" en  $\mu\text{V}$ .

a : Différence de signal entre la référence et le flux nul "Baseline" en  $\mu\text{V}$ .

### 2.6.1.2 Montage

La norme ISO 11357-4 a été utilisée pour l'essai. L'échantillon est un cylindre de 4,5 mm de diamètre et de 1,5 mm d'épaisseur. L'appareil DSC 204 F1 Phoenix ® de la marque Netzsch a été utilisé. Sa précision est inférieure à 2 %.

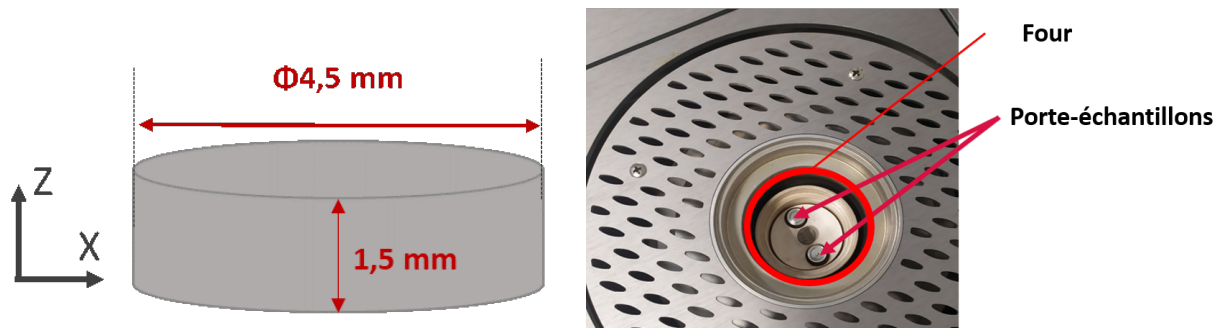


FIGURE 2.34 – Montage et échantillon de l'analyse calorimétrique différentielle (DSC)

Quatre échantillons ont été testés. La figure 2.35 présente les valeurs de la chaleur spécifique du FR4 en fonction de la température.

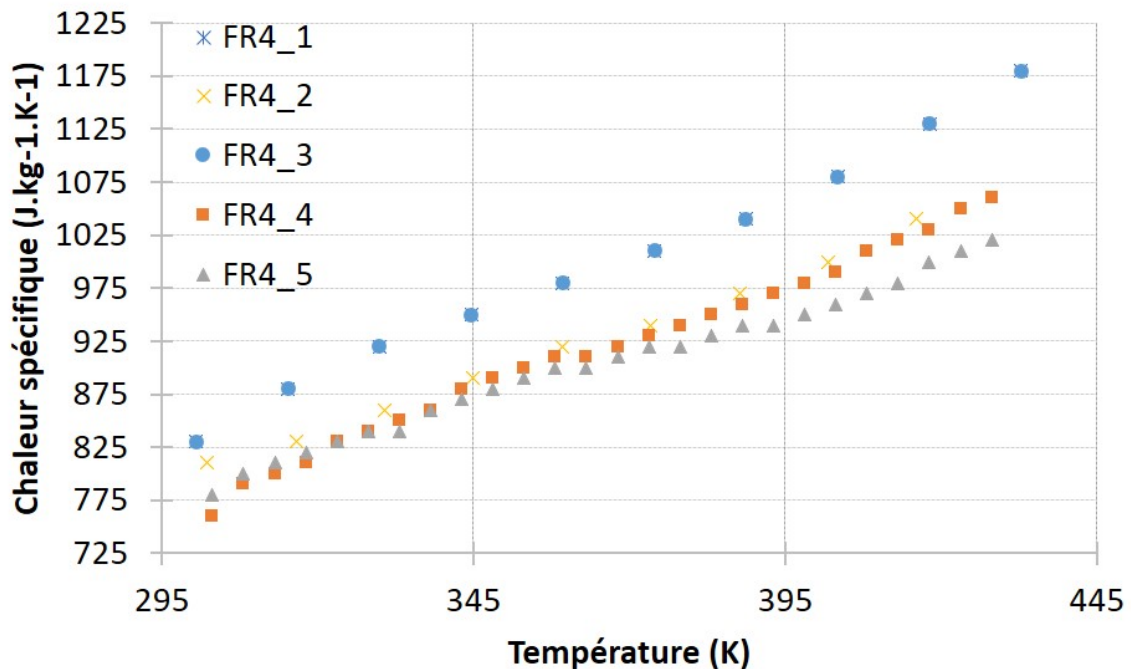


FIGURE 2.35 – Chaleur spécifique du FR4 en fonction de la température

La figure 2.35 présente une évolution quasi-linéaire caractéristique des polymères, compatible pour un comportement en dessous de la température de transition vitreuse. Même si une légère dispersion est présente, un groupage par lot des valeurs peut être observé. Ceci peut être dû à la direction de découpe des échantillons.

## 2.6.2 Mesure de la diffusivité thermique par flash laser

### 2.6.2.1 Principe

La diffusivité  $\kappa$  désigne la vitesse de diffusion de la chaleur dans un matériau. Cette mesure présentée par la figure 2.36 consiste à chauffer par impulsion laser une face d'un échantillon.



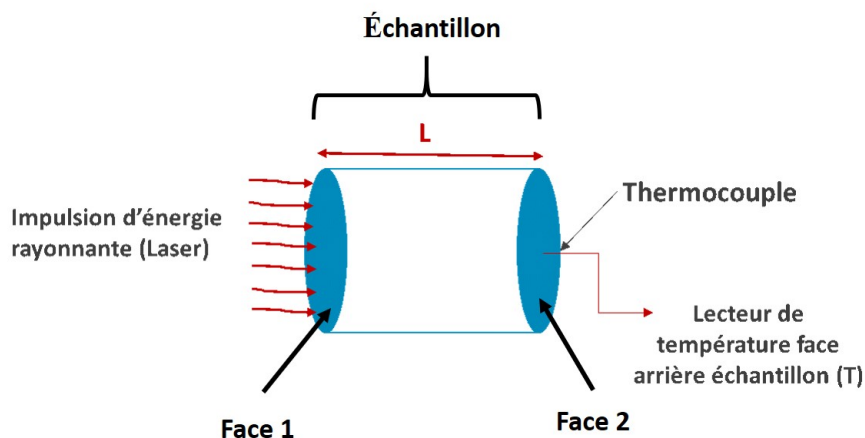


FIGURE 2.36 – Principe de la mesure par flash laser

La norme utilisée est l'ISO 220007-4. L'augmentation de température sur la face arrière est enregistrée comme une fonction du temps. Cette courbe est un thermogramme. La diffusivité est alors calculée par la formule équation 2.27 :

$$\kappa = \frac{0,1388 \cdot h^2}{t_{1/2}} \quad (2.27)$$

avec :

$\kappa$  : la diffusivité en  $m^2 / s$

$h$  : l'épaisseur de l'échantillon en m

$t_{1/2}$  : temps mis par la température de la face arrière pour atteindre sa valeur maximale en s.

### 2.6.2.2 Montage

L'appareil LFA 457 Microflash ® de la marque Netzsch a été utilisé pour les essais.

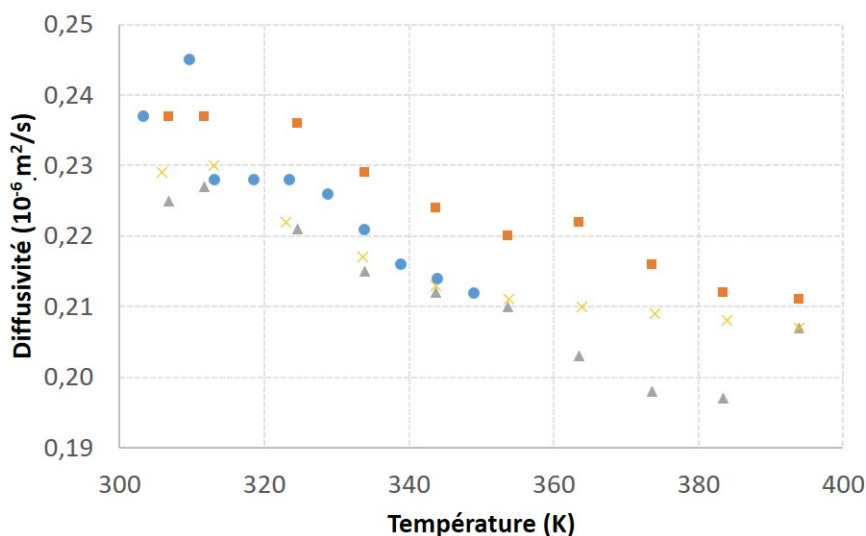


FIGURE 2.37 – Diffusivité thermique moyenne du FR4 en fonction de la température

La diffusivité n'a pu être obtenue que dans la direction Z (correspondant à l'épaisseur du FR4), compte tenu des contraintes liées aux dimensions de l'échantillon dans les autres directions et celle de l'équipement.

Quatre échantillons ont été testés. La figure 2.37 montre les valeurs de diffusivité thermique en fonction de la température. Nous retrouvons une linéarité similaire à celle observée pour la chaleur spécifique. Ce résultat confirme que la plage de température est bien inférieure à la température de transition vitreuse. De plus la dispersion est très faible, le comportement est relativement homogène d'un échantillon à un autre.

### 2.6.3 Mesure de CDT par dilatométrie à tige poussoir

L'objectif de cet essai est de déterminer le coefficient de dilatation thermique (CDT) suivant la direction Z du FR4. Comme pour les essais de mesure de diffusivité, compte tenu des limites de l'équipement et celles des dimensions imposées par la norme, il n'a pas été possible de réaliser ces mesures dans le plan du FR4.

#### 2.6.3.1 Principe

La norme utilisée est l'ASTM E228. Le principe de cet essai est le suivant : l'échantillon est placé dans un four, puis une tige poussoir est placée contre l'échantillon. En contrôlant la température, on mesure le déplacement de la tige poussoir. On obtient ainsi le coefficient de dilatation thermique en fonction de la température.

#### 2.6.3.2 Montage

Pour ces essais, l'équipement DIL 402 Expeditis ® de Netzsch (cf. figure 2.38) a été utilisé. Des cylindres de 4,5 mm de diamètre et 1,5 mm d'épaisseur ont constitué les échantillons. Trois essais ont été mis en œuvre.

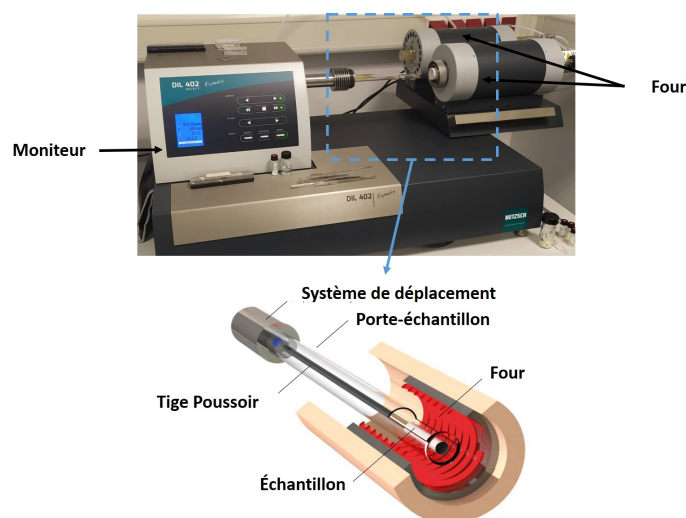


FIGURE 2.38 – Dilatometre à tige poussoir

Après analyse, le CDT suivant Z avant la température de transition vitreuse est obtenu.

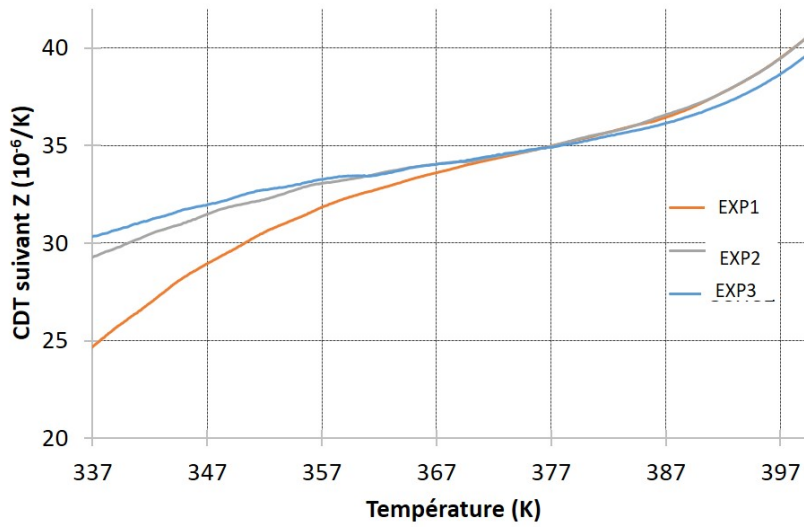


FIGURE 2.39 – CDT du FR4 en fonction de la température

On remarque sur la figure 2.39 que le CDT varie en fonction de la température. Ceci contraste avec les travaux précédents qui se contentent d'une seule valeur isotherme pour décrire le CDT avant la température de transition vitreuse [15]. Néanmoins, les valeurs obtenues ne divergent pas trop de celles proposées par le fournisseur qui est de l'ordre de  $37 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Elle est également comprise entre le CDT de l'époxy ( $40,11 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  [11]) et celui des fibres de verre ( $5,4 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  [19]). Cette détermination du CDT en fonction de la température permettra d'améliorer la précision du modèle thermomécanique.

### 2.6.4 Détermination conductivité thermique

Connaissant la diffusivité et la chaleur spécifique du FR4 étudié, nous avons besoin de la masse volumique pour estimer la conductivité thermique. Nous avons mesuré la masse volumique à température ambiante en pesant cinq échantillons et en estimant leurs dimensions géométriques. La conductivité thermique suivant Z a été déterminée suivant en utilisant la relation équation 2.28 :

$$\lambda_Z = \kappa_Z \rho C_p \quad (2.28)$$

avec :

$\lambda_Z$  : Conductivité thermique suivant Z en  $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$

$\rho$  : Masse volumique en  $\text{kg.m}^{-3}$

$\kappa_Z$  : Diffusivité thermique suivant Z en  $\text{m}^2 / \text{s}$

$C_p$  : chaleur spécifique en  $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$

Nous obtenons la courbe d'évolution de la conductivité thermique présentée par la figure 2.40 :

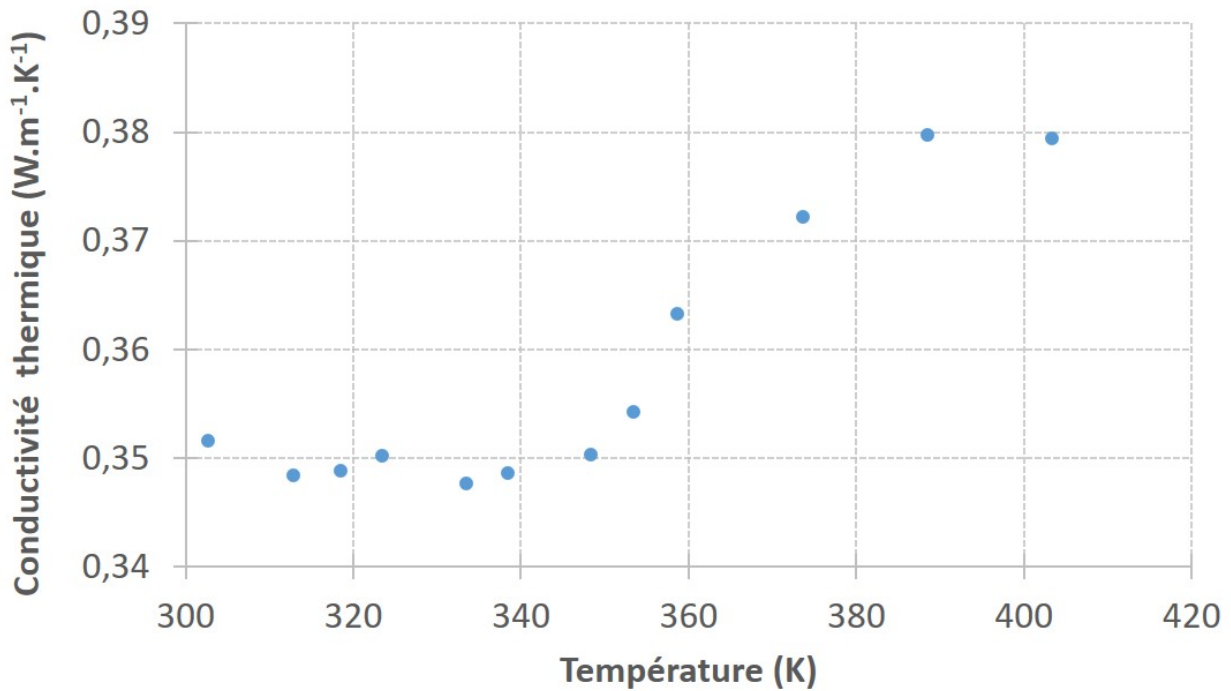


FIGURE 2.40 – Conductivité thermique suivant Z en fonction de la température

La variation de la conductivité thermique pour la plage de température considérée est importante (environ 8 %).

## 2.7 Conclusion

L'objectif de ce chapitre était de déterminer les propriétés thermomécaniques du PCB. Dans un premier temps, les données de la littérature ont été analysées pour déterminer si les informations connues du PCB permettaient de choisir des propriétés suffisamment précises. L'étude a montré que si c'était bien le cas pour le cuivre, il n'en était pas de même pour le FR4. Les propriétés dépendent du tissage et les matrices contiennent parfois des inclusions.

Le type de tissage du FR4 a été identifié comme étant une armure à toile (« plain weave ») de même que les propriétés géométriques des plis et torons. Néanmoins ces informations sont insuffisantes pour un choix précis de propriétés issues de la littérature. Des essais mécaniques ont été mis en œuvre. Les essais de traction ont permis d'obtenir les propriétés élastiques planes. La nanoindentation a fourni des informations sur les propriétés des phases du FR4. L'analyse calorimétrique différentielle, la méthode par flash laser et la dilatométrie par tige poussoir ont respectivement permis de déterminer la chaleur spécifique  $C_p$ , la diffusivité thermique  $\kappa_Z$  et le coefficient de dilatation thermique  $\alpha_Z$ . La conductivité thermique a été déduite de ces résultats.

Les tableaux 2.17 et 2.18 présentent les propriétés thermomécaniques obtenues à cette étape à température ambiante.

TABLEAU 2.17 – Propriétés mécaniques orthotropes du FR4 obtenues par des essais de traction à température ambiante

$E_X$	$E_Y$	$E_Z$	$G_{XY}$	$G_{XZ}$	$G_{YZ}$	$\nu_{XY}$	$\nu_{XZ}$	$\nu_{YZ}$
(GPa)	(GPa)	(GPa)	(GPa)	(GPa)	(GPa)			
26,0±0,4	23,34±0,43	×	5,0±0,10	×	×	0,26±0,02	×	×

TABLEAU 2.18 – Propriétés thermiques orthotropes du FR4 obtenues par essais expérimentaux à température ambiante

$C_p$	$\alpha_X$	$\alpha_Y$	$\alpha_Z$	$\kappa_X$	$\kappa_Y$	$\kappa_Z \rightarrow \lambda_Z$
(J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	(10 <sup>-6</sup> /K)	(10 <sup>-6</sup> /K)	((10 <sup>-6</sup> /K)	m <sup>2</sup> /s	m <sup>2</sup> /s	m <sup>2</sup> /s → (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )
802	×	×	35,8	×	×	2,4×10 <sup>-7</sup> → 0,35

En raison des limitations des essais mis en œuvre, les propriétés mécaniques hors-plan et celles thermiques dans le plan n'ont pas pu être déterminées. Une homogénéisation numérique sera mise en œuvre pour déterminer ces propriétés. C'est l'objet du troisième chapitre.

## Bibliographie

- [1] Wiyao KPOBIE : *Modélisation 3D d'assemblages flip chip pour la fiabilisation des composants électroniques à haute valeur ajoutée de la famille "More than Moore"*. Theses, Université de Lorraine, 2014.
- [2] NJ SIMON, ES DREXLER et Richard Palmer REED : Properties of copper and copper alloys at cryogenic temperatures. Final report. Rapport technique, National Inst. of Standards and Technology (MSEL), Boulder, 1992.
- [3] GK WHITE et RB ROBERTS : High Temp.-High Pressures. *High Temp.-High Pressures*, 12:311, 1980.
- [4] Thomas A HAHN : Thermal expansion of copper from 20 to 800 K—Standard reference material 736. *Journal of Applied Physics*, 41(13):5096–5101, 1970.
- [5] PG KLEMENS et RK WILLIAMS : Thermal conductivity of metals and alloys. *International metals reviews*, 31(1):197–215, 1986.
- [6] Biswajit BANERJEE : An evaluation of plastic flow stress models for the simulation of high-temperature and high-strain-rate deformation of metals. 2005.
- [7] Gautier GIRARD : *Caractérisation et modélisation thermomécaniques de matériaux et de structures circuits imprimés complexes destinés aux applications spatiales radiofréquences et micro-ondes*. Theses, Université de Lorraine, 2018.
- [8] AM MEDVEDEV : A metalized-hole PCB as a strain gauge. *Instruments and Experimental Techniques*, 59(6):879–881, 2016.
- [9] Anthony W THOMPSON : Comparison of strain hardening in polycrystals and <111> single crystals : The example of copper. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 5(1):39–42, 1974.
- [10] Gbèssiho Raphaël KINVI-DOSSOU : *Impact resistance and damage analysis of laminated composite based on Elium acrylic matrix : experimental characterization and multiscale numerical modeling*. Theses, Université de Lorraine, novembre 2018.
- [11] Fei TAO, Xiuqi LYU, Xin LIU et Wenbin YU : Multiscale analysis of multilayer printed circuit board using mechanics of structure genome. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 28(8):774–783, 2021.
- [12] Faical ARABI, Alexandrine GRACIA, J-Y DELÉTAGE et Hélène FRÉMONT : Vibration test and simulation of printed circuit board. In *2018 19th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE)*, pages 1–7. IEEE, 2018.
- [13] Ying LIN, Xingyi HUANG, Jin CHEN et Pingkai JIANG : Epoxy thermoset resins with high pristine thermal conductivity. *High Voltage*, 2(3):139–146, 2017.
- [14] Yuan-Xiang FU, Zhuo-Xian HE, Dong-Chuan MO et Shu-Shen LU : Thermal conductivity enhancement with different fillers for epoxy resin adhesives. *Applied Thermal Engineering*, 66(1-2):493–498, 2014.

- [15] JFJ Veldhuijzen van ZANTEN, GA SCHUERINK, AHJ TULLEMANS, R LEGTENBERG et Wessel W WITS : Method to determine thermoelastic material properties of constituent and copper-patterned layers of multilayer printed circuit boards. *Journal of Materials Science : Materials in Electronics*, 29(6):4900–4914, 2018.
- [16] Adel A ABDOU, Ismail M BUDAIWI, Fan-Long JIN et Soo-Jin PARK : Thermal properties of epoxy resin/filler hybrid composites. *Polymer Degradation and Stability*, 97(11):2148–2153, 2012.
- [17] Menachem LEWIN, S. M. ATLAS et Eli M. PEARCE, éditeurs. *Flame-Retardant Polymeric Materials*. Springer US, 1975.
- [18] I. E. EVSEEVA et S. A. TANAEVA : Thermophysical properties of epoxy composite materials at low temperatures. *Cryogenics*, 35(4):277–279, 1995.
- [19] Frederick T WALLENBERGER et Paul A BINGHAM : Fiberglass and glass technology. *Energy-Friendly Compositions And Applications*, 2010.
- [20] Fan-Long JIN et Soo-Jin PARK : Thermal properties of epoxy resin/filler hybrid composites. *Polymer Degradation and Stability*, 97(11):2148–2153, 2012.
- [21] Sung-Jun JOO, Buhm PARK, Do-Hyoung KIM, Dong-Ok KWAK, In-Sang SONG, Junhong PARK et Hak-Sung KIM : Investigation of multilayer printed circuit board (PCB) film warpage using viscoelastic properties measured by a vibration test. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 25(3):035021, 2015.
- [22] D BARKER, M PECHT, A DASGUPTA et S NAQVI : Transient thermal stress analysis of a plated through hole subjected to wave soldering. *Journal of Electronics Packaging*, 1991.
- [23] ISOLA : PCB Material Selection for High-speed Digital Designs. Rapport technique, 2013.
- [24] W. L. BROWN, T. VENKATESAN et A. WAGNER : Ion beam lithography. *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research*, 191(1):157 – 168, 1981.
- [25] ANSYS : Granta material data for simulation (MDS), 2020.
- [26] Parsaoran HUTAPEA et Joachim L GRENESTEDT : Effect of temperature on elastic properties of woven-glass epoxy composites for printed circuit board applications. *Journal of electronic materials*, 32(4):221–227, 2003.
- [27] Mihai BRÂNZEI, Ioan PLOTOG et Ion PENCEA : The Influence of Pad Thermal Diffusivity over Heat Transfer into the PCBs Structure. *World Academy of Science, Engineering and Technology*, 7:577–580, 2013.
- [28] Kévin CANDELIER : *Caractérisation des transformations physico-chimiques intervenant lors de la thermodégradation du bois. Influence de l'intensité de traitement, de l'essence et de l'atmosphère*. Theses, 2013.
- [29] Loïc BRANCHERIAU, Henri BAILLERES et D GUITARD : Comparison between modulus of elasticity values calculated using 3 and 4 point bending tests on wooden samples. *Wood Science and Technology*, 36(5):367–383, 2002.
- [30] Warren Carl OLIVER et George Mathews PHARR : An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. *Journal of materials research*, 7(6):1564–1583, 1992.

# Chapitre 3

## Homogénéisation numérique

### Sommaire

---

<b>3.1 Introduction</b> . . . . .	<b>67</b>
<b>3.2 Méthodes d'homogénéisation des composites tissés</b> . . . . .	<b>67</b>
<b>3.3 Mécanique de génome de structure (MSG)</b> . . . . .	<b>69</b>
<b>3.4 Algorithmes d'optimisation</b> . . . . .	<b>70</b>
3.4.1 Classification des méthodes d'optimisation . . . . .	70
3.4.2 Algorithmes de Nelder-Mead . . . . .	71
<b>3.5 Prédiction numérique des propriétés mécaniques d'un FR4</b> . . . . .	<b>74</b>
3.5.1 Méthode de détermination des propriétés mécaniques . . . . .	74
3.5.2 Étude de sensibilité . . . . .	78
3.5.3 Procédure d'optimisation . . . . .	81
3.5.4 Résultats et discussion . . . . .	84
3.5.5 Influence du nombre de paramètres de la fonction coût . . . . .	87
<b>3.6 Détermination des propriétés thermiques d'un FR4</b> . . . . .	<b>89</b>
3.6.1 Coefficients de dilatation thermique . . . . .	90
3.6.2 Conductivité thermique . . . . .	91
<b>3.7 Propriétés thermoélastiques de l'inter-matrice (époxy renforcée)</b> . . . . .	<b>92</b>
<b>3.8 Conclusion</b> . . . . .	<b>93</b>
<b>Bibliographie</b> . . . . .	<b>94</b>

---



## 3.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, les propriétés mécaniques dans le plan du FR4 et celles thermiques dans la direction de l'épaisseur (hors plan) ont été estimées expérimentalement. La microstructure du FR4 étudié et les propriétés de ses phases constitutives ont été aussi analysées. L'objectif du présent chapitre est de compléter la caractérisation du comportement thermomécanique du FR4 par la détermination des autres propriétés thermoélastiques (non accessibles par les essais expérimentaux). Pour y parvenir, dans un premier temps, les méthodes d'homogénéisation numérique seront analysées. Puis, compte tenu de la structure complexe, des contraintes en termes de puissance et de temps de calcul, une nouvelle méthode d'homogénéisation permettant d'estimer les propriétés thermomécaniques du FR4 sera développée et implémentée. Enfin, les résultats obtenus seront analysés et discutés.

## 3.2 Méthodes d'homogénéisation des composites tissés

Le FR4 étudié est un composite tissé dont la microstructure a été présentée dans le chapitre 2. Avant la mise en œuvre d'une méthode d'homogénéisation, nous allons présenter quelques méthodes disponibles dans la littérature.

Ces méthodes peuvent être classées en méthodes analytiques, semi-analytiques et numériques. Dans le cadre des méthodes analytiques, Arabi et al. [1] ont utilisé les bornes de Voigt et Reuss pour estimer le module d'Young dans la direction de l'épaisseur  $E_Z$ . Cette méthode utilise les propriétés élastiques des différentes couches pour calculer le module d'Young  $E_Z$ . La théorie classique des stratifiés a été utilisée par [2] pour déterminer les propriétés de la couche de FR4.

Bien que les modèles analytiques fournissent une bonne estimation des propriétés dans le plan, ils ne prédisent pas avec une bonne précision les propriétés de cisaillement et hors du plan des composites textiles. De plus, en raison des différentes hypothèses faites dans les modèles analytiques, il est difficile de trouver un modèle analytique général qui puisse être appliqué aux composites stratifiés avec toutes les microstructures possibles.

En dehors des méthodes analytiques, des méthodes numériques ont été aussi développées. Elles peuvent être classées en méthodes directes ou inverses. Les méthodes directes partent d'informations complètes et à partir de procédures d'homogénéisation permettent de prédire les propriétés effectives d'un matériau composite. Ceci n'est pas le cas des méthodes inverses qui partent d'informations partielles et s'appuient sur un processus d'optimisation pour déduire les propriétés effectives.

Döbrich et al. [3] ont développé une approche d'homogénéisation à l'échelle microscopique très réaliste en une seule étape. Leurs résultats montrent qu'il n'est pas nécessaire de représenter toutes les fibres d'un toron. En effet, une soixantaine de fibres par toron serait suffisante pour une

représentation de la microstructure du toron. Fuchs et al. [4] ont proposé des méthodes d'éléments finis pour l'homogénéisation des propriétés d'un PCB. Les sections des torons sont supposées elliptiques et le schéma d'homogénéisation de Mori-Tanaka est utilisé pour obtenir ses propriétés effectives. Ces auteurs utilisent des éléments finis voxels pour créer la structure composite et le logiciel Digimat pour estimer ses propriétés effectives. Les méthodes précédentes sont toutes basées sur un volume élémentaire représentatif (VER) qui est le plus petit élément permettant de décrire la structure interne.

Récemment, Girard et al. [5] ont développé une méthode inverse pour déterminer les propriétés élastiques d'un FR4. Cette méthode est basée sur une méthode d'homogénéisation et sur l'algorithme de Nelder-Mead. Dans un premier temps, les propriétés des torons ont été estimées en recourant au modèle de Mori-Tanaka pour les fibres longues. Puis, un modèle numérique 3D du FR4 a été développé à l'aide du logiciel de calcul par éléments finis ABAQUS. En appliquant six chargements (trois en traction et trois en cisaillement), certaines propriétés élastiques orthotropes du stratifié ont pu être identifiées. Néanmoins, les propriétés des phases étant incomplètement identifiées, ils ont effectué une optimisation par comparaison des données numériques avec celles expérimentales.

Comparées aux méthodes analytiques, celles numériques permettent d'obtenir une meilleure estimation des propriétés effectives et des champs de contraintes et de déformation locaux et donc sont plus adaptées pour l'étude de l'endommagement. Néanmoins, compte tenu de la difficulté de modéliser des structures complexes, l'effort de modélisation et le temps de calcul et d'analyse sont plus importants. De plus, la validité du résultat dépend d'une bonne définition des conditions aux limites. Pour combiner les avantages des méthodes analytiques et numériques, des méthodes semi-analytiques ont été développées.

Prodromou et al. [6] ont proposé une approche pour prédire les propriétés élastiques et les contraintes et déformations locales en se basant sur la méthode des cellules initialement développé par Aboudi [7]. Otero et al. [8] ont proposé une méthode semi-analytique pour simuler le comportement mécanique d'un composite avec une adhésion ressort imparfaite entre l'inclusion et la matrice. Liu et al. [9] ont utilisé la Mécanique de Génome de structure ou "Mechanics of Structure Genome" (MSG) pour déterminer les propriétés de composites tissés. Cette méthode a été appliquée au PCB et au FR4 par Tao et al. [10]. La MSG est une approche unifiée applicable à différents types de microstructure et qui possède les avantages des méthodes analytiques et numériques.

Dans le cas de notre étude, les contraintes suivantes s'imposent à nous. Les informations concernant les phases du FR4 dont nous disposons sont incomplètes. Une méthode inverse s'avère donc nécessaire. Afin de bénéficier des avantages des méthodes analytiques et numériques, nous nous sommes intéressés aux méthodes semi-analytiques et particulièrement à la MSG. La raison de ce choix est qu'elle a déjà été appliquée aux PCB récemment et l'étude de Tao et al. [10] fournit

des éléments de comparaison par rapport à d'autres méthodes analytiques. La MSG sera présentée dans la section suivante.

### 3.3 Mécanique de génome de structure (MSG)

La MSG est une méthode semi-analytique basée sur un génome de structure (SG). En tant que méthode semi-analytique, elle permet de réduire de temps de calcul tout en gardant une précision proche de celle des modèles éléments finis.

Elle a été proposée par Yu [11] pour la modélisation des structures et matériaux hétérogènes puis appliquée aux composites tissés par Liu et al. [9] et au FR4 et PCB par Tao et al. [10]. La MSG permet d'unifier la micromécanique et la mécanique des structures, afin de prédire les propriétés structurelles en termes de microstructures sans séparation d'échelle. De plus, c'est une approche applicable aussi bien aux structures 1D, 2D que 3D.

La MSG est basée sur une structure de génome (SG). La SG représente le plus petit bloc mathématique à partir duquel on peut reconstruire la structure complète. La structure de génome permet de faire le lien entre la microstructure et la macrostructure. Elle peut être suivie dans les cas 1D, 2D ou 3D. La structure de génome présente des similitudes par rapport au VER. Cependant, l'analyse sur le SG 1D ou 2D peut prédire l'ensemble complet des propriétés du solide et des champs locaux, ce que ne peut pas faire un VER de même dimension par analyse en éléments finis.

Par la MSG, un modèle homogénéisé peut être formulé en minimisant la perte d'information entre le milieu hétérogène initial et le milieu homogène équivalent. Pour un matériau élastique linéaire, cette information peut être la densité d'énergie de déformation.

L'équation (3.1) permet de minimiser la différence entre l'énergie de déformation du modèle hétérogène et du modèle homogénéisé, soit :

$$\Pi = \left\langle \frac{1}{2} C_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} \right\rangle - \frac{1}{2} \bar{C}_{ijkl} \bar{\varepsilon}_{ij} \bar{\varepsilon}_{kl} \quad (3.1)$$

où  $\bar{C}_{ijkl}$  représente la rigidité effective pour le modèle structurel macroscopique.

On note que, parce que  $\bar{\varepsilon}$  contiennent six composants,  $\bar{C}_{ijkl}$  peut être représenté par une matrice 6×6 contenant l'ensemble des propriétés 3D, bien que le SG puisse être un domaine 1D, 2D ou 3D.

Les références [9–11] contiennent des détails additionnels.

Une méthode inverse nécessite également un algorithme d'optimisation. La section 3.4 permettra d'étudier et de choisir l'algorithme d'optimisation le plus adapté.

## 3.4 Algorithmes d'optimisation

L'optimisation permet de résoudre un problème en minimisant (respectivement en maximisant) une fonction objective (ou fonction coût) soumise ou non à des contraintes. Nous distinguons quatre paramètres importants : le type de problème, la fonction coût, les variables et les contraintes. Ces paramètres permettent de classifier les algorithmes et d'en identifier le plus approprié pour résoudre un problème spécifique.

### 3.4.1 Classification des méthodes d'optimisation

Selon le type de problème, on distingue la linéarité et la non-linéarité. Un problème peut être défini par une ou plusieurs variables concourantes : on parle de mono-objectif et multi-objectif.

La classification la plus connue est celle selon le type de méthode utilisée pour la résolution du problème. On distingue trois principales méthodes : les méthodes déterministes, stochastiques et hybrides. La figure 3.1 présente une liste non exhaustive de méthodes d'optimisation.

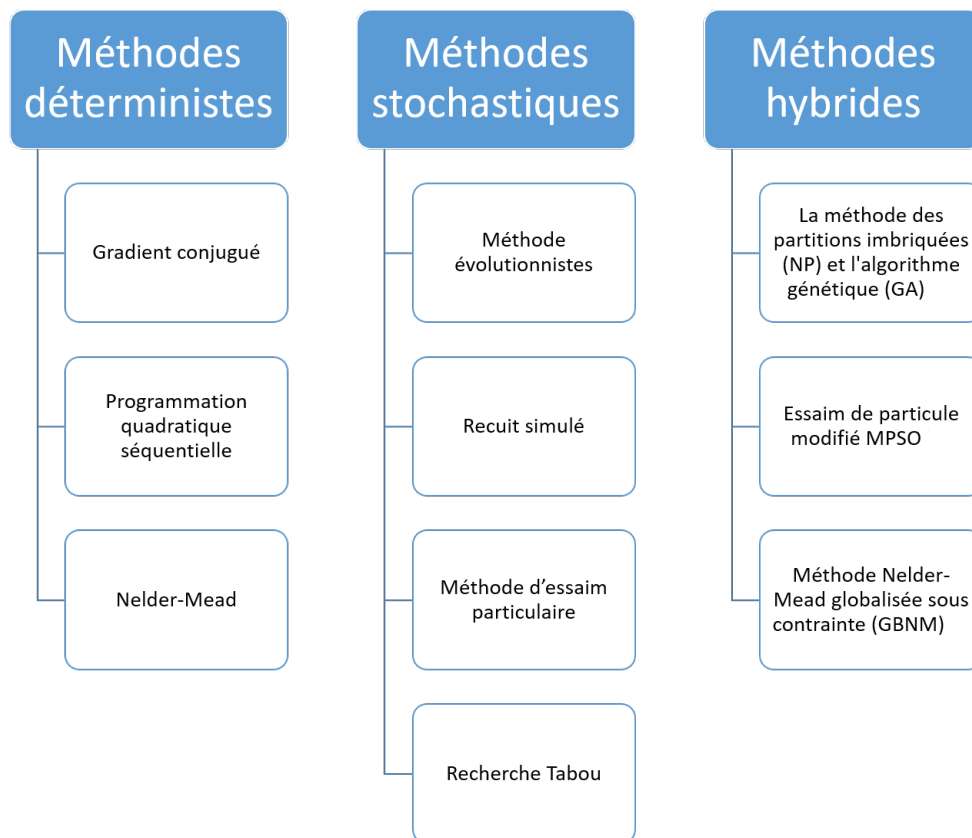


FIGURE 3.1 – Classification des méthodes d'optimisation

Les problèmes déterministes désignent les problèmes qui pour une même entrée et une même séquence d'opérations fourniront la même valeur en sortie. Les méthodes utilisées pour résoudre ce genre de problème sont alors des méthodes déterministes. Elles n'incluent aucun phénomène aléatoire et sont parfaitement connues. Elles permettent de trouver assez rapidement des solutions

pour un coût de calcul faible. Néanmoins, le risque d'avoir des minimums locaux et non globaux est important lorsque le problème est complexe (multiples fonctions coûts, nombres importants de variables, etc). De plus, l'évaluation du gradient dans les méthodes déterministes qui en usent peut être difficile et entraîner une augmentation importante du temps de calcul.

Les méthodes stochastiques comportent une part d'aléatoire. Partant d'un état initial, on peut avoir plusieurs états finaux. Elles supposent une connaissance imparfaite mais sont plus adaptées à la réalité où plusieurs aléas peuvent apparaître. Elles permettent de déterminer un minimum global. En revanche, le temps de calcul est plus long comparé à des méthodes déterministes pour des problèmes simples.

Les méthodes hybrides essaient de combiner la recherche de minimum global des méthodes stochastiques à la rapidité des méthodes déterministes.

Ces bases étant posées, l'algorithme de Nelder-Mead qui est une méthode déterministe et sa version améliorée, l'algorithme de Nelder-Mead globalisée ou "Globalized Nelder Mead algorithm" (GBNM) seront étudiés.

#### 3.4.2 Algorithmes de Nelder-Mead

L'algorithme de Nelder-Mead est une méthode proposée par Nelder et Mead [12] pour déterminer un extremum d'une fonction multidimensionnelle. Cette méthode est directe car on évalue directement la valeur de la fonction coût. Par ailleurs, elle possède l'avantage d'induire peu d'évaluations de la fonction à chaque itération. Néanmoins, elle est sujette à des problèmes de convergence notamment en cas de minimums multiples.

La méthode est basée sur un simplexe ou N-simplexe qui est la généralisation à N dimensions d'un triangle. Le cas du 2-simplexe qui est un triangle sera présenté pour une meilleure compréhension.

Au départ, un simplexe est créé en prenant des sommets de façon aléatoire. Le choix de ces sommets est très important pour la convergence surtout lorsque le minimum recherché est un minimum global. En pratique, l'algorithme est réinitialisé en utilisant les valeurs obtenues après convergence. Les sommets d'initialisation peuvent être également modifiés.

En dehors de la fonction objective ou fonction coût qu'on cherche à minimiser, un deuxième paramètre est important : le critère d'arrêt. Le rôle du critère d'arrêt est d'évaluer la convergence et mettre fin à la procédure d'optimisation. Deux types de critères sont souvent utilisés. Le premier est la différence de fonction coût entre deux itérations consécutives. Le second critère est le nombre maximal d'itérations. Ce critère intervient notamment en cas de limitation de puissance de calcul pour limiter les erreurs ou en cas de divergence. Les deux types de critère d'arrêt peuvent être associés pour une meilleure robustesse de l'algorithme.

Après l'initialisation, la valeur de la fonction coût est évaluée pour chacun des sommets du simplexe. Par comparaison, le pire sommet, c'est-à-dire la plus importante valeur de la fonction coût est identifié. Une série d'opérations est alors effectuée (figure 3.2).

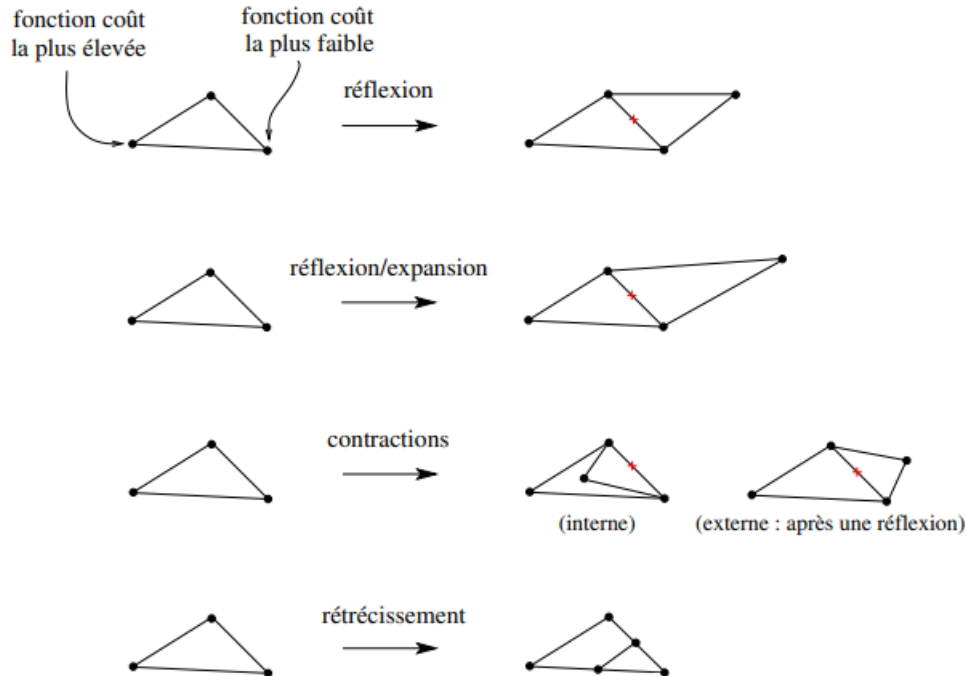


FIGURE 3.2 – Opérations d'un simplexe de l'algorithme de Nelder-Mead globalisé [13]

Les sommets sont classés en fonction de la valeur de leur fonction coût.  $x_a$  désignera le sommet ayant la fonction coût la plus faible et  $x_l$  celui ayant la fonction coût la plus élevée. Le troisième sommet sera  $x_d$  avec :  $f_a \leq f_d < f_l$ . Le centre de gravité  $x_c$  est ensuite évalué. Le sommet ayant la fonction coût la plus élevée, subit une opération de réflexion.

$$x_r = x_c + (x_c - x_l) \quad (3.2)$$

La fonction coût de  $x_r$  est évaluée. Si  $f_a < f_r < f_d$ , l'itération prend fin et un nouveau simplexe avec le sommet réfléchi est adopté pour l'itération suivante. Dans le cas contraire, si  $f_r < f_a$ , une opération d'expansion est effectuée.

$$x_e = x_c + 2(x_r - x_c) \quad (3.3)$$

Après cette opération, le sommet ayant la plus petite valeur de fonction coût entre  $x_e$  et  $x_r$  est adopté et l'itération prend fin.

Dans le cas où  $f_d < f_r$ , un rétrécissement est effectué. Il y a deux scénarios possibles.

Pour le premier scénario, si  $f_d \leq f_r < f_l$ ,

$$x_w = x_c + \frac{1}{2}(x_r - x_c) \tag{3.4}$$

Dans le cas où,  $f_w \leq f_r$ , il faut adopter  $x_w$  et termine l'itération.

Pour le second scénario, si  $f_l \leq f_r$ ,

$$x_w = x_c + \frac{1}{2}(x_l - x_c) \tag{3.5}$$

Dans le cas où,  $f_w < f_r$ ,  $x_w$  est utilisé et l'itération s'achève.

Les itérations continuent jusqu'à ce que le critère d'arrêt soit satisfait. La figure 3.3 résume l'algorithme.

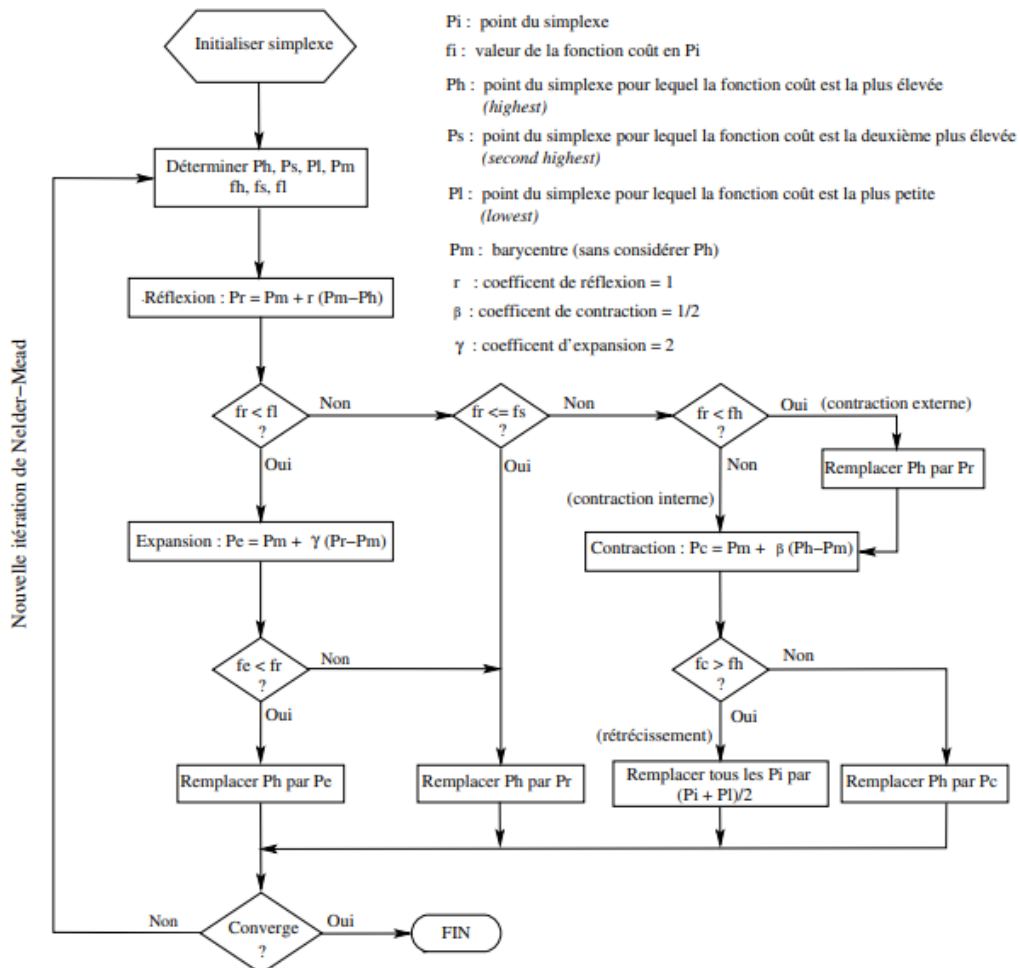


FIGURE 3.3 – Algorithme de Nelder-Mead [13]

L'algorithme de Nelder-Mead présente deux principales limitations. Premièrement, le minimum global est difficilement atteint notamment en cas de minimums locaux multiples. En second lieu, certains problèmes nécessitent la définition de contraintes. Pour ces raisons, Luersen [13] a

proposé une extension de cet algorithme en intégrant la possibilité d'utiliser des contraintes et une méthode aléatoire de définition des sommets du simplexe. La méthode nommée algorithme de Nelder-Mead borné globalisé ou "Globalized Nelder Mead algorithm" (GBNM) est une méthode de recherche de minimum global.

De cette étude, différentes méthodes ont été identifiées. Une méthode inverse intégrant la mécanique de génome de structure et l'algorithme de Nelder-Mead globalisé a ensuite été développée pour déterminer les propriétés effectives inconnues du FR4. La section 3.5 présentera la méthode ainsi que les résultats obtenus.

### 3.5 Prédiction numérique des propriétés mécaniques d'un FR4

Dans cette section, le processus d'obtention des propriétés mécaniques par homogénéisation est présenté.

#### 3.5.1 Méthode de détermination des propriétés mécaniques

Pour l'homogénéisation numérique, une approche combinant la MSG et l'algorithme de Nelder-Mead globalisé était notre choix en raison des avantages des deux méthodes.

Des logiciels existent qui permettent d'appliquer la MSG. Nous avons le choix entre le logiciel TexGen4SC, combinaison d'un code commercial SwiftComp et du logiciel open source TexGen, accessible en ligne et un code maison Cmsbfe développé par Koutsawa [14]. Nous nous sommes basés sur le tableau 3.2 pour déterminer quel logiciel utiliser.

La précision entre TexGen4SC et Cmsbfe et similaire, ce qui sera prouvé par des calculs ultérieurs. Nous avons choisi Cmsbfe principalement parce que c'était un code maison que nous pouvions facilement faire évoluer et également parce qu'il permet l'analyse thermoélastique complète. Il offre également la possibilité d'être facilement intégrable dans d'autres scripts et nous avons pu bénéficier du support du concepteur.

TABLEAU 3.1 – Comparaison entre TexGen4SC et Cmsbfe

	TexGen4SC	Cmsbfe
Avantages	Accessible en ligne Dispose d'une interface graphique TexGen directement intégré -	Code maison (LIST)  Local et flexible Analyse thermoélastique complète
Inconvénients	Risques confidentialité des données Difficulté ajout scripts CDT uniquement	Calcul multi-échelle non automatique Pas d'interface graphique -



Cmbsfe est conçu pour être utilisé en méthode directe. Un script permettant de l'utiliser en méthode inverse a donc été développé.

La méthode consiste en trois principales parties : une première partie microscopique à l'échelle des torons, une deuxième partie macroscopique à l'échelle du FR4 et une troisième partie qui concerne l'optimisation. Chacune de ces étapes est présentée ci-après.

### 3.5.1.1 Échelle microscopique (toron)

À l'échelle du toron, les informations nécessaires pour l'homogénéisation sont les fractions volumiques et les propriétés des phases locales. Le type de génome de structure (SG) a été déduit des observations microscopiques.

D'après les motifs observables sur la figure 3.4, les structures de génome hexagonales à 2 et 8 fibres peuvent être adoptées pour décrire la microstructure. Le modèle à une fibre ne correspond pas à la topologie et n'a pas été testé. Les propriétés des fibres de verre ont été extraites de la littérature [15]. Pour la matrice interne au toron, le module d'Young dans le plan ( $E^*$ ) a été obtenu par nano-indentation. Le coefficient de Poisson de l'intra-matrice et les fractions volumiques des fibres demeurent à préciser pour déduire les propriétés effectives du toron du FR4. Les valeurs minimales de la fraction volumique des fibres obtenues par observation ont été utilisées pour l'initialisation. De même, la valeur du coefficient de Poisson telle que suggérée par Pandini et al. [16], de l'ordre de 0,4 a été choisie pour l'initialisation. L'algorithme d'optimisation teste différentes valeurs d'initialisation, ce qui permet de s'assurer de la robustesse de la méthode.

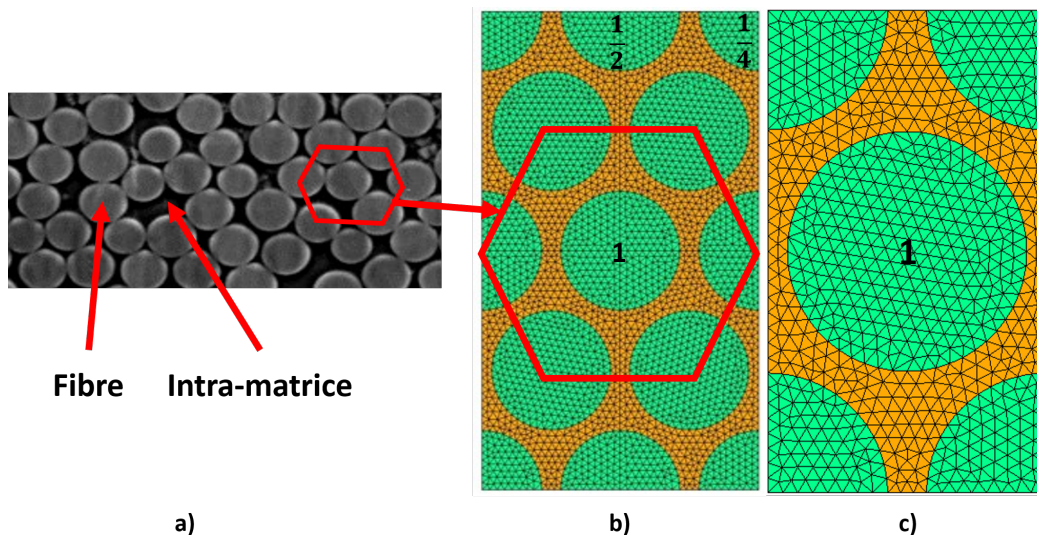


FIGURE 3.4 – Détermination de la SG : a) Microstructure observée au MEB dans le sens Y trame. b) SG hexagonale à 8 fibres c) SG hexagonale à 2 fibres

Le tableau 3.2 récapitule les variables utilisées pour l'initialisation de la procédure d'optimisation (méthode inverse).

TABLEAU 3.2 – Propriétés initiales des phases constitutives d'un toron

Paramètres	Fibres de verre	Intra-matrice
Module d'Young (GPa)	73 [15]	4,11
Coefficient de Poisson	0,22 [15]	0,4 [16]
Fraction volumique des fibres (trame)		0,76
Fraction volumique des fibres (chaîne)		0,74

À l'issue de la procédure d'homogénéisation réalisée à cette échelle, les propriétés élastiques effectives isotropes transverses des torons sont alors estimées aussi bien dans le sens trame (direction X) que dans le sens chaîne (direction Y).

### 3.5.1.2 Échelle macroscopique (composite stratifié FR4)

À l'échelle macroscopique, en plus des propriétés mécaniques des torons, des informations sur le tissage et les propriétés de la matrice entre les torons sont requises pour la procédure d'homogénéisation. Les propriétés mécaniques des torons sont issues de l'homogénéisation à l'échelle microscopique (réalisée dans la section précédente), les informations relatives au tissage ont été obtenues par observations microscopiques et présentées dans la section 2.3. Les valeurs moyennes des paramètres géométriques des torons ont été considérées. La hauteur des plis est obtenue en divisant l'épaisseur totale par le nombre de plis ( $H = 187,5 \mu\text{m}$ ). Le coefficient de Poisson étant supposé identique pour les matrices : 0,4 pour l'initialisation. La valeur initiale du module d'Young de l'inter-matrice a été fixée à 15 GPa, valeur maximale indicative obtenue par les essais de nanoindentation. Le tableau 3.3 résume ces paramètres.

TABLEAU 3.3 – Paramètres d'initialisation de l'homogénéisation numérique du stratifié

Inter-matrice		Trame ( $\mu\text{m}$ )			Chaîne ( $\mu\text{m}$ )		
Module d'Young (GPa)	Coefficient de Poisson	$w$	$h$	$sp$	$w$	$h$	$sp$
15	0,4	583,66	90,13	573,63	582,76	91,57	771,19

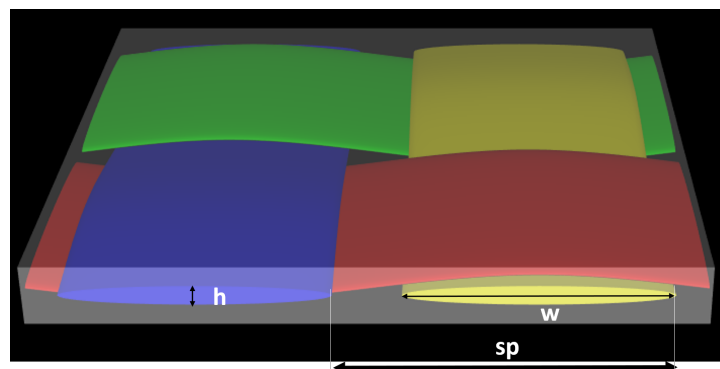


FIGURE 3.5 – Paramètres géométriques observés sur un pli

La figure 3.5 illustre ces paramètres géométriques.

Une structure de génome sous la forme d'un pli est générée à l'aide du logiciel TexGen. Ce logiciel permet de générer un pli avec des divers tissages. C'est un logiciel "open source" avec une communauté active, utilisé par de nombreux auteurs [17–19]. Avec les paramètres géométriques des torons et le type de tissage qui est une armure à toile dans notre cas, le pli ainsi que le stratifié composite peuvent être générés par TexGen. Un script développé par Tao et al. [10] permet de générer des torons de tailles différentes suivant les sens trame et chaîne. Il est ensuite maillé avec des éléments voxel. Le maillage du stratifié est enfin exporté au format "inp" d'Abaqus. Une étude de convergence a préalablement été effectuée sur le pli en analysant l'influence du nombre d'éléments sur les propriétés effectives obtenues. La convergence est obtenue pour 48000 éléments C3D8, trente dans l'épaisseur et quarante dans les deux autres directions. Les résultats des études de convergence sont présentés par la figure ci-dessous.

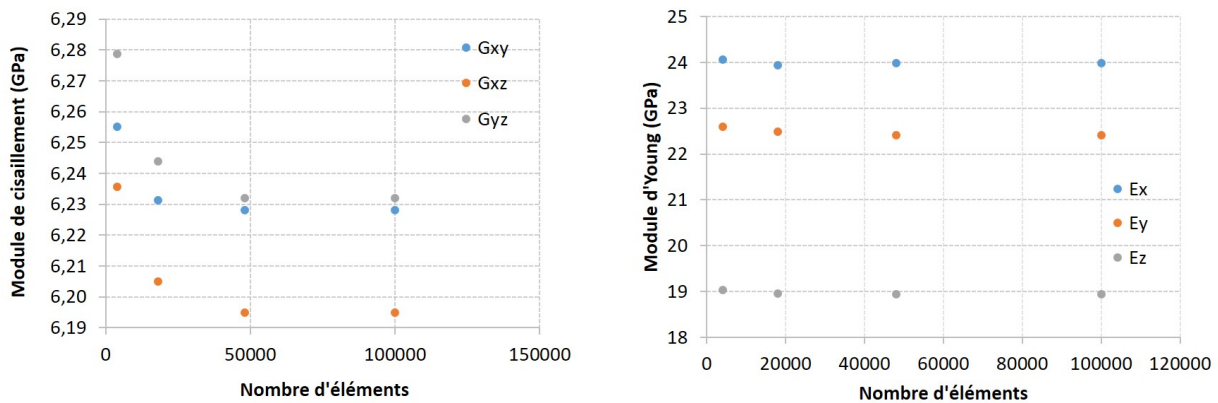


FIGURE 3.6 – Variation du module de cisaillement et du module d'Young en fonction du nombre d'éléments

Trois différents types de SG ont été étudiés. Un premier modèle avec un seul pli, un deuxième modèle avec trois plis et un troisième modèle avec la totalité des plis soit huit. Une condition de périodicité suivant Z a été imposée pour les modèles à un et trois plis. La figure 3.7 présente les différents SG analysés.

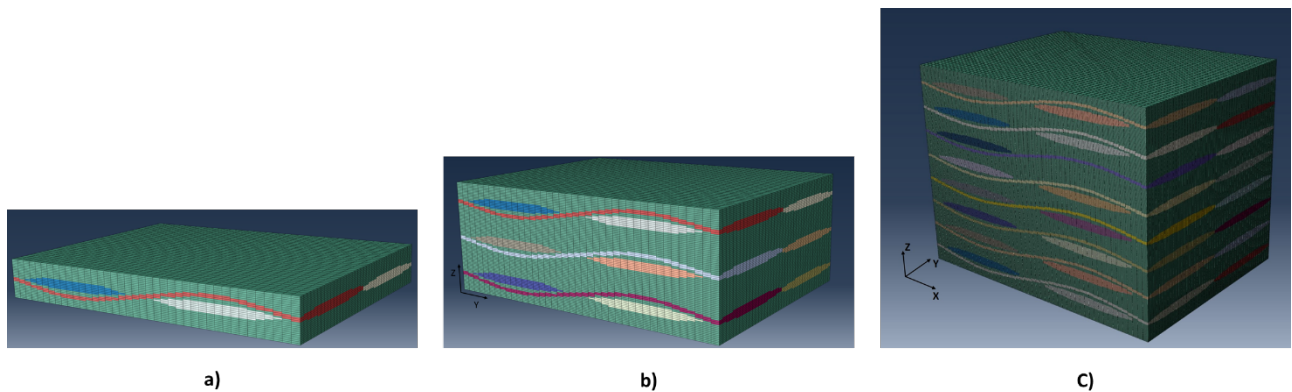


FIGURE 3.7 – SG macroscopique : a) Modèle à un pli b) Modèle à trois plis c) Modèle à 8 plis

La MSG permet de gérer des modèles périodiques ou non suivant chacune des directions. L'influence du nombre de plis considérés pour le SG et de la périodicité suivant Z a été étudiée. À l'issue de la première homogénéisation numérique, les propriétés effectives prédites sont comparées aux résultats des essais mécaniques présentés dans le chapitre 2. Afin de développer l'algorithme d'optimisation, les variables à prendre en compte dans la fonction coût ont été identifiées et leurs influences ont été analysées.

### 3.5.2 Étude de sensibilité

Différentes variables interviennent dans l'homogénéisation numérique du FR4. À l'échelle microscopique, le coefficient de Poisson de la matrice interne au toron et les fractions volumiques des fibres dont les valeurs ne sont pas connues avec précision. À l'échelle macroscopique, les valeurs moyennes des paramètres géométriques ont été utilisées, mais il était nécessaire de vérifier l'influence de la dispersion des valeurs mesurées. De plus, les propriétés de la matrice externe au toron demeurent incertaines.

Pour la mise en œuvre de la procédure d'optimisation, un critère est nécessaire pour évaluer les écarts entre les données expérimentales et les prédictions numériques. Les paramètres obtenus par essais expérimentaux sont les propriétés dans le plan du FR4. Une fonction coût quadratique a dès lors été définie pour évaluer l'écart global entre les résultats issus de deux approches. Cette fonction est exprimée en fonction des quatre propriétés effectives fournies par les essais mécaniques sur le FR4 :  $E_X^{exp}$ ,  $E_Y^{exp}$ ,  $G_{XY}^{exp}$  et  $\nu_{XY}^{exp}$ .

$$f_{\text{coût}} = \left( \frac{E_X^{exp} - E_X^{sim}}{E_X^{exp}} \right)^2 + \left( \frac{E_Y^{exp} - E_Y^{sim}}{E_Y^{exp}} \right)^2 + \left( \frac{\nu_{XY}^{exp} - \nu_{XY}^{sim}}{\nu_{XY}^{exp}} \right)^2 + \left( \frac{G_{XY}^{exp} - G_{XY}^{sim}}{G_{XY}^{exp}} \right)^2 \quad (3.6)$$

Au cours de la procédure d'optimisation, les paramètres de la fonction coût ne peuvent être modifiés directement, car ils sont eux-mêmes dépendants de certaines variables définies plus haut. Nous analysons donc l'influence de ces variables sur la fonction coût.

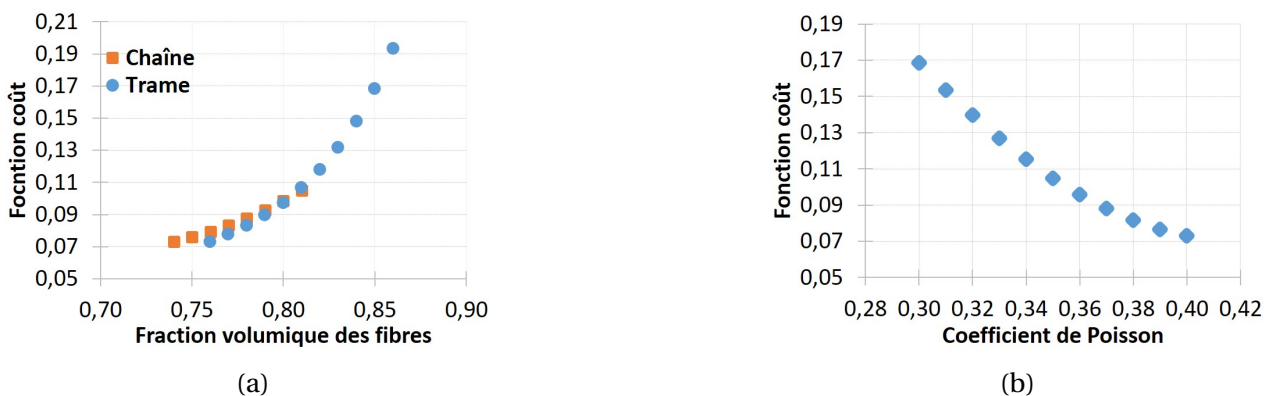


FIGURE 3.8 – Influence des fractions volumiques a) et du coefficient de Poisson des matrices b) sur la fonction coût

La fonction tend à converger vers une valeur fixe lorsque l'on diminue les valeurs des fractions volumiques tandis que l'inverse est observé pour le coefficient de Poisson. Les deux fonctions présentent une tendance asymptotique.

Dans le cas des fractions volumiques, les fibres de verre ont un module d'Young environ 5 fois supérieur au module d'Young maximum de l'inter-matrice obtenu à titre indicatif par nano-indentation. Les modules d'Young et de cisaillement ont donc tendance à augmenter avec la fraction volumique. Pour des raisons topologiques, la fraction volumique des fibres est limitée. Le ralentissement de l'évolution de la fonction peut s'expliquer par la proximité avec un des extremums. En ce qui concerne le coefficient de Poisson, la cause de la convergence peut être la proximité avec la limite pour les matériaux isotropes qui vaut 0,5.

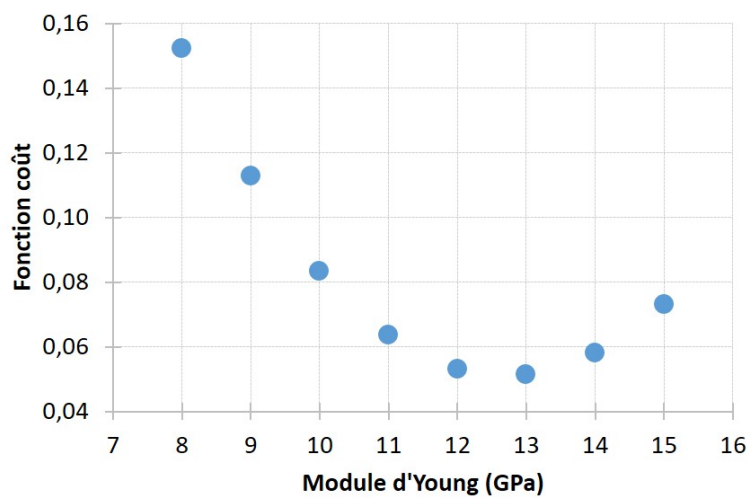


FIGURE 3.9 – Influence des modules d'Young de l'inter-matrice sur la fonction coût

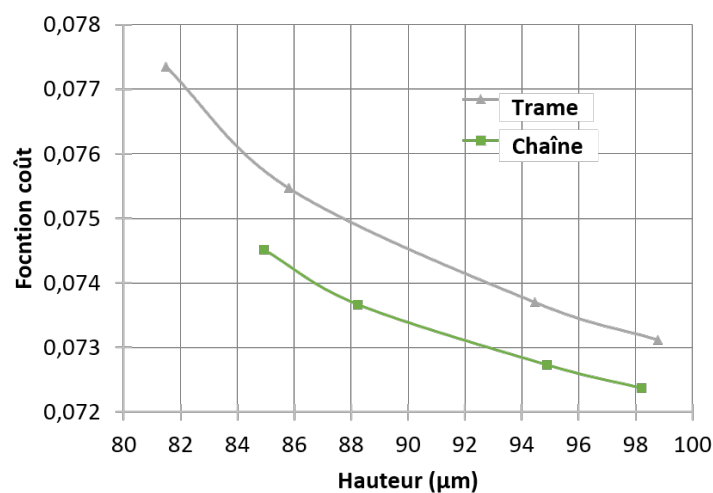


FIGURE 3.10 – Influence de la hauteur (h) des torons sur la fonction coût

La figure 3.9 montre que la courbe de l'évolution de la fonction coût en fonction du module d'Young de l'inter-matrice présente un minimum.

La figure 3.10 indique une évolution quasi-linéaire de la fonction coût en fonction de la hauteur des torons. L'augmentation de la hauteur entraîne une augmentation de la taille des torons et donc de leurs fractions volumiques dans la structure de génome. Le toron ayant des modules d'Young et de cisaillement plus élevés que ceux de la matrice, une augmentation de la fraction volumique des torons va entraîner une augmentation des modules d'Young et de cisaillement. C'est le même principe qu'on observe pour la largeur (figure 3.11).

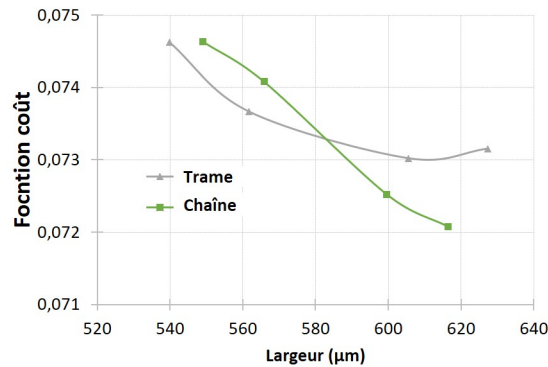
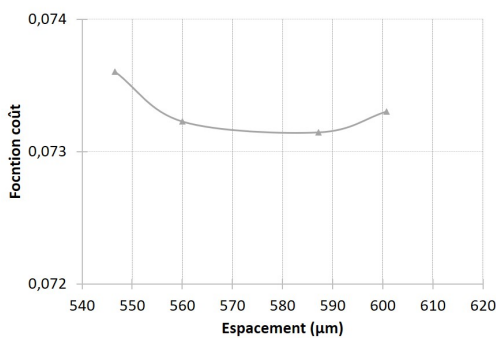
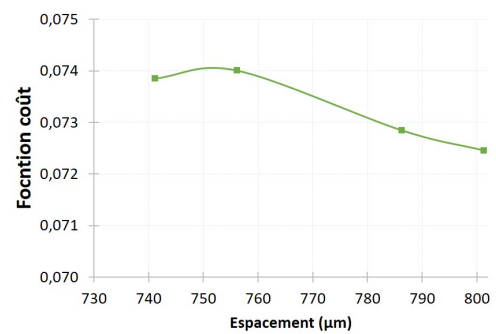


FIGURE 3.11 – Influence de la largeur ( $w$ ) des torons sur la fonction coût



(a)



(b)

FIGURE 3.12 – Influence de l'espacement ( $sp$ ) dans la direction trame a) et chaîne b) des torons sur la fonction coût

L'espacement, contrairement à la hauteur et la largeur, n'influe pas significativement sur la fraction volumique des torons mais sur leur positionnement au sein de la matrice et sur la périodicité. Son évolution est plus complexe à décrire, et la faible variation ne permet pas d'observer une tendance claire comme c'était le cas pour les autres variables. Les figures 3.8 à 3.12 permettent de constater que l'influence des paramètres géométriques des torons est négligeable, relativement aux autres variables. La variation maximale est de l'ordre de 0,6 % pour ces variables tandis qu'elle dépasse les 10 % pour le module d'Young, le coefficient de Poisson et les fractions volumique des fibres. Nous retenons donc pour notre étude les fractions volumiques des fibres dans les sens trame ( $v_{f_{trame}}$ ) et chaîne ( $v_{f_{chaîne}}$ ), le coefficient de Poisson des matrices ( $\nu_m$ ) et le module d'Young de l'inter-matrice ( $E_{m_{macro}}$ ) comme paramètres de la procédure d'optimisation. Ce sont donc ces quatre paramètres qui seront actualisés à chaque itération dans la procédure d'optimisation et

pour la minimisation de la fonction coût.

### 3.5.3 Procédure d'optimisation

La procédure d'optimisation consiste à minimiser la valeur de la fonction coût. Nous avons adopté l'algorithme de Nelder-Mead globalisé (GBNM). Néanmoins, nous nous sommes heurtés à une difficulté majeure. L'algorithme nécessite de modifier les composantes des sommets du simplexe. Mais nous ne pouvons modifier dans notre cas que les quatre variables identifiées lors de l'étude de sensibilité c'est-à-dire les fractions volumiques des fibres dans les sens trame ( $v_{f_{trame}}$ ) et chaîne ( $v_{f_{chaîne}}$ ), le coefficient de Poisson des matrices ( $\nu_m$ ) et le module d'Young de l'inter-matrice ( $E_{m_{macro}}$ ). L'influence de chacun de ces paramètres sur les composantes des sommets du simplexe  $E_X^{exp}$ ,  $E_Y^{exp}$ ,  $G_{XY}^{exp}$  et  $\nu_{XY}^{exp}$  a été analysée. Nous avons remarqué que chacune des composantes dépendait de plusieurs paramètres; les figures 3.13 et 3.14 montrent que la fraction volumique dans le sens trame influe à la fois sur les modules d'Young et les modules de cisaillement effectifs du FR4.

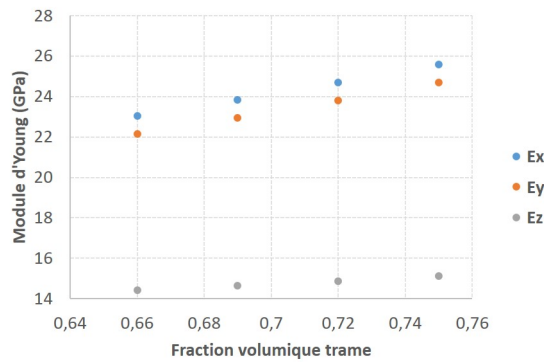


FIGURE 3.13 – Influence de la fraction volumique dans le sens trame sur les modules d'Young effectifs du FR4

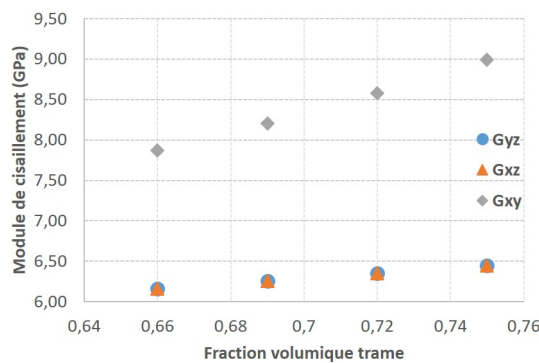


FIGURE 3.14 – Influence de la fraction volumique dans le sens trame sur les modules de cisaillement du FR4

En raison de cette influence simultanée des paramètres sur plusieurs composantes, nous ne pouvons pas avec précision modifier les composantes suivant l'algorithme GBNM à partir de nos paramètres. De plus, les informations obtenues à partir des tests de sensibilité devaient être

étudiées dans l'optique de simplifier le problème. Le choix de la fonction coût et de ses paramètres devait être approfondi au regard de informations fournies par les études de sensibilité. Enfin, nos paramètres étant bornés, le champ des possibilités s'en trouvait réduit. Nous avons créé notre propre algorithme en nous référant à l'algorithme GBNM.

La méthode utilise une initialisation aléatoire des paramètres en respectant leurs bornes déterminées dans le chapitre 2. Un seul élément ayant les mêmes composantes que le sommet d'un simplexe est utilisé pour l'initialisation. Un premier critère d'arrêt, le nombre maximal d'itérations  $N=100$  a été défini. De plus, un deuxième critère permettant d'évaluer la différence de la fonction coût entre deux itérations successives  $\Delta f_a = f_a - f_{a-1}$  donne l'occasion d'apprécier la convergence de la procédure d'optimisation. Le programme s'arrête donc lorsque  $\Delta f$  est inférieur ou égale à une valeur  $\eta$  fixée à  $10^{-4}$  que nous avons choisie après une série de tests comme permettant d'avoir le meilleur ratio temps de calcul/précision du résultat.

La MSG est appliquée puis la valeur de  $\Delta f_a$  est évaluée. Pour chacune des variables (module d'Young de l'inter-matrice, fractions volumiques des fibres et coefficient de Poisson), des incréments (pas) ont été définis pour permettre leurs modifications à chaque itération. Plusieurs valeurs de pas ont été testées. Nous avons remarqué que la valeur du pas influençait plus le temps de calcul mais très peu la précision du résultat final. Un pas dynamique a donc été défini, plus important au début et de plus en plus faible à mesure que la valeur de la précision de  $\eta$  diminuait. Les différentes étapes sont synthétisées dans l'algorithme présenté par la figure 3.15.

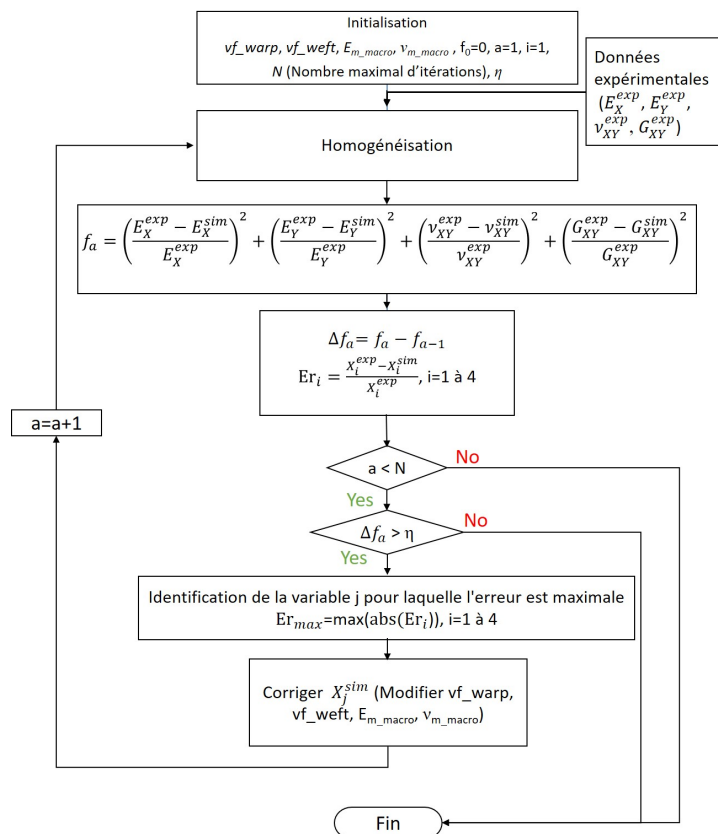


FIGURE 3.15 – Organigramme d'optimisation



Enfin, en se référant à la section 3.5.2, les valeurs maximales de la fraction volumique des fibres et du coefficient de Poisson de l'inter-matrice auraient pu être fixées. Le problème se résumerait à déterminer la valeur du module d'Young de l'inter-matrice qui donnerait la valeur minimale de la fonction coût. Néanmoins, le transfert de ces observations vers d'autres modèles n'était pas sûr. L'algorithme avec une variation de tous les paramètres a donc été conservé puisque notre objectif était d'avoir une méthode applicable à tout FR4 rigide.

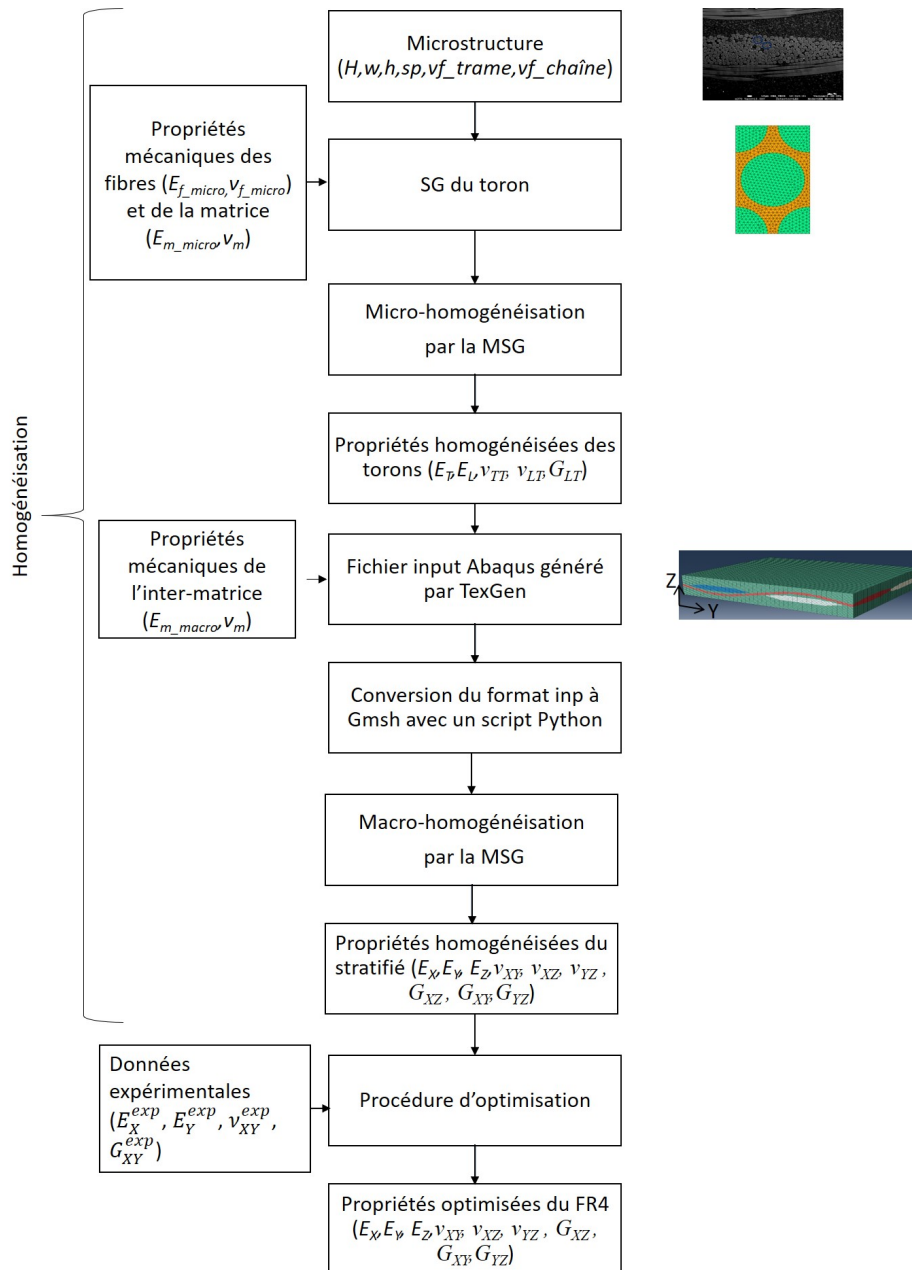


FIGURE 3.16 – Méthode de détermination des propriétés élastiques par homogénéisation numérique

Avec cette section sur l'optimisation, toute la méthode développée a été présentée. Une synthèse est proposée par la figure 3.16. Nous y retrouvons les trois principales étapes ainsi que toutes les entrées et sorties. Dans la section suivante nous présentons et discutons des résultats obtenus.

### 3.5.4 Résultats et discussion

#### 3.5.4.1 Échelle microscopique (toron)

Les données utilisées pour l'initialisation sont présentées par le tableau 3.4.

TABLEAU 3.4 – Paramètres d'initialisation à l'échelle microscopique

Propriétés	Fibres de verres	Intra-matrice
Module d'Young (GPa)	73 [15]	4,11
Coefficient de Poisson	0,22 [15]	0,4 [20]
Fraction volumique des fibres (Trame)		0,76
Fraction volumique des fibres (Chaîne)		0,74

Après la mise en œuvre de la méthode à l'échelle des torons, nous avons obtenu les résultats résumés dans le tableau 3.5.

TABLEAU 3.5 – Propriétés effectives des torons

Propriétés effectives	2 fibres		8 fibres	
	Trame	Chaîne	Trame	Chaîne
$E_L$ (GPa)	56,50	55,12	56,50	55,12
$E_T$ (GPa)	25,29	23,57	25,29	23,57
$G_{LT}$ (GPa)	9,07	8,38	9,07	8,38
$\nu_{TT}$	0,39	0,41	0,39	0,41
$\nu_{LT}$	0,26	0,26	0,26	0,26
CPU time (s)	25,61	24,45	138,85	132,71

"L" désigne la direction longitudinale et "T" la transversale. Nous constatons que les deux types de SG (à deux ou huit fibres) considérés prédisent des propriétés effectives similaires pour les torons. Néanmoins, le temps de calcul étant au moins cinq fois plus important pour la SG à 8 fibres, comparativement à la SG à 2 fibres (pour une précision identique), cette dernière a donc été retenue pour la suite de l'étude. Ce temps de calcul plus important s'explique par le nombre d'éléments supérieur dans le cas de la SG à 8 fibres puisque le modèle est plus complexe.

Une fois les propriétés effectives des torons prédites, celles du stratifié de grade FR4 peuvent être abordées.

### 3.5.4.2 Échelle macroscopique (composite stratifié : FR4)

Par application de la méthode développée à l'aide du script, nous obtenons les propriétés élastiques du composite stratifié (FR4). En utilisant les paramètres décrits dans le tableau 3.6, on obtient la synthèse décrite par le tableau 3.7.

TABLEAU 3.6 – Paramètres utilisés pour l'initialisation à l'échelle macroscopique

Inter-matrice		Trame			Chaîne		
E (GPa)	Coefficient de Poisson	$w$ ( $\mu\text{m}$ )	$h$ ( $\mu\text{m}$ )	$sp$ ( $\mu\text{m}$ )	$w$ ( $\mu\text{m}$ )	$h$ ( $\mu\text{m}$ )	$sp$ ( $\mu\text{m}$ )
15	0,4	583,66	90,13	573,63	582,76	91,57	771,19

TABLEAU 3.7 – Comparaison entre les prédictions initiales des propriétés effectives du FR4 étudié et les valeurs expérimentales obtenues par les essais mécaniques

Propriétés	Un pli		Trois plis		Huit plis	Expérimental (??)
	Périodique	Apériodique	Périodique	Apériodique		
$E_X$ (GPa)	24,19	23,99	24,2	24,15	24,2	26 $\pm$ 0,4
$E_Y$ (GPa)	22,67	22,41	22,67	22,62	22,67	23,34 $\pm$ 0,43
$E_Z$ (GPa)	18,97	18,94	18,97	18,95	18,97	
$G_{YZ}$ (GPa)	6,25	6,23	6,25	6,24	6,25	
$G_{XZ}$ (GPa)	6,2	6,19	6,20	6,20	6,20	
$G_{XY}$ (GPa)	6,23	6,23	6,23	6,23	6,23	5 $\pm$ 0,10
$\nu_{YZ}$	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43	
$\nu_{XZ}$	0,42	0,41	0,42	0,42	0,42	
$\nu_{XY}$	0,28	0,29	0,28	0,28	0,28	0,26 $\pm$ 0,02
Temps (s)	343,51	221,9	1493,81	1779,63	6541	

Ces résultats montrent que l'influence du nombre de plis sur les propriétés effectives du stratifié est négligeable. Ceci confirme l'avantage de la MSG puisqu'il y a peu de perte d'information entre la structure de génome et la structure complète. De plus la prise en compte de la périodicité permet d'améliorer la précision des modèles à un et 3 plis.

En revanche, le temps de calcul nécessaire pour le modèle à 8 plis est 19 fois supérieur au temps consommé par le modèle périodique à un pli (tableau 3.7). Cette différence est due au nombre d'éléments, huit fois plus important dans le cas du modèle à huit plis. En conséquence, le modèle à un pli périodique a été retenu.

Nous pouvons remarquer aussi que les propriétés effectives, telles que prédites par cette première homogénéisation numérique, présentent des écarts significatifs, par rapport aux valeurs expérimentales. Une optimisation est donc nécessaire pour réduire ces différences constatées en adaptant certains paramètres, encore incertains, du modèle numérique. Ceci justifie aussi l'utilisation du modèle périodique à un pli dans la suite de l'étude pour avoir une meilleure précision. Préalablement à la mise en œuvre de la procédure d'optimisation, le script développé pour l'hom-

généisation a été validé en comparant les résultats avec ceux issus de TexGen4SC développé par Liu et al. [17].

TABLEAU 3.8 – Comparaison entre les résultats du script développé et TexGen4SC

Propriétés effectives	Modèle développé	TexGen4SC
$E_X$ (GPa)	24,19	24,18
$E_Y$ (GPa)	22,67	22,68
$E_Z$ (GPa)	18,97	19,03
$G_{YZ}$ (GPa)	6,25	6,2
$G_{XZ}$ (GPa)	6,2	6,15
$G_{XY}$ (GPa)	6,23	6,12
$\nu_{YZ}$	0,43	0,43
$\nu_{XZ}$	0,42	0,42
$\nu_{XY}$	0,28	0,28

Les différences entre les prédictions des deux modélisations sont marginales. Ces différences sont principalement dues à des imprécisions numériques reliées à la programmation des codes implémentés.

### 3.5.4.3 Optimisation

La figure 3.17 présente l'évolution de la fonction coût en fonction du nombre d'itérations. Nous constatons que la procédure d'optimisation converge assez rapidement (23 itérations).

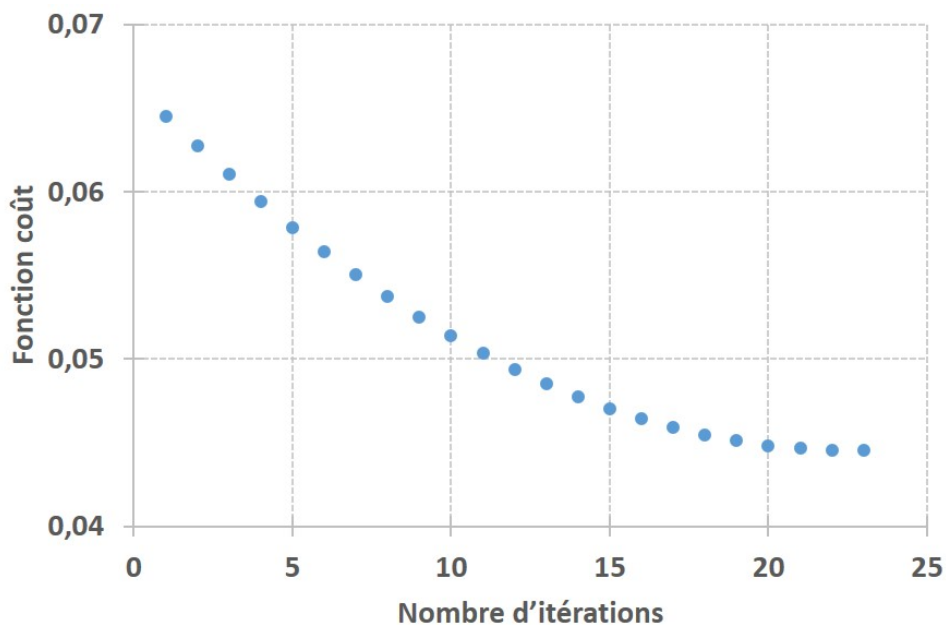


FIGURE 3.17 – Évolution de la fonction coût en fonction du nombre d'itérations

À l'issue de la procédure d'optimisation, les valeurs convergées des paramètres sont présentées dans le tableau 3.9.

TABLEAU 3.9 – Valeurs optimisées des paramètres

Intra-matrice		Inter-matrice		Fraction volumique	
E (GPa)	$\nu$	E (GPa)	$\nu$	Trame	Chaîne
4,11	0,4	12,7	0,4	0,76	0,74

Les constantes élastiques effectives du FR4 après optimisation ont été comparées aux données expérimentales.

TABLEAU 3.10 – Comparaison entre les propriétés élastiques expérimentales et simulées du FR4

Propriétés	Méthode développée	Expérimental	Écart-relatif (%)
$E_X$ (GPa)	22,59	$26 \pm 0,4$	13,1
$E_Y$ (GPa)	21,05	$23,34 \pm 0,43$	9,8
$E_Z$ (GPa)	17,16		
$G_{YZ}$ (GPa)	5,49		
$G_{XZ}$ (GPa)	5,53		
$G_{XY}$ (GPa)	5,67	$5 \pm 0,10$	13,3
$\nu_{YZ}$	0,42		
$\nu_{XZ}$	0,44		
$\nu_{XY}$	0,27	$0,26 \pm 0,02$	5,5

Nous constatons une bonne concordance des prédictions numériques avec les données expérimentales. L'optimisation a également montré que la réduction de l'écart sur le module de cisaillement plan ( $G_{XY}$ ) augmente celui des autres.

Les écarts constatés entre les données expérimentales et les prédictions numériques peuvent également être reliés à la précision des mesures effectués lors des essais mécaniques. Cette différence est plus importante pour le  $G_{XY}$  puisqu'il dépend d'autres paramètres comme le montre la formule (2.19). Sa prédiction cumule donc les imprécisions de toutes les propriétés élastiques planes. L'hypothèse d'un même coefficient de Poisson pour les deux matrices pourrait aussi expliquer ces écarts constatés. La fonction coût est le paramètre critique de l'optimisation. L'influence du nombre de paramètres considérés sur le temps de calcul a été ensuite étudiée.

### 3.5.5 Influence du nombre de paramètres de la fonction coût

La fonction coût dépend de quatre paramètres, les modules d'Young  $E_X$  et  $E_Y$  dans le plan du FR4, le module de cisaillement  $G_{XY}$ , et le coefficient de Poisson  $\nu_{XY}$ . Nous nous proposons d'étudier l'effet de chaque paramètre sur les prédictions numériques. Une première analyse avec une fonction

coût dépendant uniquement des deux modules d'Young; une deuxième à trois paramètres avec les deux modules d'Young et le coefficient de Poisson. Une troisième identique à la deuxième à l'exception du coefficient de Poisson remplacé par le module de cisaillement. Enfin un dernier cas avec tous les paramètres. Ces quatre configurations sont basées sur les essais expérimentaux possibles. Les autres ne pouvant être mis en œuvre en raison des limitations qu'impose la faible épaisseur et de la difficulté d'obtenir des résultats exploitables. Ces configurations vont de la plus simple à la plus complexe. La figure 3.18 montre le temps de calcul pour chacune des analyses effectuées, relativement au temps maximal.

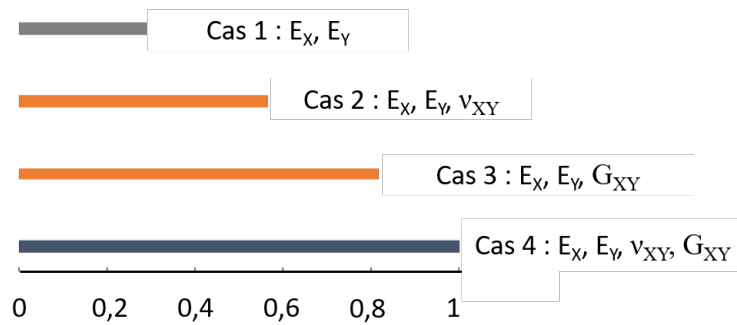


FIGURE 3.18 – Temps de calcul normalisé en fonction du nombre de paramètres de la fonction coût

Nous remarquons que le temps de calcul augmente avec le nombre de paramètres. Il augmente aussi significativement quand le module de cisaillement est adopté comme paramètre. À cela s'ajoute l'augmentation du temps de modélisation quand le nombre de paramètres augmente.

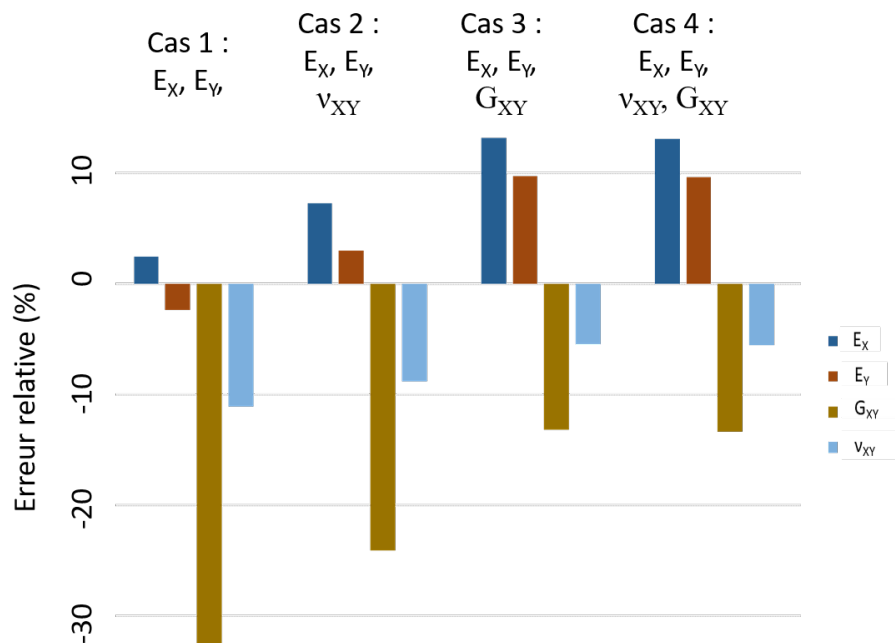


FIGURE 3.19 – Erreur relative en fonction du nombre de paramètres utilisés pour l'optimisation

Les erreurs relatives sur chacun des paramètres sont présentées sur la figure 3.19. L'erreur relative est la différence entre les valeurs expérimentale et numérique ; divisée par la valeur expérimentale.

La figure 3.19 montre une erreur relative très faible pour les paramètres considérés dans les cas 1 et 2 et très élevée pour les paramètres non considérés. Avec l'augmentation du nombre de paramètres, les écarts semblent s'harmoniser. L'optimisation qui offre la valeur de fonction coût la plus faible (cas 3 et cas 4), sous-estime  $\nu_{XY}$  et  $G_{XY}$  mais surestime  $E_X$  et  $E_Y$  (figure 3.19).

Le module de cisaillement est le paramètre critique de cette étude. La précision est la même pour le troisième et quatrième cas ce qui confirme cette hypothèse. L'étude montre également que le troisième cas est la meilleure configuration puisqu'avec trois variables, nous obtenons la même précision qu'avec quatre variables. Ainsi, la fonction coût peut être modifiée pour ne garder que trois variables ((3.7)) :

$$f_{\text{coût}} = \left( \frac{E_X^{\text{exp}} - E_X^{\text{sim}}}{E_X^{\text{exp}}} \right)^2 + \left( \frac{E_Y^{\text{exp}} - E_Y^{\text{sim}}}{E_Y^{\text{exp}}} \right)^2 + \left( \frac{G_{XY}^{\text{exp}} - G_{XY}^{\text{sim}}}{G_{XY}^{\text{exp}}} \right)^2 \quad (3.7)$$

Cette réduction du nombre de variables de la fonction d'optimisation permettrait de réduire significativement le temps de calcul ainsi que l'effort de modélisation sans altérer la précision des prédictions numériques. Affiner la valeur de la mesure expérimentale du module de cisaillement effectif  $G_{XY}$  du FR4 permettrait d'améliorer la précision des résultats du modèle numérique, après optimisation. Les possibilités envisagées sont soit une modification de la méthode de détermination, soit une amélioration de la précision des autres essais dans le plan. Cette étude d'influence a permis d'optimiser la fonction coût. Néanmoins, notre méthode étant destinée à n'importe quel FR4 rigide et en l'absence d'autres études sur divers FR4 rigides, nous avons tenu à garder les quatre paramètres de la fonction coût pour répondre aux spécificités imprévues de certains FR4. À cette étape, toutes les propriétés élastiques effectives du stratifié composite qu'est le FR4 ont été déterminées avec une précision acceptable. Nous pouvons alors nous intéresser à la détermination des propriétés thermiques effectives du FR4.

### 3.6 Détermination des propriétés thermiques d'un FR4

Au chapitre 2, certaines propriétés thermiques du FR4 telles que la chaleur spécifique ( $Cp$ ), la diffusivité thermique selon Z ( $\kappa_{ZZ}$ ) et le coefficient de dilatation thermique suivant Z ( $\alpha_{ZZ}$ ) ont été expérimentalement déterminées. Néanmoins, les coefficients de dilatation thermique ( $\alpha_{XX}$ ) et ( $\alpha_{YY}$ ) et la conductivité thermique suivant X ( $\lambda_{XX}$ ) et Y ( $\lambda_{YY}$ ) demeurent à préciser.

Dans cette section, ces paramètres manquants seront estimés au travers d'une procédure d'homogénéisation numérique, similaire à celle mise en œuvre pour les propriétés élastiques. Cette

étude est très importante car les études complètes de caractérisation thermique sur le FR4 sont rares. De plus, dans la majorité des cas, les propriétés présentées sont isotropes alors que le comportement thermique effectif du stratifié composite FR4 est généralement orthotrope, principalement à cause de sa microstructure telle que révélée par les observations microscopiques. Pour cette étude, nous nous sommes heurtés à deux principales difficultés. La première était le fait que l'époxy tout comme le FR4 est une classe de matériaux avec des températures de transition vitreuse variable. Ces écarts de température de transition vitreuse entraînent des variations importantes du coefficient de dilatation thermique dans les données de la littérature notamment aux environs de la température de transition vitreuse. Le manque de propriétés dépendant de la température notamment pour la fibre de verre est la deuxième limitation de cette étude.

### 3.6.1 Coefficients de dilatation thermique

Le script développé Cmbse (présenté dans la section 3.5) permet de faire l'analyse thermoélastique. Tenant compte du coefficient de dilatation thermique dans la direction de l'épaisseur (Z) du FR4 tel qu'obtenu par essais expérimentaux et les propriétés élastiques obtenues par les simulations précédemment mises en œuvre, un code a été développé pour estimer les autres coefficients de dilatation thermique. Les données de la littérature fournissent un CDT moyen avant la température de transition vitreuse. Pour cette raison, nous avons utilisé la moyenne de nos valeurs comme CDT avant  $T_g$ .

La chaleur spécifique de l'intra-matrice et de la fibre de verre est connue. De même celle du FR4 a été obtenue par des essais thermiques. Par optimisation, puisque la chaleur spécifique de l'inter-matrice est une variable, elle peut être déterminée.

Cette méthode est divisée en trois principales étapes : l'échelle microscopique, l'échelle macroscopique et l'optimisation. Puisqu'il s'agit d'une analyse thermoélastique, les propriétés mécaniques et thermiques sont nécessaires. À l'échelle microscopique, en plus des modules d'Young et coefficient de Poisson de l'intra-matrice et de l'inter-matrice utilisés pour l'analyse mécanique, s'ajoutent les coefficients de dilatation thermique des deux matrices. Nous obtenons les propriétés mécaniques des torons ainsi que leurs coefficients de dilatation thermique. Les coefficients de dilatation thermique du stratifié peuvent être ensuite évalués à l'échelle macroscopique. L'algorithme de cette méthode est présenté en Annexe 1. Le tableau 3.11 récapitule les données utilisées pour l'homogénéisation. Les données mécaniques sont celles issues de l'optimisation (sous-section 3.5.4.3).



TABLEAU 3.11 – Données d'entrée pour la détermination du coefficient de dilatation thermique

Propriétés	époxy	fibre de verre
Module d'Young (GPa)	4,11	73 [15]
Coefficient de Poisson	0,4	0,22 [15]
Fraction volumique des fibres (trame)		0.76
Fraction volumique des fibres (chaîne)		0.74
CDT ( $10^{-6}/K$ ) [21]	58	5,1
Cp ( $J.kg^{-1}.K^{-1}$ )	1046,7 [22]	800 [23]

Les coefficients de dilatation thermique avant la température de transition vitreuse obtenus sont présentés par le tableau 3.12.

Direction X ( $10^{-6}/K^{-1}$ )	Direction Y ( $10^{-6}/K^{-1}$ )	Direction Z ( $10^{-6}/K^{-1}$ )
31,9	31,7	35,8

TABLEAU 3.12 – Coefficients de dilatation thermique du FR4 avant la température de transition vitreuse

Nous avons déterminé le CDT du FR4 dans le plan. La valeur de CDT suivant Z avait déjà été déterminée expérimentalement. Nous pouvons remarquer que les valeurs du coefficient de dilatation thermique dans le plan sont proches et que la valeur du coefficient de dilatation thermique suivant Z est élevée comparée aux valeurs dans le plan. D'après Nothdurft et al. [24], cette différence s'explique par l'influence des fibres de verre qui diminuent le CDT dans le plan sans affecter celui hors-plan. La section suivante sera consacrée à la détermination de la conductivité thermique du FR4.

### 3.6.2 Conductivité thermique

La conductivité thermique effective du FR4 a été également estimée à travers un code développé et basé sur le script Cmbse. Pour une température donnée, la conductivité thermique de l'inter-matrice est donnée par la courbe présentée dans la section 2.2.3. Celle de la fibre est estimée par l'équation (2.9).

La seule variable de la procédure d'optimisation est la conductivité thermique de l'inter-matrice.

L'influence de la variation de la conductivité thermique de l'intra-matrice et celle de la fibre de verre en fonction de la température sont négligeables comparé à celle de l'inter-matrice. L'optimisation permet de déterminer la valeur de conductivité thermique de l'inter-matrice correspondant à

la valeur expérimentale. Par homogénéisation, les valeurs orthotropes de la conductivité thermique peuvent être déterminées. La figure 3.20 illustre les conductivités thermiques en fonction de la température.

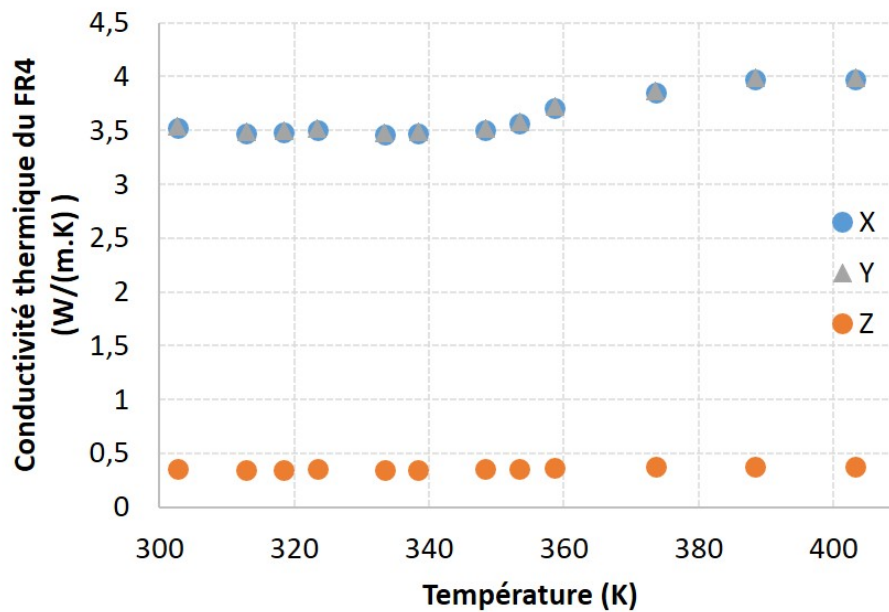


FIGURE 3.20 – Conductivité thermique en fonction de la température

La conductivité thermique suivant Z du FR4 est en accord avec les valeurs isotropes proposées dans la littérature qui se situent entre  $0,3 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  [25] et  $0,4 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  [26]. Pour notre étude qui s'intéresse à la fiabilité des cartes électroniques, la conductivité thermique suivant Z est le paramètre le plus important. En effet, c'est elle qui va influencer le plus le transfert thermique entre les couches et favoriser ainsi la dissipation thermique.

### 3.7 Propriétés thermoélastiques de l'inter-matrice (époxy renforcée)

Au terme des chapitres 3 et 3, outre les propriétés thermoélastiques du FR4, celles de l'inter-matrice ont été déterminées. Le tableau 3.13 présente ces propriétés.

Module d'Young	$\nu$	CDT avant Tg	$C_{p_{macro}}$
GPa		$10^{-6}.\text{K}^{-1}$	$\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
12,7	0,4	40	782

TABLEAU 3.13 – Propriétés thermoélastiques de l'inter-matrice

Outre ces propriétés, la conductivité thermique de l'inter-matrice en fonction de la température est illustrée par la figure 3.21.

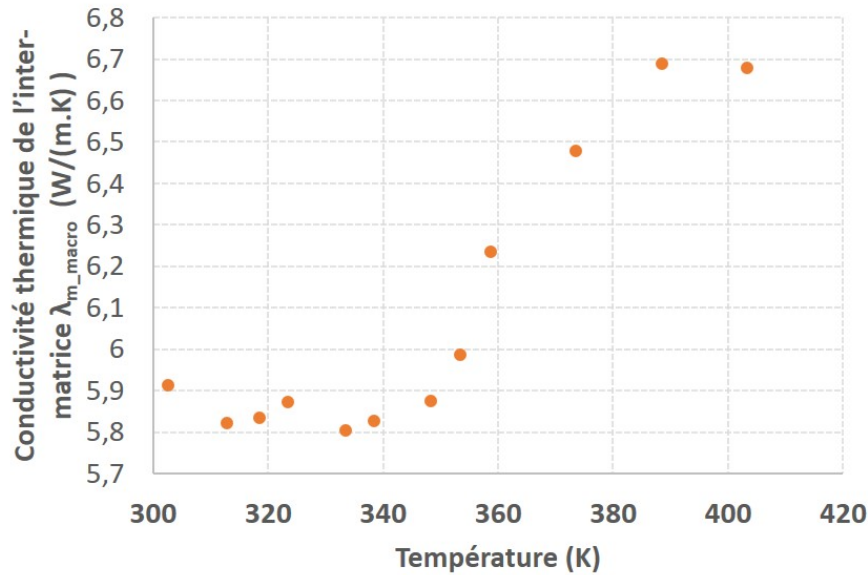


FIGURE 3.21 – Conductivité thermique de l'inter-matrice en fonction de la température

### 3.8 Conclusion

Après la caractérisation expérimentale présentée au chapitre précédent, les propriétés thermoélastiques inconnues à cette étape ont été estimées par une méthode inverse basée sur une homogénéisation numérique et une confrontation aux données expérimentales disponibles. En se servant des techniques d'homogénéisation connues et de tests de sensibilité, une nouvelle méthode inverse d'optimisation a ainsi été développée pour prédire certaines propriétés élastiques effectives du FR4, impossibles à obtenir au moyen d'essais expérimentaux. Elle a été adaptée pour les propriétés thermiques, en l'occurrence la conductivité thermique et le CDT dans le plan. A cette fin, deux scripts en Python ont été développés : un premier pour la partie mécanique et un second pour la partie thermique.

Les résultats obtenus confirment la symétrie orthotrope du comportement thermomécanique du FR4, infirmant l'hypothèse d'isotropie, généralement adoptée dans la littérature. De même le comportement élastique du FR4 est souvent supposé quasi-isotrope transverse. Il était nécessaire de déterminer les propriétés orthotropes thermiques et élastiques du FR4, à travers une démarche pertinente et précise.

Le chapitre suivant est consacré à la mise en place d'un modèle numérique destiné à la simulation de la réponse thermomécanique d'un circuit imprimé sous une sollicitation thermique. Nous validerons par la suite les propriétés thermoélastiques ainsi prédites en confrontant les résultats de ces simulations avec les données expérimentales fournies par un véhicule de test expérimental.

## Bibliographie

- [1] Faical ARABI, Alexandrine GRACIA, J-Y DELÉTAGE et Hélène FRÉMONT : Vibration test and simulation of printed circuit board. *In 2018 19th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE)*, pages 1–7. IEEE, 2018.
- [2] Nilesh R BHAVSAR, HP SHINDE et Mahesh BHAT : Determination of mechanical properties of pcb. *International Journal on Mechanical Engineering and Robotics*, 2(4):23–27, 2014.
- [3] Oliver DÖBRICH, Thomas GEREKE et Chokri CHERIF : Modeling the mechanical properties of textile-reinforced composites with a near micro-scale approach. *Composite Structures*, 135:1–7, 2016.
- [4] Peter F FUCHS, Gerald PINTER et Maximilian TONJEC : Determination of the orthotropic material properties of individual layers of printed circuit boards. *Microelectronics Reliability*, 52(11):2723–2730, 2012.
- [5] Gautier GIRARD : *Caractérisation et modélisation thermomécaniques de matériaux et de structures circuits imprimés complexes destinés aux applications spatiales radiofréquences et micro-ondes*. Theses, Université de Lorraine, 2018.
- [6] Andreas G PRODROMOU, Stepan V LOMOV et Ignaas VERPOEST : The method of cells and the mechanical properties of textile composites. *Composite structures*, 93(4):1290–1299, 2011.
- [7] Jacob ABOUDI : Micromechanical Analysis of Composites by the Method of Cells. *Applied Mechanics Reviews*, 42(7):193–221, 07 1989.
- [8] José A. OTERO, Reinaldo RODRÍGUEZ-RAMOS, Julián BRAVO-CASTILLERO, Raúl GUINOVARTE-DÍAZ, Federico J. SABINA et G. MONSIVAIS : Semi-analytical method for computing effective properties in elastic composite under imperfect contact. *International Journal of Solids and Structures*, 50(3):609–622, 2013.
- [9] Xin LIU, Khizar ROUF, Bo PENG et Wenbin YU : Two-step homogenization of textile composites using mechanics of structure genome. *Composite Structures*, 171:252–262, 2017.
- [10] Fei TAO, Xiuqi LYU, Xin LIU et Wenbin YU : Multiscale analysis of multilayer printed circuit board using mechanics of structure genome. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 28(8):774–783, 2021.
- [11] Wenbin YU : A unified theory for constitutive modeling of composites. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 11(4):379–411, 2016.
- [12] John A NELDER et Roger MEAD : A simplex method for function minimization. *The computer journal*, 7(4):308–313, 1965.
- [13] Marco Antonio LUERSEN : *GBNM : un algorithme d'optimisation par recherche directe. Application à la conception de monopalmes de nage*. Theses, INSA de Rouen, 1993.
- [14] Dinesh KUMAR, Mariapia MARCHI, Syed Bahauddin ALAM, Carlos KAVKA, Yao KOUTSAWA, Gaston RAUCHS et Salim BELOUETTAR : Multi-criteria decision making under uncertainties in composite materials selection and design. *Composite Structures*, 279:114680, 2022.

- [15] Gbèssiho Raphaël KINVI-DOSSOU : *Impact resistance and damage analysis of laminated composite based on Elium acrylic matrix : experimental characterization and multiscale numerical modeling*. Theses, Université de Lorraine, novembre 2018.
- [16] Stefano PANDINI et Alessandro PEGORETTI : Time, temperature, and strain effects on viscoelastic Poisson's ratio of epoxy resins. *Polymer Engineering & Science*, 48(7):1434–1441, 2008.
- [17] Sheng LIU et Yong LIU : *Modeling and simulation for microelectronic packaging assembly : manufacturing, reliability and testing*. John Wiley & Sons, 2011.
- [18] Xuesen ZENG, Andreas ENDRUWEIT, Louise P BROWN et Andrew C LONG : Numerical prediction of in-plane permeability for multilayer woven fabrics with manufacture-induced deformation. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 77:266–274, 2015.
- [19] Frank GOMMER, Louise P BROWN et Richard BROOKS : Quantification of mesoscale variability and geometrical reconstruction of a textile. *Journal of Composite Materials*, 50(23):3255–3266, 2016.
- [20] Javad KALANTAR et LT DRZAL : The bonding mechanism of aramid fibres to epoxy matrices. *Journal of materials science*, 25(10):4186–4193, 1990.
- [21] JFJ Veldhuijzen van ZANTEN, GA SCHUERINK, AHJ TULLEMANS, R LEGTENBERG et Wessel W WITS : Method to determine thermoelastic material properties of constituent and copper-patterned layers of multilayer printed circuit boards. *Journal of Materials Science : Materials in Electronics*, 29(6):4900–4914, 2018.
- [22] Menachem LEWIN, S. M. ATLAS et Eli M. PEARCE, éditeurs. *Flame-Retardant Polymeric Materials*. Springer US, 1975.
- [23] Frederick T WALLENBERGER et Paul A BINGHAM : Fiberglass and glass technology. *Energy-Friendly Compositions And Applications*, 2010.
- [24] Philipp NOTHDURFT, Gisbert RIESS et Wolfgang KERN : Copper/epoxy joints in printed circuit boards : Manufacturing and interfacial failure mechanisms. *Materials*, 12(3):550, 2019.
- [25] Winco KC YUNG : Using metal core printed circuit board (MCPCB) as a solution for thermal management. *J. HKPCA*, 24, 2007.
- [26] J Richard CULHAM et M Michael YOVANOVICH : Factors affecting the calculation of effective conductivity in printed circuit boards [thermal analysis]. In *ITherm'98. Sixth Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (Cat. No. 98CH36208)*, pages 460–467. IEEE, 1998.

# Chapitre 4

## Simulations thermomécaniques

### Sommaire

---

<b>4.1 Introduction</b>	<b>97</b>
<b>4.2 Validation des propriétés mécaniques du PCB</b>	<b>97</b>
4.2.1 Propriétés mécaniques du substrat de grade FR4	97
4.2.2 Géométrie du modèle de flexion 3 points	98
4.2.3 Maillage du modèle de flexion 3 points	98
4.2.4 Conditions aux limites du modèle de flexion 3 points	99
4.2.5 Chargement et résultats du modèle de flexion 3 points	100
<b>4.3 Validation des propriétés mécaniques à l'échelle du PCB</b>	<b>101</b>
<b>4.4 Mesure des champs thermiques d'une carte électronique</b>	<b>103</b>
<b>4.5 Modèle thermique d'un PCB</b>	<b>105</b>
4.5.1 Propriétés thermomécaniques du cuivre	106
4.5.2 Maillage du modèle thermique du PCB	106
4.5.3 Conditions aux limites du modèle thermique du PCB	107
4.5.4 Calcul des coefficients de convection naturelle	108
4.5.5 Chargement thermique	112
4.5.6 Analyse des résultats de la simulation thermique	112
<b>4.6 Généralités sur le délaminage</b>	<b>115</b>
<b>4.7 Modèles permettant la prédiction du délaminage</b>	<b>117</b>
<b>4.8 Modélisation du délaminage</b>	<b>118</b>
4.8.1 Géométrie et conditions aux limites	118
4.8.2 Maillage	119
4.8.3 Chargement thermique	120
4.8.4 Analyse des champs thermiques	120
4.8.5 Analyse des champs mécaniques	121
4.8.6 Perspectives	123
<b>4.9 Conclusion</b>	<b>124</b>
<b>Bibliographie</b>	<b>125</b>

---

## 4.1 Introduction

Dans les chapitres précédents, la structure interne et les propriétés thermomécaniques d'un circuit imprimé ont été déterminées par une combinaison d'observations microscopiques, d'essais expérimentaux et d'homogénéisation numérique. La méthode ainsi développée permet d'évaluer les propriétés thermoélastiques effectives d'un FR4 rigide à partir d'un PCB deux couches. À la suite de cette étape, nous avons développé un outil numérique d'aide à la conception de carte électronique; l'objectif final de la thèse. Dans ce chapitre, une première partie est consacrée à la validation des propriétés mécaniques et thermiques du FR4 et du PCB par confrontation avec des résultats d'essais expérimentaux. Ensuite, ces propriétés thermomécaniques ont alimenté un modèle numérique pour la simulation de la réponse thermomécanique du PCB sous une sollicitation thermique. Enfin, le délaminage révélé par des observations expérimentales a été analysé.

## 4.2 Validation des propriétés mécaniques du PCB

Pour la validation des propriétés mécaniques précédemment estimées du PCB, des essais de flexion ont été effectués à la fois sur des échantillons de FR4 et de PCB. Les résultats de ces essais ont été ensuite comparés à ceux issus d'une simulation numérique réalisée à l'aide du logiciel de calculs par éléments finis Abaqus.

La flexion à 3 points a été choisie pour la validation en raison de sa mise en œuvre et de son analyse qui est beaucoup plus simple que la flexion 4 points. L'essai de flexion 3 points du FR4 présenté dans le chapitre 2 a donc été modélisé numériquement à l'aide du logiciel Abaqus.

### 4.2.1 Propriétés mécaniques du substrat de grade FR4

Propriétés élastiques	Valeurs
$E_X$ (GPa)	<b>26</b>
$E_Y$ (GPa)	<b>23,34</b>
$E_Z$ (GPa)	17,16
$G_{YZ}$ (GPa)	5,49
$G_{XZ}$ (GPa)	5,53
$G_{XY}$ (GPa)	<b>5</b>
$\nu_{YZ}$	0,42
$\nu_{XZ}$	0,44
$\nu_{XY}$	<b>0,26</b>

TABLEAU 4.1 – Propriétés élastiques du FR4. Les valeurs expérimentales sont en gras italique

Les propriétés élastiques sont résumées dans le tableau 4.1. Ces propriétés ont alimenté le modèle numérique de flexion du FR4.

#### 4.2.2 Géométrie du modèle de flexion 3 points

La géométrie du modèle numérique correspond à celle utilisée pour les essais expérimentaux présentés par la figure figure 2.23. L'échantillon est un parallélépipède rectangle de 64 mm × 12,7 mm × 1,5 mm de dimensions. Pour des raisons de symétries dans le plan, seul le quart de l'échantillon a été modélisé. Le FR4 est un corps déformable tandis que les cylindres sont des corps rigides définis analytiquement.

#### 4.2.3 Maillage du modèle de flexion 3 points

Le maillage du FR4 a été réalisé en utilisant les éléments hexaédriques C3D8 d'Abaqus. Ce sont des éléments à 8 nœuds avec une interpolation linéaire. Une étude de convergence du maillage a été réalisée. L'évolution de l'énergie de déformation élastique du modèle en fonction du nombre d'éléments est présentée par la figure 4.1. La convergence est atteinte pour 15600 éléments. La figure 4.2 présente le maillage de l'échantillon de FR4.

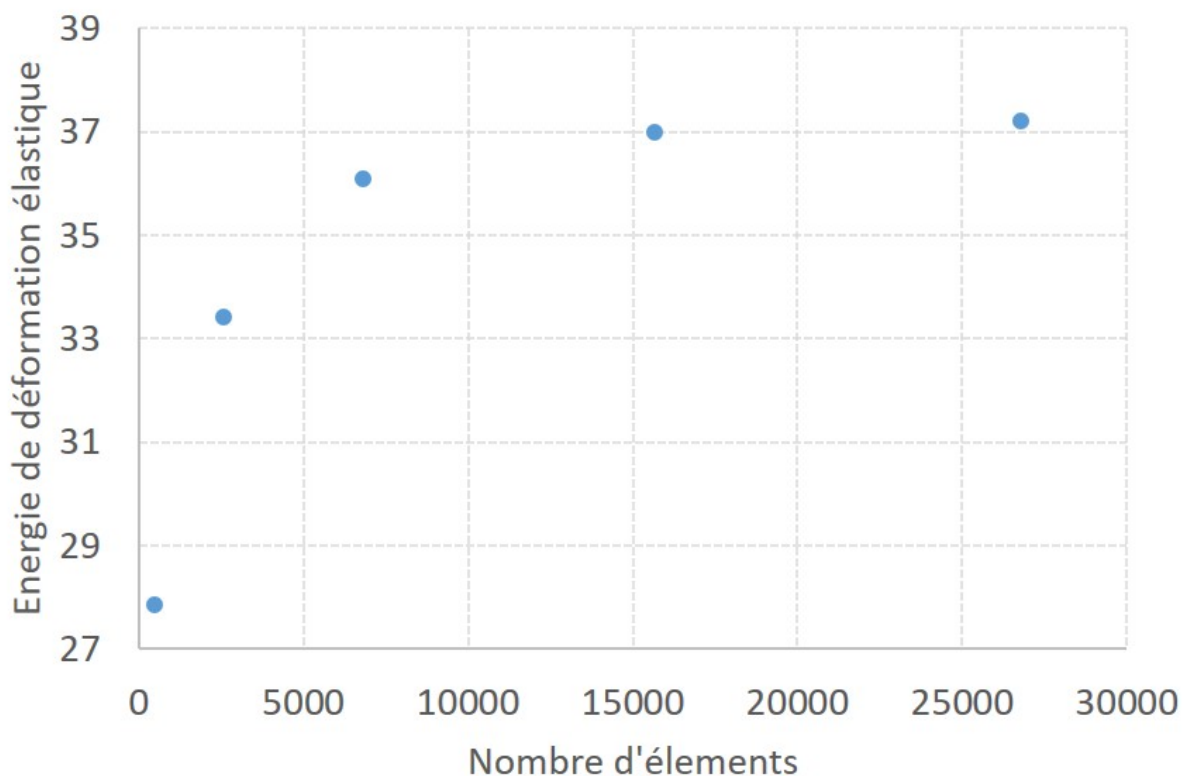


FIGURE 4.1 – Énergie de déformation élastique du modèle de FR4 en flexion en fonction du nombre d'éléments



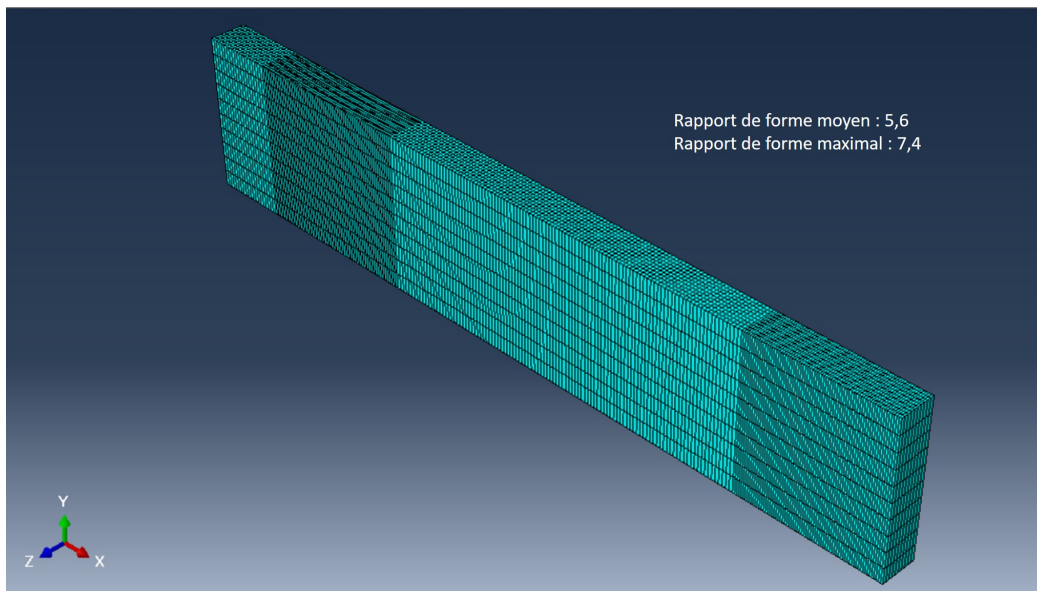


FIGURE 4.2 – Maillage du modèle de flexion 3 points

Le maillage dans les zones de contact avec les cylindres de support et de chargements a été raffiné. Le facteur de forme moyen des éléments vaut 5,6 et sa valeur maximale est 7,4. Bien que ce rapport de forme ("Aspect ratio") soit supérieur à 1, plusieurs simulations ont montré qu'il est suffisant pour l'analyse de la force et du déplacement.

#### 4.2.4 Conditions aux limites du modèle de flexion 3 points

Les symétries suivant les directions X et Y ont été considérées. De plus, le cylindre de support a été maintenu fixe par un encastrement (voir figure 4.3). Le contact entre le cylindre de chargement et le FR4 a été défini sans friction de même que celui entre le FR4 et le cylindre de support.

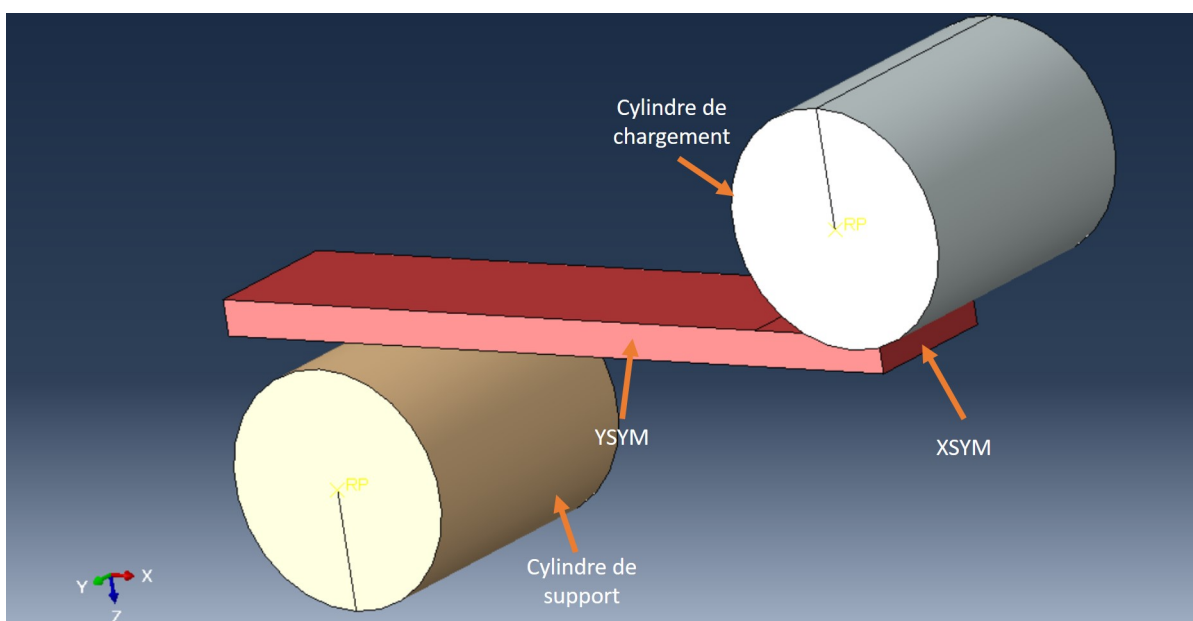


FIGURE 4.3 – Modèle numérique de simulation d'un essai de flexion 3 points du FR4

### 4.2.5 Chargement et résultats du modèle de flexion 3 points

Un déplacement de 3 mm a été imposé à l'aide du cylindre de chargement pour s'assurer de demeurer dans le domaine de comportement élastique linéaire du FR4.

Après simulation, les résultats des essais de flexion 3 points sont présentés par la figure 4.4 en termes de déplacement suivant Z.

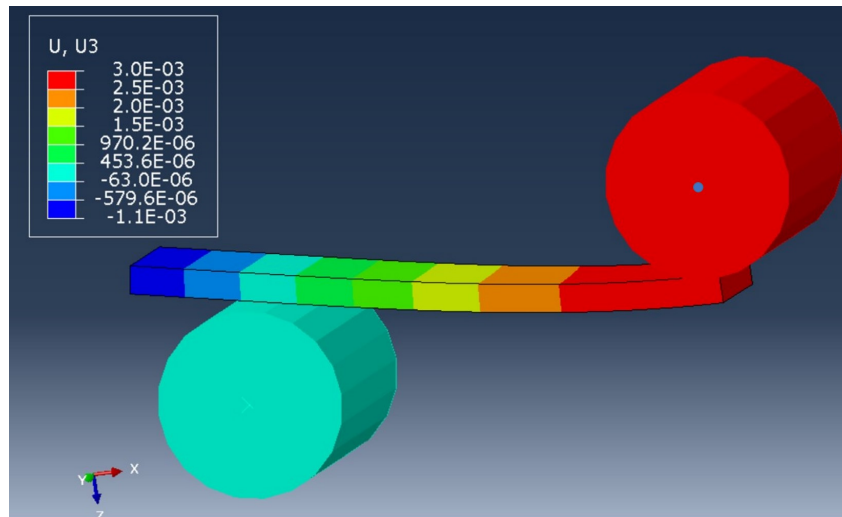


FIGURE 4.4 – Déplacement vertical (U3) à l'issue d'une simulation d'un essai de flexion 3 points sur le FR4

Au centre du cylindre de chargement représenté en rouge, a été défini un point de référence (figure 4.4) en couleur bleu. C'est en ce point qu'ont été mesurés le déplacement et la force de réaction sur le cylindre.

À l'issue de la simulation, les résultats en termes de force-déplacement ont été comparés avec la courbe moyenne expérimentale correspondante (figure 4.5).

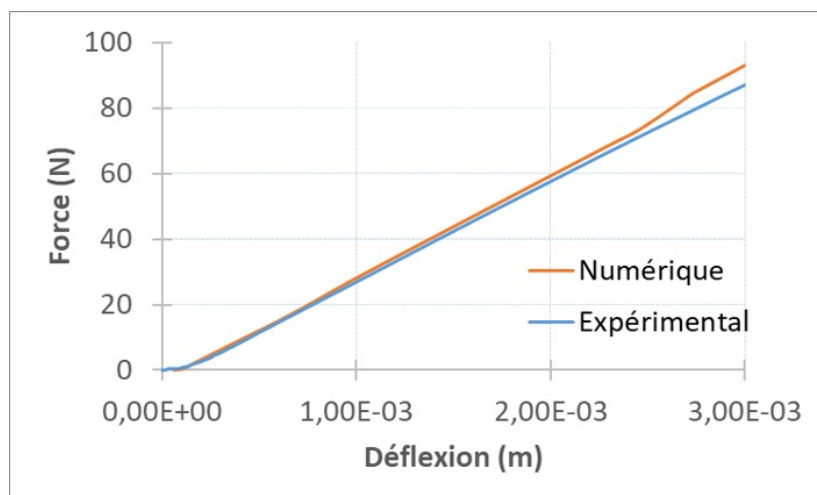


FIGURE 4.5 – Essai de flexion 3 points sur le FR4 : force en fonction du déplacement

La figure 4.5 montre que l'écart entre les prédictions numériques et les données expérimentales est faible pour de petits déplacements puis augmente avec le déplacement. Les différences peuvent s'expliquer d'une part par l'imprécision des mesures expérimentales et par les incertitudes liées à l'estimation des propriétés mécaniques ayant alimentées le modèle numérique, d'autre part. La prise en compte imparfaite de la microstructure réelle du FR4 telle que révélée aux différentes échelles pourrait être invoquée pour expliquer les écarts constatés.

En se basant sur les courbes force-déplacement, la pente  $m$  est obtenue (figure 4.5). Puis, en utilisant l'équation (2.13), le module d'Young en flexion est évalué puis comparé à la valeur expérimentale.

	Modèle numérique	Valeur expérimentale	Écart relatif
Module d'Young (GPa)	24	$23,9 \pm 0,25$	0,62%

TABLEAU 4.2 – Module d'Young du FR4 : mesure expérimentale et estimation numérique

L'écart entre les valeurs de module d'Young étant faible, les propriétés mécaniques du FR4, implémentées pour la simulation de l'essai de flexion peuvent être adoptées pour les simulations ultérieures. Le comportement mécanique du FR4 étudié peut donc être validé.

À ce stade, seules les propriétés du cuivre restent à être préciser pour la création du modèle numérique du PCB. Pour y parvenir, les données matériaux du cuivre présentées dans le chapitre 2, fournies par la littérature ont été utilisées. Une deuxième validation des propriétés mécaniques a été effectuée à l'échelle de la structure globale du PCB.

### 4.3 Validation des propriétés mécaniques à l'échelle du PCB

Le comportement élastique du cuivre est supposé isotrope et les propriétés suivantes ont été adoptées.

Module d'Young (GPa)	Coefficient de Poisson
125 [1]	0,33 [2]

TABLEAU 4.3 – Propriétés élastiques du cuivre

Le PCB utilisé pour la validation est constitué de quatre couches de cuivre, d'une couche de FR4 et de deux couches de pré-imprégné. L'échantillon considéré est un parallélépipède de 64 mm × 12,7 mm × 1,59 mm de dimensions. La démarche mise en œuvre est identique à celle considérée pour les essais sur le FR4 et la norme ASTM D790-17 a été utilisée. La figure 4.6 présente le quart de la structure modélisé (2 plans de symétrie) pour simuler le montage expérimental. Les conditions aux limites, le type d'élément et le chargement sont identiques au cas avec le FR4.

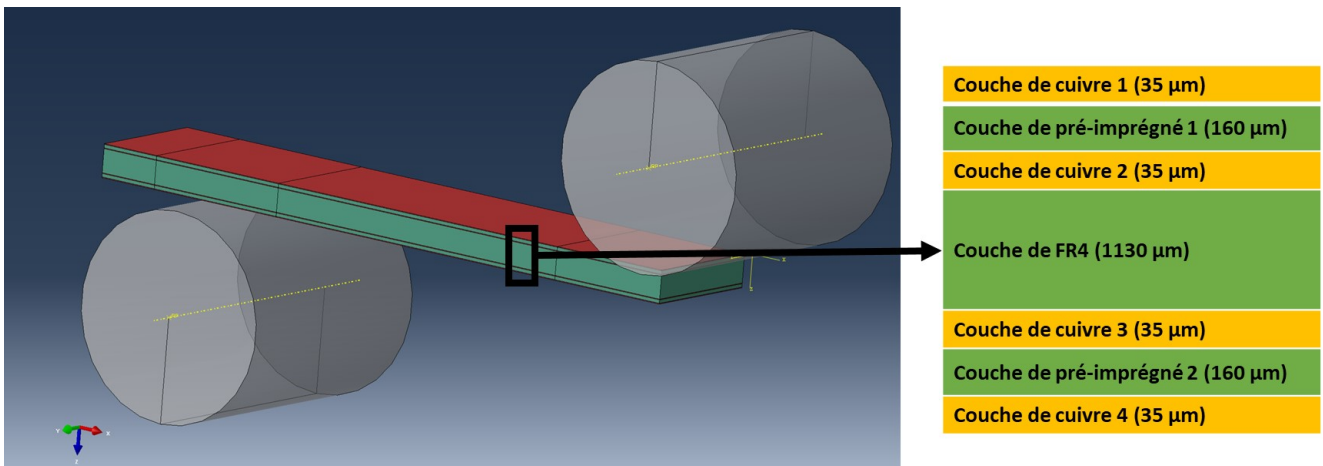


FIGURE 4.6 – Modèle de simulation de flexion 3 points du PCB; représentation schématique des couches

Les couches ont été numérotées du haut vers le bas dans l'épaisseur du PCB pour faciliter les analyses ultérieures. En mesurant la force de réaction sur le cylindre et le déplacement, une courbe force-déplacement est obtenue pour la simulation. Elle est ensuite comparée à la courbe moyenne des valeurs expérimentales.

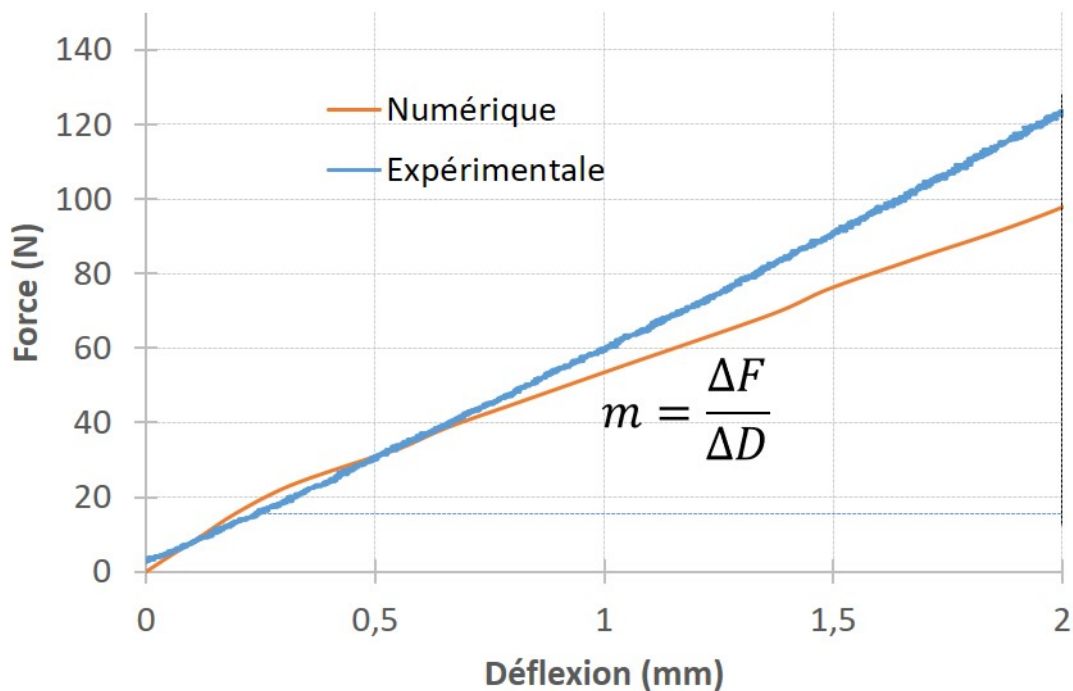


FIGURE 4.7 – Comparaison entre les courbes force déplacement expérimentale et numérique pour un essai de flexion 4 points sur le PCB

Sur la figure 4.7, une bonne corrélation est observée entre les deux courbes issues des deux approches. Le module d'Young en flexion est également évalué puis comparé à la valeur expérimentale.

	Modèle numérique	Valeur expérimentale	Écart relatif
Module d'Young (GPa)	24,6	25,3 ± 1,51	2,63%

TABLEAU 4.4 – Module d'Young du PCB : mesure expérimentale et estimation numérique

Le modèle numérique développé représente avec bonne précision le comportement du PCB, sous cette sollicitation en flexion 3 points. Ce modèle numérique du PCB peut alors être utilisé avec les lois de comportement et les propriétés définies ci-dessus pour le cuivre et le FR4.

Dans la suite, les propriétés thermiques sont analysées, à travers une méthodologie analogue. Pour valider le modèle numérique du PCB sous une sollicitation thermique, un protocole expérimental a été mis en œuvre. Puis, les résultats ont été comparés à ceux du modèle numérique développé.

## 4.4 Mesure des champs thermiques d'une carte électronique

L'échantillon de PCB 4 couches utilisé est une plaque carrée de 10 cm de côté. Il est issu de la même plaque que celle utilisée pour les essais de flexion. Aucun via thermique ni piste n'est présent sur le PCB. Ce choix permet de se concentrer sur les champs thermiques en surface pour la validation des propriétés thermiques. Le chargement thermique a été appliqué au travers d'un transistor de puissance de marque Infineon, IPW60R037CSFD.

La figure 4.8 présente le dispositif expérimental de cet essai thermique.

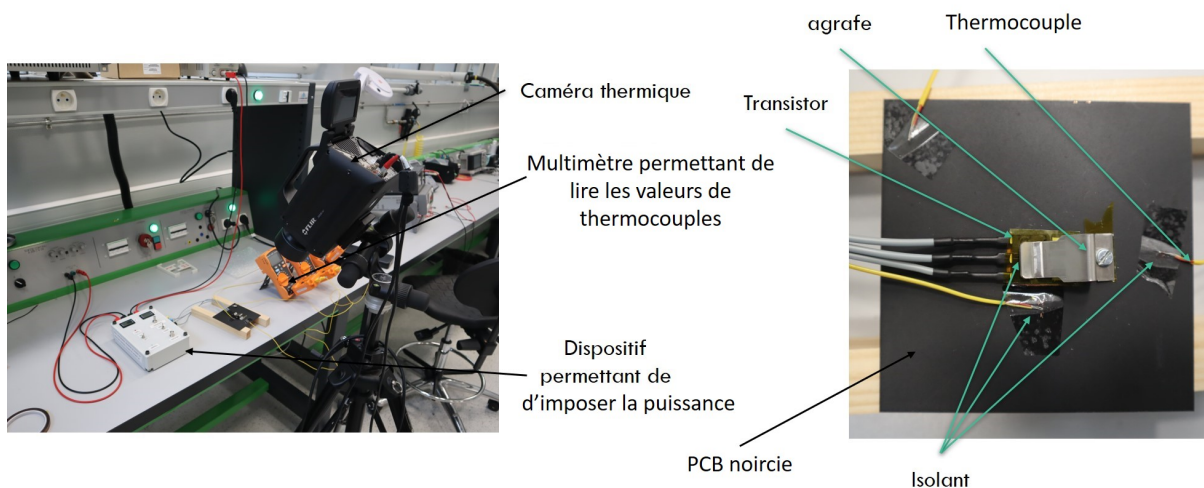


FIGURE 4.8 – Montage de l'essai en fonctionnement d'une carte électronique

Sur la figure 4.8, le transistor est fixé sur le PCB. Il est maintenu en contact avec le PCB par une agrafe. Un isolant sépare l'agrafe du transistor et du PCB et l'isole thermiquement. Un dispositif électrique permet de délivrer une puissance précise aux bornes du transistor en contrôlant la

tension et l'intensité. La surface supérieure du PCB est noircie pour diminuer la réflectivité. Les mesures de température en surface ont été réalisées par une caméra thermique infrarouge de la marque FLIR. Sa résolution numérique est de  $640 \times 512$  pixels avec une précision thermique de 25 mK. La longueur d'onde peut varier entre  $1,5 \mu\text{m}$  et  $5 \mu\text{m}$  et la plage de températures mesurables est de  $-20 \text{ }^\circ\text{C}$  à  $1500 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Des thermocouples ont été fixés sur le PCB afin de relever des valeurs de référence et ainsi déterminer l'émissivité du PCB. Les thermocouples utilisés sont connectés à des adaptateurs Keyseight U1586B pour afficher les valeurs de température sur un multimètre. Une représentation schématique de l'emplacement des thermocouples est illustrée par la figure 4.9.

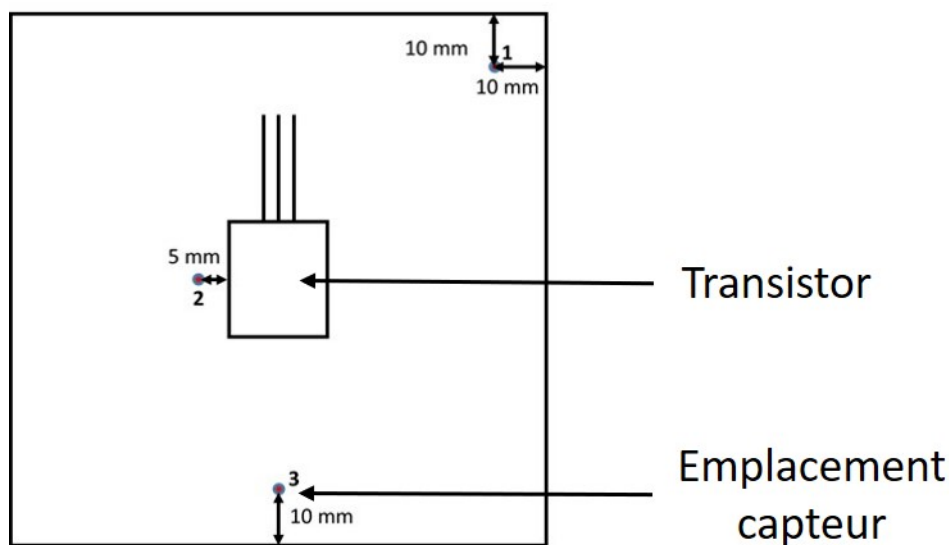


FIGURE 4.9 – Représentation schématique de l'emplacement des capteurs

Une fois le montage réalisé, des essais ont été effectués à une température ambiante (297 K) pour différentes puissances. Les températures ont été relevées après stabilisation des mesures. La calibration de la caméra thermique a permis de déduire une émissivité de 0,9 sur la face de mesure en se référant aux valeurs mesurées par les thermocouples.

Le tableau 4.5 fournit les valeurs des températures en fonction des puissances.

Puissance (W)	T1 (K)		T2 (K)		T3 (K)	
	Caméra	Thermocouple	Caméra	Thermocouple	Caméra	Thermocouple
5	310,9	310,9	320,9	320,9	310,9	312
7,5	316,8	315,2	339,6	339,5	321,1	321,7
10	323,6	321,3	348,1	348,1	329,8	329,6

TABLEAU 4.5 – Températures mesurées par les thermocouples en fonction de la puissance aux bornes du transistor

Les champs thermiques tels que révélés par la caméra thermique sont présentés par les figures 4.10, 4.11. On remarque une augmentation de la température au fur et à mesure qu'on s'approche de la source de chaleur. L'isolant entre l'agrafe et le transistor permet de réduire les échanges entre les deux et donc de limiter les pertes.

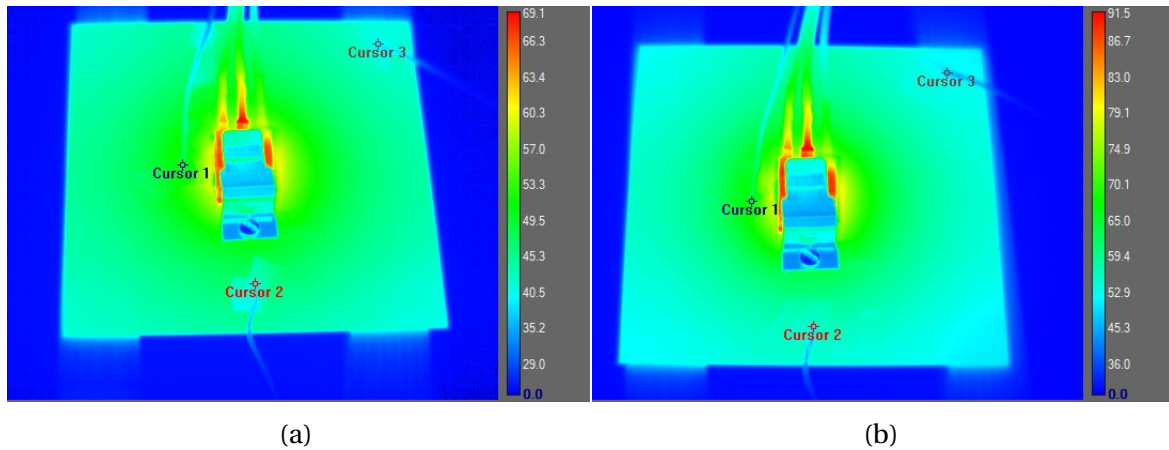


FIGURE 4.10 – Champ de températures ( $^{\circ}\text{C}$ ) à la surface de la carte électronique : (a) pour une puissance de 5 W (b) pour une puissance de 7,5 W

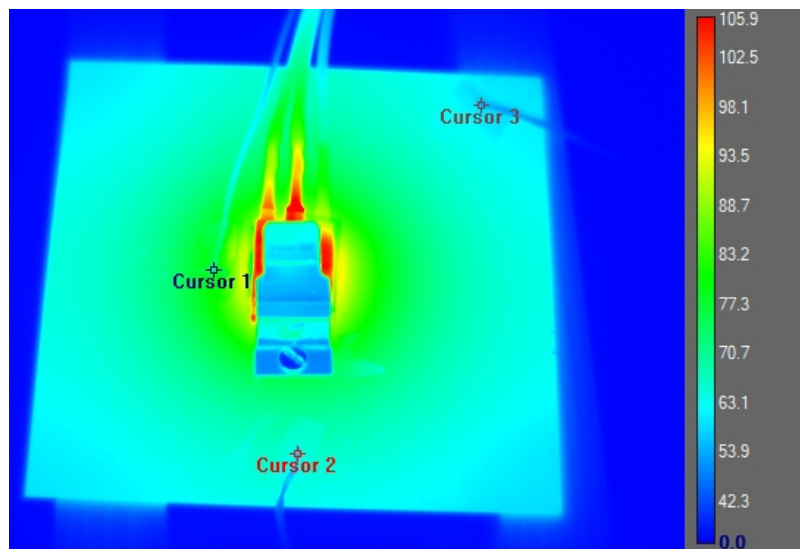


FIGURE 4.11 – Champ de températures ( $^{\circ}\text{C}$ ) à la surface de la carte électronique pour une puissance de 10 W

Ces résultats seront comparés à ceux issus d'un modèle numérique de simulation.

## 4.5 Modèle thermique d'un PCB

Pour le modèle thermique, un quart de la plaque expérimentale (carré de 10 cm et d'épaisseur 1,59 mm) a été modélisé pour des raisons de symétrie dans le plan. Le transistor n'a pas été représenté en raison de sa structure complexe.

### 4.5.1 Propriétés thermomécaniques du cuivre

Les propriétés du FR4 sont celles issues des essais expérimentaux complétées par les résultats d'homogénéisation numérique. Pour les propriétés du cuivre, en plus du module d'Young et du coefficient de Poisson considérés pour la simulation de l'essai de flexion 3 points, les propriétés suivantes ont été adoptées.

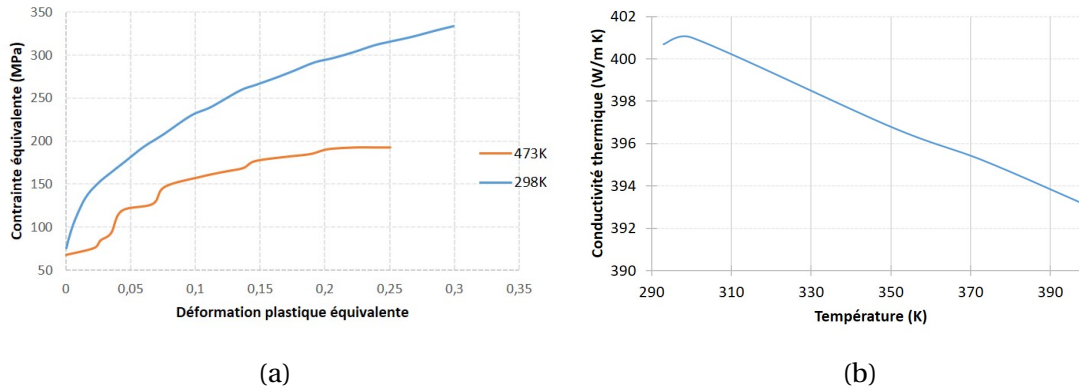


FIGURE 4.12 – (a) Courbes d'érouissage du cuivre en fonction de la température (b) Conductivité thermique du cuivre en fonction de la température

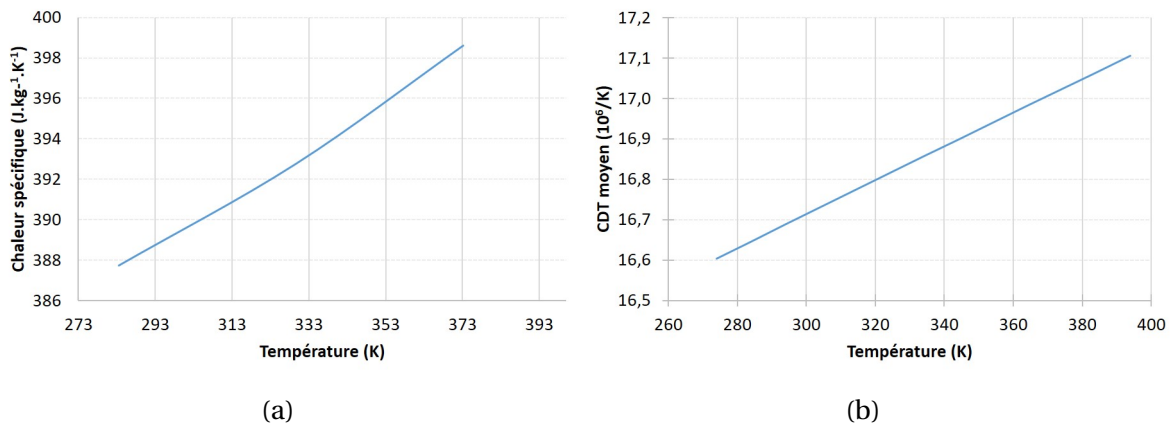


FIGURE 4.13 – (a) Chaleur spécifique du cuivre (b) Coefficient de dilatation thermique moyen du cuivre en fonction de la température

Une fois les propriétés définies, un modèle numérique pour la simulation thermomécanique du PCB a été développé.

### 4.5.2 Maillage du modèle thermique du PCB

Le maillage a été effectué en utilisant des éléments hexaédriques DC3D8 d'Abaqus. Le nombre d'éléments obtenus pour la convergence du modèle thermomécanique sera utilisé pour faciliter l'analyse séquentielle. Le maillage est présenté par la figure 4.14.



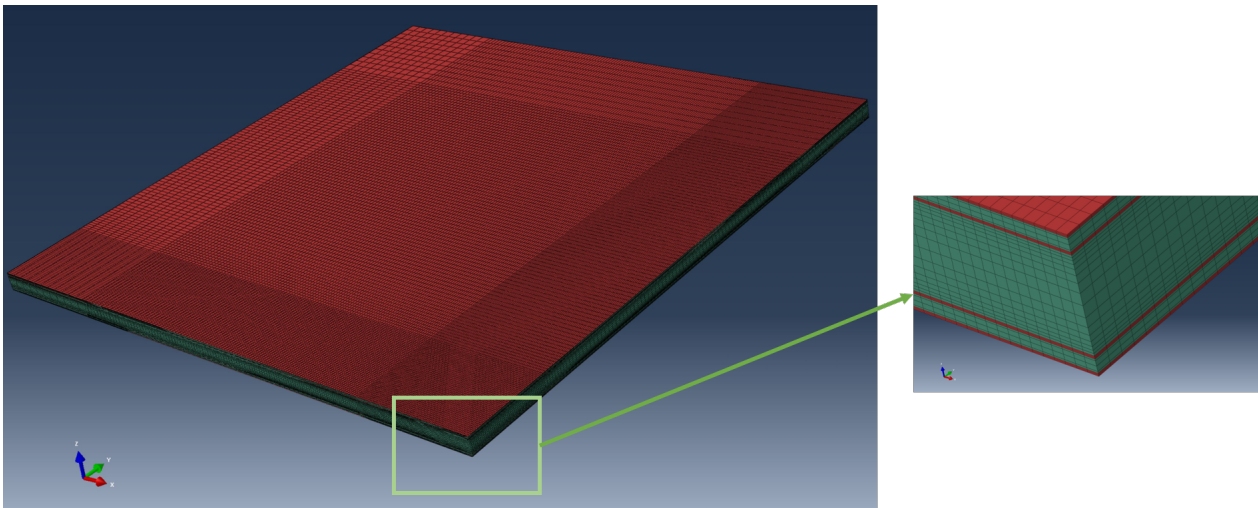
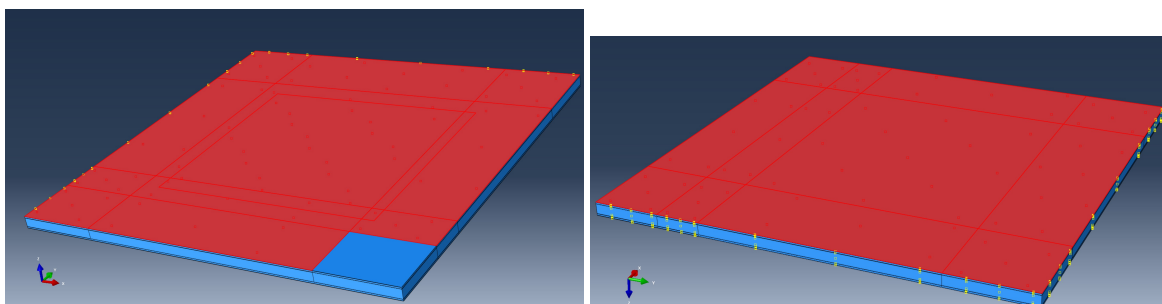


FIGURE 4.14 – Maillage du modèle thermique et zoom dans l'épaisseur

Le nombre d'éléments est de 673920. Le maillage a été raffiné dans les zones autour du chargement thermique et celles autour des points de mesure. Un nombre suffisant d'éléments a été considéré dans l'épaisseur pour une meilleure précision des prédictions. (figure 4.14). Trois éléments ont été considérés dans chaque couche de cuivre.

### 4.5.3 Conditions aux limites du modèle thermique du PCB

La température initiale du modèle correspond à celle des conditions expérimentales, soit 297 K. Les échanges de chaleur entre les faces du PCB et le milieu environnant s'effectuent principalement par convection et rayonnement. La convection a été appliquée sur toutes les surfaces extérieures libres excepté celles de symétrie et la zone de chargement. La face supérieure a été noircie, elle a une émissivité de 0,9 qui a été confirmée par calibration de la caméra thermique. L'épaisseur étant très faible comparée aux autres dimensions (rapport supérieur à 60), l'application de la convection sur les surfaces latérales a un impact négligeable. La valeur moyenne de la convection sur les surfaces supérieure et inférieure est estimée par un calcul analytique qui est détaillé dans les sections suivantes. La figure 4.15 présente le modèle et les conditions aux limites sur les surfaces supérieures et inférieures.



(a) Convection et rayonnement imposés sur la face supérieure

(b) Modèle thermique avec convection sur la face inférieure

FIGURE 4.15 – Conditions aux limites de convection

Pour la convection, la valeur du coefficient de transfert thermique par convection  $h$  doit être définie. Les coefficients de convection régissant les échanges entre les faces supérieures et inférieures du PCB et l'air ambiant ont été déterminés analytiquement. La section suivante présente la méthode de calcul utilisée ainsi que les résultats.

#### 4.5.4 Calcul des coefficients de convection naturelle

Pour évaluer les coefficients de convection naturelle sur la face supérieure du PCB, la configuration d'une surface horizontale supérieure chaude en contact avec de l'air a été considérée. Pour la face inférieure, une surface horizontale inférieure chaude en contact avec de l'air. Dans les deux cas, il s'agit d'une convection naturelle.

##### 4.5.4.1 Calcul du coefficient de transfert thermique par convection sur la face supérieure du PCB

Contrairement au cas analytique où la température est uniforme sur la surface, la distribution de la température sur la face est non-uniforme. Les températures mesurées en 3 points définis sur la surface ont été analysées. Il s'agit des trois valeurs mesurées par les thermocouples sur le PCB (cf. section 4.4) et de la valeur maximale relevée sur la face supérieure du PCB par la caméra thermique. Afin d'utiliser les équations analytiques [3], la moyenne des températures de paroi est évaluée. La température à la surface du PCB sera supposée uniforme et correspondant à cette valeur moyenne. Les étapes de calcul sont les suivantes :

Après l'identification de la température de paroi, la température de l'air ambiant à une distance très éloignée de la plaque a été mesurée et vaut 297 K. La température de référence de la couche limite a été évaluée à l'aide de la relation 4.1 pour une température de paroi variant entre 297 K et 433 K. La température de l'air à une distance infinie de la paroi ( $T^{air}$ ) a été mesurée et est égale à 297 K.

$$T_{sup}^{ref} = \frac{T^{air} + T_{sup}^{paroi}}{2} \quad (4.1)$$

À partir de la densité à  $T_0 = 273K$ ,  $\rho_0$ , la densité de l'air a été évaluée à l'aide de la relation 4.2 pour la température de référence.

$$\rho_{sup} = \frac{\rho_0 T_0}{T_{sup}^{ref}} \quad (4.2)$$

Ensuite la viscosité cinématique de l'air  $\xi$  a été déterminée à l'aide de la relation 4.3.

$$\xi_{sup} = \frac{(0,0046 \theta_{sup} + 1,7176) \times 10^{-5}}{\rho_{sup}} \quad (4.3)$$

$\theta_{sup}$  est la température en °C de la paroi supérieure.

Enfin la conductivité thermique de l'air a été calculée à l'aide de la relation 4.4 :

$$\lambda_{sup} = 7,57 \cdot 10^{-5} \theta_{sup} + 0,0242 \quad (4.4)$$

Les constantes de l'air étant évaluées, le nombre de Prandtl a été déterminé par l'équation 4.5

$$Pr_{sup} = -2,54 \cdot 10^{-4} \theta_{sup} + 0,7147 \quad (4.5)$$

La longueur caractéristique  $L_c$  de la plaque est égale au rapport de la surface d'échange par le périmètre de contact entre l'air et la plaque. Notre plaque étant un carré de 0,1 m de côté, nous déduisons  $L_c = 0,025m$ .

Le nombre de Rayleigh est ensuite évalué à l'aide de l'équation 4.6 :

$$Ra_{sup} = \frac{g \left( T_{sup}^{paroi} - T^{air} \right) L_c^3}{T_{sup}^{ref} \xi_{sup}^2} Pr_{sup} \quad (4.6)$$

Pour un nombre de Rayleigh compris entre  $10^{-4}$  et  $10^{-7}$ , le nombre de Nusselt est donné par la corrélation 4.7 :

$$Nu_{sup} = 0,54 Ra_{sup}^{0,25} \quad (4.7)$$

Enfin, le coefficient de convection a été évalué par l'équation (4.8) :

$$h = \frac{Nu_{sup} \lambda_{sup}}{L_c} \quad (4.8)$$

Le coefficient de transfert thermique par convection  $h$  dépend de la température. Utiliser une valeur moyenne au lieu des valeurs en fonction de la température entraînerait une perte de précision du modèle. La figure 4.16 présente le coefficient  $h$  sur la face supérieure en fonction de la température.

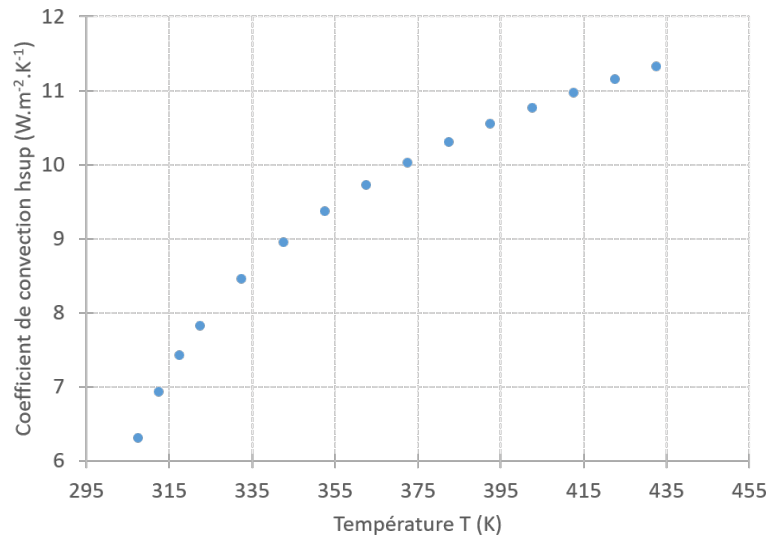


FIGURE 4.16 – Coefficient de transfert thermique par convection en fonction de la température de paroi sur la face supérieure

La valeur de  $h_{sup}$  augmente avec la température. L'influence du coefficient de convection sera marquée si des contrastes importants de températures sont présents sur la surface ou si la température du PCB est faible.

#### 4.5.4.2 Calcul du coefficient de convection naturelle sur la face inférieure du PCB

La température sur la face inférieure de la plaque doit au préalable être déterminée. A cette fin, la notion de résistance thermique de conduction dans une paroi multicouche ainsi que l'hypothèse d'un régime stationnaire ont été considérées (figure 4.17).

Pour évaluer la température sur la face inférieure, une analogie de la conduction avec la loi d'Ohm a été utilisée. C'est ce que présente la figure 4.17.

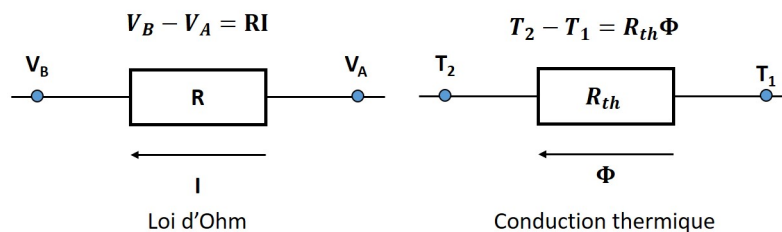


FIGURE 4.17 – Analogie entre la loi d'Ohm et la conduction thermique

En se référant à l'analogie mentionnée par la figure 4.17, la température sur la surface inférieure a été déterminée à l'aide de l'équation 4.2 :

$$T_{inf}^p = T_{sup}^p - (4Rth_{Cu} + 2Rth_{Prg} + Rth_{FR4})\Phi = T_{sup}^p - \left( \frac{4e_{Cu}}{S\lambda_{Cu}} + \frac{2e_{Prg} + e_{FR4}}{S\lambda_{FR4}} \right) * \Phi \quad (4.9)$$

avec :

$T_{inf}$  : température de la paroi inférieure en K

$T_{sup}$  : température de la paroi supérieure en K

$e_{Cu}$  : épaisseur d'une couche de cuivre en m

$e_{Prg}$  : épaisseur d'une couche de préimprégné en m

$e_{FR4}$  : épaisseur de la couche de FR4 en m

$\lambda_{cuivre}$  : conductivité thermique du cuivre en  $W.m^{-1}.K^{-1}$

$\lambda_{FR4}$  : conductivité thermique du FR4 suivant Z en  $W.m^{-1}.K^{-1}$

$\Phi$  : Puissance thermique en W

S : aire de la surface de contact entre deux couches

L'épaisseur des couches est présentée par la figure 4.6. La conductivité du FR4 vaut  $0,38 W.m^{-1}.K^{-1}$  et celle du cuivre  $405 W.m^{-1}.K^{-1}$ .

Le coefficient de convection sur la face inférieure se déduit selon une démarche similaire à celle mise en œuvre pour la face supérieure. Seule la corrélation entre les nombres de Nusselt et de Rayleigh change. En effet, pour un nombre de Rayleigh compris entre  $10^4$  et  $10^7$ , le nombre de Nusselt a été donné par la relation (4.10) :

$$Nu = 0,27Ra^{0,25} \quad (4.10)$$

Enfin, le coefficient de convection a été évalué par l'équation (4.8).

L'évolution du coefficient de transfert thermique par convection sur la face inférieure est présentée par la figure 4.18.

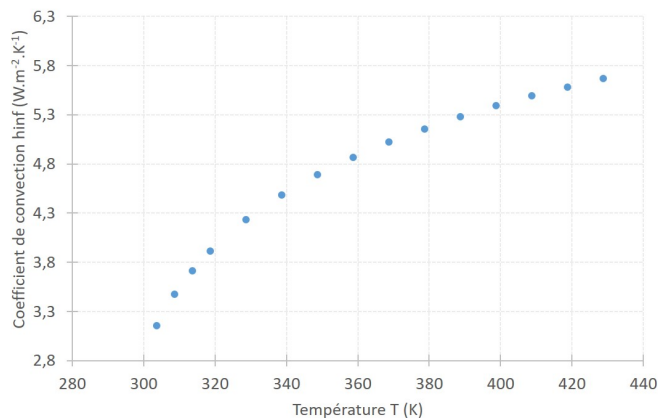


FIGURE 4.18 – Coefficient de transfert thermique par convection en fonction de la température de paroi sur la face inférieure

On remarque un comportement similaire à celui observé pour le coefficient de convection sur la face supérieure du PCB. La moyenne entre ces deux coefficients a été utilisée pour les surfaces latérales. Ces données ont été utilisées comme entrée pour le modèle thermique.

#### 4.5.5 Chargement thermique

La chaleur générée par le transistor lors de son fonctionnement a été imposée sur forme d'un flux surfacique. Cette densité surfacique flux a été calculée en divisant la puissance dissipée par le transistor par sa surface en contact avec le PCB. La surface du transistor est de 15,44 mm × 20,25 mm. La puissance dissipée a été évaluée à 10 W. La densité surfacique flux de chaleur est donc  $\varphi = \Phi/S = 31,98 \text{ kW.m}^{-2}$ .

#### 4.5.6 Analyse des résultats de la simulation thermique

L'objectif de la simulation thermique est de valider les prédictions du modèle numérique en les confrontant aux données expérimentales. La figure 4.19 présente le champ thermique numérique pour une puissance de 10W et un temps de 1000s.

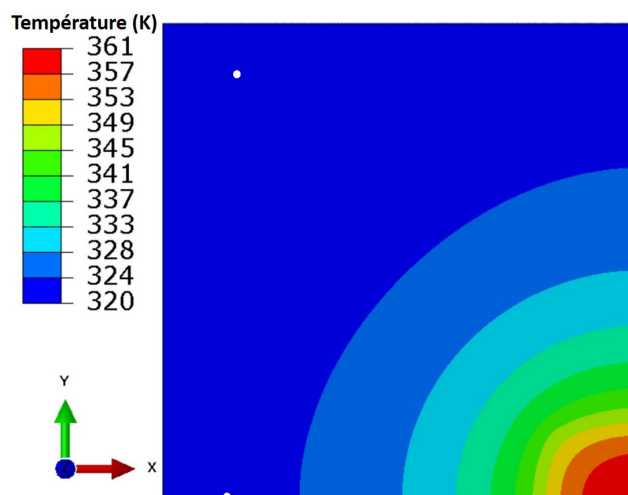


FIGURE 4.19 – Champ de températures sur la face supérieure du modèle numérique à t=1000 s

Les trois valeurs mesurées par les thermocouples ont été comparées à celles obtenues à partir du modèle numérique.

	T1 (K)	T2(K)	T3(K)
Expérimental	321,30	369,71	329,60
Numérique	331,56	369,25	335,95
Écart relatif	3,2%	-0,1%	1,9%

TABLEAU 4.6 – Comparaison entre les valeurs expérimentales et numériques

Le modèle numérique développé prédit bien les champs thermiques avec une précision acceptable. L'écart relatif absolu observé est inférieur à 4 %. Cet écart peut s'expliquer par les figures 4.10 et 4.11 qui montrent beaucoup de dissipations thermiques présentes sur la paroi supérieure : les pertes par les trois câbles d'alimentation du transistor, celles par la surface supérieure et les surfaces latérales du PCB.

Pour valider le modèle, il a été également appliqué pour la simulation d'une puissance de 5W générée par le transistor. Le tableau 4.7 présente les résultats de cette simulation.

	T1 (K)	T2 (K)	T3 (K)
Expérimental	310,9	312	320
Numérique	316,97	319,22	332,11
Écart relatif	2%	2,3%	3,8%

TABLEAU 4.7 – Comparaison entre les valeurs expérimentales et numériques pour la puissance de 5 W

Le modèle numérique prédit avec une bonne précision (inférieure à 4%) les températures pour la puissance de 5 W. L'écart de température atteint 12 K pour le deuxième point de mesure. Une fois le modèle validé par les étapes précédentes, les champs thermiques ont été analysés plus finement. La figure 4.20 montre l'évolution de la température sur la face supérieure du PCB (couche de cuivre 1).

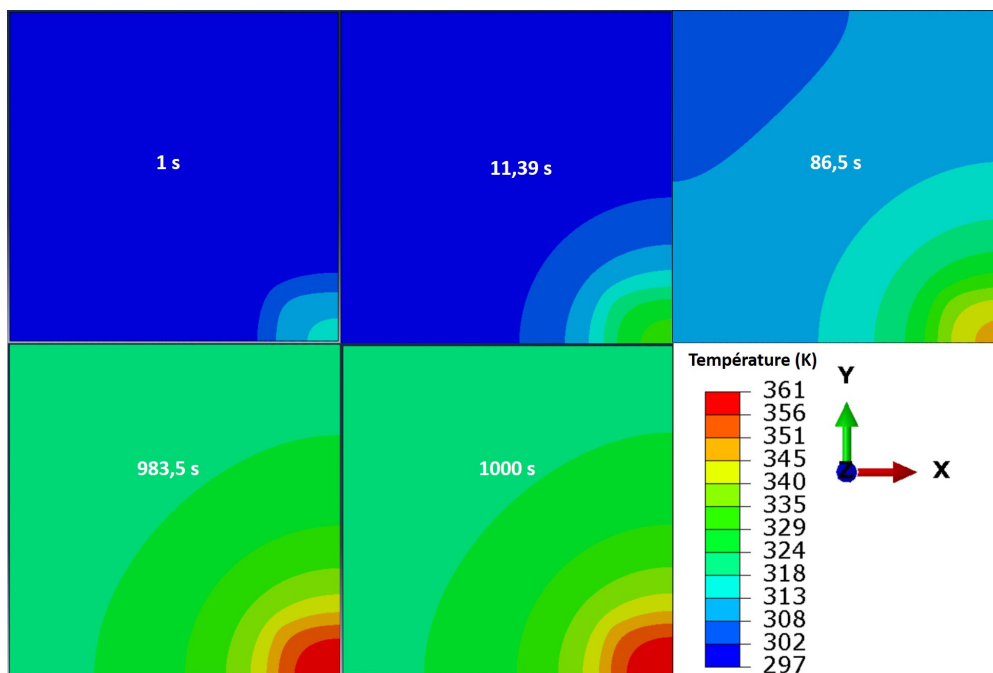


FIGURE 4.20 – Évolution de la température sur la face supérieure (couche de cuivre 1) en fonction du temps pour une puissance de 10 W

La température se stabilise au bout d'un certain temps. À partir d'environ 1000 s selon la figure 4.20, la température est stable. Pour le confirmer, cette évolution a été observée pour deux nœuds à l'intersection des surfaces de symétries (cf. figure 4.21).

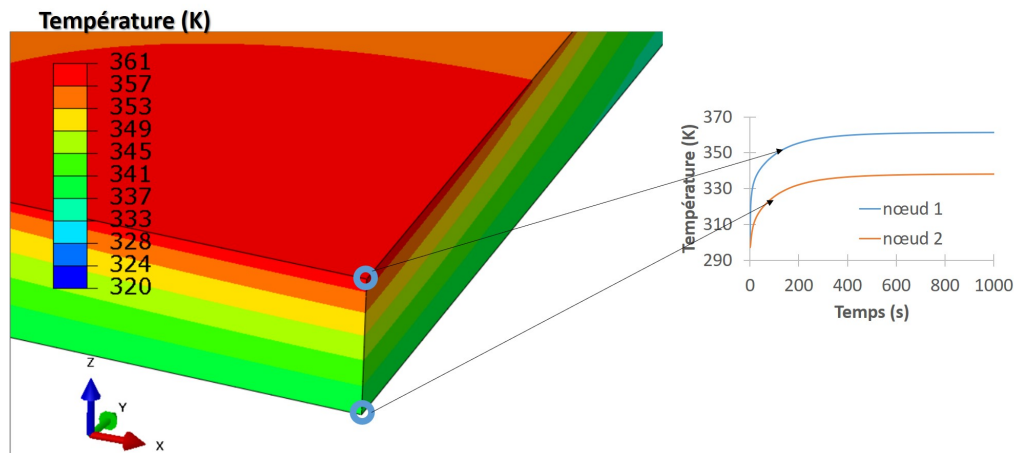


FIGURE 4.21 – Évolution du champ de températures pour deux nœuds. Les nœuds de mesure entourés en bleu sont à l'intersection des surfaces de symétries sur la face supérieure et celle inférieure

La température augmente rapidement puis se stabilise autour de 1000 s. Les analyses suivantes seront effectuées pour un incrément de temps de 1000 s.

En mettant en parallèle, les champs thermiques dans l'épaisseur entre le cuivre et le FR4, on peut remarquer que la différence de température par rapport à l'épaisseur est plus importante dans la couche de FR4 suivi de celles de pré-imprégné puis de cuivre (cf. figure 4.22). Cette différence s'explique par la valeur de CDT du cuivre qui est plus élevée que celle du FR4 mais également par l'épaisseur des couches. L'épaisseur des couches de cuivre est  $35\ \mu\text{m}$ , celle des couches pré-imprégné  $160\ \mu\text{m}$  et celle du substrat FR4  $1130\ \mu\text{m}$ . Le ratio entre les épaisseurs des couches de cuivre et de FR4 est d'environ 32.

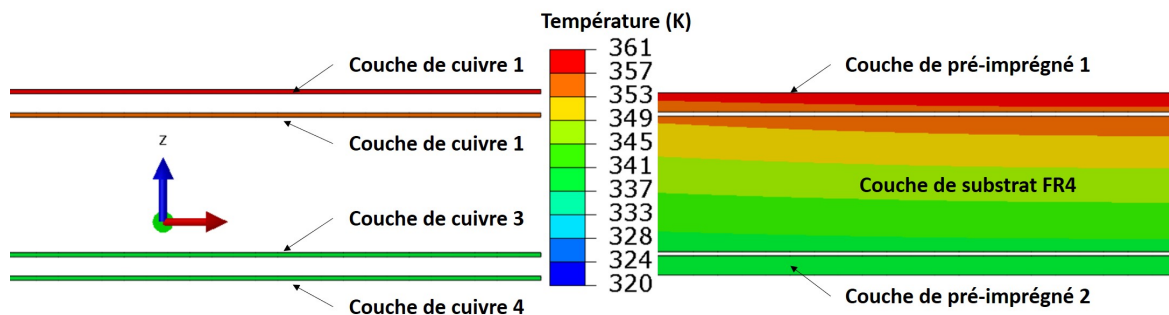


FIGURE 4.22 – Distribution de la température dans l'épaisseur pour le cuivre et le FR4

Les règles de conception des circuits électroniques peuvent être illustrées par ces observations. Pour dissiper plus, il faudrait plus de couches de cuivre. Mais le cuivre coûte cher et les masses de cuivre peuvent entraîner des phénomènes électromagnétiques indésirables. On peut aussi



observer l'importance des via thermiques dans le refroidissement car la couche de FR4 et celles de pré-imprégné ne permettent pas d'évacuer correctement la chaleur vers les couches de cuivre intérieures.

## 4.6 Généralités sur le délaminage

Les causes et les méthodes permettant de détecter le délaminage ont été présentées dans la section 1.3.1. Dans cette section nous nous intéressons à la caractérisation du délaminage et aux différents modèles permettant de le modéliser. Le délaminage intervient en deux étapes : l'initiation et la propagation.

On suppose généralement que la phase d'initiation intervient pour une contrainte équivalente ou une valeur de composante de contrainte ou déformation supérieure à un seuil. Divers auteurs ont proposé des critères suivant le mode de rupture (voir la figure 4.23) : mode I (ouverture de la fissure), mode II (cisaillement plan), mode III (cisaillement anti-plan). Selon Van Zanten et al. [2], le délaminage interfacial est une sorte de fissuration en mode mixte comprenant des composantes en mode I et en mode II. Pour Le [4], le mode I est intuitivement le plus dangereux.

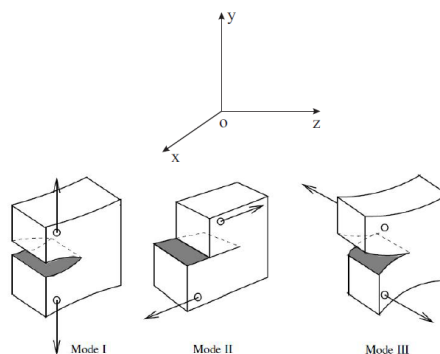


FIGURE 4.23 – Modes de rupture d'une fissure [4]

Plusieurs critères ont été définis pour l'initiation du délaminage. Lorriot et al. [5] en distinguent trois : les contraintes, les facteurs d'intensité de contrainte, les taux de restitution d'énergie. Le critère de contrainte par exemple suppose que la contrainte est le paramètre déterminant pour l'initiation du délaminage. Liu et al. [6] ne distinguent que les deux derniers critères. Selon ces auteurs, le taux de restitution d'énergie possède un avantage numérique sur les facteurs d'intensité de contrainte puisqu'ils ne nécessitent ni des maillages spécifiques ni des maillages très fins pour prédire la distribution des contraintes.

La propagation du délaminage en mode I se base principalement sur la théorie d'Irwin [7]. Il définit une ténacité critique en dessous de laquelle la fissure ne se propage pas.

Une description de la théorie relative aux critères d'initiation et de propagation du délaminage a été proposée par Le [4].

Il existe plusieurs techniques permettant de quantifier la force d'adhésion à l'interface. La flexion en 3 et 4 points, les essais de rayure, le délaminage spontané causé par des contraintes de compression, le délaminage induit par indentation, et même le délaminage induit par contrainte de traction sur des substrats conformes [8]. Schongrundner et al. [8] ont estimé que dans cette liste, la flexion 4 points convenait à la détermination de la résistance d'interface d'un PCB. L'essai de flexion 4 points qu'ils ont proposé est présenté par la figure 4.24. Cet essai permet de déterminer le taux de restitution d'énergie critique  $G$ .

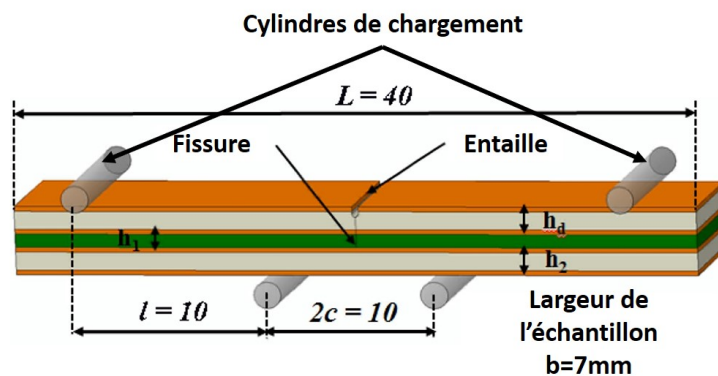


FIGURE 4.24 – Essai de flexion 4 points permettant de déterminer le taux de restitution d'énergie critique [8]

Cet essai présente deux principales limitations : il faut tester au moins dix échantillons pour avoir une valeur statistique de taux de restitution d'énergie valide. De plus, bien que l'influence de la plasticité sur cette propriété ait été prouvée, elle n'a pas été prise en compte dans l'essai réalisé par l'étude de Schongrundner et al. [8].

Outre ces travaux, Akbari et al. [9] ont utilisé des essais DCB ("double cantilever beam") pour la caractériser. Cet essai qui consiste à propager une fissure en tirant sur les deux parties d'une poutre comme montré sur la figure 4.25 permet de déterminer la résistance à l'interface pour le mode I.

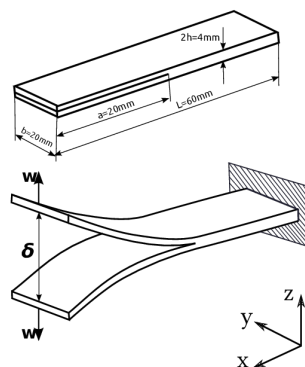


FIGURE 4.25 – Représentation schématique d'un essai DCB [10]

Caractériser le délaminage n'est pas suffisant, la modélisation vise à prédire son apparition et à le prévenir. La section 4.7 présente quelques modèles.

## 4.7 Modèles permettant la prédiction du délaminage

Malgré de nombreuses études consacrées au délaminage, peu de modèles thermomécaniques existent. Le délaminage peut apparaître soit de façon horizontale à l'intérieur du PCB soit de façon verticale sous l'effet des contraintes de traction [9].

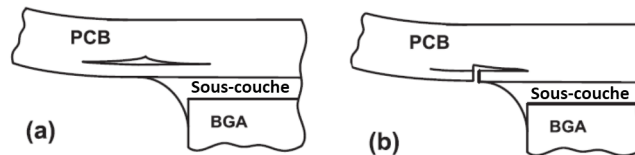


FIGURE 4.26 – Apparition du délaminage a) horizontal b) vertical [9]

Afin de créer un modèle numérique de délaminage, deux principales méthodes existent pour créer l'interface : la technique de fermeture virtuelle de fissure ou "Virtual Crack Closure Technique" (VCCT) et les zones cohésives ou "Cohesive Zone Model" (CZM).

La VCCT a été introduite par Rybicki et Kanninen [11]. Les zones cohésives (CZM) sont le plus souvent utilisées [12]. Elle est préférée à la VCCT car celle-ci ne permet pas l'étude de l'amorçage de la fissuration interlaminaire. La CZM permet de représenter l'amorçage et la propagation d'une fissure.

Différentes lois régissent les zones cohésives. Nous pouvons citer la loi linéaire parabolique d'Allix, trapézoïdale, exponentielle, bilinéaire, etc. Il est courant d'associer la modélisation à l'expérimental pour faire des recalages. La loi de traction-séparation bilinéaire est la plus utilisée lorsque le mode I domine [9].

Pour obtenir les paramètres de cette loi, les valeurs numériques sont recalées sur des résultats expérimentaux d'essais DCB ou ENF ("End Notch Flexure"). C'est ce qu'illustre la figure 4.27

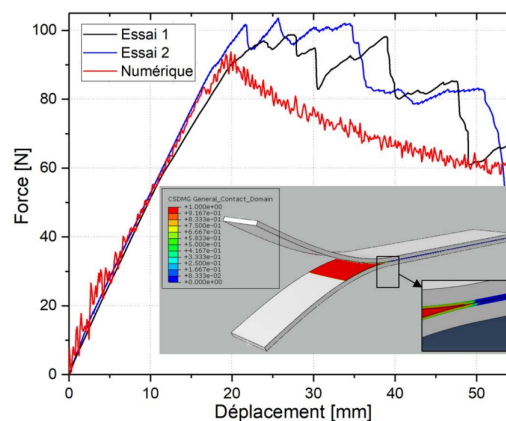


FIGURE 4.27 – Simulation d'un essai DCB [12]

Les essais ENF consistent en une flexion sur une poutre ayant une entaille (cf. figure 4.28). Elle sert généralement à caractériser le mode II.

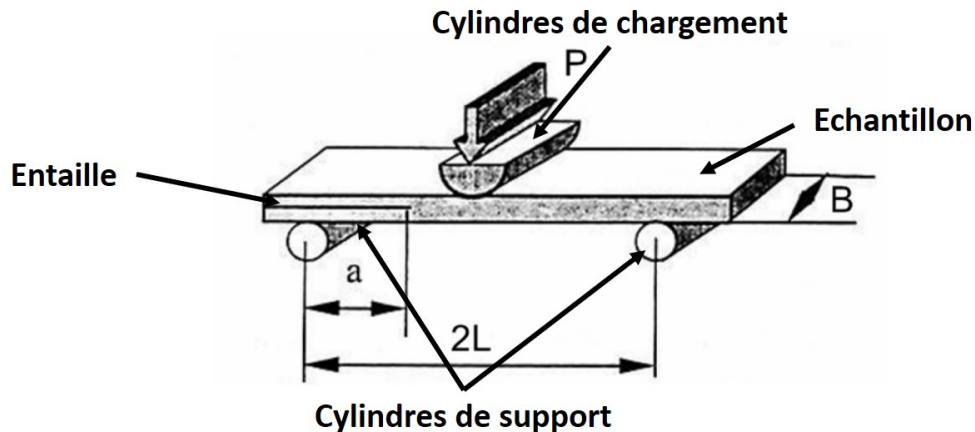


FIGURE 4.28 – Essai ENF [12]

Le taux de restitution d'énergie critique et les facteurs d'intensité des contraintes sont obtenus par cet essai.

En se basant sur les informations sur le délaminage et les paramètres matériaux déterminés précédemment, un modèle thermomécanique permettant de prédire le délaminage a été mis en œuvre.

## 4.8 Modélisation du délaminage

Cette section est consacrée à la création d'un modèle de délaminage pour le PCB. L'objectif est de faire une analyse préliminaire de l'apparition du délaminage causé par des contraintes thermomécaniques. Le modèle sera perfectionné par d'autres études qui permettront d'obtenir les propriétés expérimentales de la zone cohésive.

Une analyse séquentielle thermomécanique a été utilisée. Un chargement thermique est effectué. Puis, les champs thermiques sont utilisés comme données d'entrées pour un modèle mécanique. Les propriétés matériaux sont identiques à celles utilisées pour l'analyse thermique (section 4.5).

### 4.8.1 Géométrie et conditions aux limites

Le modèle est un parallélépipède de  $20\text{ mm} \times 10\text{ mm} \times 1,59\text{ mm}$ . L'empilement des couches est le même que pour l'analyse thermique. Pour les épaisseurs, la seule différence est l'introduction de zones cohésives de  $10\text{ nm}$  d'épaisseur aux interfaces. Pour des raisons de symétrie, seul le quart de la structure a été modélisé. La figure 4.29 présente la géométrie du modèle ainsi que les conditions aux limites.

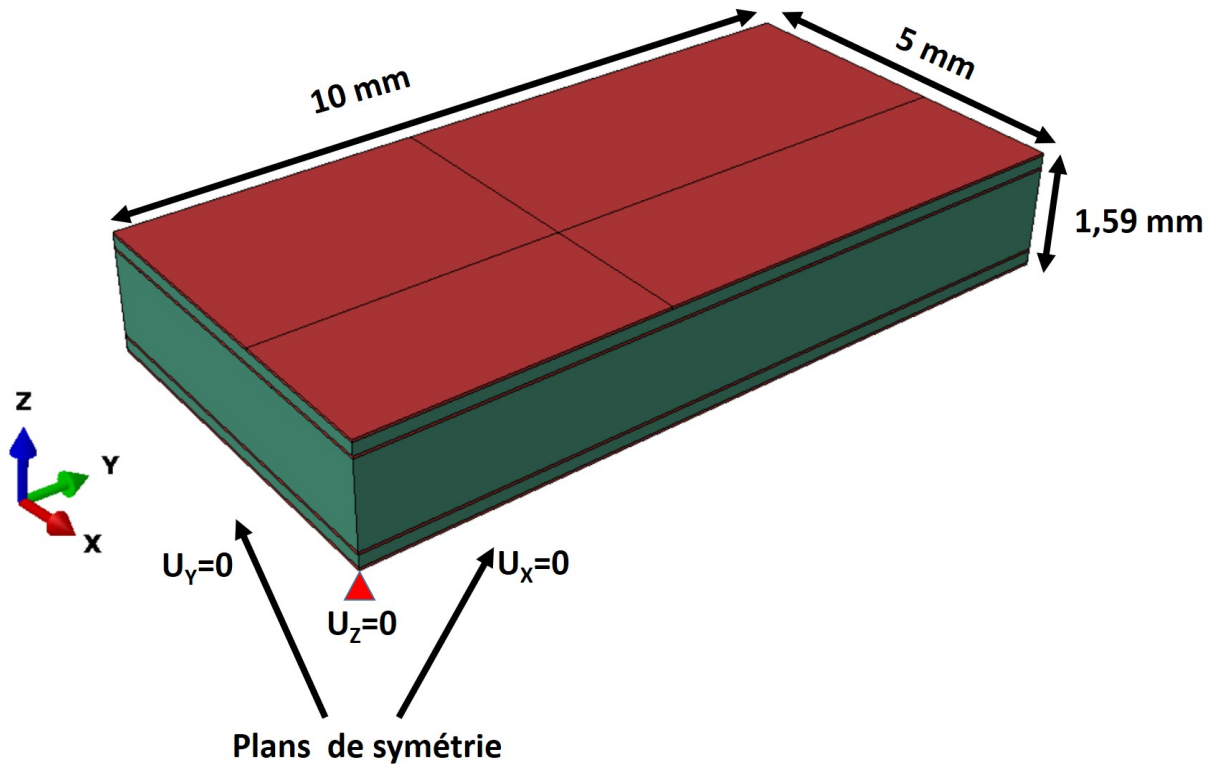


FIGURE 4.29 – Géométrie et conditions aux limites mécaniques du modèle

Ces conditions aux limites ainsi que les conditions de convection et de rayonnement sont identiques à celles utilisées dans la section 4.5.

Le modèle de zone cohésive avec une loi de traction séparation bilinéaire telle que proposée par Akbari et al. [9] a été utilisé. Dans ce modèle, le mode I de rupture est dominant et a été considéré. Les données d'entrée pour ce modèle sont les raideurs initiales, les résistances interlaminaires et les ténacités. Le tableau suivant récapitule ces valeurs.

Raideur initiale (N/m <sup>3</sup> )	Résistance interlaminaire (MPa)	Valeur de ténacité (J/m <sup>2</sup> )
$10^{14}$	4,8	147

TABLEAU 4.8 – Propriétés caractéristiques des zones cohésives [9]

## 4.8.2 Maillage

Les éléments DC3D8 et C3D8 ont été utilisés respectivement pour l'analyse thermique et mécanique. Le nombre d'éléments est le même pour les deux analyses pour des raisons de compatibilité. Il vaut 299250. La figure 4.30 présente le maillage.

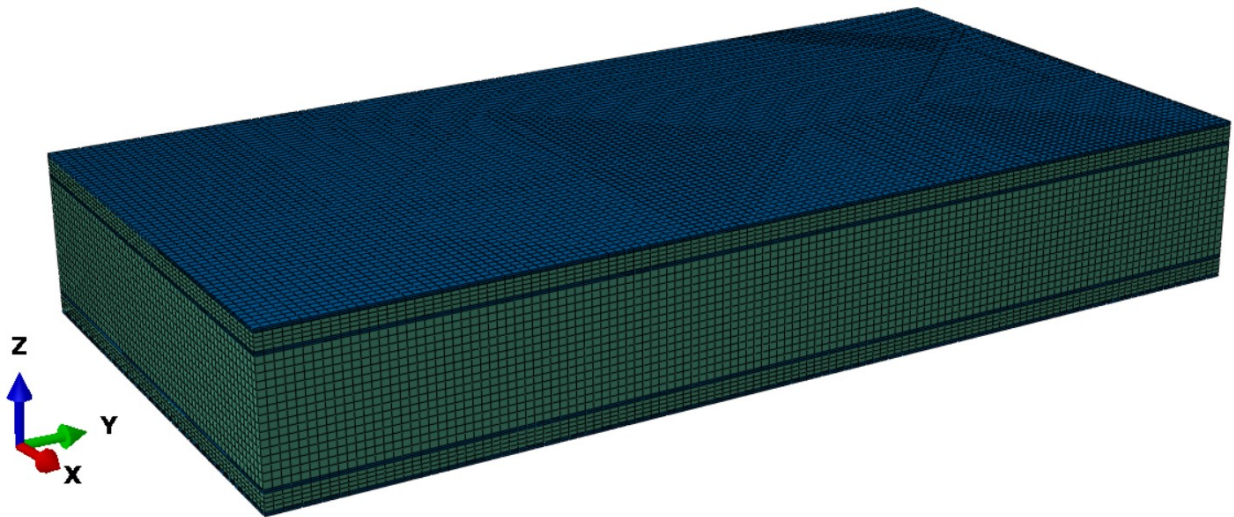


FIGURE 4.30 – Maillage du modèle DCB

### 4.8.3 Chargement thermique

Un flux surfacique a été imposé pour simuler la chaleur dissipée par un composant. Une densité de flux surfacique de  $400 \text{ kW.m}^{-2}$  soit  $12,8 \text{ W}$  a été appliqué sur une surface de  $4 \text{ mm} \times 8 \text{ mm}$ .

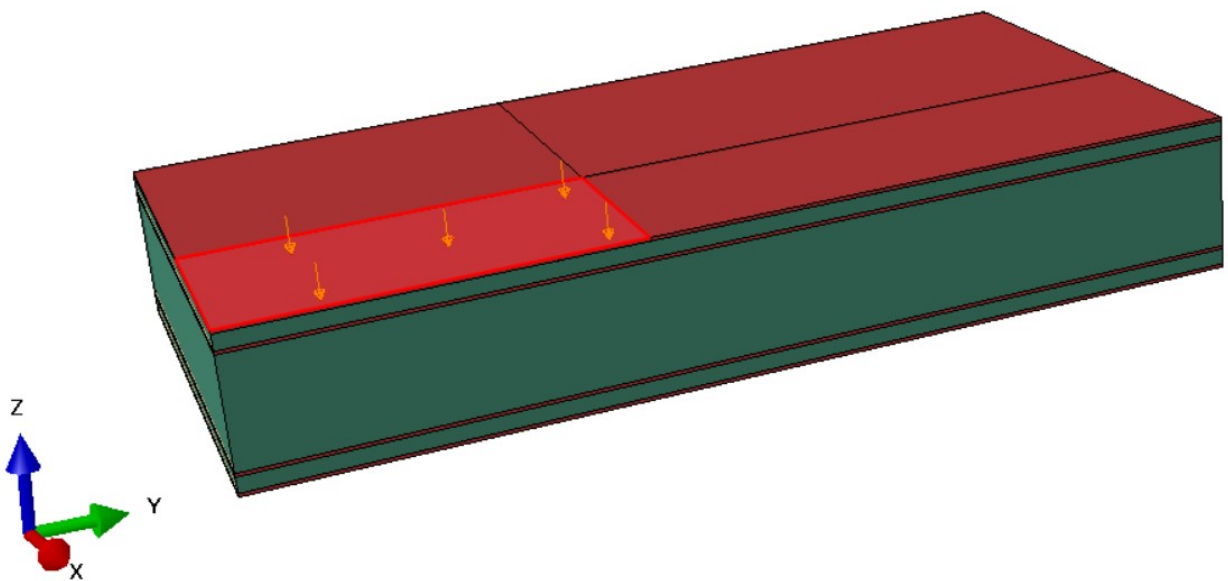


FIGURE 4.31 – Zone de chargement thermique

### 4.8.4 Analyse des champs thermiques

La figure suivante présente la répartition de température à l'intérieur du modèle après stabilisation.

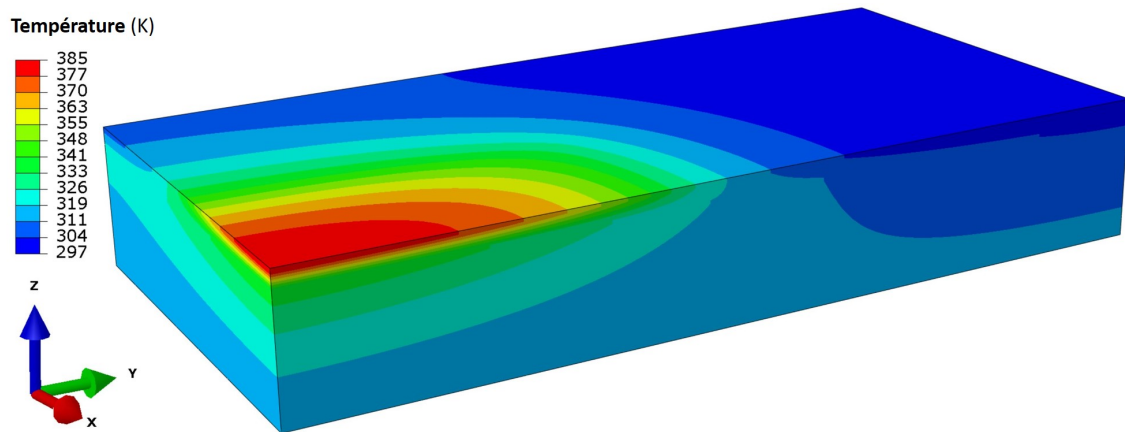


FIGURE 4.32 – Champs de températures du modèle de délaminage

C'est ce champ de températures qui sera utilisé comme entrée pour le modèle mécanique.

#### 4.8.5 Analyse des champs mécaniques

Dans cette étude, nous nous intéresserons au délaminage en mode I. Les contraintes  $\sigma_{ZZ}$ ,  $\sigma_{XZ}$  et  $\sigma_{YZ}$  ainsi que le déplacement suivant Z sont alors les données de sorties à analyser. Le coefficient de dilatation thermique du cuivre est environ deux fois moins important que celui du FR4 suivant Z. C'est cette différence qui explique l'aspect concave de la déformé du modèle présenté par la figure 4.33.

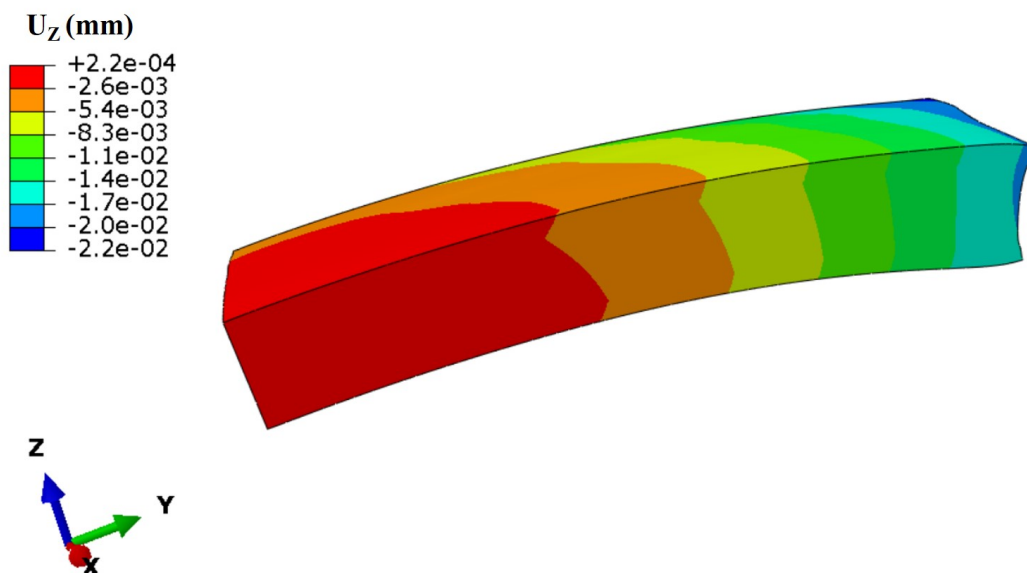


FIGURE 4.33 – Déplacement suivant Z avec un facteur de forme de 100

On remarque également que les valeurs de déplacement sont faibles (environ 22  $\mu\text{m}$  pour le maximum) mais comparées à la faible taille des couches de cuivre (35  $\mu\text{m}$ ), ce n'est pas négligeable.

Outre le déplacement, les contraintes  $\sigma_{ZZ}$ ,  $\sigma_{XZ}$  et  $\sigma_{YZ}$  ont été étudiés.

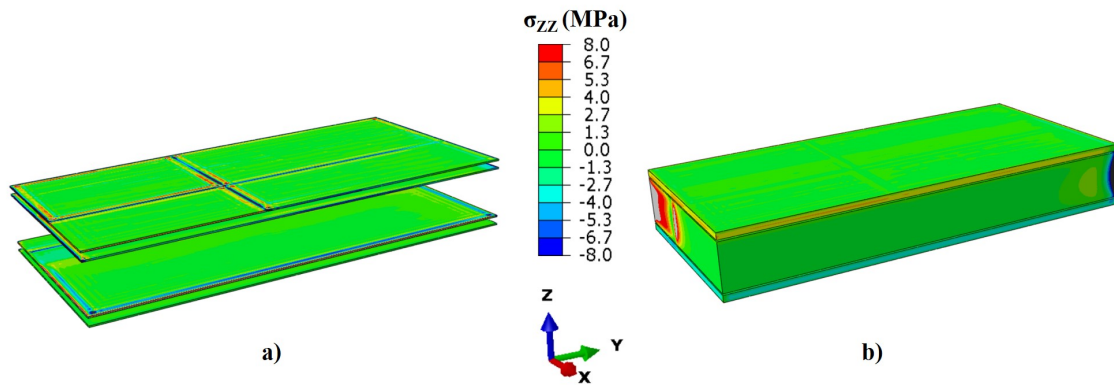


FIGURE 4.34 – Champ de contraintes  $\sigma_{ZZ}$  : a) couches de cuivre b) couches de FR4 et pré-imprégné

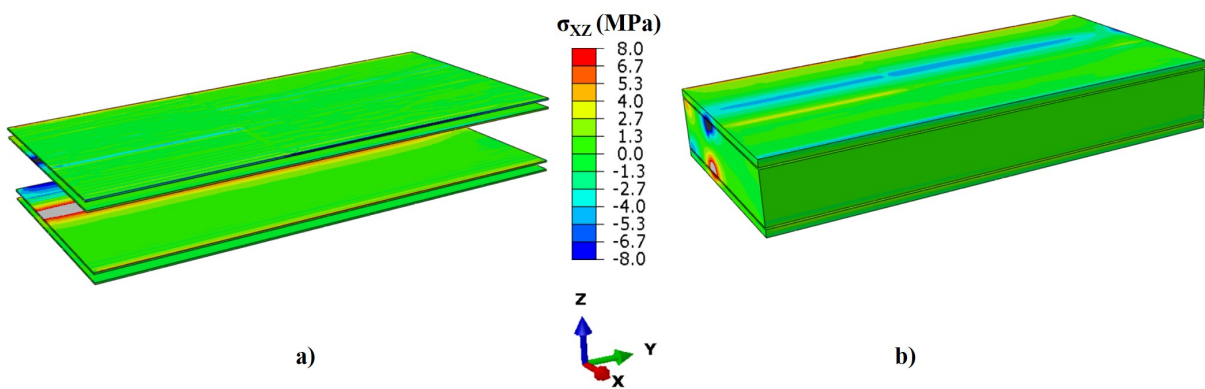


FIGURE 4.35 – Champ de contraintes  $\sigma_{XZ}$  : a) couches de cuivre b) couches de FR4 et pré-imprégné

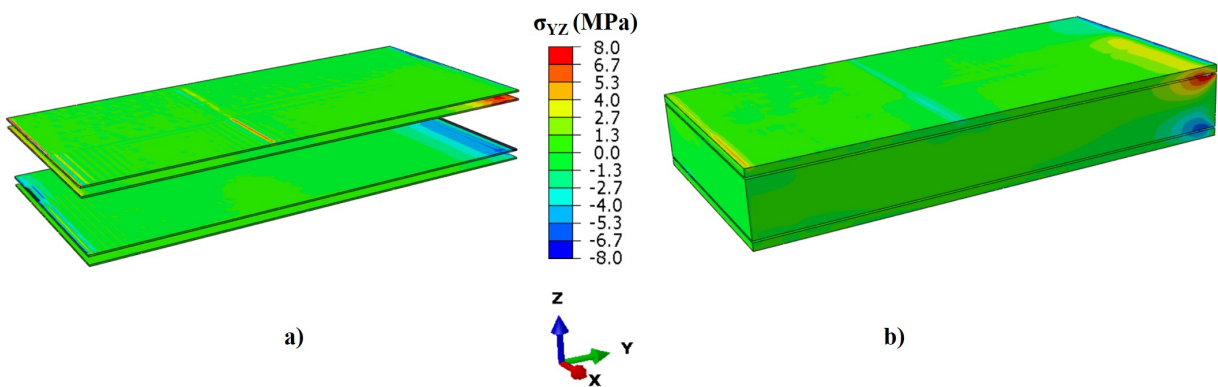


FIGURE 4.36 – Champ de contraintes  $\sigma_{YZ}$  : a) couches de cuivre b) couches de FR4 et pré-imprégné

Les figures 4.34, 4.35 et 4.36 montrent une répartition de la contrainte avec des zones de concentration de contrainte notamment aux interfaces entre le cuivre et la matrice.

Nous notons la présence de la plasticité dans les couches de cuivre présenté par la figure 4.37.



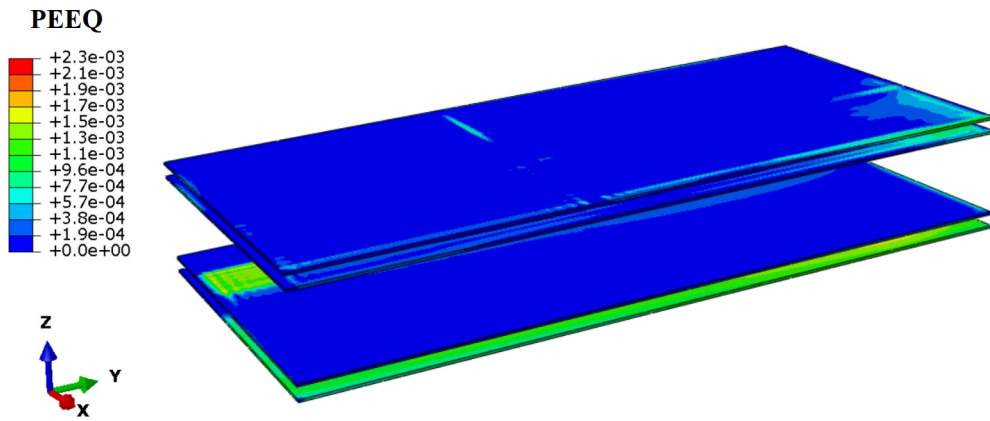


FIGURE 4.37 – Champ de déformations plastiques équivalentes dans les couches de cuivre

La figure 4.38 présente critère d’initiation de l’endommagement de la contrainte nominale maximale qui vaut 1 lorsqu’un élément est endommagé ainsi que la contrainte  $\sigma_{ZZ}$ . On remarque une concordance entre les deux. La valeur maximale de  $\sigma_{ZZ}$  est proche de la contrainte d’initiation du délaminage et on remarque de le critère d’initiation est aussi proche de 1 pour ces zones. Le mode de rupture est donc le mode I tel que nous l’avons défini.

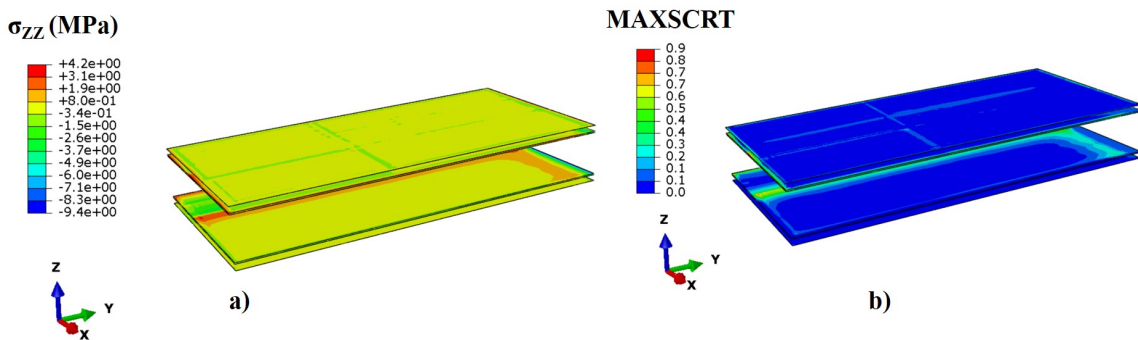


FIGURE 4.38 – Champ de contraintes  $\sigma_{ZZ}$  et critère d’initiation du délaminage dans les zones cohésives

### 4.8.6 Perspectives

Des essais DCB et ENF nécessaires pour obtenir les propriétés de la zone cohésive n’ont pas pu être mis en œuvre. Deux difficultés majeures se sont révélées. Dans un premier temps, le fournisseur ne pouvait pas nous livrer des échantillons spécifiques permettant de réaliser ces essais. La seconde concerne les difficultés techniques de préparation des échantillons.

Pour réaliser les DCB et ENF, une fissure doit pouvoir être initiée et propagée dans les échantillons. La méthode classique consiste à réaliser une entaille de dimension  $a$  puis à la propager. Dans le cas des circuits imprimés, la tendance est plutôt d’insérer un matériau peu adhésif généralement du téflon entre les couches à délaminer puis à exercer une sollicitation. Le téflon étant moins adhésif, sous l’effet de la force, il va se décoller et créer ainsi la fissure entre les couches.

Dans le cas du téflon, le pré-imprégné avait tendance à déborder et donc empêchait le décolage des couches de la façon souhaitée.

La faible épaisseur de l'échantillon rendait très difficile la réalisation de l'entaille. Les méthodes à notre disposition ne permettaient pas de les réaliser avec une bonne précision.

Pour la flexion 4 points, la nécessité d'utiliser plusieurs échantillons et la non prise en compte des effets de la plasticité ont limité nos travaux puisque la plasticité joue un rôle important dans nos simulations.

Ces résultats sont issus d'une étude préliminaire et méritent des approfondissements. Néanmoins, le modèle arrive à modéliser l'endommagement tel que confirmé par la figure 4.38.

## **4.9 Conclusion**

Les propriétés thermomécaniques déterminées au chapitre 2 et chapitre 3 ont alimenté un modèle de flexion 3 points. Par comparaison avec des essais expérimentaux, une validation des propriétés a été ainsi réalisée avec des écarts relatifs satisfaisant inférieur à 5 %. Un modèle thermomécanique a ensuite été conçu à l'aide du logiciel de calcul par éléments finis Abaqus. Le modèle prédit les champs thermiques avec un écart relatif maximal inférieur à 5 %. L'observation des champs mécaniques a montré des différences importantes de contraintes aux interfaces. Ce phénomène confirme la probabilité d'apparition du délaminage aux interfaces. Le modèle utilisé sous forme d'outil servira à optimiser le routage en identifiant les zones de concentration de contraintes critiques. Un modèle préliminaire permettant d'analyser le délaminage aux interfaces a été réalisé. Il ouvre la voie à une amélioration de l'outil qui pourra non seulement prédire les endroits où la probabilité du délaminage est la plus importante mais aussi comment la fissure se propagerait.

## Bibliographie

- [1] NJ SIMON, ES DREXLER et Richard Palmer REED : Properties of copper and copper alloys at cryogenic temperatures. Final report. Rapport technique, National Inst. of Standards and Technology (MSEL), Boulder, 1992.
- [2] JFJ Veldhuijzen van ZANTEN, GA SCHUERINK, AHJ TULLEMANS, R LEGTENBERG et Wessel W WITS : Method to determine thermoelastic material properties of constituent and copper-patterned layers of multilayer printed circuit boards. *Journal of Materials Science : Materials in Electronics*, 29(6):4900–4914, 2018.
- [3] J PADET : Convection thermique et massique-nombre de nusselt : partie 1, be8206. *Techniques de l'Ingénieur*, pages 1–25, 2012.
- [4] Ba Danh LE : *Modélisation discrète en mécanique de la rupture des matériaux fragiles*. Theses, Université de Strasbourg, juin 2013.
- [5] T. LORRIOT, Laurent LAGUNEGRAND, Hervé WAGNIER et Roland HARRY : Contribution à la définition d'un critère de délaminage en mode mixte. *Revue des composites et des matériaux avancés*, 16, décembre 2006.
- [6] Sheng LIU, Yuhai MEI et Tian Y WU : Bimaterial interfacial crack growth as a function of mode-mixity. *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology : Part A*, 18(3):618–626, 1995.
- [7] George R IRWIN : Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, 24:361–364, 1957.
- [8] Ronald SCHÖNGRUNDNER, Megan J. CORDILL, Julia BERGER, Hans-Peter KRÜCKL, Klaus FELLNER, Thomas KRIVÉC, Markus KURZ, Peter F. FUCHS et Günther A. MAIER : Adhesion of printed circuit boards with bending and the effect of reflow cycles. In *2013 14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE)*, pages 1–8, 2013.
- [9] Saeed AKBARI, Amir NOURANI et Jan K. SPELT : Predicting delamination in multilayer composite circuit boards with bonded microelectronic components. *Engineering Fracture Mechanics*, 187:225 – 240, 2018.
- [10] Sondes METOUI : *Représentations séparées pour la simulation multi-échelle du comportement mécanique et de l'endommagement des matériaux composites*. Theses, ENSAM, décembre 2015.
- [11] Edmund F RYBICKI et Melvin F KANNINEN : A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral. *Engineering fracture mechanics*, 9(4):931–938, 1977.
- [12] Gbèssiho Raphaël KINVI-DOSSOU : *Impact resistance and damage analysis of laminated composite based on Elium acrylic matrix : experimental characterization and multiscale numerical modeling*. Theses, Université de Lorraine, novembre 2018.

# Synthèse générale et perspectives

## Synthèse générale

La fiabilité des cartes électroniques et l'électronique structurelle ont entraîné des défis très importants aussi bien pour les fournisseurs que pour les concepteurs. Avec la pénurie des semi-conducteurs, la tendance est à une production locale et une autonomie de production qui passe par une amélioration de la fiabilité. Les outils habituels utilisés par les concepteurs tels Altium® ou Kicad® ont besoin d'amélioration et d'adaptation aux nouvelles évolutions afin de tenir compte des contraintes thermomécaniques. C'est dans ce contexte que s'inscrit le projet de la plateforme Mécatronique pour l'amélioration des produits et procédés (MAPP) dont l'objectif était de créer un outil d'optimisation topologique pouvant contribuer à améliorer la conception des cartes électroniques et ainsi la fiabilité. La présente thèse apporte une contribution à la conception de cet outil.

Afin de créer cet outil, des informations sur les propriétés thermomécaniques des circuits imprimés (PCB) étaient nécessaires. Trois matériaux constituent le PCB : le cuivre, le FR4 et le pré-imprégné, les deux derniers étant des classes de matériaux. Néanmoins, les données des fournisseurs sont généralement incomplètes. De plus, bien que l'analyse des données de la littérature ait montré une certaine convergence des valeurs en ce qui concerne le cuivre, une disparité de propriétés a été observée pour le FR4 et le pré-imprégné. Une détermination des propriétés thermomécaniques était nécessaire.

En se basant sur la littérature, l'hypothèse d'un comportement identique entre le FR4 et le pré-imprégné a été adoptée. De plus, le comportement du cuivre a été supposé isotrope tandis que celui du FR4 a été considéré comme orthotrope. La thermoplasticité linéaire a été retenue pour le cuivre. A contrario, la thermoélasticité linéaire a été utilisée pour le FR4.

Les échantillons de FR4 ne sont pas toujours accessibles. Les échantillons ont été obtenus en enlevant les couches de cuivre sur un PCB deux couches, ce qui permet de s'affranchir de cette contrainte.

Des essais mécaniques ont été mis en œuvre. La traction longitudinale et à  $\pm 45^\circ$  a permis de déterminer les modules d'Young et le module de cisaillement dans le plan. Le module de cisaillement a été estimé à partir d'une relation intégrant les modules d'Young dans le plan. L'écart entre les deux valeurs avoisine 10 %. Ce qui confirme l'hypothèse d'un comportement orthotrope. Le module d'Young en flexion a également été déterminé pour l'étude du gauchissement.

Les essais thermiques hors plan ont permis de déterminer la diffusivité thermique, le coefficient de dilatation thermique, la chaleur spécifique et de déduire la conductivité thermique. Peu d'études proposent une caractérisation complète des propriétés thermiques en fonction de la température. La variation des propriétés en fonction de la température atteint environ 20 % pour la chaleur spécifique. Cette caractérisation était nécessaire pour la précision des résultats. Les résultats ont permis de confirmer le changement de propriétés qui intervient autour de la température de transition vitreuse ( $T_g$ ). La température en fonctionnement est inférieure à  $T_g$ , ce qui confirme le choix de ne pas tenir compte de la viscosité mais d'avoir un comportement thermoélastique.

En raison de la faible épaisseur, les essais mécaniques hors plan et ceux thermiques dans le plan n'ont pas pu être réalisés. Une méthode d'homogénéisation multi-échelle a été développée puis implémentée sous forme de script sous Python.

Cette méthode inverse comprend une approche d'homogénéisation semi-analytique, la Mécanique du Génome de Structure (MSG). Les données microscopiques ont été déterminées par une combinaison d'observations microscopiques et de nanoindentation. La structure observée est une armure en toile (« plain weave »). Les données obtenues ont été complétées par des valeurs de la littérature. Néanmoins, des inclusions ont été détectées dans la matrice entre les torons. La MSG a donc été combinée avec un algorithme d'optimisation. Une fonction coût a permis de faire le recalage entre les valeurs expérimentales et celles issues de l'homogénéisation numérique. L'algorithme converge rapidement. Une étude paramétrique a montré que le module de cisaillement était le paramètre critique pour la fonction coût. L'influence du nombre de paramètres a aussi été analysée de même que celle des variables. Améliorer la précision du module de cisaillement entraine en conflit avec les autres paramètres. Ce phénomène peut avoir pour cause la dépendance du module de cisaillement par rapport aux modules d'Young et coefficient de Poisson.

Les propriétés obtenues à l'échelle des torons du FR4 sont quasi-isotropes transverses ce qui est en accord avec la littérature. La plus-value, ce sont les propriétés macroscopiques orthotropes tandis que celles proposées dans la littérature sont pour la plupart quasi-isotrope transverse ou isotrope. Ceci confirme les hypothèses adoptées en se référant à la microstructure. La méthode développée permet un gain de précision en termes de propriétés physiques.

Une fois les paramètres d'entrées précis obtenus, l'outil a été développé sous ABAQUS. Une première étape de validation a été faite à l'échelle du FR4 étudié puis du PCB d'un point de vue mécanique. Un modèle de flexion 3 points a été utilisé en raison de la facilité de sa mise en œuvre et d'analyse. Ensuite, des essais thermiques en fonctionnement ont été effectués et les champs thermiques mesurés par une caméra thermique et des thermocouples. Le modèle permet de prédire les champs de température quelle que soit la variation en puissance du véhicule test expérimental.

En analysant les champs thermiques et mécaniques, la possibilité d'apparition du délaminage

a été étudiée. L'analyse des contraintes montre que seules les contraintes  $\sigma_{XX}$ ,  $\sigma_{YY}$  et  $\sigma_{XY}$  sont significatives. Un saut a été observé aux interfaces entre le cuivre et le pré-imprégné ou entre le cuivre et le FR4. C'est ce gradient pourrait entraîner le délaminage. Bien que les paramètres pilotant le délaminage n'aient pu être déterminés par essais DCB et ENF en raison de la difficulté de mise en œuvre d'un protocole expérimental, le modèle de délaminage a été créé pour une interface cuivre et pré-imprégné. Les données proposées par la littérature ont été utilisées. Un risque d'apparition du délaminage a été observé. Le modèle sera affiné et complété lorsque les paramètres de délaminage pourront être déterminés.

Nous aborderons quelques pistes d'améliorations.

## Perspectives

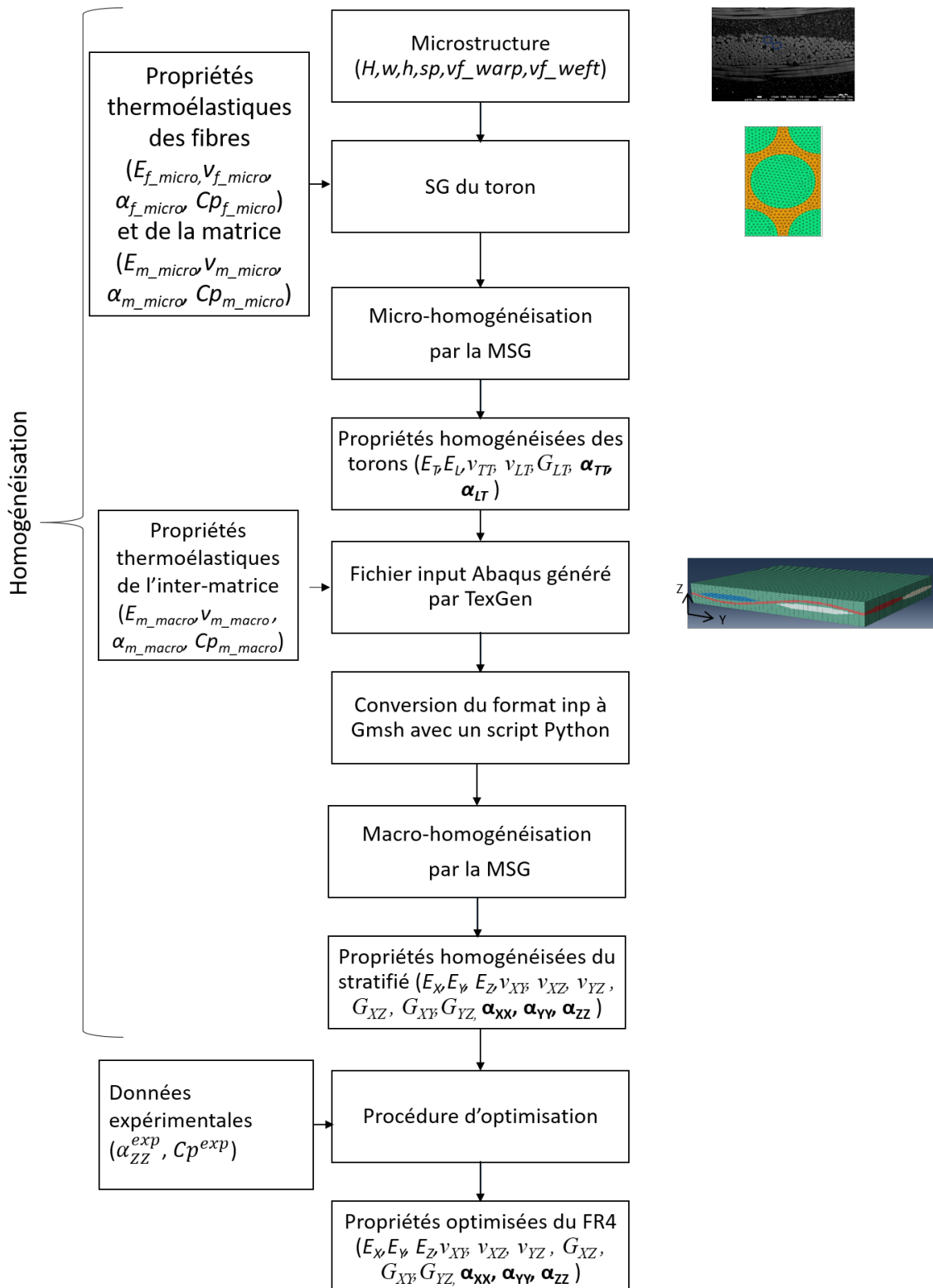
Bien que l'outil permette de prédire les champs thermomécaniques et d'améliorer la fiabilité, des améliorations restent à effectuer.

- Les essais de cisaillement intra-laminaire peuvent permettre de déterminer le module de cisaillement hors-plan. Due à l'influence de la faible épaisseur, le bruit était trop important pour que nous puissions extraire ce paramètre. Résoudre cette limitation pourrait ouvrir la voie à une caractérisation mécanique expérimentale complète.
- Une estimation de la composition des inclusions à l'intérieur a été effectuée. Une analyse plus poussée pourrait éventuellement de permettre de déterminer exactement leur nature et propriétés et d'utiliser une autre technique d'homogénéisation cette fois-ci directe pour évaluer les propriétés thermomécaniques.
- Une autre piste à explorer serait la réduction du problème d'homogénéisation numérique dans le cas mécanique, à l'optimisation d'une seule variable. Bien que cela soit effectif pour le FR4 de notre étude, il faudrait l'étudier sur d'autres FR4 pour définitivement adopter ou écarter cette piste.
- Une méthode permettant la détermination des paramètres nécessaires à l'étude du délaminage et l'automatisation de l'optimisation topologique permettrait de perfectionner l'outil.
- Enfin, la méthode de caractérisation thermomécanique développée dans cette étude pourrait être adaptée pour servir pour n'importe quel support dans l'électronique et ouvrir ainsi la voie à des applications industrielles.

# **Chapitre 5**

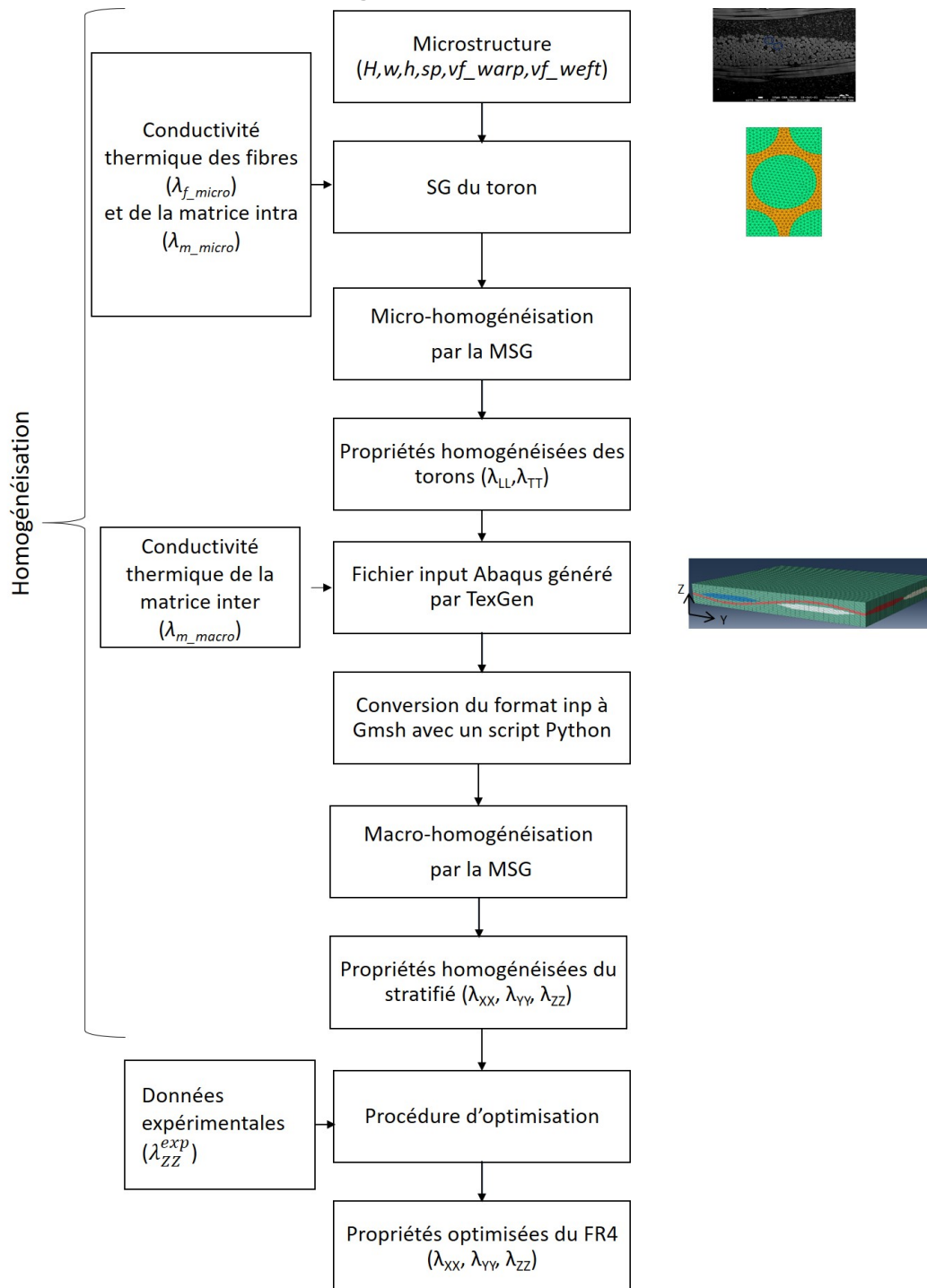
## **Annexes**

## Annexe 1 : Méthode de détermination des coefficients de dilatation thermique dans le plan et la chaleur spécifique de l'inter-matrice





## Annexe 2 : Méthode de détermination de la conductivité thermique effective du FR4 par homogénéisation numérique



# Résumé

Les évolutions rapides dans l'industrie et l'intégration croissante de l'électronique dans de nouveaux environnements ont créé une nécessité accrue de maîtrise de fiabilité des cartes électroniques. L'intégration de l'électronique dans des environnements sévères au sein de la plateforme MAPP (Mécatronique pour l'Amélioration des Produits et Procédés) du CEA Tech Grand Est s'inscrit dans cette problématique. Dans ces environnements, des défauts notamment du délaminage et de la fissuration de via, peuvent apparaître dans les circuits imprimés (PCB). Dans cette optique, la présente thèse propose une contribution à la création d'un outil numérique de prévention de ces défauts.

Pour une modélisation réaliste, la caractérisation thermomécanique des différentes couches du PCB a été réalisée par le biais d'essais expérimentaux. Néanmoins, cette caractérisation fut incomplète à cause de la faible épaisseur du PCB ce qui a motivé la mise en œuvre d'une méthode multi-échelle afin d'estimer les propriétés manquantes.

Cette méthode inverse basée sur la Mécanique du Génome de Structure (MSG) a été développée puis implémentée sous la forme d'un script Python. Des observations microscopiques ont été couplées au logiciel Gmsh pour créer le modèle microscopique puis au logiciel de modélisation TexGen pour le modèle mésoscopique. La découverte d'inclusions dans la matrice entre les torons a été confirmée par nanoindentation.. L'influence des paramètres géométriques des torons et des propriétés des phases a été analysée. Une adaptation d'une méthode hybride d'optimisation a été mise en œuvre dans le but de minimiser les écarts entre les propriétés expérimentales et numériques.

Les résultats ainsi obtenus ont servi à simuler le comportement d'une carte électronique en fonctionnement au moyen du logiciel d'éléments finis ABAQUS/Standard. Des essais thermomécaniques à l'échelle de la carte ont été mis en œuvre pour valider les simulations. La comparaison montre une bonne concordance entre les deux. L'analyse des champs mécaniques a montré des contrastes pouvant entraîner de la fatigue thermomécanique. Néanmoins, les essais de délaminage devant servir à alimenter les zones cohésives aux interfaces entre les couches n'ont pas pu être mis en œuvre en raison de la faible épaisseur des couches du PCB.

# Abstract

The rapid changes in the industry and the increasing integration of electronics in new environments require the control of the reliability of electronic boards. The integration of electronics in severe environments within the MAPP platform (Mechatronics for the Improvement of Products and Processes) of CEA Tech Grand Est deal with this problem. In these environments, defects such as delamination and via cracking can occur in printed circuit boards (PCB). From this perspective, this thesis proposes a contribution to create a numerical tool to prevent these defects.

For a realistic modeling, the thermomechanical characterization of the different layers of the PCB has been performed through experimental tests. Nevertheless, this characterization was incomplete because of the thinness of the PCB, which motivated the implementation of a multi-scale method.

An inverse method based on Mechanics of Structure Genome (MSG) was developed and implemented as a Python script. Microscopic observations were coupled to Gmsh software to create the microscopic model and then to TexGen modeling software for the mesoscopic model. The presence of inclusions inside the matrix between the yarns was confirmed by nanoindentation. The influence of yarns' geometrical parameters and phase properties was analyzed. Adapting a hybrid optimization method was implemented to minimize the discrepancies between the experimental and numerical properties.

Obtained results were used to simulate the behavior of an electronic board in operation using ABAQUS/Standard finite element software. Thermomechanical tests at the board scale were implemented to validate the simulations. The comparison shows good agreement between results as predicted by both numerical and experimental approaches. The mechanical field analysis showed contrasts that could lead to thermomechanical fatigue. Nevertheless, delamination tests to feed cohesive zones at the interfaces between layers were not performed due to the small thickness of PCB layers.

