



République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université Abou Bekr Belkaid-Tlemcen
Faculté de Technologie
Département de Génie Mécanique

Thèse

En vue d'obtention du diplôme de :
Doctorat LMD en Génie mécanique
Option : Réhabilitation et fiabilité des structures et équipements

Présenté par : Samir BRAIRI

Titre :

ANALYSE DE LA DÉGRADATION DES STRUCTURES FGM RENFORCÉES PAR FRP PRÉCONTRAINTS

Soutenu le : 20 Avril 2019

Devant le jury composé de :

Directeur de thèse	KERBOUA	Bachir	Professeur	UAB- Tlemcen
Co-Directeur de thèse	BENSAID	Ismail	MCB	UAB- Tlemcen
Président	HOUMAT	Abderrahim	Professeur	UAB- Tlemcen
Examineur	ZIADI	Abdelkader	Professeur	Centre Univ- Temouchent
Examineur	OUIAS	Djamel	Professeur	Univ- Mostaganem

Année Universitaire 2018/2019

Nous remercions tout d'abord, Allah le tout puissant et miséricordieux, qui nous a donné la force et la patience et le courage d'accomplir ce modeste travail.

*Aux termes de ce travail, je tiens à exprimer ma profonde gratitude envers le **Professeur Bachir Kerboua**, pour son soutien moral, pour sa confiance, pour les conseils judicieux qu'il m'a généreusement donnés et la passion de la recherche qu'il m'a transmise. Son extrême générosité, Sa compétence, Son dévouement et son souci constant de l'excellence susciteront toujours mon respect et mon admiration.*

*Mes vifs remerciements à mon Co-encadreur le **Docteur Ismail Bensaid** qui s'est toujours montré à l'écoute et très disponible tout au long de la réalisation de ce travail, ainsi pour l'inspiration, l'aide et le temps qu'il a bien voulu consacrer.*

*Je tiens également à remercier les membres du jury : le **Pr. Houmat Abderrahim**, le **Pr Ziadi Abdelkader** et le **Pr Quinas Djamel** d'avoir accepté d'examiner ce mémoire de doctorat.*

Enfin, je remercie tous ceux qui, de près ou de loin, ont contribué à la réalisation de ce travail.

Samir Brairi

Je dédie ce travail ...

À mes parents ...

Aucune dédicace ne saurait exprimer mon respect, mon amour éternel et ma considération pour les sacrifices que vous avez consenti pour mon instruction et mon bien être.

Je vous remercie pour tout le soutien et l'amour que vous me portez depuis mon enfance. Quisse Dieu, le Très Haut, vous accorder santé, bonheur et longue vie et faire en sorte que jamais je ne vous déçoive.

Une spéciale dédicace à mon encadreur, Dr Kerboua Bachir, professeur au département de Génie Mécanique et à mon co-encadreur Dr. Bensaid Ismail

*À mon frère, ma sœur et toute ma famille
À ma future épouse*

À mes meilleurs amis : Foucef, Amine, Merwan, Ghemsou, Hamza, Imad et, Houssam.

À vous, lecteur de cette dédicace,

À toutes les personnes qui ont participé à l'élaboration de ce travail,

À tous ceux que j'ai omis de citer.

Samir

Remerciements.....	I
Dédicace.....	II
Sommaire.....	III
ملخص.....	VI
Résumé.....	VII
Abstract.....	VIII
Liste des figures	IX
Liste des tableaux	XIV
Notations	XV
Introduction Générale	1

Chapitre 1 : Généralités sur les matériaux composites

1.1 Introduction.....	5
1.2. Définition des matériaux composites.....	5
1.2.1. Renforts	6
a. Fibres de verre	7
b. Fibres de carbone	8
c. Fibres d'aramide	10
d. Fibres végétales	11
1.2.2. Matrices	12
1.2.2.1. Résines thermoplastiques	12
1.2.2.2. Elastomères	13
1.2.2.3. Résines thermodurcissables.....	13
1. 3. Caractéristiques mécaniques des matériaux	14
1. 4. Applications des matériaux composites	15
1.5. Conclusion	18

Chapitre 2 : Les matériaux à gradient fonctionnel (FGM)

2.1. Généralités sur les matériaux à gradient fonctionnel FGM.....	20
2.1.1. Structures FGM dans la nature.....	21

2.2. Concept des matériaux FGM.....	22
2.3. Domaines d'application des FGM	25
2.3.1. Domaine aérospatial	25
2.3.2. Industrie automobile.....	25
2.3.3. Industrie biomédical.....	26
2.3.4. Industrie de la défense.....	27
2.3.5. Industrie d'énergie.....	27
2.3.6. Industrie électrique / électronique.....	28
2.3.7. Industrie marine	28
2.3.8. Industrie Optoélectronique	28
2.3.9. Industrie du sport	28
2.3.10. Autres industries	28
2.4. Lois de variation des propriétés matérielles des matériaux FGM	29
2.4.1. Fonction puissance P-FGM	30
2.4.2. Fonction exponentielle E-FGM	31
2.4.3. Fonction sigmoïde S-FGM	31
2.5. Conclusion.....	32

Chapitre 3 : Etude bibliographique

3.1. Introduction	34
3.2. Historique sur le renforcement des structures.....	34
3.3. Modes de ruptures des structures renforcées	35
3.4. Travaux sur le renforcement des structures.....	37
3.4.1. Travaux sur les structures homogènes.....	37
3.4.1.1. Sans précontrainte.....	37
3.4.1.2. Avec précontrainte.....	41
3.4.1.3. Avec précontrainte (Expérimentale)	44
3.4.2. Travaux sur les structures non-homogènes (FGM)	46
3.4.2.1. Comportement des plaques FGM.....	46
3.4.2.2. Comportement des poutres FGM.....	48
3.5. Conclusion	52

Chapitre 4 : Structures fonctionnellement graduées soumises à un chargement thermomécanique

4.1. Introduction.....	54
4.2. Géométrie de la structure étudiée.....	56
4.3. Etude numérique des contraintes interfaciales.....	56
4.3.1. Modèle amélioré à chargement thermomécanique.....	59
4.3.2. Etude paramétrique.....	63
a. Influence de l'épaisseur de la couche adhésive.....	63
b. Influence du module de cisaillement de la couche adhésive.....	64
c. Influence de l'épaisseur de la plaque de renforcement.....	65
d. Influence de la constante matérielle.....	66
4.4. Conclusion	67

Chapitre 5 : Structures fonctionnellement graduées soumises à des chargements thermomécaniques : Effet de précontrainte

5.1. Introduction.....	69
5.2. Hypothèses de base.....	71
5.3. Propriétés matérielles de la poutre FGM.....	72
5.4. Modèle analytique.....	73
5.4.1. Formulation des contraintes de cisaillement.....	75
5.4.2. Formulation des contraintes normales.....	79
5.5. Analyse par élément finis (EF)	82
5.6. Résultats et discussions.....	82
5.6.1. Etude paramétrique.....	88
a. Influence de l'indice matériel	88
b. Influence de l'épaisseur de l'adhésif	89
c. Influence du module de cisaillement de l'adhésif	90
d. Influence de l'épaisseur de la plaque FRP	91
e. Influence du rapport E_c/E_m	92
5.7. Conclusion.....	93
Conclusion Générale	95
Références bibliographiques.....	97

Résumé

Actuellement, l'utilisation des plaques en composites FRP, pour le renforcement des structures et des poutres non homogènes, est une des méthodes récentes pour la réhabilitation des structures présentant un vieillissement, des défauts de forme ou de chargement. L'objectif principal de cette thèse est l'étude du comportement des structures de type « FGM » renforcées par des plaques en composites FRP. Le problème majeur est le délaminage de la plaque de renfort du à une forte concentration des contraintes provenant de l'effet de bord. L'originalité de ce travail est de présenter un modèle numérique et analytique dans le cas des structures FGM sollicitées à différents types de chargement, qui tient en compte les paramètres physiques et géométriques négligés par les travaux précédents. Ce modèle établie peut permettre de calculer les contraintes d'interfaces des structures non homogènes type FGM renforcées, en intégrant l'effet de précontrainte et le modèle thermique. Une étude paramétrique est analysée en tenant compte des facteurs affectant l'évaluation de la concentration des contraintes interfaciales aux bords des plaques de renforcement.

Mots clés : *Contraintes interfaciales, précontrainte, matériaux à gradient fonctionnel, éléments finis, charge thermomécanique, renforcement par composite FRP.*

Abstract

Currently, the use of FRP composite plates, for the reinforcement of non-homogeneous structures and beams, is one of the recent methods for the rehabilitation of structures exhibiting aging, defects in shape or loading. The main objective of this thesis is the study of the behavior of "FGM" type structures reinforced by FRP composite plates. The major problem is the debonding of the reinforcement plate due to a high stresses concentration from the edge effect. The originality of this work is to present a numerical and analytical model that can calculate the interfacial stresses of plated FGM structures, by integrating the prestressing effect. A parametric study will follow by integrating the factors affecting the magnitude of the interfacial stresses concentration values.

Keywords : *Interfacial stresses, prestress, functionally graded materials, finite elements, thermo-mechanical load, composite reinforcement.*

مُلخَص

في الوقت الحالي ، يعد استخدام الصفائح المركبة FRP ، لتعزيز الهياكل والعوارض الغير المتجانسة ، أحد الأساليب الحديثة لإعادة تأهيل الهياكل التي تظهر الشخوخة أو العيوب في الشكل أو التحميل. الهدف الرئيسي من هذا البحث هو دراسة سلوك الهياكل من نوع "FGM" التي تعززها الصفائح ذات الألياف المركبة FRP وتتمثل المشكلة الرئيسية في ضعف متانة صفيحة التقوية بسبب التركيز العالي للضغط الناتج عن تأثير قوى الإجهادات على أطراف الصفائح المركبة. تتمثل جدية هذا العمل في تقديم نموذج عددي وتحليلي يمكن من حساب الإجهادات المؤثرة على الواجهة الخاصة بالبنى الغير المتجانسة التي تعززها الألواح ذات الألياف FRP. سيتبع هذا البحث بدراسة للعوامل الهندسية و الفيزيائية لتقييم الهياكل في وضعها البيئي.

الكلمات المفتاحية :

الإجهادات البينية ، الإجهادات الميكانيكية، المواد المتدرجة وظيفيا ، نموذج FE ، الحمل الحراري الميكانيكي ، تقوية الهياكل.

Liste des figures

Chapitre 1 : Généralités sur les matériaux composites

Figure 1.1. Principaux matériaux de renforts.....	6
Figure 1.2. Fibres de verre.	7
Figure 1.3. Tissue de fibres de verre.	7
Figure 1.4. Description des différentes opérations du procédé mécanique d'étirage permettant la fabrication des fibres de verre.....	7
Figure 1.5. Plaques et rouleaux en fibres de carbon.....	8
Figure 1.6. Utilisation des fibres de carbone dans la famille des avions Airbus.	8
Figure 1.7. Schéma du principe de fabrication des fibres de carbone à base de PAN.....	9
Figure 1.8. Tissue en fibre d'aramide (Kevlar).	10
Figure 1.9. Le processus de filage à sec par jet humide fibres d'aramide.....	11
Figure 1.10. Exemples de fibres végétales.	11
Figure 1.11. Familles des matrices.....	12
Figure 1.12. Résines thermoplastiques.	13
Figure 1.13. Exemples d'élastomères... ..	13
Figure 1.14. Formes structurelles en fibre de verre / résine fabriquées par pultrusion sont disponibles.....	15
Figure 1.15. Tuyau à filament enroulé (diamètre $\frac{1}{4}$ 2 m) destiné à l'irrigation en Équateur.....	16
Figure 1.16. L'utilisation des matériaux composites dans l'avion Boing 787.....	16
Figure 1.17. Colonne en béton enveloppée d'une enveloppe en composite de fibre de carbone / époxy	17

Chapitre 2 : Matériaux à gradient fonctionnel (FGM)

Figure 2.1. Variation graduelle dans l'os humain.....	22
Figure 2.2. Variation continue des propriétés d'un matériau FGM	23
Figure 2.3. Comparaison entre les matériaux composites traditionnels et les FGM.....	24
Figure 2.4. Différence de la distribution.....	24
Figure 2.5. Utilisation dans le domaine aérospatial.	25
Figure 2.6. Utilisation dans l'industrie automobile.....	26
Figure 2.7. Utilisation des FGM dans implants dentaires.....	26
Figure 2.8. Utilisation dans l'industrie de la défense.....	27
Figure 2.9. Utilisation dans l'industrie d'énergie.	27
Figure 2.10. Géométrie d'une plaque FGM.....	29
Figure 2.11. Variation du module de Young d'un matériau P-FGM.	30
Figure 2.12. Variation du module de Young d'un matériau E-FGM.	31
Figure 2.13. Variation du module de Young d'un matériau S-FGM.	32

Chapitre 3 : Etude bibliographique

Figure 3.1. Phénomène du décollement de la plaque de renfort depuis la poutre à renforcer.....	35
Figure 3.2. Modes de ruptures d'une poutre renforcée par composite CFRP	36
Figure 3.3. Comparaison des résultats obtenus par Smith & Teng (2001) et les autres travaux de la littérature : poutre sous chargement uniforme.....	38
Figure 3.4. Contraintes interfaciales d'une poutre en acier soumise à différents chargements.....	39
Figure 3.5. Contraintes interfaciales d'une poutre en béton renforcée par une plaque CFRP.....	40

Figure 3.6. Effet du module de Young sur la contrainte de cisaillement.....	41
Figure 3.7. Effet de la force de précontrainte (Sans effet shearlag).....	42
Figure 3.8. Effet de la force de précontrainte (Avec effet shearlag).....	43
Figure 3.9. Réponse charge-déflexion des poutres à petite échelle sans précontraintes et sans ancrage d'extrémité.....	45
Figure 3.10. Réponse charge-déflexion des poutres à petite échelle avec précontrainte.....	45
Figure 3.11. Effet de l'épaisseur de la plaque de renfort sur les contraintes interfaciales selon différentes valeurs de l'index β : Poutres FGM	49
Figure 3.12. Effet de l'épaisseur de la plaque d'acier renforcée sur les contraintes de cisaillement : Poutres FGM	49
Figure 3.13. Effet de l'épaisseur de la plaque d'acier renforcée sur les contraintes normales : Poutres FGM.....	50
Figure 3.14. Effet de l'épaisseur de la plaque de renfort sur sur la contrainte de cisaillement selon différentes valeurs du rapport E_c/E_m	51
Figure 3.15. Influence du rapport E_u/E_l sur les contraintes interfaciales.....	52

Chapitre 4 : Structures FGM soumises à un chargement thermomécanique

Figure 4.1. Géométrie de la structure étudiée.	56
Figure 4.2. Structure étudiée avant le maillage.....	57
Figure 4.3. Contraintes interfaciales dans le cas d'une charge UDL.....	58
Figure 4.4. Contraintes de cisaillement dans le cas d'une charge thermique.....	58
Fig. 4.5. Valeurs de la concentration des contraintes d'interfaces.....	59
Figure 4.6. Contraintes d'interface dans le cas d'un chargement thermomécanique.....	59
Figure 4.7. Contrainte de cisaillement dans le cas d'un chargement mécanique.....	60
Figure 4.8. Contrainte normale dans le cas d'un chargement mécanique.....	61

Figure 4.9. Contrainte de cisaillement dans le cas d'un chargement thermique.....	61
Figure 4.10. Contrainte normale dans le cas d'un chargement thermique.....	61
Figure 4.11. Contrainte de cisaillement dans le cas d'un chargement thermomécanique.....	62
Figure 4.12. Contrainte normale dans le cas d'un chargement thermomécanique.....	62
Figure 4.13. Effet de l'épaisseur de la couche adhésive sur la contrainte de cisaillement.....	64
Figure 4.14. Effet de l'épaisseur de la couche adhésive sur la contrainte normale.....	64
Figure 4.15. Effet du module de cisaillement G_a de la couche adhésive sur les contraintes d'interfaces.....	65
Figure 4.16. Effet de l'épaisseur de la plaque de renforcement sur la contrainte de cisaillement.....	65
Figure 4.17. Effet de l'épaisseur de la plaque de renforcement sur la contrainte normale.....	66
Figure 4.18. Effet de la constante matérielle sur la contrainte de cisaillement.....	66
Figure 4.19. Effet de la constante matérielle sur la contrainte normale.....	67

Chapitre 5 : Structures FGM soumises à des chargements précontraints : Effet thermomécanique

Figure 5.1. Structure étudiée.....	72
Figure 5.2. Variation du module de Young en fonction de l'épaisseur de la poutre.....	73
Figure 5.3. Forces dans l'élément infinitésimal d'une poutre FGM renforcée par une plaque en composite FRP.....	75
Figure 5.4. Géométrie de la structure étudiée.....	82
Figure 5.5. Comparaison des contraintes de cisaillement interfaciales.....	83
Figure 5.6. Comparaison des contraintes normales interfaciales.....	84
Figure 5.7. Contraintes interfaciales sous chargement mécanique (UDL).....	85
Figure 5.8. Contraintes interfaciales sous chargement thermique.....	85

Liste des figures

Figure 5.9. Contraintes interfaciales sous chargement thermomécanique.....	85
Figure 5.10. Contraintes interfaciales sous force de précontrainte.....	86
Figure 5.11. Contraintes interfaciales sous chargement thermomécanique et force de précontrainte.....	86
Figure 5.12. Effet de l'indice materiel n sur la contrainte de cisaillement.....	88
Figure 5.13. Effet de l'indice materiel n sur la contrainte normale.....	89
Figure 5.14. Effet de l'épaisseur de l'adhésif t_a sur la contrainte de cisaillement	89
Figure 5.15. Effet de l'épaisseur de l'adhésif t_a sur la contrainte normale.....	90
Figure 5.16. Effet du module de cisaillement de l'adhésif G_a sur les contraintes interfaciales.....	90
Figure 5.17. Effet de l'épaisseur de la plaque FRP t_p sur la contrainte de cisaillement	91
Figure 5.18. Effet de l'épaisseur de la plaque FRP t_p sur la contrainte normale.....	91
Figure 5.19. Effet du rapport the E_c/E_m sur la contrainte de cisaillement	92
Figure 5.20. Effet du rapport the E_c/E_m sur la contrainte normale.....	92

Liste des tableaux

Tableau 1.1 : Catégories de fibres de Carbone selon leurs caractéristiques mécaniques (Fibres seules).	9
Tableau 1.2. Caractéristiques mécaniques spécifiques des fibres.....	14
Tableau 3.1. Distribution des contraintes interfaciales : Effet de la fraction volumique des fibres.....	44
Tableau 4.1. Données géométriques de la structure étudiée.....	56
Tableau 4.2. Les données matérielles de la structure étudiée.....	57
Tableau 4.3. Comparaison des résultats des deux modèles.	58
Tableau 4.4. Comparaison des contraintes d'interfaces maximales	62
Tableau 5.1. Propriétés géométriques et matérielles.....	83
Tableau 5.2. Comparaison des contraintes interfaciales.....	84
Tableau 5.3. Comparaison des valeurs maximales des contraintes interfaciales d'une poutre FGM soumise à différents chargements.....	87

Notations

a	Distance entre le bord de la plaque et l'appui de la poutre [mm]
A, B et C	Coefficients de rigidité de la poutre
A_b	Surface de la section de la poutre [mm ²]
A_p	Surface de la section de la plaque [mm ²]
b	Largeur de la plaque [mm]
E	Module d'élasticité [GPa]
E_c	Module de Young de la surface supérieur de la poutre FGM [MPa]
E_m	Module de Young de la surface inférieure de la poutre FGM [MPa]
E_a	Module d'élasticité de l'adhésif [MPa]
E_p	Module d'élasticité de la plaque FRP [MPa]
G_a	Module de cisaillement de l'adhésif [N/mm ²]
G_p	Module de cisaillement de la plaque de renfort [N/mm ²]
h	Epaisseur de la poutre [mm]
I_b	Moment quadratique de la poutre [mm ⁴]
I_p	Moment quadratique de la plaque [mm ⁴]
L	Longueur de la poutre [mm]
L_p	Longueur de la plaque de renfort [mm]
M	Moment de flexion résultant [N.mm]
M_b	Moment de flexion dans la poutre [N.mm]
M_p	Moment de flexion dans la plaque [N.mm]
M_T	Moment total appliqué [N.mm]
n	Constante matérielle / Index matériel
N	Force axiale [N]

N_b	Effort normal dans la poutre [N]
N_p	Effort normal au niveau de la plaque [N]
P_0	Force de précontrainte [N]
P_i	Propriété mécanique du constituant
q	Charge uniformément répartie [N/m]
t_a	Epaisseur de l'adhésif [mm]
t_p	Epaisseur de la plaque [mm]
u	Déplacement horizontal. [mm]
u_0	Déplacement de la surface du milieu selon la direction x [mm]
u_b	Déplacement longitudinal dans face inférieur de la poutre FGM [mm]
u_p	Déplacement longitudinal dans face supérieure de la plaque FRP [mm]
V_b	Effort tranchant dans la poutre [N]
V_i	Fraction volumique du constituant
V_p	Effort tranchant dans la plaque [N]
V_T	Effort tranchant dans la poutre [N]
w	Déplacement vertical [mm]
w_0	Déplacement de la surface du milieu selon la direction z [mm]
$w_b(x)$	Déplacement vertical de la poutre [mm]
$w_p(x)$	Déplacement vertical de la plaque [mm]
Z_{NA}	Axe neutre
α	Coefficient de dilatation thermique de la poutre [$^{\circ}\text{C}$]
Δ_T	Charge thermique [$^{\circ}\text{C}$]
ε_b	Déformation longitudinale de la poutre [mm]
ε_p	Déformation longitudinale de la plaque [mm]

$\sigma(x)$	Contrainte normale d'interface [MPa]
$\tau(x)$	Contrainte de cisaillement d'interface [MPa]

Acronymes

CMO	Composites à Matrices Organiques
CMC	Composites à Matrices Céramiques
CMM	Composites à Matrices Métallique
UDL	Uniformly distributed Load
EF	Eléments finis
FGM	Functionally graded material
FRP	Fiber reinforced polymer
CFRP	Carbon fiber reinforced polymer

Introduction

Générale

Introduction générale

Il est évident que le développement technologique dépend des progrès réalisés dans le domaine des matériaux. Il n'est pas nécessaire d'être un expert pour se rendre compte que les avancées dans la conception des turbines ou des avions ne servent à rien si des matériaux suffisants pour supporter les charges de service et les conditions ne sont pas disponibles. Les nouveaux matériaux en composites à cet égard représentent un pas important dans l'effort constant dans l'optimisation des nouvelles structures. De ce fait, l'idée des matériaux composites est récente principalement pour les nouveaux matériaux hétérogènes. Par exemple, le concept de renforcement des structures dégradées et renforcées par des fibres est actuellement une nouveauté très connue dans le monde industriel.

Il existe de nombreux autres composites utilisés de manière très générale dans les structures normales et dans les FGM. Le concept des matériaux composites n'est pas récent, mais il est apparu depuis plus de deux décennies en particulier, au Japon. Néanmoins, on peut marquer en toute sécurité l'origine de la discipline distincte des matériaux composites au début des années 1960. Depuis le début des années 1960, la demande des matériaux plus rigides, plus résistants et plus légers dans des divers domaines tel que l'automobile, l'aéronautique, la marine, l'aérospatiale, énergie et la construction civile ne cesse d'augmenter d'une année à l'autre. Les exigences sur les matériaux pour une meilleure qualité, des performances élevées sont si grandes et si diverses que les recherches récentes sont accentuées vers les nouveaux matériaux en fibres. Cela a naturellement conduit à une utilisation de l'ancien concept consistant à associer différents matériaux dans un matériau composite intégré pour répondre aux besoins des industriels.

De tels systèmes en matériaux composites ont pour résultat une performance inaccessible par la constitution, ainsi, ils offrent le grand avantage d'une conception flexible ; c'est-à-dire qu'on peut, en principe, fabriquer le matériau selon les spécifications exigées. Un autre développement remarquable a été injecté dans l'intégration de la science des matériaux et l'ingénierie dans la fabrication et la conception à tous les niveaux de la recherche, en passant par l'inspection pendant la durée de vie, ainsi que l'analyse des défaillances. Notre société est devenue très consciente de l'énergie, cela a conduit à une augmentation du besoin de structures légères mais résistantes et fiables dans tous les secteurs industriels. Les matériaux composites apportent de plus en plus de réponses aux problèmes environnementales. Les résines renforcées de fibres de verre sont utilisées depuis le début du XXe siècle, qui sont des matériaux très légers et fiables, bien que leur rigidité n'est pas très élevée, principalement parce que la fibre de verre elle-même n'est pas très résistante. Le

Introduction générale

troisième quart du vingtième siècle a vu l'émergence des nouveaux matériaux à module d'élasticité est extrêmement élevé, par exemple le bore, carbone, céramiques et les carbures. (Chawla 1998, 2005).

Cependant avec l'évolution rapide de plusieurs industries notamment l'industrie aérospatiale, aéronautique,...etc, la recherche de nouveaux matériaux performant plus légers et très résistant aux différents types de chargement est devenu plus importante que jamais, ce qui a abouti à la création d'une nouvelle classe de matériaux composites appelé Matériaux Fonctionnellement Gradués ou Matériaux à Gradient Fonctionnel (FGM) (Functionally Graded Materials). En effet, l'idée de la conception de ces matériaux a été discutée au début des années 1980 (Environ 1984-1985) au Japon par deux chercheurs de différents domaines (Aéronautique et science des matériaux) qui essayaient de trouver un moyen pour concevoir un engin spatial qui pourrait résister à un environnement thermique très élevé. L'échec constant des matériaux composites traditionnels testés était essentiellement dû aux concentrations des contraintes dans les interfaces des couches de renfort. Il n'existait alors pas de matériau métallique ni de matériau composite capable de répondre à la fois aux exigences environnementales telles que décrites tout en gardant d'excellentes propriétés mécaniques, c'est ainsi que l'idée des FGM a été échangée entre les deux chercheurs dont le but était de concevoir un matériau avec une graduation continue à travers l'épaisseur, en passant d'une face complètement métallique vers une face complètement céramique, afin d'éviter le problème de la concentration des contraintes aux interfaces.

Le principal objectif de ce travail est d'apporter une contribution à l'étude de la dégradation des poutres fonctionnellement graduées (FGM) renforcées par composite FRP précontraints. Pour ceci, cette thèse s'articule autour de cinq chapitres. Après une introduction générale, le premier chapitre est consacré à une revue d'ensemble sur les matériaux composites et leurs différentes propriétés mécaniques remarquables, ainsi que leurs divers domaines d'utilisation pour de différentes applications.

Dans le deuxième chapitre, une revue d'ensemble sur les matériaux fonctionnellement gradués, leurs conceptions, leurs existences dans la nature, leurs processus de fabrication, leurs applications dans les diverses industries ainsi que les lois régissant ces matériaux.

Le troisième chapitre est exclusivement réservé à une étude bibliographique dédiée à l'exposition des principaux travaux antérieurs réalisés sur les différents aspects de cette recherche.

Introduction générale

Dans le quatrième chapitre, nous présentons une contribution à l'évaluation des contraintes d'interface dans une poutre FGM renforcée par une plaque de matériaux composites FRP et soumise à un chargement thermomécanique.

Le cinquième chapitre est consacré à l'analyse des contraintes d'interface dans les poutres FGM renforcées par des plaques des matériaux composites FRP précontraints et soumises à un chargement thermomécanique. Ce travail a donné lieu à une publication dans un journal de renommée, voir ci-joint les références de la publication.

En dernier lieu, une conclusion est dressée mettant en évidence les différents résultats obtenus avec des perspectives dans ce champ de recherche.

Chapitre I :

Généralités sur les matériaux composites

Chapitre 1. Généralités sur les matériaux composites

1.1. Introduction

Beaucoup des technologies modernes nécessitent des matériaux avec des combinaisons inhabituelles des propriétés qui ne peuvent pas être obtenus par les alliages métalliques conventionnels, mais par les céramiques et les matériaux polymères. Ceci est particulièrement vrai pour les matériaux à applications automobile, aérospatiales, sous-marines et de transport. Les chercheurs des différents secteurs notamment en aéronautique et en aérospatial, sont donc toujours à la recherche des nouveaux matériaux de structure à faible densité, robustes, rigides et résistants aux chocs et à la corrosion.

L'objet de ce chapitre est de mettre en évidence les matériaux composites, leurs types et leurs domaines d'applications suivis par une présentation des principales caractéristiques mécaniques et physiques de ces matériaux.

1.2. Définition des matériaux composites [Ledru, 2009]

Un matériau composite peut être défini comme une combinaison de deux matériaux ou plus qui résulte par la formation d'un matériau dont les performances mécaniques, thermiques, électriques et physico-chimiques améliorées. Contrairement aux alliages métalliques dont chaque matériau retient ses propriétés physiques et mécaniques.

Le matériau composite est constitué d'un renfort, qui contribue aux propriétés mécaniques de la pièce, et d'une matrice, le rôle de cette dernière est d'assurer la cohésion entre les éléments du renfort. La matrice permet de transférer les flux d'efforts entre les plis, de garantir la tenue à l'environnement (Corrosion, vieillissement humide) et la tenue en température. Aujourd'hui, il existe une grande variété de matériaux composites qui peuvent être classés selon différents critères. La nature de la matrice est un de ces critères qui permet de classer les composites en trois grandes familles :

- Les Composites à Matrices Organiques (CMO), telles que les polymères organiques (Résine thermodurcissable ou thermoplastique) ;
- Les Composites à Matrices Céramiques (CMC) réservés aux applications à haute température ;
- Les Composites à Matrice Métallique (CMM).

Ces matériaux peuvent aussi être classés selon la nature du renfort, ou selon l'objectif recherché de leurs utilisations. Si l'optimisation des coûts est le principal objectif, on parlera de composites à 'grande diffusion'. En revanche, pour une utilisation dans le but d'optimiser les performances mécaniques ou thermiques, liées à une réduction de poids, on parlera de composite 'hautes performances' (Billoët, 1993).

1.2.1. Définition du renfort [Benferdi, 2010]

Le renfort du matériau composite est le constituant qui supporte la grande partie des efforts mécaniques. Il peut se présenter sous différentes formes (Figure 1.1) :

- Particulaire, charges sous forme de microbilles, de fibres broyées, d'écailles ou de poudre micro ou nano particulaire,
- Fibres courtes, pour les renforts surfaciques non texturés tel que le mat,
- Fibres continues pour les renforts texturés tels que les tissus ou les renforts unidirectionnels tels que les nappes.

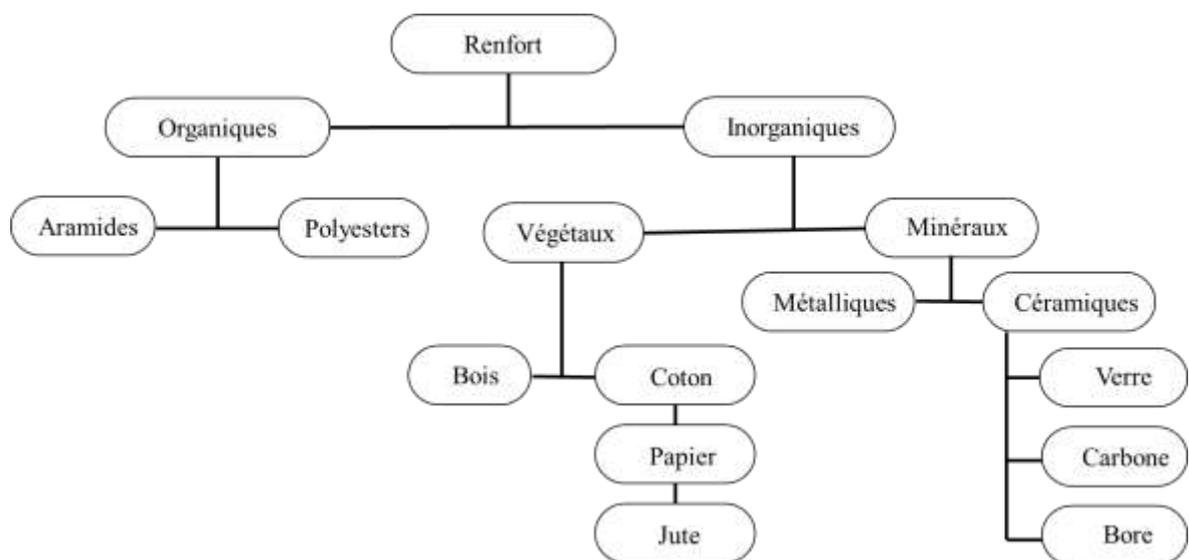


Figure 1.1. Principaux matériaux de renforts

Le type de tissu est choisi en fonction de sa drapabilité, c'est-à-dire son aptitude à recouvrir la forme plus ou moins complexe de la pièce sans faire de plis. Il est aussi, surtout, choisi en fonction des sollicitations mécaniques que va subir la pièce.

Parmi les fibres les plus employées, nous citons :

a. Fibres de verre [Bensaid, 2015]

Ces fibres sont à faible coût de production, et qui constituent le renfort le plus utilisé actuellement (Bâtiment, nautisme et autres applications non-structurales aéronautiques) (Figures 1.2- 1.3). Leur fabrication se fait en général par étirage illustré dans la figure 1.4. Les oxydes minéraux constituant la matière première (Silice, alumine etc...) sont mélangés en proportion voulue suivant le type de fibre de verre désiré. Ce mélange est ensuite porté à très haute température ($>1500^{\circ}\text{C}$) afin d'être liquéfié pour être étiré à travers une filière sous forme de filaments de diamètres calibrés. Ces filaments isotropes sont ensimés pour optimiser l'adhésion de la matrice, puis assemblés pour former les fils, eux-mêmes stockés sous forme de bobine. Cette bobine est alors étuvée, pour éliminer l'eau résiduelle et pour stabiliser l'ensimage. Les fibres de verre ainsi obtenues sont amorphes, ce qui leur confère des caractéristiques mécaniques, parfaitement isotropes. Cependant, leur faible module d'élasticité, ainsi que leur densité supérieure aux fibres de carbone limitent leur utilisation pour la fabrication de pièces structurales.



Figure 1.2. Fibres de verre [1]



Figure 1.3. Tissue de fibres de verre [2]

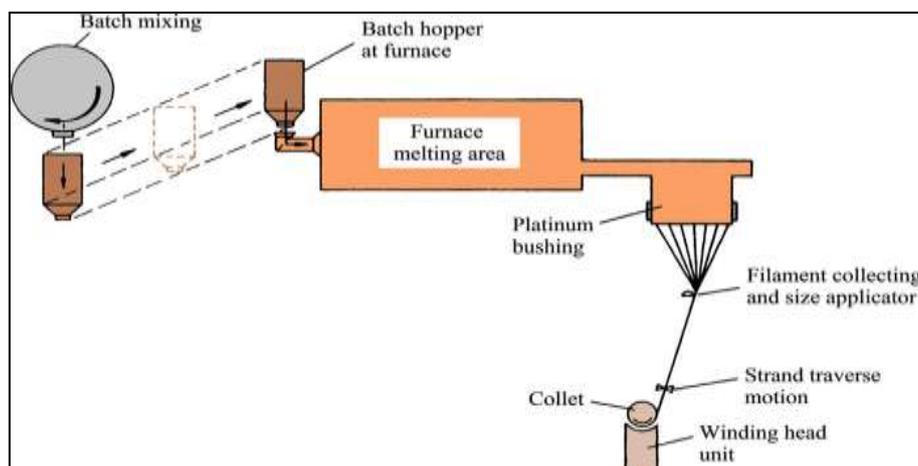


Figure 1.4. Description des différentes opérations du procédé mécanique d'étirage des fibres de verre (Chawla, 2013)

b. Fibres de carbone [Ledru, 2009]

Sont utilisées pour des applications structurales telles que les panneaux monolithiques du caisson central de l'A380 (Figure 1.5-1.6). Ces fibres sont généralement obtenues par pyrolyse d'un précurseur organique sous atmosphère contrôlée (figure 1.5). Le plus utilisé de ces précurseurs est le PolyAcryloNitrile (PAN). Celui-ci est oxydé entre 200 et 300 °C sous air ambiant puis carbonisé sous azote entre 800 et 1500 °C. Il ne subsiste alors que la structure lamellaire hexagonale 2D d'atomes de carbone, figure 1.6.

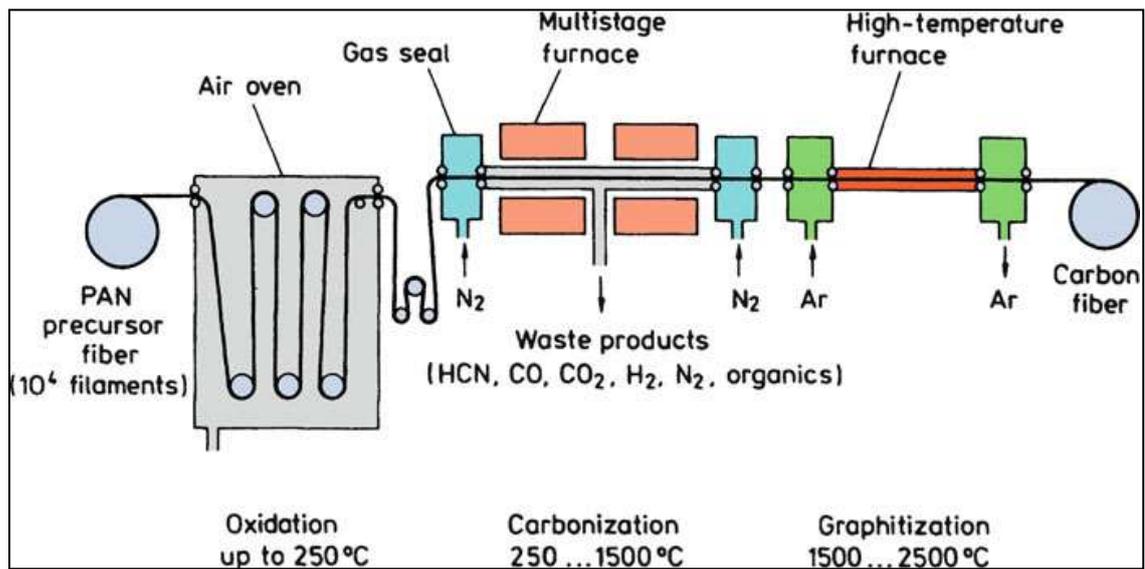


Figure 1.5. Schéma du principe de fabrication des fibres de carbone à base de PAN (Chawla, (2013) et Baker (1983))

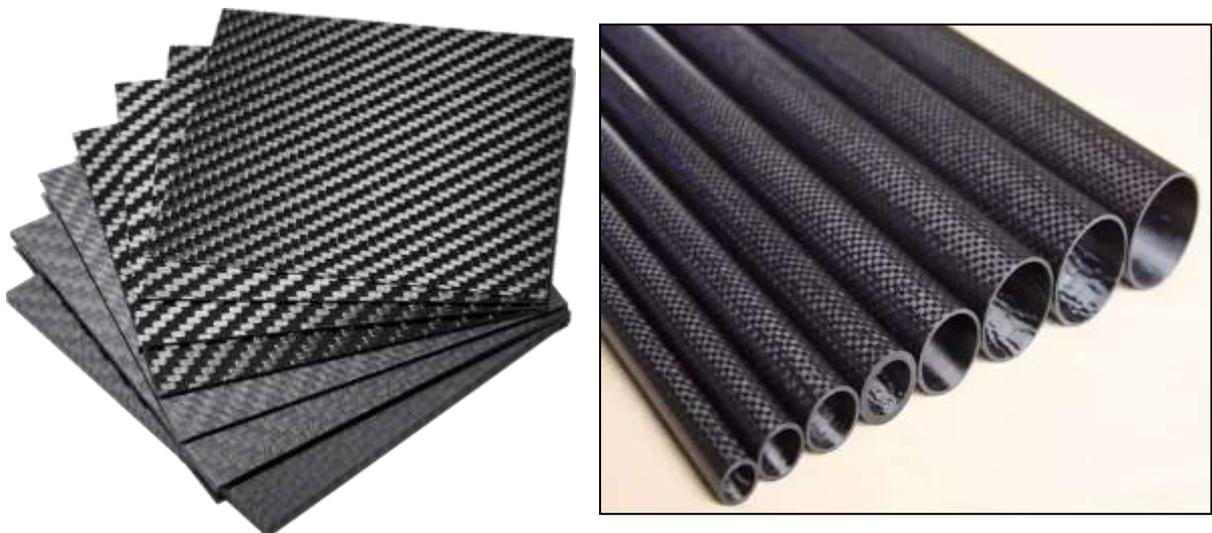


Figure 1.6. Plaques et rouleaux en fibres de carbone [3,4]

Les filaments dits à Haute Résistance (HR) de 7 μm de diamètre ainsi que ceux dits à Module Intermédiaire (IM) sont ainsi obtenus. Les filaments à haut module (HM) voir très haut module (THM) (5,5 μm de diamètre) subissent en revanche une étape supplémentaire de graphitisation autour de 3000 °C, sous argon. Cette graphitisation entraîne une réorientation des réseaux hexagonaux et permet d'augmenter la rigidité des fibres. Telque utilisés en aviation, figure 1.7.

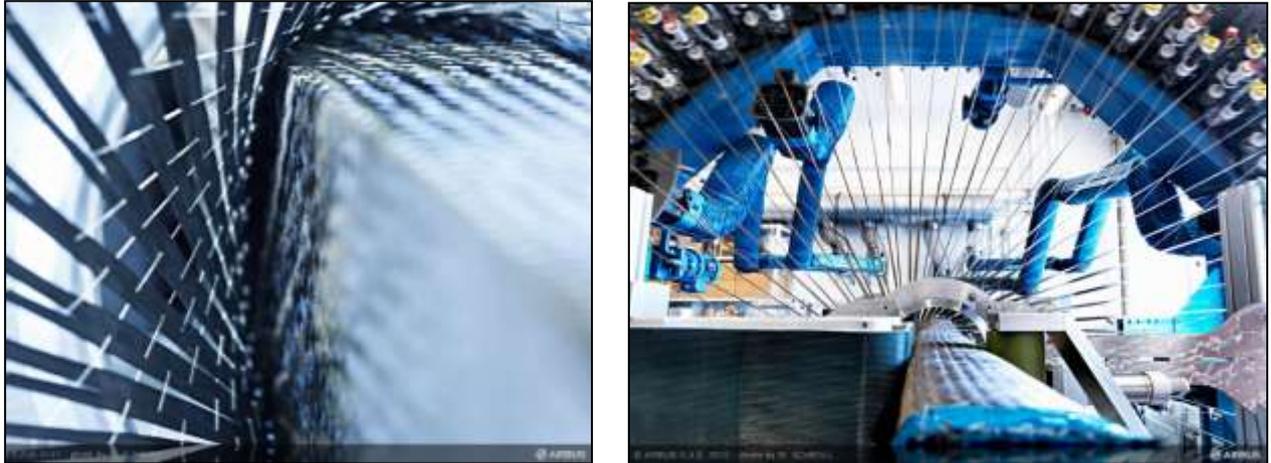


Figure 1.7. Utilisation des fibres de carbone dans la famille des avions Airbus [5]

De même que pour les filaments de verre, les filaments de carbone sont soumis à un traitement de surface (Imprégnation par un produit spécifique) afin d'améliorer les propriétés d'adhérence fibre/matrice, tableau 1.1.

Tableau 1.1 : Catégories de fibres de Carbone selon leurs caractéristiques mécaniques (fibres seules) (Zouggar, 2016)

Type de fibre	Module élastique E (GPa)	Contrainte à rupture σ_R (Mpa)	Exemple de fibre
Haute Résistance (HR)	$E_i < 265$	3500	P-30X (Cytec), F1
Module Intermédiaire (IM)	$265 < E_i < 320$	5600	P-55S (Cytec), F2
Haut Module (HM)	$320 < E_i < 440$	4400	M40J (Torayca)
Très Haut Module (THM)	$E_i > 440$	3900	P-75S (Cytec), M55J (Torayca)

Ce traitement de surface est suivi par un procédé d'ensimage textilo-plastique qui facilite l'accrochage de la matrice organique, qui protège les fibres contre l'abrasion et qui favorise l'agglomération des filaments lors de la fabrication des mèches. Il est important de noter que les fibres de carbone sont sensibles à l'oxygène dès 400 °C, et qu'elles présentent une mauvaise résistance aux chocs. Enfin, le prix de ces fibres reste relativement élevé, mais il n'a cessé de diminuer avec l'augmentation des volumes de production.

c. Fibres d'aramide

Plus connues sous leurs noms commerciaux Kevlar®, Twaron®, Technora®, Nomex®, etc... (Billoët, 1993) utilisées pour des applications spécifiques telles que la protection balistique (Gilets pare-balles) ou bien pour les réservoirs souples de carburant en Formule 1.

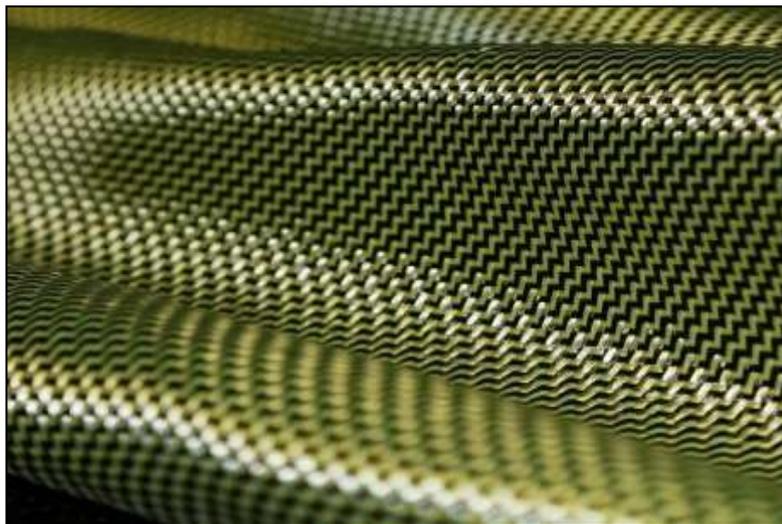


Figure 1.8. Tissue en fibre d'aramide (Kevlar) [6]

Pour les fibres aramides, la méthode « Dry jet wet spinning » est utilisée. Le processus est illustré à la figure 1.9. La polycondensation en solution de diamines et d'halogénures de diacides à basses températures (Près de 0 °C) donne les polyamides formant un aramide.

Les basses températures sont utilisées pour inhiber toute génération de sous-produits et favoriser la formation de polyamide. Le polymère résultant est pulvérisé, lavé et séché ; mélangé avec H₂SO₄ concentré ; et extrudés à travers une filière à environ 100 °C. Les jets des orifices traversent environ 1 cm de couche d'air avant de pénétrer dans un bain d'eau froide (0 - 4 °C). La fibre se solidifie dans une lame d'air et l'acide est éliminé dans le bain de coagulation. Le capillaire de la filière et l'intervalle d'air provoquent la rotation et l'alignement des domaines, ce qui donne des résultats hautement cristallins et orientés tels quels les fibres. La température plus élevée permet d'utiliser une solution de filage plus

concentrée et des vitesses de filage plus élevées. Des vitesses de rotation de plusieurs centaines de mètres par minute peuvent être atteintes. (Chawla, 2013)

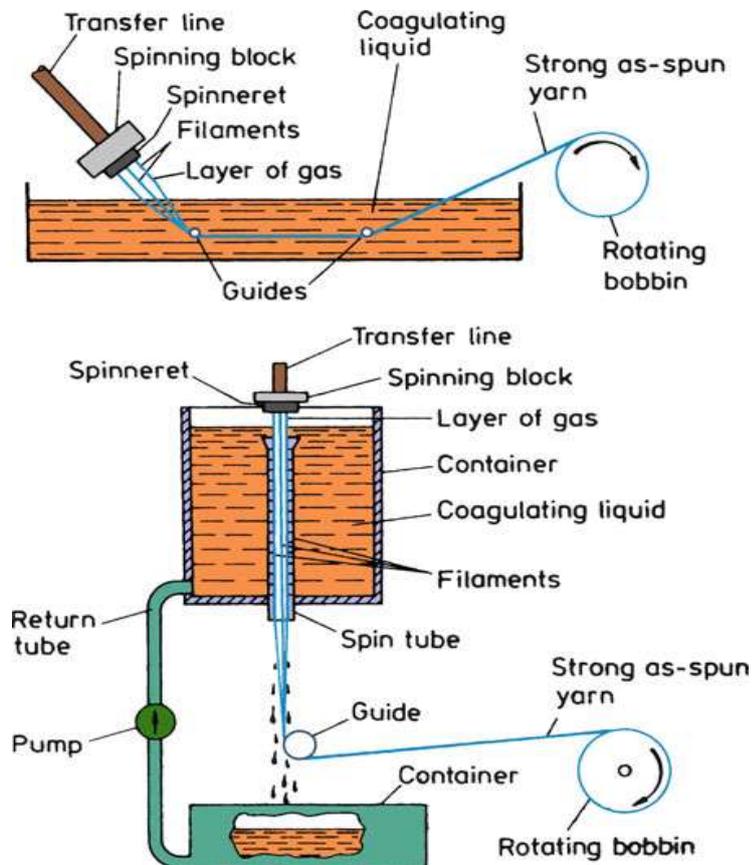


Figure 1.9. Processus de fabrication des fibres d'aramide (Chawla, 2013)

d. Fibres végétales

Présentent l'avantage d'être particulièrement écologiques, car sont mises en œuvre à partir de produits naturels, tel que le chanvre, le lin, ou le bambou (Figure 1.10).



Figure 1.10. Exemples de fibres végétales [8,9]

Ces fibres au prix modeste sont de plus en plus utilisées pour la fabrication des composites dits « d'entrée de gamme ». (Balay et al. 2004 ; Billoët, 1993)

1.2.2. Matrices

L'objectif principal de la matrice se résume dans la transmission des efforts mécaniques au renfort. Elle doit aussi assurer la protection du renfort vis-à-vis des différentes conditions environnementales (Oxydation, vieillissement humide, corrosion, ...). On distingue trois catégories principales :

- Résines thermoplastiques ;
- Résines thermodurcissables
- Élastomères.

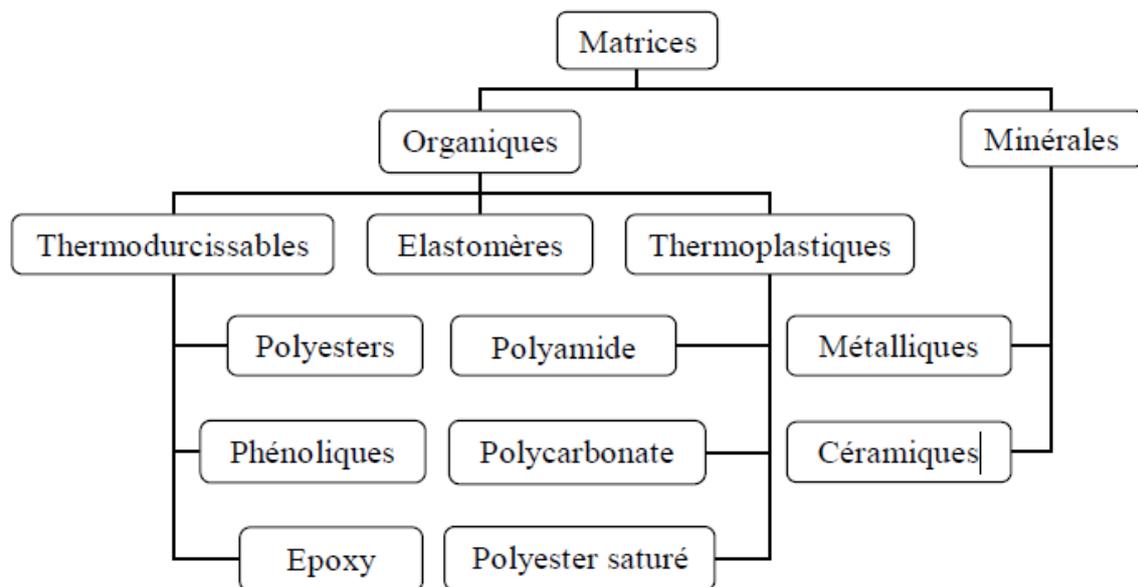


Figure 1.11. Familles des matrices

1.2.2.1. Les résines thermoplastiques

Sont des polymères à chaînes monodirectionnelles ou bidirectionnelles. Elles sont généralement fusibles et solubles. L'avantage de ces résines consiste à pouvoir être alternativement ramollies par chauffage et durcies par refroidissement ce qui facilite leur moulage par viscoplasticité. Cette transformation est réversible, permettant donc le recyclage de ce matériau. Renforcées par des fibres longues ou courtes, l'utilisation de ces résines se développe fortement et notamment comme matrice des composites "structuraux".



Figure 1.12. Résines thermoplastiques [9]

1.2.2.2. Les élastomères

Sont des polymères synthétiques ou naturels dont la structure particulière confère une importante élasticité (Jusqu'à 500 % d'allongement par rapport à la taille initiale). À titre d'exemple, nous citons : les polyuréthanes, les silicones d'élastomères, le latex, le néoprène,...etc.



Figure 1.13. Exemples d'élastomères [10]

1.2.2.3. Les résines thermodurcissables

Sont les produits les plus utilisés comme matrice de matériaux composites "structuraux". Généralement associées avec des fibres longues, elles sont liquides ou liquides visqueux et réticulent sous l'action thermiquement activée d'un catalyseur et d'un durcisseur. La transformation est irréversible et forme un produit infusible et insoluble.

1. 3. Caractéristiques mécaniques des matériaux

En se basant sur les considérations précédentes, les matériaux composites sont donc caractérisés par une faible masse volumique et un module élevé. Le domaine d'utilisation de ces matériaux devient de plus en plus spécifique aux constructions aérospatiales et aéronautiques, où les hautes performances sont recherchées, et le coût d'élaboration du matériau n'a pas d'incidence. Par ailleurs, les autres domaines d'utilisation des matériaux de hautes performances ne peuvent pas se faire au détriment du coût excessif du produit fini. Pour augmenter les performances d'un matériau, tel que les valeurs des contraintes à la rupture, de nouvelles méthodes qui mènent à une diminution des défauts sont élaborées. L'objectif d'élaboration, part des matériaux qui ont déjà des caractéristiques spécifiques élevées, puis les mènent sous forme fibreuse. Ces fibres ne peuvent être utilisées directement dans des applications mécaniques, d'où l'idée de les incorporer dans une matrice polymère pour constituer un composite à fibres. La matrice assure diverses fonctions : Protéger et lier les fibres entre elles ; transférer les charges mécaniques aux fibres. C'est ainsi qu'une nouvelle famille de matériau fait son apparition, avec la possibilité d'être modulable et présentant des caractéristiques mécaniques spécifiques élevées. Les caractéristiques mécaniques des matériaux élaborés sous forme des fibres montrent clairement l'intérêt de cette technique (voir tableau 1.2). Les fibres de verre sont les plus utilisées, du fait de leur faible coût, mais leur rigidité reste toutefois limitée. Les autres fibres présentent par contre un module spécifique élevé d'où leur intérêt.

Tableau 1.2. Caractéristiques mécaniques spécifiques des fibres (Zouggar, 2016)

	Module E (GPa)	Contrainte à la rupture σ_u (MPa)	Masse volumique ρ (kg/m³)
Verre-E	72.4	3500	2540
Verre-S	85.5	4600	2480
Carbone à H.M (haut module)	390	2100	1900
Carbone HC (contrainte élevée)	240	3500	1850
Kevlar (aramide)	130	2800	1500
Bore	385	2800	2630

1.4. Applications des matériaux composites

Les polymères renforcés de fibres de verre sont utilisés dans une grande variété d'industries : en passant par les articles de sport, construction civile jusqu'au domaine aérospatial. Les citernes et les navires (sous pression et non-pression) dans l'industrie des procédés chimiques, ainsi que les pipelines sont généralement fabriqués de résine de polyester renforcée par des fibres de verre. La figure 1.14 montre une variété de formes structurelles de matrice en fibre de verre et de résine fabriquées par la technique de pultrusion. Les fibres de verre S-2 et les fibres aramides sont utilisées pour le revêtement des sols d'aéronefs civils. La fibre d'aramide est également utilisée dans les composants légers dans les hélicoptères et les petits avions. Les patches destinés pour courses et les bateaux privés sont des exemples de fibres d'aramide où la performance est plus importante que le coût. Les applications militaires varient du simple casque au boîtier de moteur de fusée. Dans l'industrie des énergies renouvelables, les longues hélices des éoliennes (60 m) peuvent être fabriquées par un mélange judicieux de fibres de verre et de carbone pour réduire la masse de l'hélice. (Chawla, 2013)

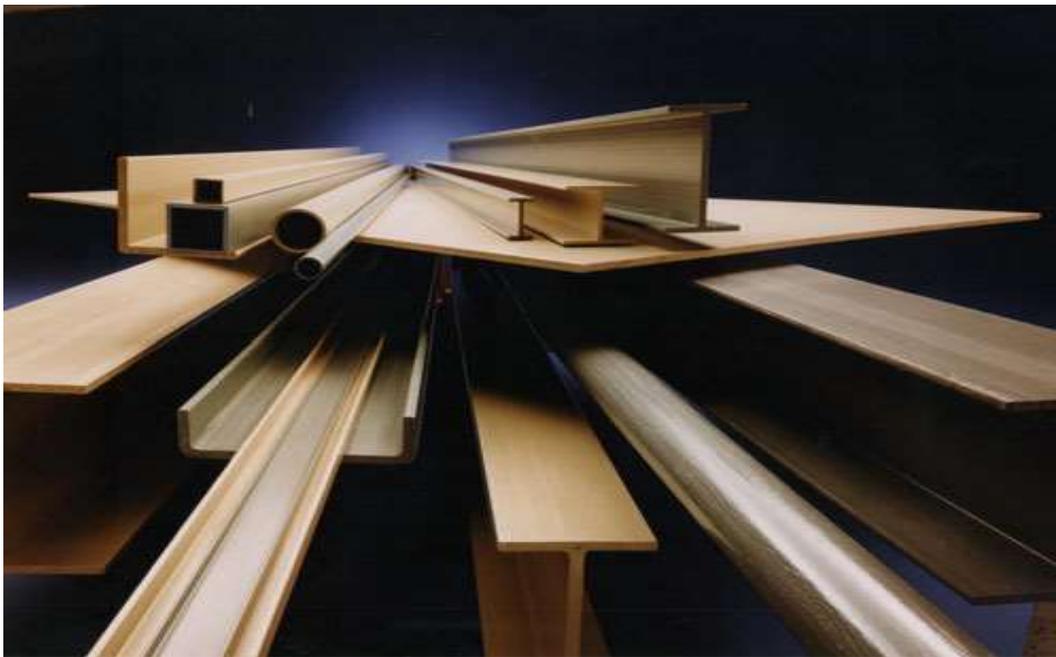


Figure 1.14. Formes structurelles en fibre de verre et résine fabriquées par pultrusion :
(Chawla, 2013)



Figure 1.15. Tuyau à filament enroulé (diamètre $\frac{1}{4}$ 2 m) destiné à l'irrigation en Équateur.
(Chawla, 2013)

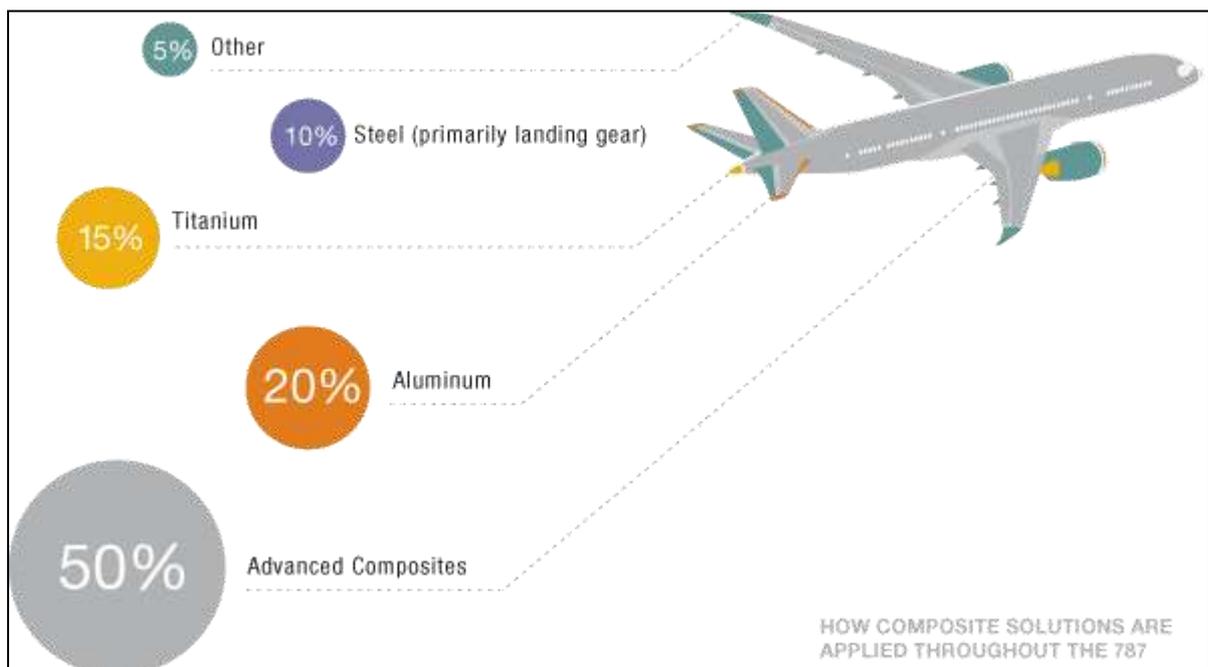


Figure 1.16. Utilisation des matériaux composites dans l'avion Boing 787. [11]

L'utilisation de composites renforcés par des fibres dans les infrastructures civiles a constitué un développement majeur dans les années 90. Parmi les principaux facteurs à cet égard figure: la réduction des coûts, la résistance à la corrosion, une durée de vie améliorée et un entretien réduit, ainsi qu'une réduction possible des problèmes sismiques. Des efforts importants ont été déployés dans le domaine des ponts, ainsi que des travaux de réparation et de modernisation. À titre d'exemple, les structures en béton et en maçonnerie peuvent être renforcées par des composites plutôt que par des plaques d'acier. Un tel processus implique la préparation de la surface et l'application d'un apprêt approprié sur la structure en béton et les structures métalliques, l'application d'une couche de résine, suivie d'une feuille de composite et d'une seconde couche de résine. Des composites renforcés de fibres de verre et de carbone sont utilisés, bien que les composites polymères renforcés de fibres de carbone donnent des résultats supérieurs. La figure 1.17a représente une colonne en béton entourée d'une enveloppe en composite de fibre carbone et d'époxy, tandis que la figure 1.17b présente les résultats après l'application d'une charge compressive. Dans la partie de la colonne en béton sans l'enveloppe composite, on peut voir l'écaillage du béton et le flambement des barres de renforcement en acier.



Figure 1.17. Colonne enveloppée d'une enveloppe en fibre de carbone / époxy [Courtoisie de B. Kad.]

Dans la partie de la colonne protégée par une enveloppe en composite, il n'y a pas d'effets visibles. Potentiellement, l'enveloppement en composite des colonnes structurelles pour le renforcement sismique semblerait constituer un marché énorme. Cependant, cette technique est loin d'être parfaite, elle présente de nombreux problèmes, tels que la durabilité, l'absorption de l'humidité par la matrice et d'autres effets environnementaux.

Une autre application des matériaux composites en fibre de carbone dans les infrastructures mécaniques et civils sont analogue à la capacité des ponts et autres structures à résister aux séismes. La protection antisismique des colonnes de ponts est réalisée par enroulement des colonnes avec des composites renforcés par fibres de carbone.

1.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté des généralités sur les matériaux composites, leurs différents types, familles, propriétés, méthodes de fabrication et leur domaine d'application. La connaissance de leurs propriétés et de leurs constituants contribue à la compréhension du comportement de ce matériau composite lui-même, tel que la nature, la résistance, l'orientation et le pourcentage volumique des fibres. Notre étude a été axée particulièrement sur les composites à fibres de carbone, étant donné qu'ils constituent les matériaux les plus utilisés dans le domaine de la réhabilitation des structures dégradées et sont un moyen très efficace de leur protection.

Chapitre II :

Matériaux à gradient fonctionnel (FGM)

Chapitre 2 : Matériaux à gradient fonctionnel (FGM)

2.1. Généralités sur les matériaux à gradient fonctionnel FGM

Les matériaux à gradient fonctionnel (Functionally Graded Materials : FGM) ou les matériaux fonctionnellement gradués sont une nouvelle classe de matériaux composites capable de résister dans des conditions extrêmes. Leurs propriétés mécaniques et physiques sont gardées grâce à leurs compositions qui varient graduellement avec la l'épaisseur de telle sorte à optimiser les performances mécaniques et thermiques de la structure qu'ils constituent (Niino et al., 1987). Ces matériaux ont marqué le début d'une révolution dans les domaines de la science et de la mécanique des matériaux. Grâce à leurs graduations fonctionnelles et continues, ces matériaux ont le potentiel de résoudre plusieurs problèmes dans différents domaines d'ingénierie. En effet, il peut s'agir de l'amélioration de la rigidité, de la tenue à la fatigue, de la résistance à la corrosion ou de la conductivité thermique, en plus, ces matériaux permettent d'avoir une gradation des propriétés permettant ainsi d'augmenter ou de moduler des performances telles que la réduction des contraintes locales (Miyamoto et al. 1999 ; Suresh et Mortensen, 1998) ou encore l'amélioration du transfert de chaleur (Öchsner et al. 2008).

L'idée de la conception de ces matériaux a été discutée au début des années 1980 (Environ 1984-1985) au Japon par des chercheurs de différents domaines (Aéronautique et science des matériaux) qui essayaient de trouver un moyen pour concevoir un engin spatial qui pourrait résister à un environnement thermique très sévère. Le matériau composite requis devrait supporter une température de 2000 °K, ainsi qu'un gradient de température de 1000 °K à travers une section de moins de 10 mm. L'échec constant des matériaux composites traditionnels testés était essentiellement dû aux concentrations des contraintes dans les interfaces des couches de renfort. Il n'existait alors pas de matériau métallique ni de matériau composite capable de répondre à la fois aux exigences environnementales telles que décrites tout en gardant d'excellentes propriétés mécaniques, c'est ainsi que l'idée des FGM a été échangée entre les deux chercheurs dont le but était de concevoir un matériau avec une gradation continue à travers l'épaisseur, passant d'une face complètement métallique vers une face complètement céramique, afin d'éviter le problème de la concentration des contraintes aux interfaces. En 1987, le programme national de recherche et de développement sur les FGM a vu le jour au Japon. Beaucoup de chercheurs des institutions publiques et de l'industrie ont uni leurs efforts pour créer un nouveau type de matériau, principalement pour permettre de construire l'enveloppe extérieure d'une navette intercontinentale commerciale.

Le problème principal à résoudre étant le flux de chaleur énorme frappant la majorité des surfaces qui sont exposées à la friction par l'air lors de la période de rentrée de la navette dans l'atmosphère terrestre et en même temps, de protéger l'intérieur contre un surchauffement. En 1990 a eu lieu la première conférence internationale sur les FGM à Sendai-city au Japon. En 1992, les matériaux à gradient fonctionnel ont été sélectionnés parmi les dix premières technologies de pointe au Japon et actuellement dans le monde entier.

2.1.1. Structures FGM dans la nature

La nature a toujours été une source d'inspiration pour les chercheurs lorsque ces derniers sont confrontés par des problèmes d'ingénierie tel que les neurones dans le cerveau humain. Les chercheurs ont copié ce concept afin de résoudre plusieurs problèmes à travers l'utilisation des réseaux de neurones artificiels, les matériaux à gradient fonctionnel ne sont pas une exception, les plantes, les os et les dents sont parmi plusieurs exemples des FGM naturels. (Amada et al., 1996 ; Ray et al., 2004 ; Amada et al., 1997)

Le bambou est un autre exemple d'un FGM naturel qui possède des propriétés à graduation continue caractérisé par une variation micro structurelle produite par les distributions non-uniformes des ingrédients constituants. Les avantages de la variation continue dans les propriétés de ce matériau inclus la réduction de la concentration des contraintes ainsi qu'augmenter la force de collage (Janssen, 1991 ; Kim & Paulino, 2002)

La plupart des tissus et des organes humains sont constitués de FGM naturels, nous citons :

- La peau humaine qui a un système structurel complexe de multicouches (épiderme, le derme et l'hypoderme). Chaque couche possède différentes propriétés ainsi que différentes fonctions.
- Les articulations humaines sont constituées de tissus à gradient fonctionnel, tel que le tendon-à-os et le cartilage-à-os qui contient des ligaments permettant de connecter ces tissus.
- Le disque inter-vertèbre humain qui contient l'anneau fibreux, le noyau gélatineux et le cartilage endplates (Bartel et al., 2006)
- Le tissu des os contient une variation graduelle de la densité et la distribution des porosités.

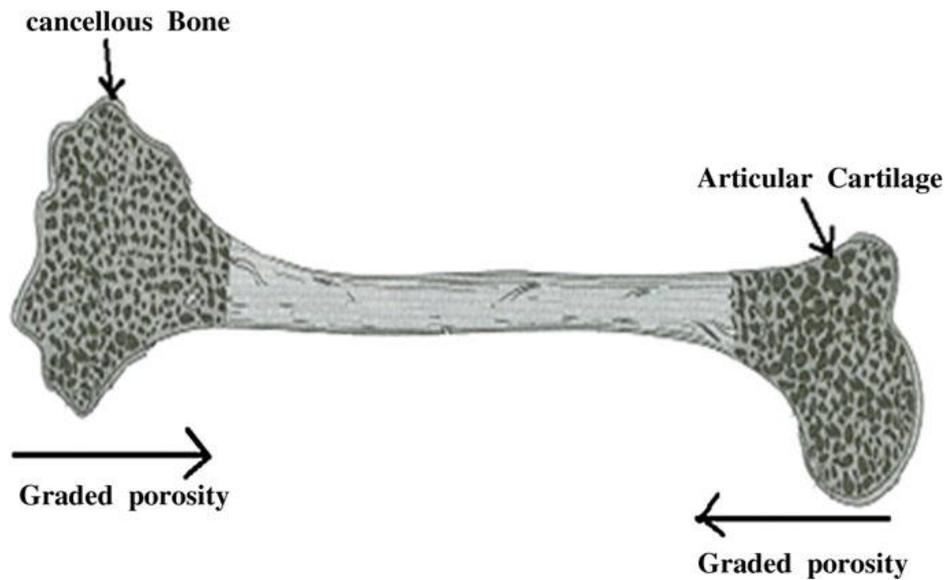


Figure 2.1. Variation graduelle dans l'os humain [Mahamood and Akinlabi, 2017]

- La surface de dents humaines est faite de matériel dur et résistant à l'usure, tandis que la partie interne est faite d'un matériau souple et doux qui aide à absorber le choc et aide à prolonger la vie de la partie extérieure dure. La transition de l'émail à dentine est fournie par des couches FGM intermédiaires, où la composition change progressivement d'un Matériau à l'autre. Ceci est la raison pour laquelle il y a un si haut intérêt de recherche dans la fabrication de plus d'implants médicaux comme des matériaux fonctionnellement gradués, parce qu'il a été découvert que les meilleures greffes sont souvent ceux qui se rapprochent le plus possible des tissus naturels. (Oxman, 2010)

2.2. Concept des matériaux FGM

Les matériaux à gradient fonctionnels se distinguent des matériaux composites traditionnels grâce à leurs variations graduelles et continues de leurs propriétés mécaniques et thermiques selon une loi de fonction à travers l'épaisseur (Figure 2.2). Cette dernière permet d'éviter les concentrations de contraintes au niveau des interfaces (Provoquant le délaminage) et d'améliorer les propriétés mécaniques et thermiques des pièces par association de matériaux.

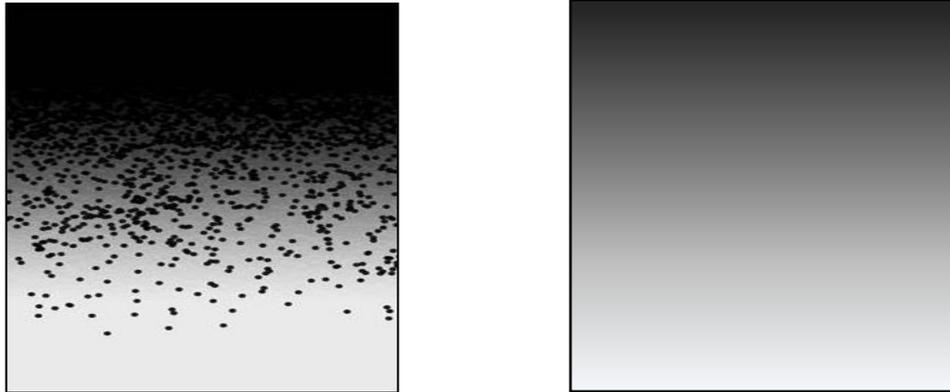


Figure 2.2. Variation continue des propriétés d'un matériau FGM

Ces matériaux sont très souvent composés de céramique et métal permettant ainsi de bénéficier d'une combinaison de leurs avantages respectifs. Nous citons comme exemple le cas pour lequel ces matériaux ont été conçus, où le but était d'utiliser un matériau composite apte à résister une température de 2000 °K sur un côté sans que cette dernière se transmette à l'autre côté (Mahmood & Akinlabi, 2017). Dans ce cas, un matériau FGM dont la face supérieure est complètement céramique qui varie graduellement à travers l'épaisseur jusqu'à la face inférieure 100 % métal répondra aux exigences des chercheurs. Le choix des deux matériaux est essentiellement dû à leurs caractéristiques complémentaires :

Céramique :

- Résistance thermique ;
- Résistance à l'oxydation ;
- Faible conductivité thermique.
- Faible coefficient de dilatation thermique.

Métal :

- Résistance mécanique ;
- Conductivité thermique élevée,
- Très bonne ténacité.

La transition graduelle entre les deux matériaux permettra d'éliminer les problèmes de l'interface ainsi que de relaxer les contraintes thermiques. En modifiant la microstructure de transition, il est possible d'optimiser la distribution de la déformation, la température et des contraintes, ce qui est demandé lors de la conception des structures thermiques aéronautiques et spatiales (Moteurs, tuyères, revêtements thermiques, etc.). Ce concept a aussi été utilisé

pour améliorer la résistance à la fatigue thermique et la durée de vie des revêtements pare-feu (Jian, et al., 1995 ; Kawasaki & Watanabe, 1997).

Comparés aux matériaux composites traditionnels, les matériaux FG se distinguent par leurs caractéristiques macroscopiquement inhomogènes étant donné qu'ils se composent de plusieurs couches contenant des composants différents tels que les céramiques et les métaux. Koizumi (1997) a résumé cette différence dans la figure 2.3 ci-dessous, tandis que Yoshihisa (2004) a établi un modèle simple montrant les différences entre les matériaux FG et les matériaux composites conventionnels illustré dans la figure (2.4).

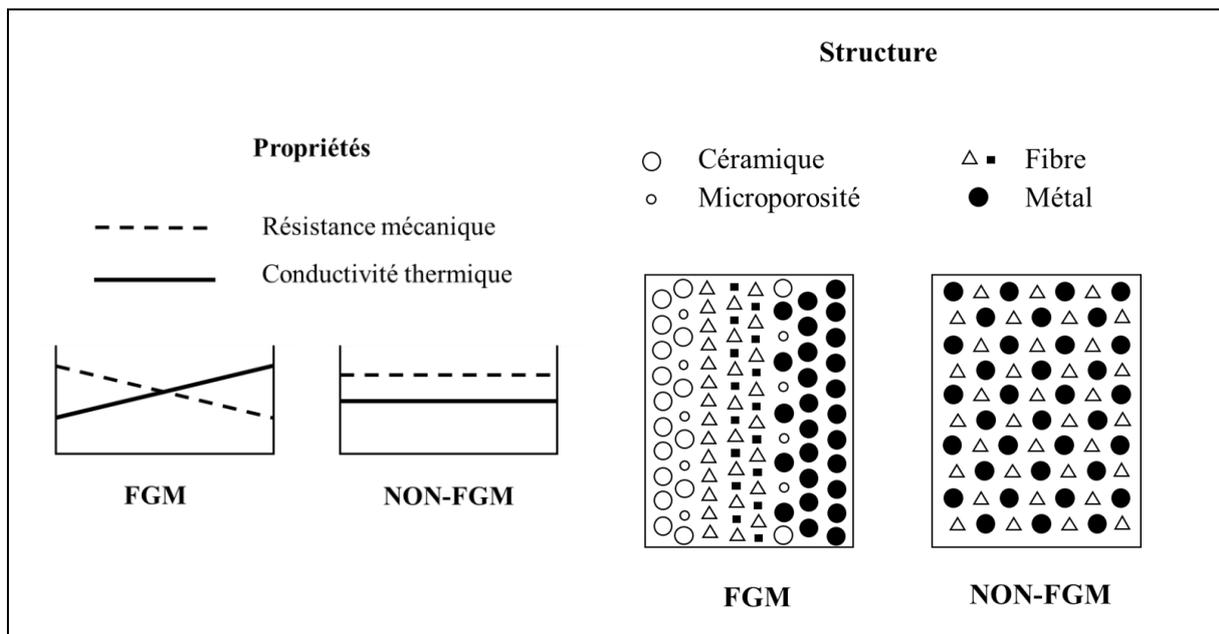


Figure 2.3. Comparaison entre les matériaux composites traditionnels et les FGM (Koizumi, 1997)

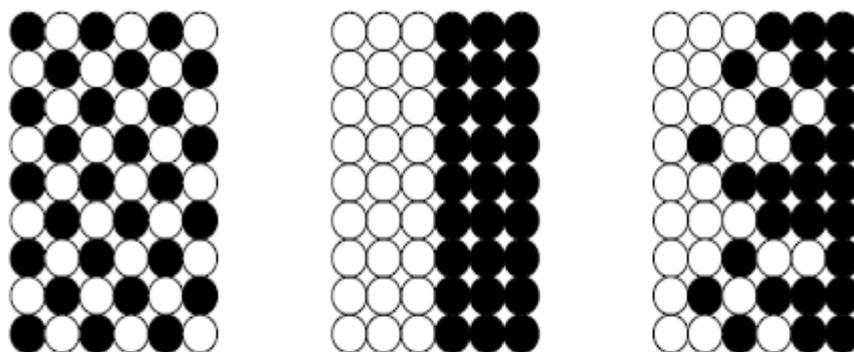


Figure 2.4. Différence de la distribution [Yoshihisa, 2004]

2.3. Domaines d'application des FGM [Mahmood & Akinlabi, 2017]

Les caractéristiques uniques des matériaux FG ont attiré l'attention de plusieurs chercheurs durant les dernières décennies, ce qui a favorisé leurs utilisations dans la majorité des domaines d'ingénierie. Bien que, originellement, ces matériaux étaient destinés pour les domaines aérospatial et aéronautique, ces derniers ont été utilisés dans l'industrie automobile, biomédicale, défense, électrique/électronique et thermoélectronique.

2.3.1. Domaine aérospatial

Etant le premier domaine d'application des matériaux FGM, ils étaient utilisés dans les composants d'engins pour fusée, la structure de botte de vaisseau spatial, les panneaux d'échange de chaleur, les réflecteurs, les panneaux solaires, le logement d'appareil photo, les roues de turbine, les revêtements de lame de turbine, les casquettes de nez, le bord d'attaque de missiles et navettes spatiales (Figure 2.5). Les matériels FGM sont aussi utilisés pour les murs structurels qui combinent des propriétés d'isolation thermique et sonores.

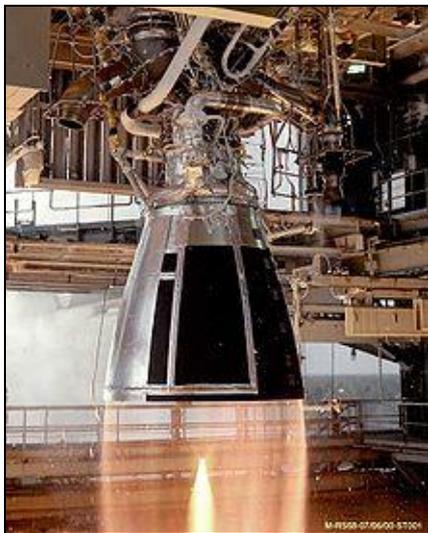


Figure 2.5. Utilisation dans le domaine aérospatial [12,13]

2.3.2. Industrie automobile

L'utilisation de matériaux FG dans l'industrie automobile est toujours limitée à l'heure actuelle, à cause du coût élevé de production. Cependant, le matériau est utilisé dans les parties très importantes de l'automobile, où le coût élevé présent justifie son utilisation. Les applications présentes incluent les pochettes de cylindre de moteur pour des pistons de moteur diesel, pour les ressorts à lames, pour les bougies, les chambres de combustion, les puits d'énergie, les amortisseurs, les volants, quelques parties du corps de la voiture, le verre de

fenêtre et des freins de voiture de course (Figure 2.6). Aussi, les matériaux FG sont utilisés dans des revêtements des corps améliorés pour des voitures et cela inclut les revêtements gradués avec des particules, comme le dioxyde/mica.



Figure 2.6. Utilisation dans l'industrie automobile [14]

2.3.3. Industrie biomédical

Le corps humain est composé d'un certain nombre de matériaux FG notamment les os et les dents. Ces derniers sont les parties du corps humain les plus remplacées suite à l'endommagement de ces parties ou bien à cause du processus de vieillissement naturel. C'est pourquoi la majorité de matériaux FG utilisés dans l'industrie biomédicale sont des implants, tels que : Dans les implants pour remplacement squelettique permanent, la porosité graduée aide à minimiser la protection de stress. Les implants dentaires de titane poreux graduellement aident à améliorer les propriétés d'osseo-intégration de l'implant (Figure 2.7). Hydroxyapatite poreux gradué (HA) imite la structure bimodale de l'os humain, ce qui aide à promouvoir la nouvelle croissance tissulaire et leurs propriétés mécaniques.

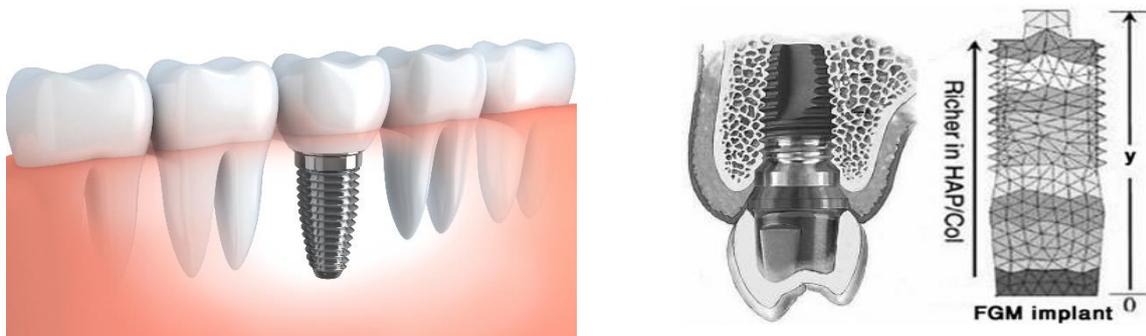


Figure 2.7. Utilisation des FGM dans les implants dentaires (Sadollah et al., 2013)

2.3.4. Industrie de la défense

La capacité du FGM d'offrir des propriétés résistant à la pénétration en évitant la propagation des fissures est une propriété attirante qui favorise le matériau dans l'industrie de défense. Les matériaux FG sont utilisés dans l'industrie de défense dans des applications, comme des gilets pare-balles, l'épée japonaise traditionnelle et dans des blindages ainsi que le corps de véhicules pare-balles. (Figure 2.8)



Figure 2.8. Utilisation dans l'industrie de la défense [15]

2.3.5. Industrie d'énergie

Les industries d'énergie ont constamment besoin de différents types de FGM, afin d'améliorer l'efficacité de leurs équipements. Certaines applications des matériaux FG dans l'industrie d'énergie incluent le mur intérieur des réacteurs nucléaires, le convertisseur thermoélectrique pour la conversion d'énergie, le panneau solaire, les cellules solaires, les tubes et les équipements sous pression, les électrodes graduées pour la production de carburant solide d'oxyde, le piézoélectrique FGM pour le capteur ultrasonique, le diélectrique, la pile à combustible, les revêtements des lames de turbine ainsi que les revêtements des barrières thermiques. (Figure 2.9)



Figure 2.9. Utilisation dans l'industrie d'énergie [16,17]

2.3.6. Industrie électrique / électronique

Les matériaux FG sont utilisés dans les industries électriques et électroniques pour la relaxation du champ de stress dans les électrodes et l'interface d'entretoise de terrain, dans les diodes, les semi-conducteurs, pour les isolants et pour la production de capteurs. Les éléments de bouclier thermique dans la micro-électronique sont aussi faits du nanotube carbonique des matériaux FGM.

2.3.7. Industrie marine

Les matériaux FG ont aussi des applications dans l'industrie marine notamment : Dans le puits de propulseur, les cylindres plongeants, les dômes de sonar, le système de tuyauterie de composé et dans la coque de pression cylindrique.

2.3.8. Industrie optoélectronique

Les matériaux FG peuvent être utilisés dans l'industrie optoélectronique pour la production de fibres optiques, la lentille, les lasers GRINSH, les détecteurs de photo à haute performance, les cellules solaires, les photodétecteurs tunables, les médias de stockage magnétiques et lors de la production de semi-conducteurs avec un indice de réfraction variable.

2.3.9. Industrie du sport

Les matériaux FG sont utilisés dans un certain nombre d'équipements sportifs, tel que les clubs de golf, des raquettes de tennis et des skis.

2.3.10. Autres industries

L'application des matériaux FG inclut aussi divers domaines, exemple, les outils de coupe pour améliorer la force thermique de l'outil de coupe, les lames de rasoir de Fer-Aluminure/Acier inoxydable, dans les équipements de sécurité, comme des bouteilles d'air de lutte contre les incendies, les cadres de monocle et les casques.

D'autres équipements, comme, le scanner IRM des tubes cryogéniques, les récipients sous pression, les réservoirs à carburant, les cas d'ordinateur portable, les instruments de musique et les tables radiographiques. Les applications des FGM au Japon ont aussi été présentées par Miyamoto (1997).

2.4. Lois de variation des propriétés matérielles des matériaux FGM

Les matériaux FG sont une combinaison de deux ou plusieurs matériaux dont les caractéristiques et les propriétés diffèrent, où la transition entre les deux matériaux est idéalement continue et graduelle. La dépendance des propriétés de la position se traduit par la prise en compte de la loi des mélanges correspondant au modèle de Voigt (Shen, 2009)

$$P = \sum_{i=1}^n P_i V_i \tag{2.1}$$

Où P_i et V_i représentent respectivement la propriété mécanique et la fraction volumique du constituant i , avec :

$$\sum_{i=1}^n V_i = 1 \tag{2.2}$$

Etant donné que dans la majorité des structures FGM sont constitué de deux matériaux en général (Céramique et métal inoxydable) (Figure 2.10), la loi de Voigt dans ce cas se réduit à :

$$P = P_1 V_1 + P_2 V_2 \tag{2.3}$$

Avec

$$V_1 + V_2 = 1 \tag{2.4}$$

Un FGM peut être définie par la variation des fractions de volume. La majorité des chercheurs emploient la fonction de puissance, la fonction exponentielle, ou la fonction sigmoïde pour décrire les fractions de volume.

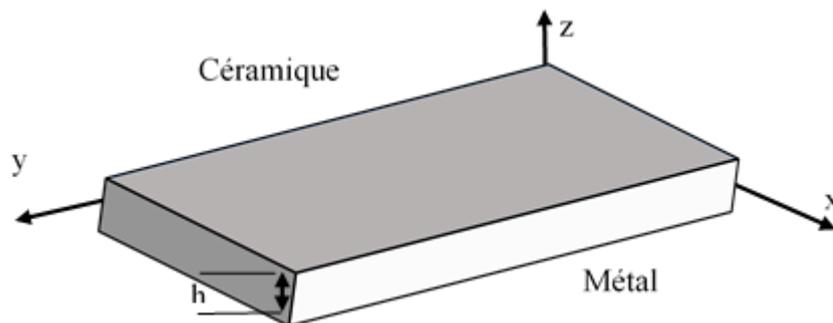


Figure 2.10. Géométrie d’une plaque FGM

Selon l'étude de (Jin & Batra, 1996), le coefficient de Poisson peut être supposé constant étant donné que son effet sur la déformation est négligeable par rapport à celui du module de Young.

2.4.1. Fonction puissance P-FGM

La fraction volumique d'un matériau P-FGM varie selon l'équation suivante :

$$V(z) = \left(\frac{z + h/2}{h} \right)^n \quad (2.5)$$

Où n représente le paramètre matériel tandis que h représente l'épaisseur du matériau FGM. Les propriétés matérielles d'un matériau P-FGM peuvent donc s'écrire comme suit (Bao and Wang, 1995 ; Lee and Erdogan, 1995 ; Wakashima et al., 1990):

$$E(z) = E_m + (E_c - E_m) \left(\frac{2z + h}{2h} \right)^n \quad (2.6)$$

Avec $z \in [-h/2, h/2]$

Où E_m et E_c sont les modules de Young de la surface inférieure ($z=-h/2$) et la surface supérieure ($z=h/2$) respectivement

La variation du module de Young dans la direction d'épaisseur de la plaque P-FGM est représentée sur la figure (2.11). D'après la figure cette figure, il est clair que la fraction volumique change rapidement près de la surface inférieure pour $n < 1$, et augmenté rapidement près de la surface supérieure pour $n > 1$.

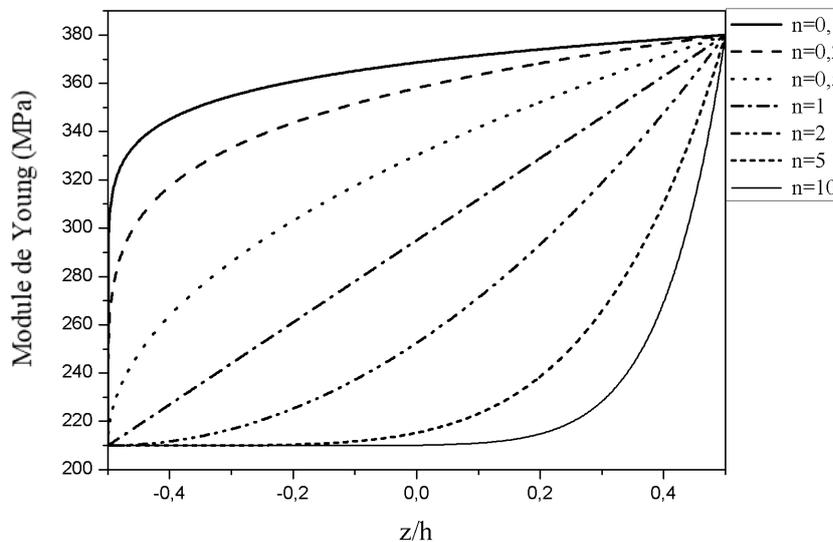


Figure 2.11. Variation du module de Young d'un matériau P-FGM

2.4.2. Fonction exponentielle E-FGM

Les propriétés matérielles d'un matériau E-FGM varient selon l'équation suivante (Delale & Erdogan, 1983; Kim & Paulino, 2002):

$$E(z) = E_2 e^{B(z+\frac{h}{2})} \tag{2.7}$$

Avec

$$B = \frac{1}{h} \ln\left(\frac{E_1}{E_2}\right) \tag{2.8}$$

La variation du module de Young dans la direction d'épaisseur de la plaque E-FGM est représentée sur la figure 2.12.

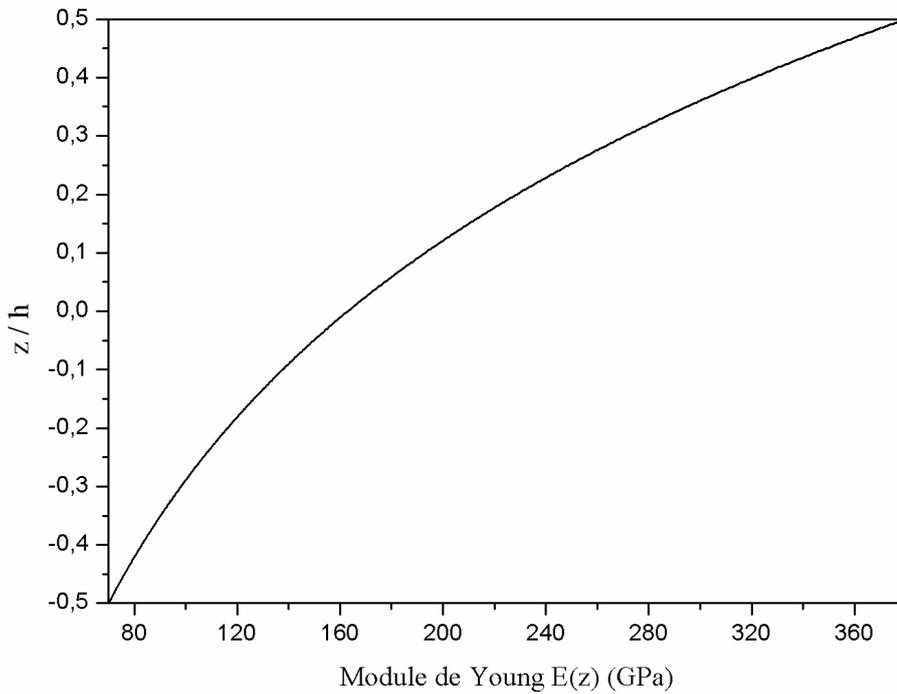


Figure 2.12. Variation du module de Young d'un matériau E-FGM

2.4.3. Fonction sigmoïde S-FGM

La fraction volumique d'un matériau S-FGM varie selon les équations suivantes (Chi & Chung, 2003) :

$$V_1(z) = \frac{1}{2} \left(\frac{\frac{h}{2} + z}{h/2} \right)^n \text{ pour } -\frac{h}{2} \leq z \leq 0 \tag{2.8}$$

$$V_2(z) = 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{\frac{h}{2} + z}{h/2} \right)^n \text{ pour } 0 \leq z \leq \frac{h}{2} \tag{2.9}$$

Les propriétés matérielles d'un matériau S-FGM s'écrivent donc selon les équations suivantes :

$$E(z) = V_1(z)E_1 + [1 - V_1(z)]E_2 \text{ pour } -\frac{h}{2} \leq z \leq 0 \quad (2.10)$$

$$E(z) = V_2(z)E_1 + [1 - V_2(z)]E_2 \text{ pour } 0 \leq z \leq \frac{h}{2} \quad (2.11)$$

La variation du module de Young dans la direction de l'épaisseur de la plaque S-FGM est représentée sur la figure (2.13).

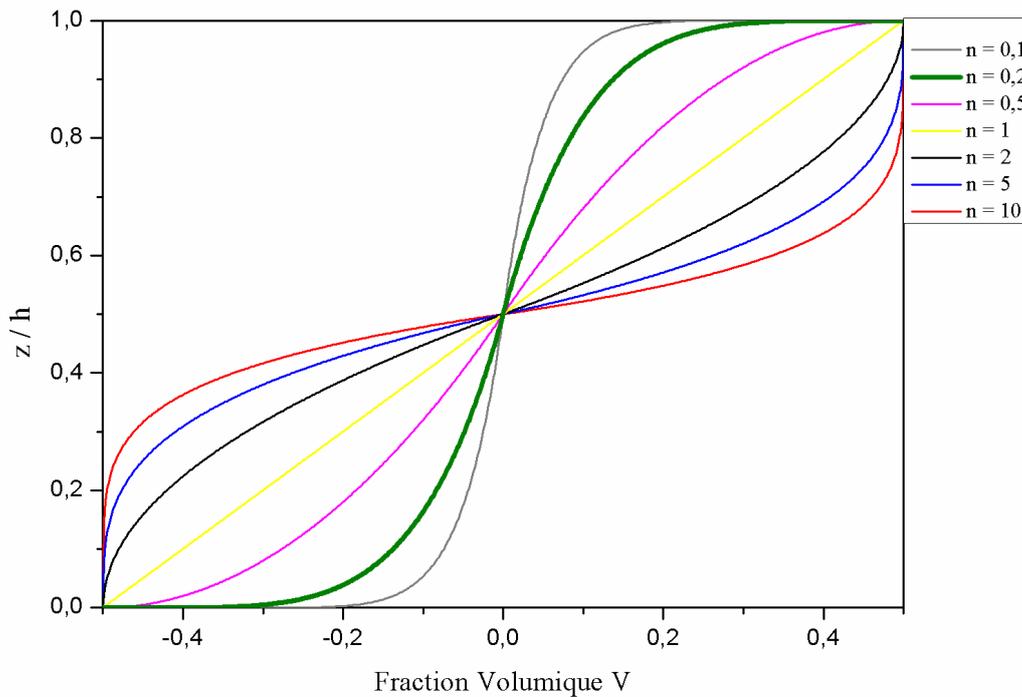


Figure 2.13. Variation du module de Young d'un matériau S-FGM

2.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les matériaux à gradient fonctionnel (FGM), leurs caractéristiques, leurs existences dans la nature, leurs domaines d'application et les différentes lois de variation de leurs propriétés. Le prochain chapitre abordera une étude bibliographique sur les travaux existants, sur les différents axes du renforcement par l'utilisation des matériaux composites y compris les matériaux fonctionnellement gradués.

Chapitre III :

Etude bibliographique

Chapitre 3 : Etude bibliographique

3.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons une revue bibliographique des travaux précédents concernant le renforcement des structures endommagées par l'utilisation des matériaux composite, et ce, en citant les différents travaux concernant le renforcement des structures homogènes, les travaux intégrant le paramètre de précontrainte (Modèles analytiques et numériques) ainsi que les travaux sur les structures non-homogènes (FGM) y compris les poutres et les plaques.

3.2. Historique sur le renforcement des structures

Il existe deux causes principales derrière les défaillances dans les structures, il s'agit d'un changement de fonctionnalité (La sur-augmentation des charges d'exploitation) ou bien la détérioration des matériaux utilisés. Le vieillissement de ces matériaux (Acier, alliages ou autres matériaux traditionnels), est un souci inquiétant pour les ingénieurs, ce qui confirme le besoin d'une avancée technologique dans le domaine du renforcement.

Dans ce contexte, plusieurs méthodes ont été utilisées durant les années 1960, parmi lesquelles, la méthode de soudure des plaques d'acier à la structure a été largement utilisée pour le renforcement des structures endommagées, étant donné que cette méthode améliorait la rigidité, la résistance et réduit les fissures ainsi que leurs propagations (Vilnay, 1988 ; Roberts & Haji-Kazemi, 1989; Robert, 1989; Liu & Zhu, 1994 ;Taljsten, 1997). Cette méthode avait des inconvénients, en effet, la tôle d'acier subissait la corrosion qui dégrade et fragilise la structure, c'est un grand problème susceptible d'annuler toute l'opération de renforcement. Aussi, la mise en œuvre de cette technique s'est avérée difficile en raison du poids et de la taille des tôles d'acier.

La technique du renforcement par composite en fibre durant les dernières décennies apparaît comme une solution de renforcement des méthodes traditionnelles. Elle consiste à coller des plaques en composite FRP (Les composites en fibres de carbone,...etc.) en utilisant les nouvelles colles epoxy. Cette technique de renforcement, est une excellente alternative par rapport à l'ancienne méthode utilisant les plaques d'acier et ce, en raison de ses avantages dans le domaine du génie civil, dans le domaine aéronautique et dans l'aérospatial. (Baker, 1984)

Cette technique a été commercialisée durant les années 1980 aux Etats-Unis, en Europe et au Japon. Des applications ayant pour but la prévention de la détérioration des structures lors des

séismes et des catastrophes naturelles. Le séisme Hyogoken-Nanbu, qui a dévasté la ville de Kobe au Japon en 1995, a été un élément accélérateur de la recherche dans le domaine du renforcement des constructions par la nouvelle technique des composites FRP.

3.3. Modes de ruptures des structures renforcées

L'utilisation des FRP (Fiber Reinforced Polymer) est devenue très fréquente dans l'industrie de la construction pour réparer et rénover les différentes structures grâce à leurs excellentes caractéristiques mécaniques ainsi que leurs bonnes résistances à la corrosion. Cependant, les recherches ont montré que cette technique peut présenter un mode de défaillance très important appelé « Délaminage », c'est lorsque la plaque de renfort FRP n'est plus collée à la structure à cause d'une fissure ou d'une séparation de la matrice et l'interface d'adhésion due à la concentration des contraintes aux des zonz de renforcement. Selon l'étude statistique effectuée par Kim and Harris (2013) concernant les modes de défaillances sur 230 poutres en béton renforcées par des plaques FRP, 81.7% de ces poutres ont présenté le mode de défaillance du décollement tandis que 9.6% ont présenté le mode de défaillance du délaminage.



Figure 3.1. Phénomène du décollement de la plaque (Wu & Huang, 2008)

En se basant sur l'étude de Malek. (1998), il existe trois modes de rupture typiques observés dans les essais, illustrée dans la Figure 3.2. Les modes sont classés comme suit :

- (a) Rupture du stratifié lorsque la contrainte axiale maximale dans le stratifié atteint sa résistance ultime.
- (b) Rupture par cisaillement interlaminaire (délaminage) à l'extrémité du stratifié.
- (c) Ruptures par décollement de l'extrémité. Ce mode de rupture est le plus répandu lors des essais.

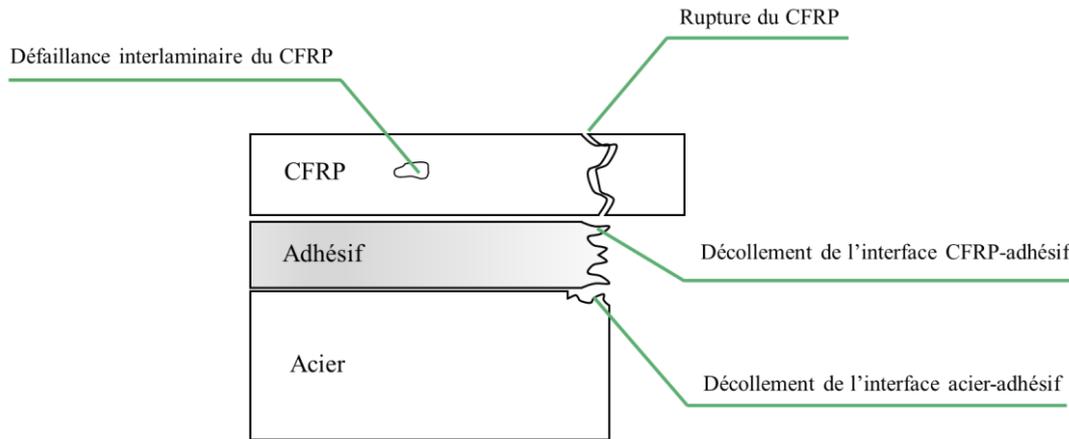


Figure 3.2. Modes de ruptures d'une poutre renforcée par composite CFRP

Ces modes peuvent être divisés en deux catégories générales : Rupture par "Flexion" et rupture "locale". La rupture flexionnelle est définie comme étant la rupture due à la charge. La rupture locale est définie comme le délaminage ou décollement de la plaque en FRP à l'endroit où les contraintes interfaciales sont élevées.

Tous les modes de rupture sont déterminés par différents facteurs tels que la flexion interne et les propriétés géométriques et physiques de la plaque, de la couche adhésive et de la poutre en acier. Dans certains cas, les modes de rupture ne sont pas faciles à distinguer l'une de l'autre.

Mode de rupture (a) : rupture fragile en tension de la plaque de composite (FRP). Si les deux extrémités de la plaque du composite sont correctement ancrées, la capacité flexionnelle ultime de la poutre est atteinte, la plaque se rompt plus ou moins soudainement avec un claquement. Même si la rupture du composite se produit de manière fragile, les déformations atteintes sont très importantes, ce qui se traduit au niveau de la flèche observée. Dans des conditions de service normales, les flèches correspondantes à ce mode de rupture auraient depuis longtemps dépassé les limites admissibles.

Mode (b) : la rupture dans ce mode peut se produire en raison de forte concentration de contraintes de cisaillement aux extrémités du stratifié.

Mode (c) : rupture par décollement de la plaque de renforcement. Ce mode de rupture est le plus répandu lors des essais. La rupture par délaminage de la plaque FRP provient de la concentration des contraintes de cisaillement dans la couche de la colle adhésive. La résistance à la contrainte de cisaillement de la colle est plus élevée que celle de la poutre, le décollement de la plaque se produit donc toujours entre la structure et la colle.

3.4. Travaux sur le renforcement des structures

3.4.1. Travaux sur les structures homogènes

3.4.1.1. Sans précontrainte

Plusieurs recherches concernant le renforcement des structures homogènes ont été menées, nous citons :

Roberts & Haji-Kazemi (1989) ont étudié les déplacements, les déformations et les contraintes dans les poutres renforcées par des plaques en acier. Les résultats trouvés ont montré que les contraintes normales et de cisaillement augmentent rapidement aux bords de la plaque d'acier et dépendent de la rigidité normale et de cisaillement de la colle ainsi que de l'épaisseur et les points de terminaison des plaques d'acier.

Taljsten (1997) a présenté une solution analytique sur les contraintes de cisaillement et normale dans la couche adhésive d'une poutre avec une plaque de renforcement collée et soumise à une charge ponctuelle et arbitraire. Les résultats de la théorie et de l'analyse par éléments finis ont montré que les contraintes sont très importantes au bord de la plaque, cependant elles diminuent rapidement en se rapprochant du centre de la poutre. Aussi, la magnitude des contraintes est influencée non seulement par les paramètres géométriques et matériels de la poutre, mais aussi par la nature de la colle et le matériau de renforcement.

Smith & Teng (2001) ont commencé par une revue des solutions approximatives sous forme fermée pour les contraintes interfaciales, en identifiant leurs hypothèses et limites, clarifiant ainsi les différences entre ces solutions, et justifiant également la nécessité d'une solution similaire encore plus précise. La solution proposée est applicable pour les poutres faites de toutes sortes de matériaux collés avec une plaque mince, la solution proposée par les auteurs peut être considérée comme une solution plus générale et plus précise. (Figure 3.3)

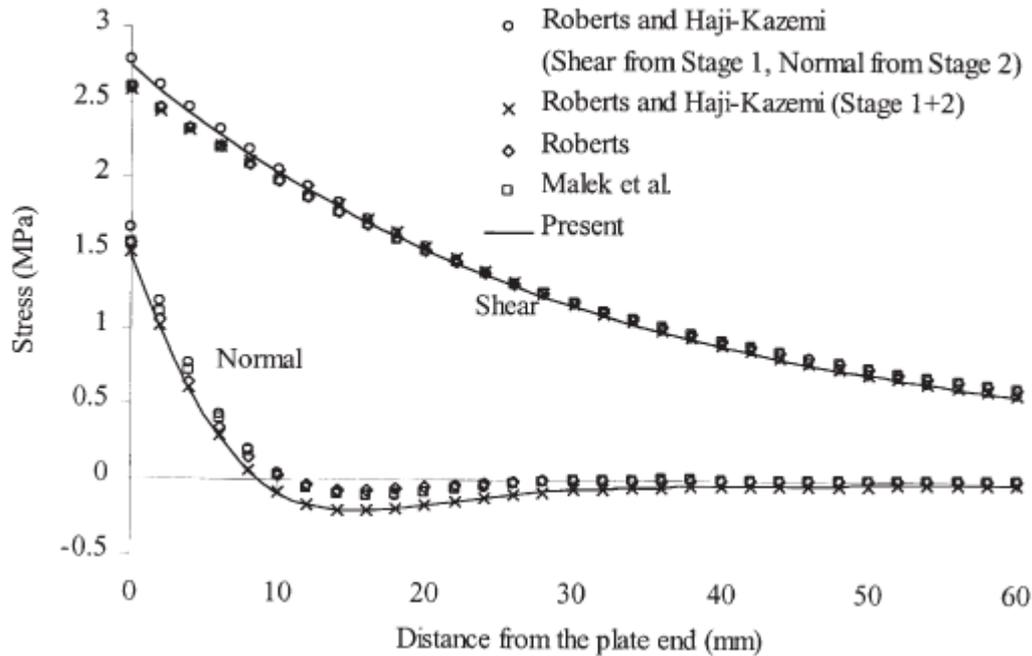


Figure 3.3. Comparaison des résultats obtenus par Smith & Teng (2001) et les autres travaux de la littérature : chargement uniforme

Maleej & Bian (2001) ont présenté les résultats d'un programme expérimental conçu pour étudier la concentration de contrainte interfaciale de cisaillement. En particulier, l'étude examine la relation entre l'épaisseur de la plaque en FRP et la concentration de contrainte interfaciale de cisaillement au niveau de la compression de la plaque, les modes de défaillance des poutres renforcés en FRP ainsi que l'efficacité du système de renforcement externe en CFRP. La comparaison des résultats expérimentaux avec les prévisions des modèles existants est un autre objectif de cette étude. Le programme expérimental comprenait cinq poutres RC 115 x 150 mm de section et d'une longueur de 1500 mm. Quatre des poutres RC ont été renforcées extérieurement avec des plaques en FRP d'épaisseurs différentes. Les essais menés dans le cadre de cette étude ont montré que l'épaisseur de la plaque FRP avait une influence non seulement sur les capacités de charge et de déflexion de la poutre renforcée, mais également sur la concentration de la contrainte de cisaillement à l'interface FRP / béton et le mode de défaillance de la poutre.

Denton (2001) a présenté une solution pour les contraintes de cisaillement interfaciales développées entre une plaque FRP et une poutre dues à la dilatation thermique, en supposant un comportement élastique et une section prismatique. Une procédure numérique permettant

de déterminer les contraintes de cisaillement interfaciales lorsque la section n'est pas prismatique a également été présentée.

Deng et al. (2004) ont présenté une solution analytique pour calculer les contraintes dans la poutre renforcée sous des charges mécaniques et thermiques. La solution a été étendue par une procédure numérique aux plaques en CFRP, ce qui peut réduire considérablement la concentration des contraintes (Figure 3.4). Une analyse par éléments finis a été utilisée pour valider les résultats analytiques et une étude paramétrique a été réalisée par la suite pour montrer comment les contraintes maximales ont été influencées par les propriétés géométriques et matérielles de l'adhésif et des composants.

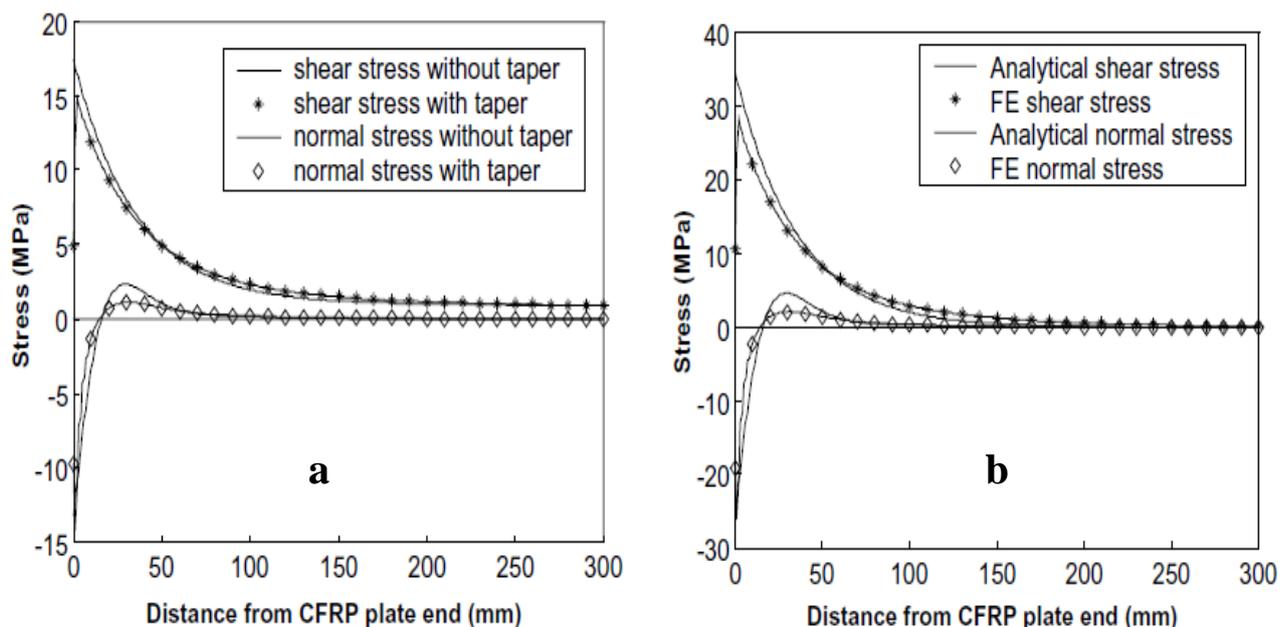


Figure 3.4. Contraintes interfaciales d'une poutre en acier soumise à différents chargements

(a : Chargement mécanique uniforme ; b : Chargement thermique) (Deng, et al., 2004)

Tounsi & Benyoucef (2007) ont développé un modèle analytique pour prédire la distribution des contraintes interfaciales dans les poutres en béton renforcées par plaques en composites, et ce, en prenant en considération la variation de l'orientation des fibres de la plaque FRP. Les résultats ont montré qu'il y a des concentrations de contraintes à la fin de la plaque FRP. Aussi, la contrainte intrfaciale normale est généralement nulle loin du bord de la plaque FRP, tandis que la contrainte de cisaillement interfaciale garde une valeur finie. Les contraintes interfaciales sont également influencées par les paramètres géométriques, tels que l'épaisseur de la plaque de FRP et de la couche adhésive. Il a été montré que les concentrations et les niveaux des contraintes interfaciales augmentent avec l'augmentation de l'épaisseur de la plaque de FRP. Les variations des contraintes interfaciales ont été observées lorsque

l'épaisseur de la couche adhésive varie. D'après l'étude paramétrique, l'extension de la bande FRP aussi près que possible du support réduit les contraintes au bord de manière considérable. Aussi, la rigidité de la plaque de FRP influence considérablement la contrainte interfaciale de cisaillement et légèrement la contrainte normale. Le modèle proposé est cependant limité aux poutres dont la longueur est considérablement supérieure à la hauteur.

Yang & Wu (2007) ont présenté une solution améliorée pour les contraintes interfaciales dans une poutre renforcée par une plaque en incluant l'effet de la déformation de cisaillement transversal (effet shearlag) à la fois dans la poutre et dans la plaque collée. L'analyse a été basée sur l'approche de compatibilité de déformation développée par Smith & Teng (2001) où les contraintes interfaciales ont été supposées invariantes sur toute l'épaisseur de la couche adhésive. (Figure 3.5)

Les illustrations numériques ont montré que les formules de Smith & Teng (2001) permettent de prédire les contraintes interfaciales avec une précision suffisante dans la plupart des cas, mais lorsque la poutre est plutôt courte, très mince ou qu'un adhésif à module élevé est utilisé dans une poutre renforcée par une plaque d'acier ou en CFRP, peut conduire à des solutions avec une erreur significative en raison de la négligence de l'effet de déformation shearlag

Kerboua et al. (2011a) ont développé une théorie des contraintes interfaciales entre la structure et le composite (FRP), en prenant en compte les charges mécaniques et thermiques couplées aux effets Shear lag, ainsi ils ont pris en compte de l'effet d'orientation des fibres.

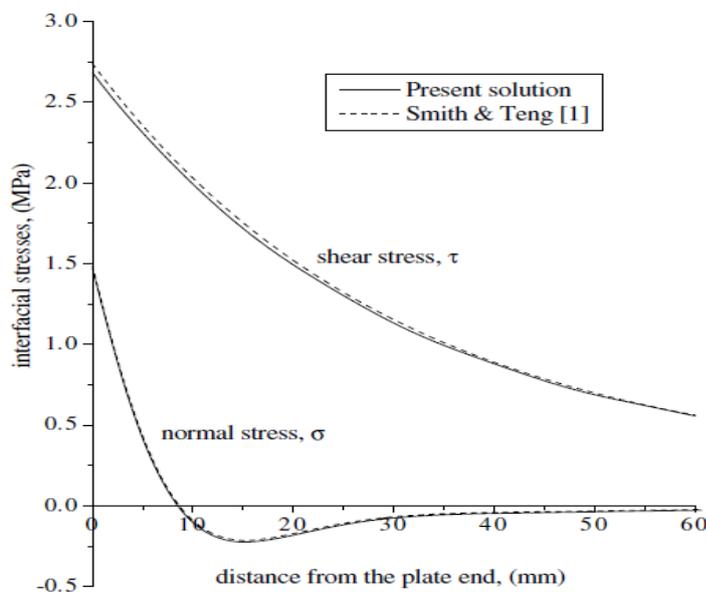


Figure 3.5. Contraintes interfaciales d'une poutre en béton renforcée par une plaque CFRP (Yang & Wu, 2007)

Les résultats ont montré que les paramètres géométriques et physiques pris en compte jouent un rôle important dans la concentration des contraintes et donc dans le phénomène de délaminage.

3.4.1.2. Avec précontrainte

D'autres chercheurs se sont intéressés sur le comportement des structures homogènes renforcés par composites FRP précontraints, nous citons :

Al-Emrani & Kliger (2006) ont analysé le problème des contraintes interfaciales de cisaillement dans les poutres renforcées avec des stratifiés composites précontraints en utilisant la théorie d'élasticité linéaire. L'analyse a fourni une formulation pour calculer la contrainte de cisaillement maximale critique à l'extrémité du stratifié pour une poutre de section transversale et de matériau arbitraires. Une étude sur le renforcement d'un pont en acier existant à l'aide de cette technique a également été réalisée à l'aide de l'analyse FE. Une étude paramétrique a également été réalisée afin d'identifier les effets de diverses propriétés géométriques et matérielles sur l'amplitude des contraintes interfaciales de cisaillement. Les résultats ont montré qu'il existe une concentration élevée de contraintes de cisaillement aux extrémités du stratifié, ce qui pourrait entraîner une défaillance prématurée du système de renforcement à ces endroits. Les propriétés des matériaux tels que la rigidité de l'adhésive et de la plaque et les dimensions du stratifié se sont tous avérés avoir un effet sur la magnitude de la contrainte de cisaillement au niveau du collage (Figure 3.6).

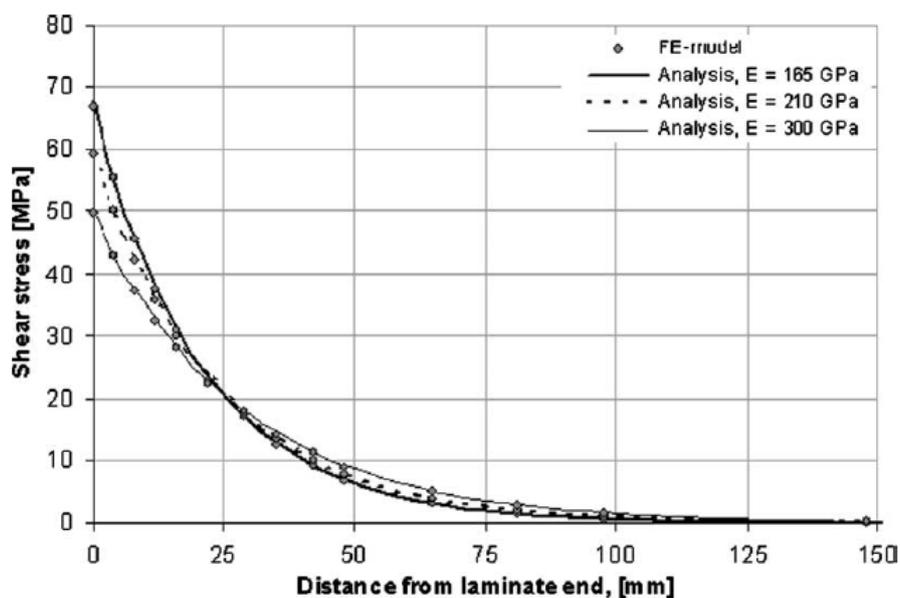


Figure 3.6. Effet du module de Young sur la contrainte de cisaillement (Al-Emrani & Kliger, 2006)

Benachour et al. (2008) ont présenté une solution pour les contraintes interfaciales dans des poutres renforcées avec des plaques FRP précontraintes et soumises à une charge uniformément répartie, une charge ponctuelle positionnée arbitrairement ou deux charges ponctuelles symétriques avec orientation des fibres. Les résultats ont montré qu'il existe une forte concentration de contraintes de cisaillement et normales au bord du stratifié, ce qui pourrait entraîner une défaillance prématurée du système de renforcement. Une étude paramétrique a été menée par la suite pour étudier la sensibilité du comportement de l'interface à des paramètres tels que la rigidité de l'adhésive et de la plaque et les dimensions du stratifié, les résultats se sont tous avérés avoir un effet important sur la magnitude de la contrainte de cisaillement. (Figures 3.7 – 3.8).

Kerboua et al. (2011b) ont présenté une solution pour les contraintes interfaciales dans des poutres renforcées par des plaques FRP et soumises à une charge uniformément répartie, à l'aide d'un nouveau modèle amélioré de déformation en cisaillement couplé à l'effet de force précontrainte. Ils ont pris en compte la charge mécanique, un nouveau modèle de la déformation en cisaillement des adhérents, la précontrainte de la plaque FRP. Une étude paramétrique a été menée par la suite, pour étudier la rigidité de l'adhésif et l'épaisseur du stratifié et de l'adhésif, où ils se sont avérés avoir un effet important sur l'amplitude des valeurs des contraintes interfaciales.

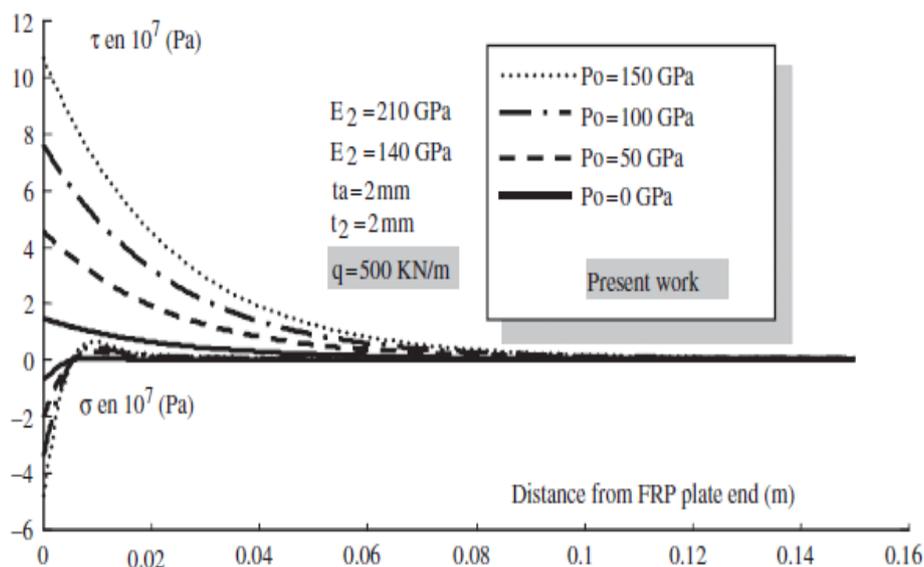


Figure 3.7. Effet de la force de précontrainte (Sans effet shearlag) (Kerboua, et al., 2011b)

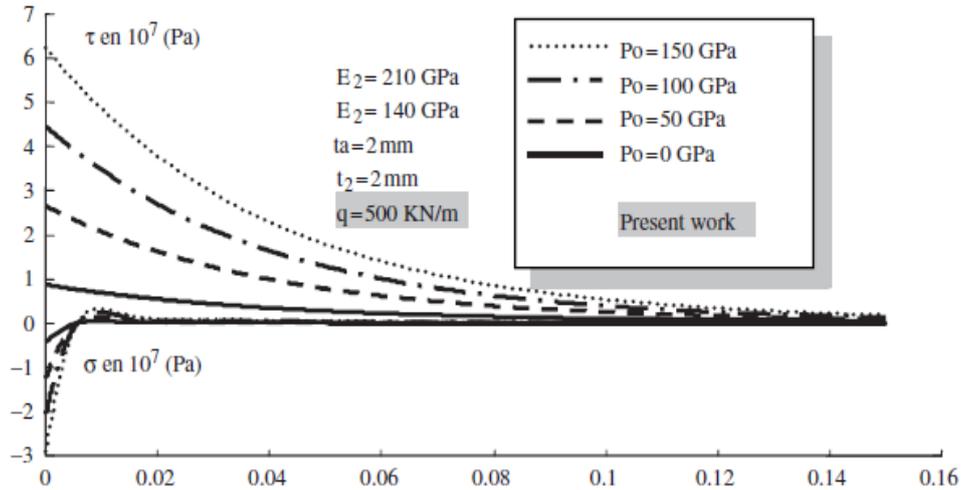


Figure 3.8. Effet de la force de précontrainte (Avec effet shearlag) (Kerboua, et al., 2011b)

Ghafoori & Motavalli (2013) ont présenté des solutions pour le comportement en flexion des poutres en acier renforcées par des plaques précontraintes. L'effet de déformation en cisaillement de la poutre a été inclus et appliqué à trois cas de charges différentes. L'effet des différents paramètres tels que le niveau de précontrainte, la nuance d'acier et les propriétés géométriques et mécaniques de la plaque sur la contrainte de cisaillement interfacial et le comportement en flexion de la poutre renforcée ont été discutés. Les résultats ont montré que les propriétés géométriques et mécaniques de la plaque ont une influence sur la rigidité et la capacité de charge limite de la poutre renforcée, la précontrainte augmente la capacité de charge limite. Les résultats expérimentaux ont montré une augmentation du rendement et de la capacité de charge limite des poutres renforcées par des plaques renforcées de fibres de carbone (FRP) précontraintes.

Bensaid et al. (2014a) ont développé une nouvelle solution améliorée permettant de prédire à la fois la contrainte de cisaillement et la contrainte normale dans les poutres simplement appuyées, renforcées par composite FRP précontraints en tenant compte des fractions volumiques des fibres qui jouent un rôle important sur la concentration des contraintes interfaciales. L'étude a été réalisée en utilisant des approches analytiques pour les contraintes interfaciales dans les poutres renforcées. L'analyse était basée sur l'approche de compatibilité de déformation où les contraintes de cisaillement et normales ont été supposées invariantes sur l'épaisseur de l'adhésif.

Bensaid et al. (2014b) ont étudié l'effet de la fraction volumique de fibres et du modèle de stratifiés précontraints sur la concentration des contraintes interfaciales, où ils ont examiné analytiquement les caractéristiques de liaison entre l'acier renforcé par FRP à haut module et le comportement en flexion de ce dernier. Une étude paramétrique a été réalisée par la suite pour montrer comment la concentration et la distribution des contraintes sont influencées par les dimensions des adhésifs et les propriétés du matériau de la poutre renforcée. Les résultats ont montré que les contraintes interfaciales sont inversement proportionnelles avec la fraction volumique des fibres ainsi que l'épaisseur de l'adhésif et l'épaisseur de la plaque en composite. (Tableau 3.1)

Tableau 3.1. Distribution des contraintes interfaciales : Effet de la fraction volumique des fibres (Bensaid, et al., 2014b)

Po = 100 KN; q = 500 KN/m; ΔT = 50 °C										
	Sans effet shear lag					Avec effet shear lag				
[Vf %]	0.2	0.4	0.6	0.8	1	0.2	0.4	0.6	0.8	1
τ (MPa)	146.78	110.28	95.35	87.19	82.11	88.69	69.2	61.7	57.95	55.86
σ (MPa)	93.13	60.05	47.24	40.34	35.97	59.84	39.61	31.99	27.96	25.45
Rτ1 (%)	1.65		1.59		1.54		1.50		1.46	
σ2 (%)	1.55		1.51		1.47		1.44		1.41	

3.3.1.3. Avec précontrainte (Expérimentale)

Il existe d'autres études expérimentales concernant le comportement de structures homogènes renforcées par composites FRP précontraints, nous citons :

Xue & Tan (2008) ont présenté une étude expérimentale sur les poutres en béton renforcées par composite FRP précontraints. Les résultats ont montré que la précontrainte du stratifié en CFRP avant de le coller à la poutre offre la possibilité de défaillance de la plaque de renfort par fracture. Les plaques CFRP non précontraintes ont subis un décollement de la poutre, alors que les stratifiés précontraints avaient différents modes de défaillance, y compris le décollement suivi par écrasement du matériau, décollement suivi de rupture du stratifié, et rupture du stratifié CFRP. Aussi, le collage des stratifiés en CFRP sur une poutre augmente la capacité de flexion de la poutre et limite la propagation de la fissuration, tandis que l'utilisation des CFRP précontraints avant le collage offre une capacité supplémentaire de

flexion, qui augmente avec l'augmentation du niveau de précontrainte et de la largeur du stratifié.

You et al. (2012) ont examiné l'efficacité et la faisabilité d'un système CFRP précontraint pour le renforcement des poutres armées. Les auteurs ont testé 8 poutres à petite échelle et deux autres à grande échelle renforcées par différentes bandes de CFRP précontraints par des conditions de chargement statique jusqu'à la défaillance. Les paramètres principaux considérés incluent le degré de la précontrainte appliquée, s'étendant de 20 % à 70 % de la force de tension des bandes CFRP et l'utilisation des ancrages mécaniques aux deux extrémités des bandes de CFRP. Après analyse de l'effet de la précontrainte durant les tests à petite échelle, un niveau optimal de précontrainte pour le renforcement des poutres a été proposé et puis vérifié à grande échelle. (Figures 3.9 – 3.10)

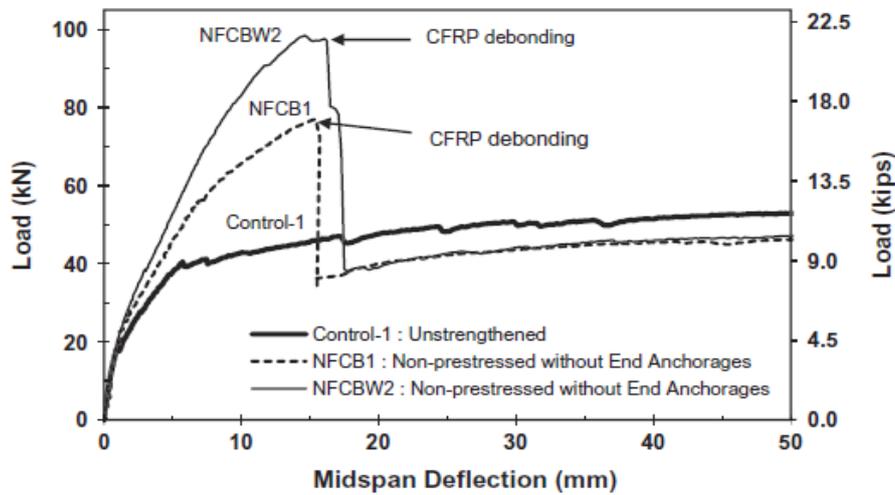


Figure 3.9. Réponse charge-déflexion des poutres à petite échelle sans précontraintes et sans ancrage d'extrémité (You, et al., 2012)

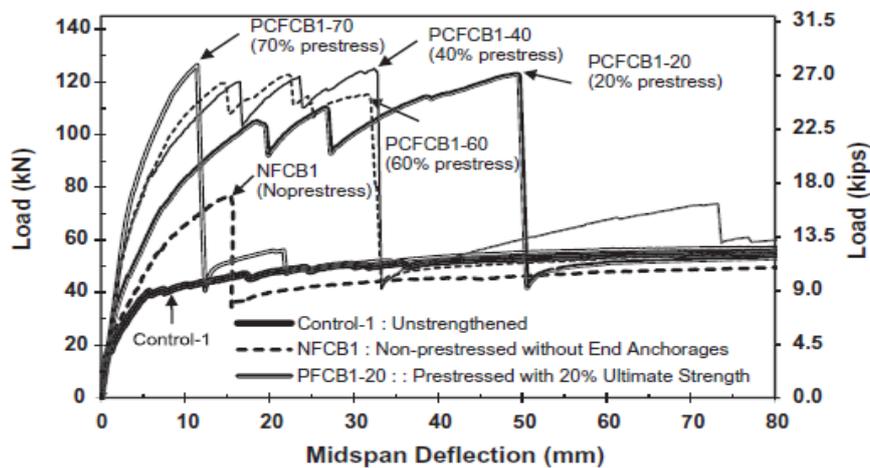


Figure 3.10. Réponse charge-déflexion des poutres à petite échelle avec précontrainte (You, et al., 2012)

3.4.2. Travaux sur les structures non-homogènes (FGM)

Udupa et al. (2014) ont présenté une revue sur les matériaux fonctionnellement gradués (FGM) en présentant leur concept de base, classification, propriétés et leurs méthodes de préparation. Les auteurs ont discuté certains problèmes existants dans le cadre des travaux de recherche actuels. Une étude de cas simple a été présentée à partir du « FGM CNT » Al renforcé par la technique de la métallurgie des poudres. Aussi, un aperçu de l'état actuel de la recherche de FGM a été présenté ainsi qu'une prévision de son développement dans le futur.

3.4.2.1. Comportement des plaques FGM

Nous rappelons que l'étude du comportement des plaques FGM n'a pas été traitée dans le cadre de cette thèse. Nous le présentons juste dans le but de monter l'importance que la communauté scientifique donne à ces nouveaux matériaux ce qui justifie le nombre important de recherches traitant les structures faites à partir de ces matériaux sous diverses sollicitations.

Praveen et Reddy (1998) ont effectué une analyse thermoélastique non linéaire des plaques fonctionnellement graduées (Céramique-Métal), où ils ont examiné la réponse des plaques FGM en utilisant des éléments finis qui considèrent la déformation de cisaillement transversale. Les réponses statiques et dynamiques des plaques fonctionnellement graduées (FGM) ont été étudiées en variant la fraction volumique de la céramique et des constituants métalliques à l'aide de la loi de variation de puissance.

Reddy (2000) a présenté une formulation théorique, les solutions des plaques rectangulaires de Navier et des modèles d'éléments finis en se basant sur la théorie de déformation de cisaillement des plaques à troisième ordre pour l'analyse des plaques fonctionnellement graduées à travers l'épaisseur. Les plaques ont été supposées être isotropes, la distribution matérielle à deux constituants à travers l'épaisseur, et le module d'élasticité de la plaque est supposée varier à travers l'épaisseur selon la loi de distribution de puissance. La formulation prend en considération l'accouplement thermomécanique, le temps de dépendance et la non-linéarité géométrique de type Von Kármán.

Zenkour (2006) a développé une théorie de déformation de cisaillement généralisée pour l'analyse de flexion des plaques à gradient fonctionnel, où il a présenté la réponse statique pour une plaque rectangulaire fonctionnellement graduée, simplement appuyée soumise à une charge uniforme transversale. La théorie est simplifiée en appliquant les conditions aux limites sans traction aux faces de la plaque. L'auteur n'a pas utilisé les facteurs de corrections

transversales, car une représentation correcte de la déformation transversale de cisaillement a été donnée. Les propriétés matérielles de la plaque ont été supposées varier à travers l'épaisseur selon la loi de distribution de puissance.

Bouazza et al. (2010) ont présenté une approche analytique de la stabilité thermoélastique des plaques FGM. Pour cela, les auteurs ont examiné l'attache d'une plaque FGM soumise à des charges thermiques à savoir une augmentation uniforme de la température ainsi qu'une augmentation de température linéaire à travers l'épaisseur. La plaque a été supposée être une mixture de métal et céramique et que ses propriétés matérielles changent selon la loi de variation de puissance à travers l'épaisseur (linéaire, quadratique, cubique et quadratique inverse). En appliquant la méthode de Von Karman, les formules générales ont été obtenues pour la température critique de la plaque FGM.

Swaminathan et al. (2015) ont présenté une revue des méthodes diverses employées pour étudier le comportement statique, dynamique et de stabilité des plaques fonctionnellement gradué (FGM). Les méthodes analytiques et numériques ont été considérées. La revue a été effectuée en se basant sur la présentation des contraintes, des vibrations ainsi que les caractéristiques de la plaque FGM, prédites en utilisant des théories différentes et proposées par plusieurs chercheurs sans considérer l'implication mathématique détaillée des méthodologies diverses.

AitYahia et al. (2015) ont développé plusieurs théories d'ordre élevé de déformation de cisaillement des plaques pour la propagation des ondes dans les plaques à gradient fonctionnel. En raison des porosités pouvant se produire à l'intérieur des matériaux FG au cours de la fabrication, il est donc nécessaire de prendre en compte la propagation des ondes dans les plaques ayant des porosités dans cette étude. Les théories des plaques raffinées développées ont moins d'inconnues et d'équations de mouvement que la théorie de la déformation de cisaillement du premier ordre, mais tiennent compte des effets de la déformation de cisaillement transversal sans nécessiter de facteurs de correction. La règle de mélange a été modifiée pour décrire et approximer les propriétés matérielles des plaques FGM avec des phases de porosité.

Les travaux cités dans cette section, montrent l'intérêt de l'utilisation des plaques fonctionnellement graduées qui se résume à la réduction importante des contraintes à travers l'épaisseur, une meilleure répartition des contraintes résiduelles, des propriétés thermiques améliorées, une grande ténacité, et une réduction du facteur d'intensité de contrainte.

3.4.2.2. Comportement des poutres FGM

Plusieurs travaux sur le comportement des poutres non-homogènes de type FGM ont été effectués, nous citons :

Sankar (2001) a développé une solution d'élasticité pour la flexion des poutres FGM soumises à des charges transversales, en se basant sur la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli. Le module de Young de la poutre a été supposé varier à travers l'épaisseur selon la loi de distribution exponentielle tandis que le coefficient de Poisson a été supposé constant. Une simple théorie des poutres de type Euler-Bernoulli a aussi été développée sur la base de la supposition que les sections planes restent planes et normales à l'axe de la poutre. Les contraintes et les déplacements ont été trouvés dépendants d'un paramètre sans dimensions pour une variation du module de Young selon la direction fonctionnellement graduée. Les résultats ont montré que la théorie des poutres est valide pour les poutres longues et minces avec des chargements transverses à variation lente. Les concentrations des contraintes prennent place dans les poutres courtes ou épaisses. Les concentrations de contraintes sont moins que celles dans les poutres homogènes lorsque le côté doux des poutres fonctionnellement graduées est soumis à une charge. Le contraire est vrai lorsque le côté plus rigide est soumis à une charge.

Zhong & Yu (2006) ont étudié le problème d'une poutre fonctionnellement graduée cantilever soumise à des charges différentes (Une force normale concentrée et une force concentrée à l'extrémité libre, une force concentrée de cisaillement à l'extrémité libre, une pression uniforme à la face supérieure). Les auteurs ont présenté une solution bidimensionnelle générale pour une poutre cantilever fonctionnellement graduée, en supposant que le module d'élasticité du matériel a les mêmes variations le long de la direction d'épaisseur de la poutre.

Aydogdu et Taskin (2007) ont effectué une analyse des vibrations libres des poutres fonctionnellement graduées simplement appuyées. Le module de Young de la poutre FGM varie dans le sens de l'épaisseur selon la loi de puissance et la loi exponentielle. Les équations régissant ont été trouvées en appliquant le principe de Hamilton, tandis que les fréquences ont été obtenus en utilisant la méthode de solution de type Navier. Les auteurs ont utilisé dans l'analyse, différentes théories de la déformation de cisaillement d'ordre élevé et des théories classiques des poutres.

Merajah et al. (2010) ont présenté une méthode pour la détermination des contraintes normales et de cisaillement dans un joint adhésif entre une plaque de renfort et une poutre

fonctionnellement graduée (FGM) soumise à un chargement mécanique. La poutre FGM était supposée être isotrope avec un coefficient de Poisson constant et un module d'élasticité à variation exponentielle à travers l'épaisseur de la poutre. Les distributions des contraintes ont été calculées selon une inhomogénéité constante. Les résultats ont montré que les inhomogénéités jouent un rôle important dans la distribution et la diminution des contraintes interfaciales (Figure 3.11).

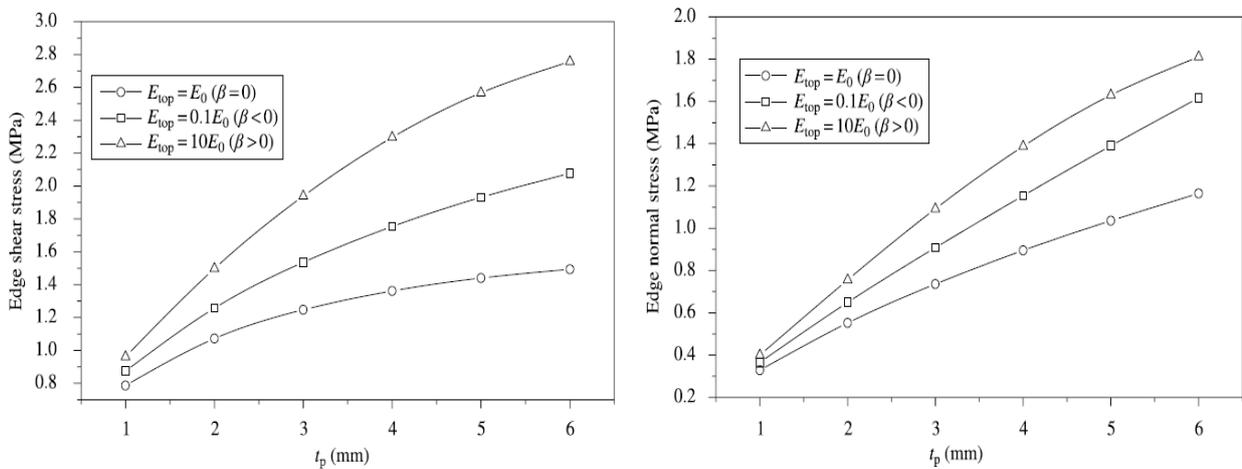


Figure 3.11. Effet de l'épaisseur de la plaque sur les contraintes interfaciales avec différentes valeurs de l'index β : Poutres FGM (Meradjah, et al., 2010)

Merdaci, et al. (2013) ont étudié le comportement des structures composites de type « FGM » renforcées par des plaques en acier, où ils ont présenté un modèle analytique permettant de calculer les contraintes d'interfaces de la structure étudiée. Les propriétés matérielles de la poutre FGM ont été supposées varier selon la loi de variation de puissance.

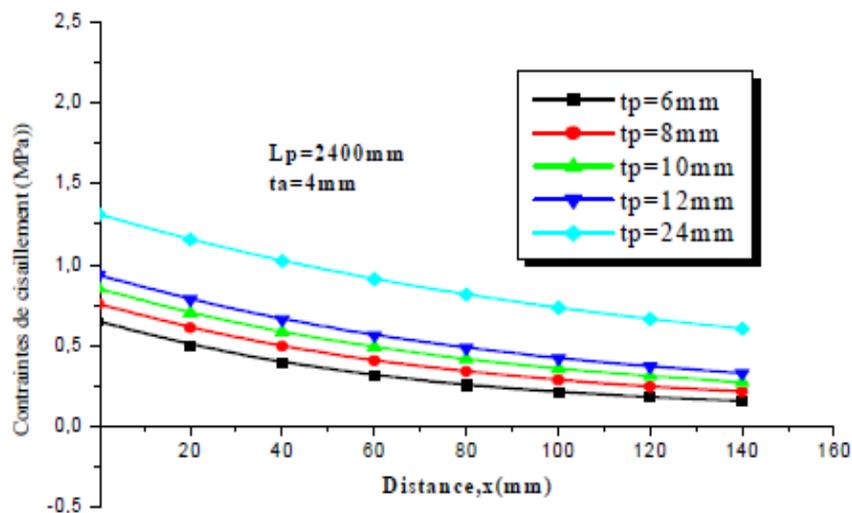


Figure 3.12. Effet de l'épaisseur de la plaque sur les contraintes de cisaillement : Poutres FGM (Merdaci, et al., 2013)

Les résultats ont montré que la valeur maximale de la contrainte de cisaillement et de la contrainte normale est à l'extrémité des adhérents. Cette concentration est proportionnelle à l'épaisseur d'adhésive et inversement proportionnelle au module d'élasticité de la plaque et à l'épaisseur de la plaque composite (Figures 3.12 – 3.13), l'utilisation d'un rapport (E_u / E_L) élevé favorise la réduction des contraintes aux bords. Aussi, l'augmentation des contraintes d'interfaces en fonction de l'augmentation de la valeur de la constante matérielle « n »,

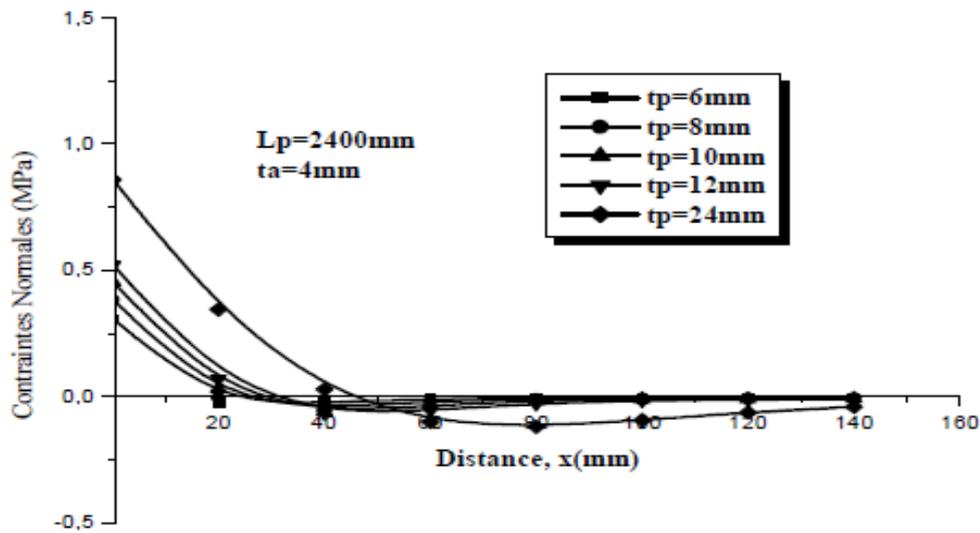


Figure 3.13. Effet de l'épaisseur de la plaque d'acier renforcée sur les contraintes normales :
Poutres FGM (Merdaci, et al., 2013)

Wattanasakulpong et al. (2012) ont présenté une analyse des vibrations libres des poutres fonctionnellement graduées multicouches avec validation expérimentale. Une théorie améliorée de la déformation en cisaillement du troisième ordre a été utilisée pour formuler une équation gouvernante permettant de prédire la vibration libre des poutres fonctionnellement graduées multicouches. La méthode de Ritz a été adoptée pour résoudre l'équation régissant pour différents types de conditions aux limites.

Şimşek (2015) a étudié les vibrations libres et forcées d'une poutre de Timoshenko à gradient fonctionnel bidirectionnel sous l'action d'une charge en mouvement. Les propriétés matérielles de la poutre ont été supposées varier de manière exponentielle dans les deux sens axiaux et celui de l'épaisseur. Les équations de mouvement ont été dérivées à l'aide d'équations de Lagrange basées sur la théorie des poutres de Timoshenko (TBT) ainsi que sur la théorie de poutres d'Euler-Bernoulli (EBBT). Les équations de mouvement dépendantes du temps ont été résolues à l'aide de la méthode implicite d'intégration dans le temps de Newmark. Simultanément, des fréquences de vibrations libres ont été présentées.

Bensaid & Kerboua (2016) ont présenté une analyse des contraintes interfaciales des poutres FGM renforcées par composite FRP en prenant en considération l'effet hygrothermique.

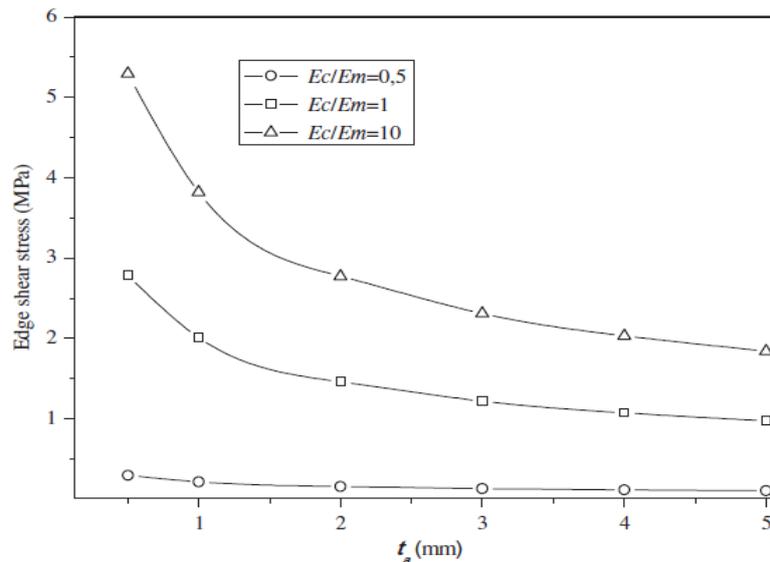


Figure 3.14. Effet de l'épaisseur de la plaque sur la contrainte de cisaillement avec différentes valeurs du rapport E_c/E_m (Bensaid & Kerboua, 2016)

Les résultats de cette recherche ont montré que les inhomogénéités jouent un rôle très important dans la réduction des concentrations des contraintes interfaciales à travers les interfaces bi-matérielle. Aussi, il a été montré que le paramètre E_c/E_m a une influence significative sur les contraintes de cisaillement et normales. (Figures 3.14)

Bourada, et al. (2016) ont présenté une solution analytique pour la détermination des contraintes interfaciales dans la couche adhésive entre une plaque de renfort et une poutre fonctionnellement graduée (FGM). La poutre FGM a été assumée être isotrope avec un coefficient de Poisson constant et un module d'élasticité suivant la loi exponentielle à travers l'épaisseur de la poutre. L'effet de l'imperfection physique a été introduit par un coefficient α qui réduit la valeur du module de Young de la poutre FGM. Les résultats ont montré que l'augmentation de l'indice de la porosité α conduit à un accroissement des contraintes d'interface. Cela peut être justifié par le fait que la porosité réduit la rigidité de la poutre. Aussi, le rapport (E_u / E_l) élevé favorise la réduction des contraintes de bords (Figure 3.16).

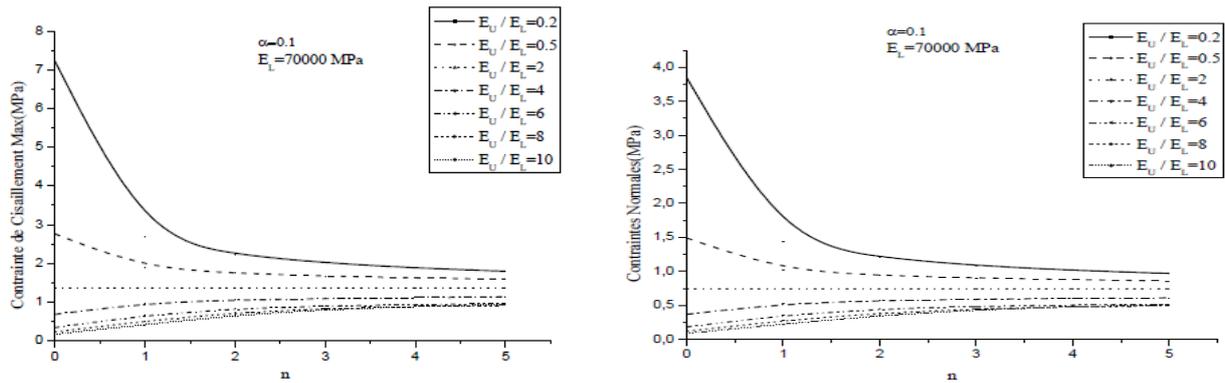


Figure 3.15. Influence du rapport E_U/E_L sur les contraintes interfaciales (Bourada et al., 2016)

Bensaid et al (2017) ont présenté un modèle de déformation de cisaillement à ordre élevé pour l'analyse de la flexion et les vibrations libres des poutres fonctionnellement gradués, où les auteurs ont supposés que le déplacement axial représente une distribution hyperbolique raffinée, et la contrainte de cisaillement transversal suivait les conditions aux limites sans traction sur les surfaces aux limites de la poutre, les facteurs de correction de cisaillement (SCFs) n'ont pas été considérés pour cette étude. Les propriétés matérielles ont été continuellement variées à travers l'épaisseur de la poutre selon la loi de distribution de puissance.

3.4. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une revue bibliographique des travaux réalisées dans le contexte du renforcement des structures homogènes aussi bien que les structures non-homogènes (Structures Fonctionnellement gradués FGM). Ainsi, que les travaux intégrant le paramètre de la précontrainte (Résultats théoriques et expérimentaux). Cette étude bibliographique nous a permis de se positionner vis-à-vis des travaux existants. En effet, les modèles théoriques déjà proposés reposant sur certaines hypothèses que nous allons essayer d'enrichir afin d'apporter notre contribution dans ce domaine important et très vaste de l'utilisation des nouveaux matériaux dans les domaines de mécanique d'automobiles, de l'aéronautique, de l'aérospatial,etc.

Chapitre IV :

**Etude et analyse des structures
fonctionnellement graduées
soumises à un chargement
thermomécanique**

Chapitre 4 : Etude et analyse des structures fonctionnellement graduées soumises à un chargement thermomécanique

4.1. Introduction

Le monde industriel est en perpétuelle évolution et en développement continu de la perfection. Cette évolution et cette perfection ne peuvent se concrétiser sans l'avancée de la science ainsi que les outils et méthodes de recherche, qui mettent à la disposition de l'industrie les moyens d'une approche scientifique permettant de concevoir des procédés novateurs et porteurs de développements industriels. Le domaine des matériaux est l'un des axes principaux de recherche, car chaque innovation dans ce domaine changerait le monde industriel. Pour cela, les matériaux composites ont été conçus, pour répondre aux besoins de la plupart des industries dans le but d'intégrer les nouvelles avancées technologiques. Les matériaux composites, généralement constitués de couches FRP, deviennent très durs et très résistants en comparaison avec les matériaux traditionnels. Cependant, ils présentent une discontinuité des propriétés au niveau des interfaces. Cette discontinuité cause une forte concentration des contraintes interfaciales, des fissures au niveau de la matrice des renforts ainsi qu'une délamination au bord de la zone de renfort.

Dans le but de corriger ces désavantages, les chercheurs ont développé les matériaux à gradient fonctionnel FGM (Functionally Graded Materials). En 1984, le concept des FGM a initialement été cité au Japon par une équipe de chercheurs spécialisé dans la science des matériaux lors de la préparation d'un projet aérospatial (Loy et al., 1999). Aujourd'hui, les matériaux FG sont utilisés dans la plupart des conceptions structurelles et des applications industrielles tel que : L'industrie nucléaire, biomédicale, aérospatiale, automobile, marine, électronique et mécanique (Udupa et al., 2014). Les matériaux FG sont des matériaux composites ayant une graduation fonctionnelle et une variation continue des fractions volumiques, générant des changements en conséquence de leurs propriétés matérielles et éliminant les discontinuités aux interfaces tandis que les caractéristiques des matériels restent protégées. Cette nouvelle classe de matériaux a attiré une attention particulière et un intérêt croissant pendant ces trois dernières décennies pour l'avantage de la continuité des propriétés physiques dans une ou plusieurs directions. Cependant, le décollement reste toujours un mode de défaillances très important pour les structures renforcées, il dépend essentiellement des contraintes interfaciales entre la poutre et la plaque de renfort. Il est donc impératif de prédire les contraintes interfaciales afin d'éviter ce mode de défaillance.

Dans ce contexte, plusieurs études ont été faites visant la détermination des concentrations des contraintes d'interfaces, analytiquement, numériquement ou bien une combinaison des deux. Nous citons à titre d'exemple la recherche de : Smith and Teng (2001), qui ont fourni une méthode pour déterminer les contraintes d'interfaces pour les poutres renforcées par des plaques FRP. Maalej et Bian (2001) qui ont fourni des résultats expérimentaux qui montrent que l'épaisseur de la plaque CFRP influe sur la capacité de supporter les charges, les capacités de déflexion de la poutre renforcée, la concentration de la contrainte de cisaillement à l'interface CFRP/poutre ainsi que le mode de défaillance de la poutre. Deng et al. (2004) qui ont fourni une solution analytique et numérique en utilisant une analyse par éléments finis permettant de déterminer les contraintes interfaciales des poutres d'acier section I, renforcées par une plaque CFRP. Tounsi et Benyoucef (2006) ont présenté une analyse théorique des contraintes interfaciales pour les poutres simplement appuyées, soumises à un chargement mécanique et renforcées par une plaque FRP où plusieurs orientations de fibres ont été considérées dans la plaque FRP. Cai et al. (2007) ont développé une méthode permettant de prédire la performance de deux corps solides reliés, en utilisant la théorie simple des poutres, le glissement d'interface a été pris en considération. Tounsi et al. (2009) ont présenté une analyse théorique des contraintes interfaciales des poutres simplement appuyées, renforcées par une plaque en acier ou un composite mince et soumise à une charge uniformément distribuée, où les déformations des adhérents causées par la contrainte de cisaillement a été prise en considération en supposant une contrainte de cisaillement parabolique à travers la plaque et l'épaisseur de la poutre. Ghafoori et Motavalli (2013) ont présenté le comportement des poutres renforcées par deux types de plaques FRP (Avec précontrainte et sans précontrainte). Bensaid et al (2015) ont pris en considération l'effet de glissement sur la performance structurale en incluant les déformations de cisaillement de l'adhérent et la fraction volumique des fibres de la plaque précontrainte.

D'autres chercheurs se sont intéressés par le comportement des matériaux FGM, Sankar (2001) a développé une solution d'élasticité pour la flexion des poutres FGM en se basant sur la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli. Zenkour (2006) a présenté une réponse statique pour les plaques rectangulaire en FGM simplement supportés et soumise à un chargement uniforme transverse. Cependant, jusqu'à présent, les recherches visant la prédiction des contraintes interfaciales pour les poutres FGM renforcées par composite FRP reste plus ou moins très rares.

Notre travail sur les poutres FGM est une amélioration des travaux précédents en soumettant la poutre à un chargement mécanique et thermique.

4.2. Géométrie de la structure étudiée

La structure étudiée est basée sur le modèle présenté par Deng et al. (2004), où la différence entre les deux modèles est le remplacement de la poutre d'acier par une poutre FGM. La géométrie de la structure étudiée est illustrée dans la figure 4.1, tandis que le tableau 4.1 récapitule les données géométriques.

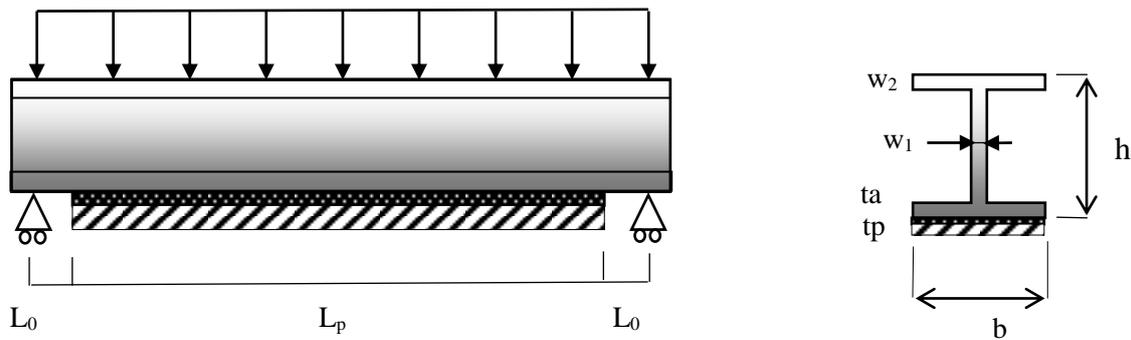


Figure 4.1. Géométrie de la structure étudiée

Tableau 4.1. Données géométriques de la structure étudiée

Symbole	Valeur (mm)
L_p	5000
L_0	500
h	544.5
b	211.9
t_a	2
t_p	12
w_1	12.7
w_2	21.3

4.3. Etude numérique des contraintes interfaciales

Pour cette méthode, une poutre FGM simplement appuyée renforcée par une plaque FRP est soumise à une charge mécanique de 500 KN/m et une charge thermique de $\Delta T = 50^\circ C$. Les données matérielles sont illustrées dans le tableau 4.2. Les résultats obtenus sont comparés avec ceux de l'étude de Deng et al. (2004) pour leur validation. (Voir le tableau 4.3 et la figure 4.3).

Tableau 4.2. Données matérielles de la structure étudiée

Elément	Module de Young (GPa)	Coefficient de Poisson	Module de cisaillement (GPa)
Poutre en acier	210	0.3	-
Adhésif	10	0.3	3.7
Plaque CFRP	$E_{p1}=10$ $E_{p2}=10$ $E_{p3}=310$	$\nu_{p12}=0.3$ $\nu_{p13}=0.0058$ $\nu_{p23}=0.0058$	$G_{12}=3.7$ $G_{13}=26.5$ $G_{23}=26.5$

Une analyse par éléments finis (EF) est employée en utilisant le logiciel ANSYS. Étant donné la symétrie de la poutre et les charges mécaniques, seulement la moitié de la structure est considéré pour le modèle (Tridimensionnel) 3D ANSYS. Pour cela, l'élément quadratique de brique est utilisé, qui inclut 8 nœuds avec trois degrés de liberté dans chaque nœud, à chaque nœud, il y a des translations selon l'axe x et z. Cependant, pour des meilleurs résultats, il serait préférable d'utiliser l'élément quadratique à 20 nœuds. La figure 4.2 représente la géométrie de la structure utilisée avant et après le maillage.

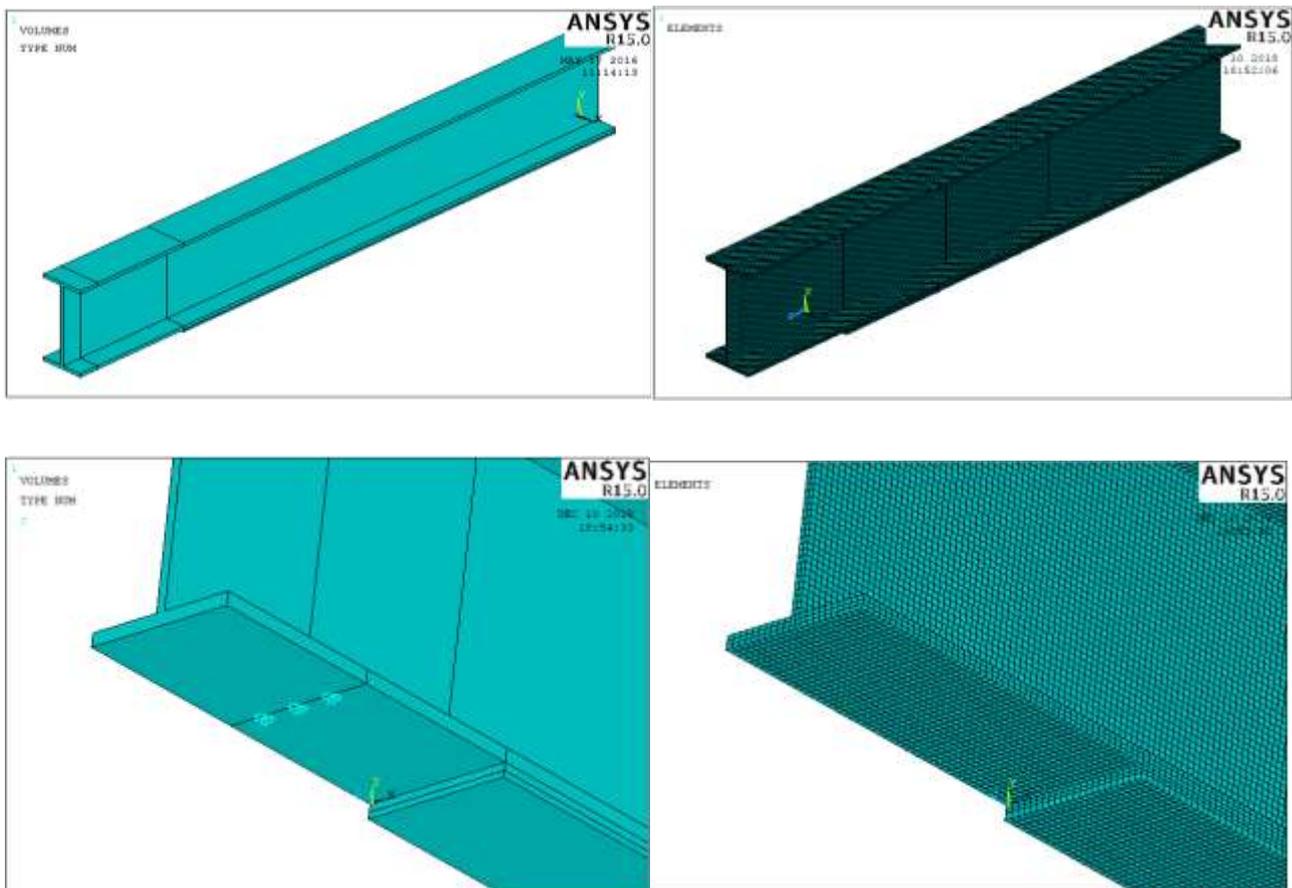


Figure 4.2. Structure modélisée avant et après le maillage

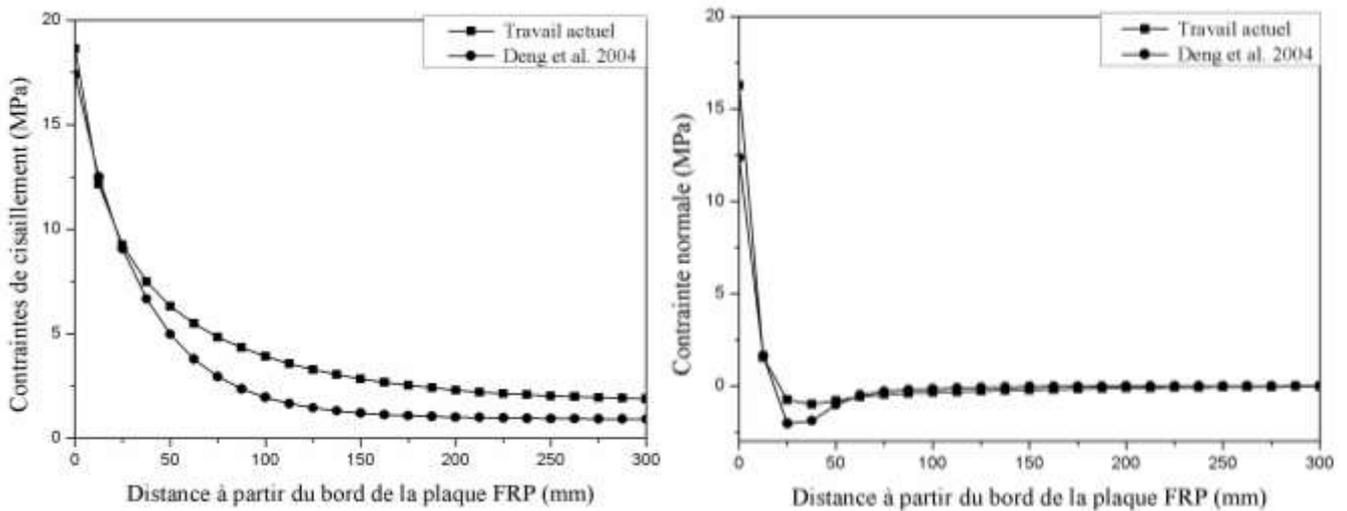


Figure 4.3. Contraintes interfaciales dans le cas d'une charge UDL

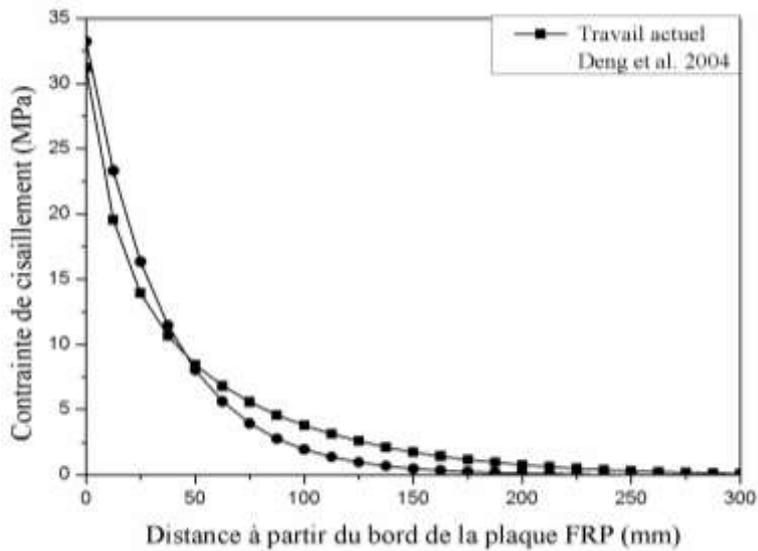


Figure 4.4. Contraintes de cisaillement dans le cas d'une charge thermique

Tableau 4.3. Comparaison des résultats des deux modèles

Méthode	Charge mécanique		Charge thermique	
	Cisaillement (MPa)	Normale (MPa)	Cisaillement (MPa)	Normale (MPa)
Deng et al (2004)	17.4	13.3	34.5	25.6
Travail actuel	18.6	16.2	31.2	24.6

D'après les résultats obtenus (Illustrés dans les figures 4.3, 4.4 et le tableau 4.3), nous pouvons dire que le présent modèle est validé et donne une bonne corrélation avec le modèle actuel (Eléments finis) et le modèle proposé par Deng et al. (2004).

4.3.1. Modèle amélioré à chargement thermomécanique

Étant donné que le présent modèle a été validé, nous avons appliqué une charge thermomécanique sur la structure étudiée. La figure 4.5 montre les valeurs de la concentration des contraintes d'interfaces, tandis que dans la figure 4.6, nous présentons l'effet des conditions appliquées sur la distribution des contraintes d'interfaces.

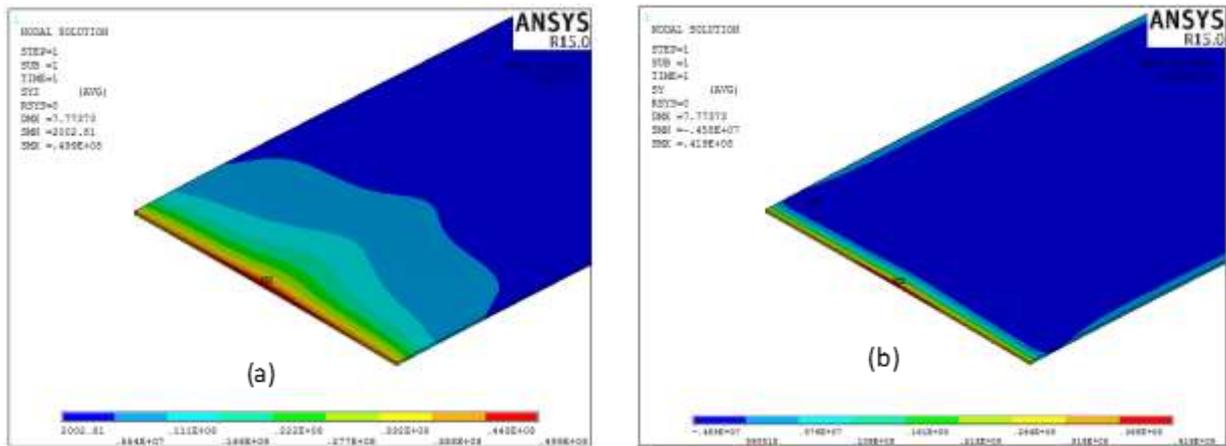


Figure 4.5. Valeurs de la concentration des contraintes d'interfaces

(a : Contrainte de cisaillement ; b : Contrainte normale)

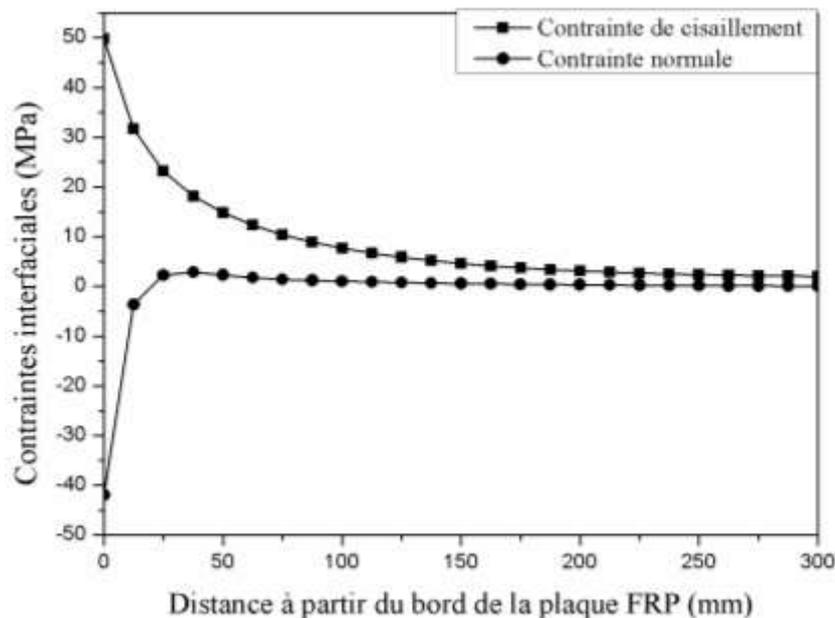


Figure 4.6. Contraintes d'interface dans le cas d'un chargement thermomécanique

La nouveauté de ce travail est de proposer un modèle amélioré de Deng en intégrant une poutre non-homogène de type « FGM » afin de déterminer les contraintes interfaciales.

Pour cette raison, nous avons remplacé la poutre en acier de la structure précédente par une poutre FGM de la même géométrie mentionnée dans le tableau 4.1. Pour cette étude, la loi de variation de la fraction volumique retenue est de type puissance (power-law function) (Lee and Erdogan, 1995). Ainsi, le module de Young de la poutre est le suivant :

$$E(z) = E_m + (E_c - E_m) \left(\frac{2z + h}{2h} \right)^n \quad (4.1)$$

E_m : Module de Young à la phase métallique de la poutre FGM (210 GPa),

E_c : Module de Young à la phase céramique de la poutre FGM (380 GPa),

n : constante matérielle. (Bao and Wang, 1995; Lee and Erdogan, 1995)

Selon Jin et Batra (1996), l'effet de la variation du coefficient de poisson sur les déformations est minime. Par conséquent, le coefficient de poisson de la poutre est supposé être constant.

Pour ce travail, deux modèles de poutres FGM et deux cas ont été étudiés :

- Cas 1 : avec une structure non-FGM.
- Cas 2 : avec une structure FGM (Présent travail), où la partie supérieure de la poutre 1 est en acier tandis que la partie supérieure de la poutre 2 est en céramique.

Les figures 4.7 - 4.12 montrent les valeurs des contraintes interfaciales selon les différents types de chargement, tandis que le tableau 4.4 présente un récapitulatif des valeurs maximales des contraintes d'interfaces.

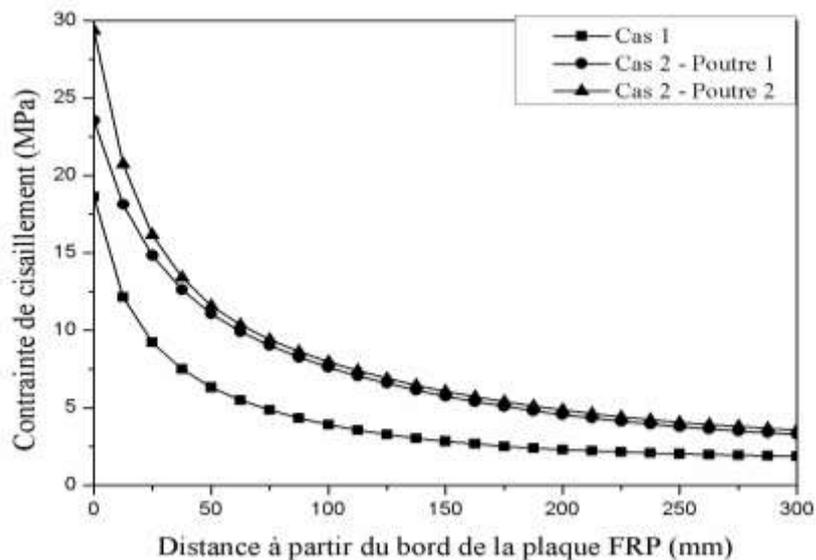


Figure 4.7. Contrainte de cisaillement dans le cas d'un chargement mécanique

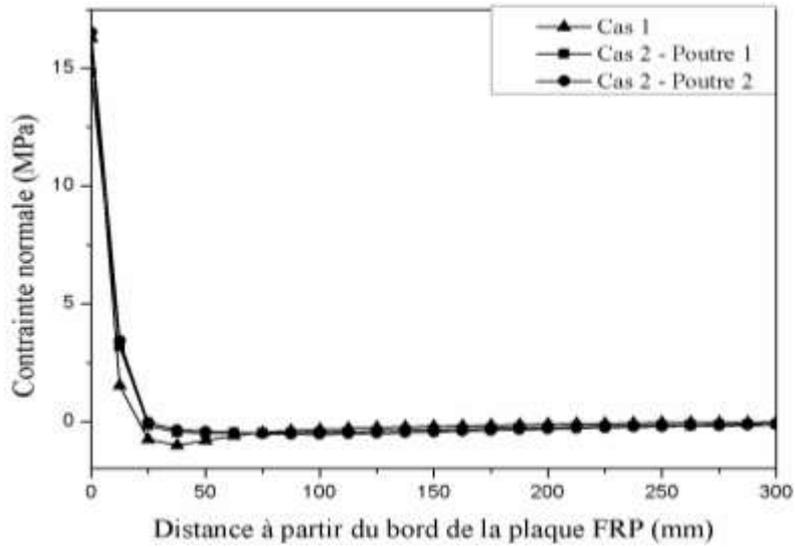


Figure 4.8. Contrainte normale dans le cas d'un chargement mécanique

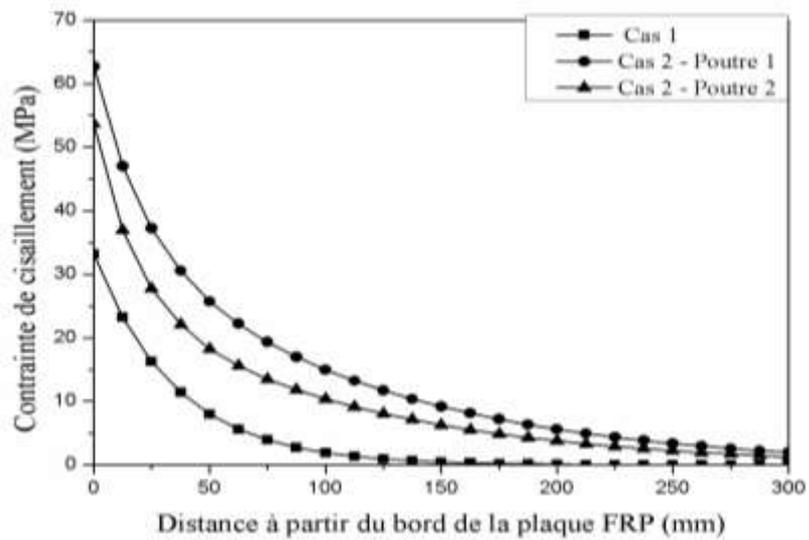


Figure 4.9. Contrainte de cisaillement dans le cas d'un chargement thermique

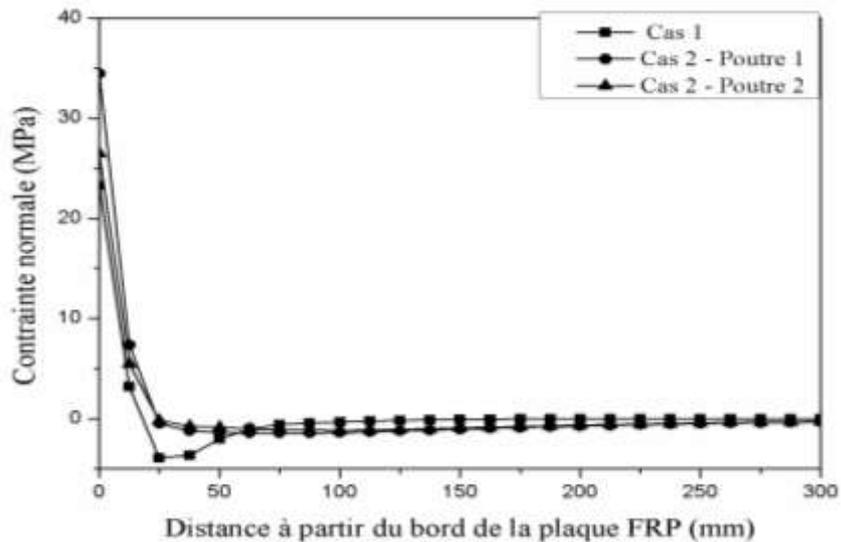


Figure 4.10. Contrainte normale dans le cas d'un chargement thermique

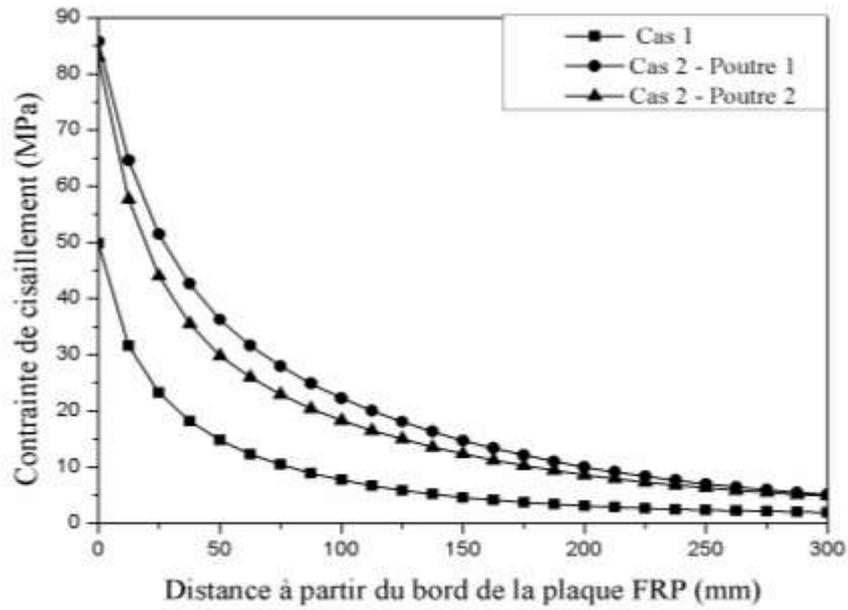


Figure 4.11. Contrainte de cisaillement dans le cas d'un chargement thermomécanique

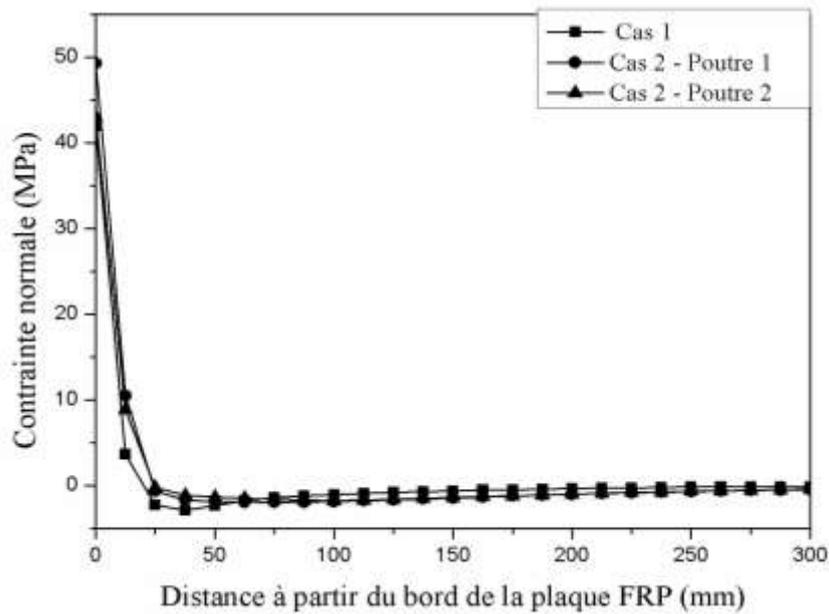


Figure 4.12. Contrainte normale dans le cas d'un chargement thermomécanique

Tableau 4.4. Récapitulatif des valeurs maximales des contraintes d'interfaces

Chargement	Poutre 1		Poutre 2	
	Cisaillement (MPa)	Normale (MPa)	Cisaillement (MPa)	Normale (MPa)
Mécanique	23.55	14.82	29.34	16.53
Thermique	62.7	34.46	53.67	26.46
Thermomécanique	85.76	49.28	83.02	42.99

D'après les figures 4.7 - 4.12 et le tableau 4.4, nous remarquons que les contraintes interfaciales sont relativement élevées pour la poutre 2 dans le cas d'un chargement mécanique, avec une différence approximative de 6 MPa et 2 MPa pour la contrainte de cisaillement et la contrainte normale. Pour le cas d'un chargement thermique, nous remarquons que la contrainte de cisaillement et la contrainte normale sont relativement élevées pour la poutre 1 avec une différence approximative de 9 MPa et 8 MPa. Finalement, pour le cas d'un chargement thermomécanique, nous remarquons que les contraintes interfaciales sont relativement élevées pour la poutre 1, avec une différence approximative de 3 MPa et 6 MPa pour la contrainte de cisaillement et la contrainte normale. Aussi, nous remarquons que la contrainte normale s'annule à 50 mm du bord de la plaque approximativement dans tous les types des chargements étudiés.

La différence des valeurs maximales des contraintes entre les deux poutres est essentiellement due aux différentes valeurs du module de Young dans la partie supérieure des poutres. Nous pouvons en déduire que l'utilisation de céramique dans la poutre FGM est très bénéfique vu qu'il sert d'une barrière thermique, ce qui a été confirmé dans le cas du chargement thermique.

4.3.2. Étude paramétrique

Dans cette section, nous présentons les résultats issus de la simulation de la présente méthode afin d'examiner l'effet des différents paramètres qui gouvernent la distribution des contraintes au niveau de l'interface poutre FGM et plaque de renforcement. Ces paramètres sont : l'épaisseur de la couche adhésive « t_a », le module de cisaillement de la couche adhésive « G_a », l'épaisseur de la plaque de renforcement « t_p » et l'influence de la constante matérielle « n ».

a. Influence de l'épaisseur de la couche adhésive

Les figures 4.13 et 4.14 montrent l'effet de l'épaisseur de la couche adhésive sur la contrainte de cisaillement et normale respectivement. L'accroissement de l'épaisseur de la couche adhésive provoque une réduction significative de la concentration des contraintes interfaciales.

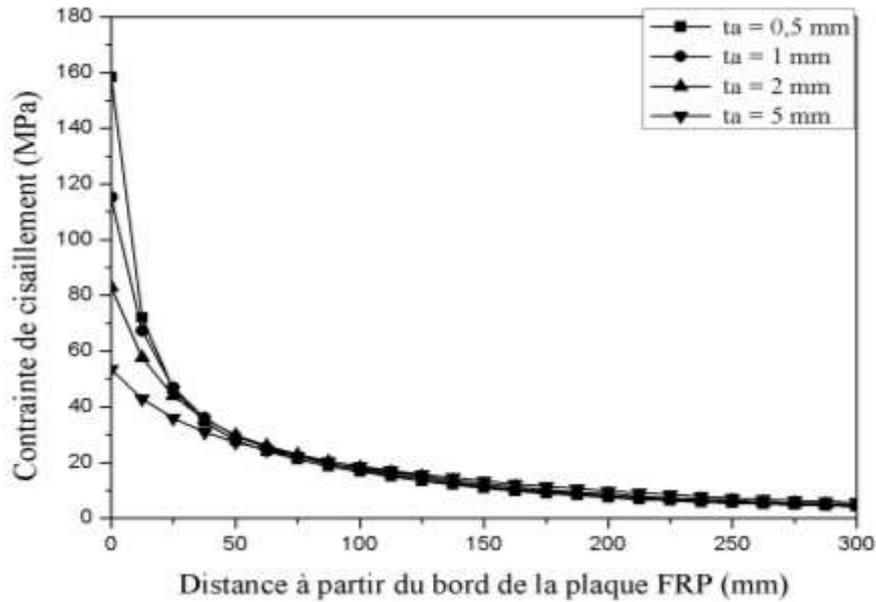


Figure 4.13. Effet de l'épaisseur de la couche adhésive sur la contrainte de cisaillement

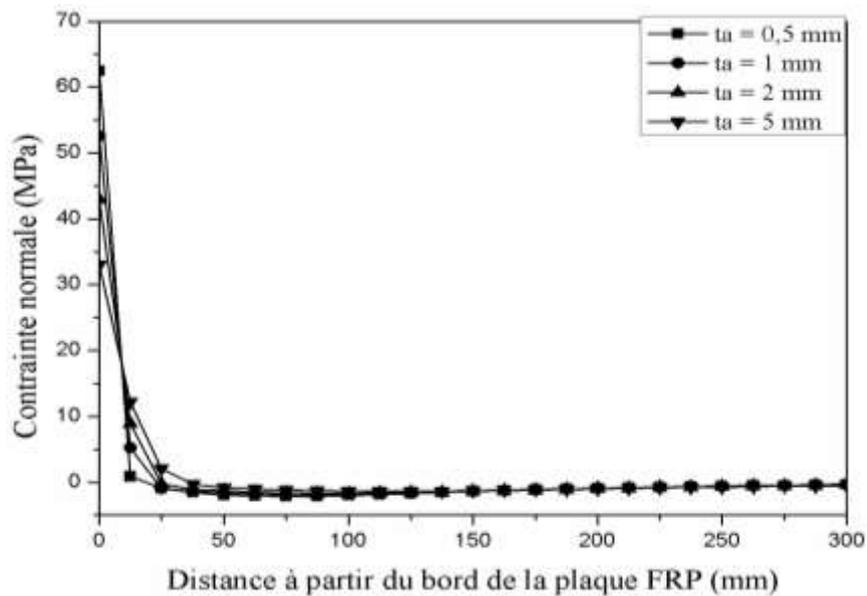


Figure 4.14. Effet de l'épaisseur de la couche adhésive sur la contrainte normale

b. Influence du module de cisaillement de la couche adhésive

D'après la figure 4.15, on constate que l'accroissement du module de cisaillement G_a induit une augmentation des contraintes d'interfaces.

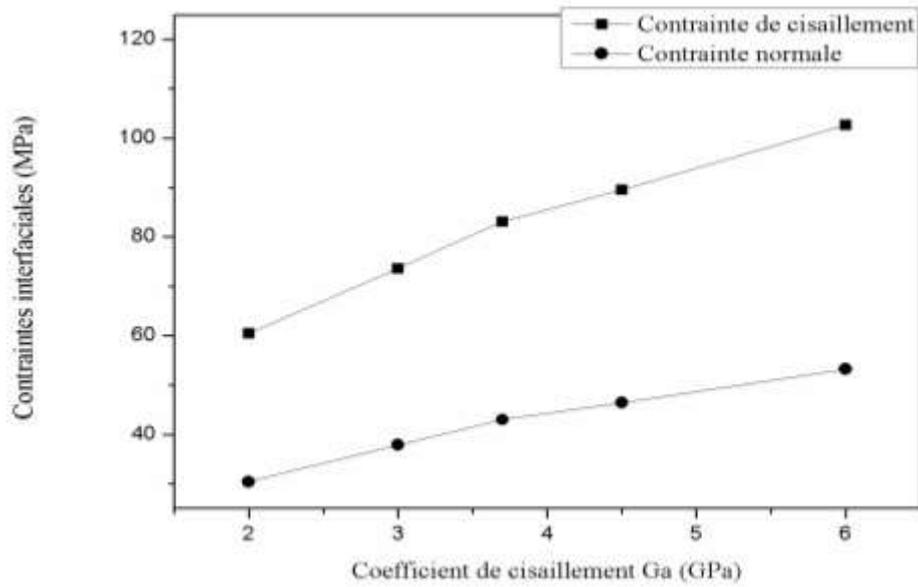


Figure 4.15. Effet du module de cisaillement G_a de la couche adhésive sur les contraintes d'interfaces

c. Influence de l'épaisseur de la plaque de renforcement

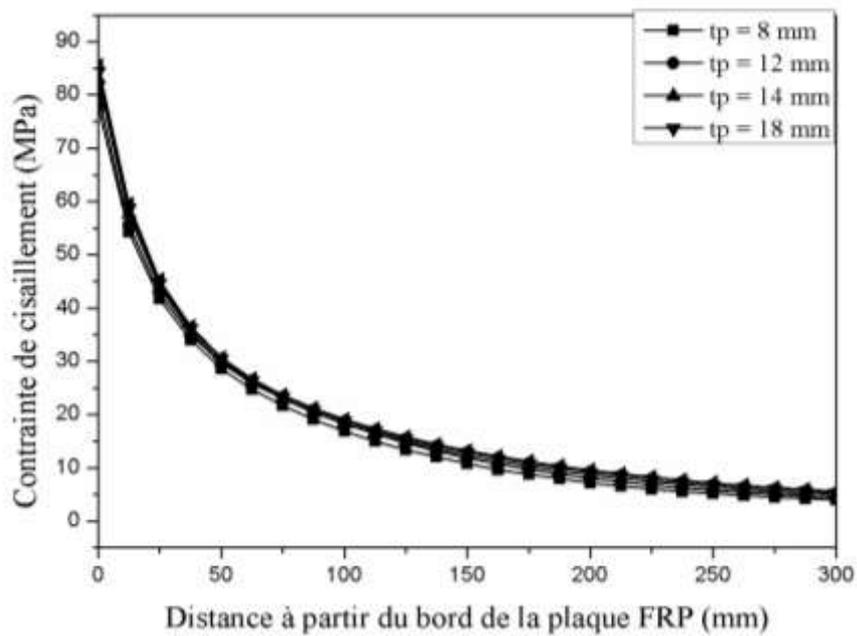


Figure 4.16. Effet de l'épaisseur de la plaque de renforcement sur la contrainte de cisaillement

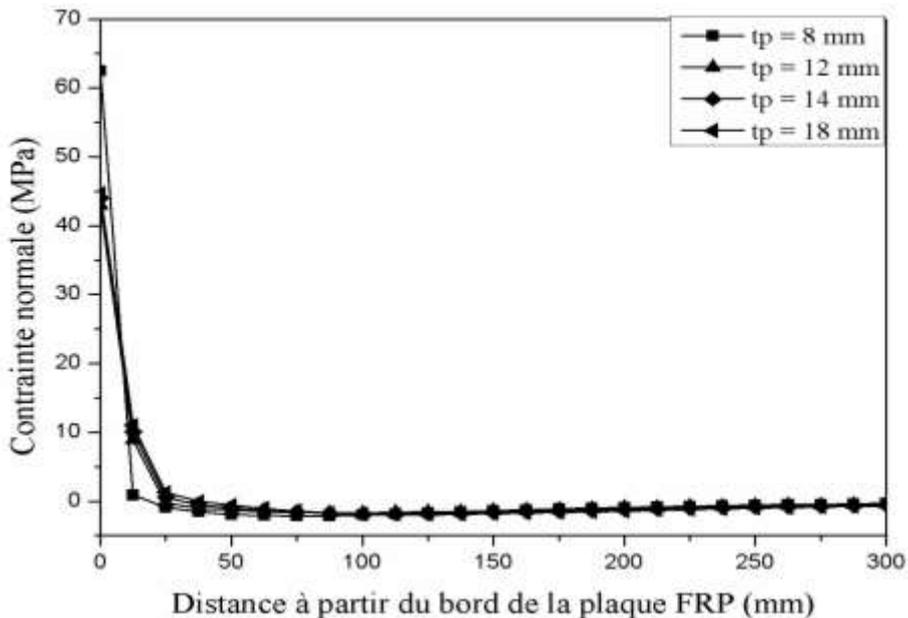


Figure 4.17. Effet de l'épaisseur de la plaque de renforcement sur la contrainte normale

D'après les figures 4.16 et 4.17, nous constatons que la diminution de l'épaisseur de la plaque de renforcement « tp » conduit à une augmentation des contraintes d'interfaces.

d. Influence de la constante matérielle

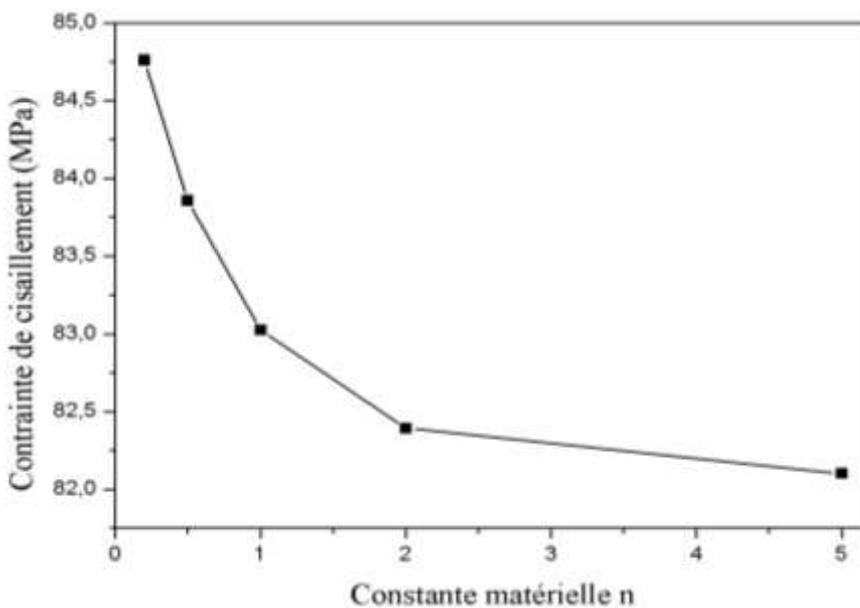


Figure 4.18. Effet de la constante matérielle sur la contrainte de cisaillement

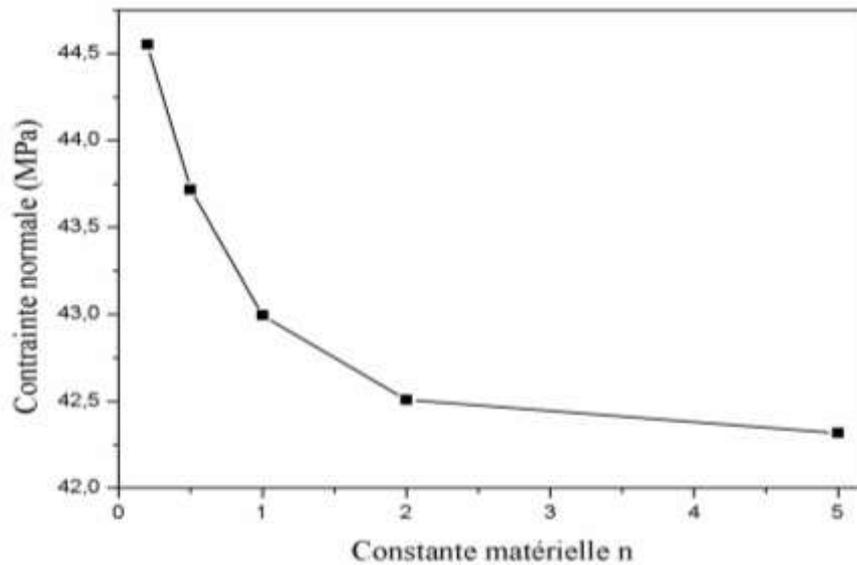


Figure 4.19. Effet de la constante matérielle sur la contrainte normale

A partir des figures 4.18 et 4.19, nous pouvons dire que l'augmentation de la constante matérielle provoque la diminution des contraintes d'interfaces. Il est donc préférable de prendre des grandes valeurs de la constante matérielle « n » de la poutre non homogène FGM pour avoir de faibles contraintes.

4.4. Conclusion

Ce chapitre apporte une nouveauté qui n'a pas été abordée par les travaux précédents. En effet, dans ce travail, nous avons proposé un modèle amélioré en intégrant une poutre non-homogène de type « FGM » et nous avons étudié la variation des contraintes d'interfaces de ce modèle. Les résultats obtenus ont été validés par le modèle de Deng et al. (2004).

L'étude paramétrique nous a permis d'analyser l'influence de l'épaisseur « t_a », le module de cisaillement de la couche adhésive « G_a », l'épaisseur de la plaque de renforcement « t_p » et la constante matérielle « n » des poutres non-homogènes « FGM » sur la concentration des contraintes. Enfin, nous pouvons en conclure que les valeurs maximales des contraintes interfaciales se trouve à l'extrémité des adhérents. Cette concentration est proportionnelle au module de cisaillement de la couche d'adhésif, l'épaisseur de la plaque de renforcement et inversement proportionnelle à l'épaisseur de l'adhésif. La diminution des contraintes d'interfaces en fonction de l'augmentation de la valeur de la constante matérielle, permet de réduire les contraintes aux bords, sur les poutres non-homogènes « FGM ». Par conséquent, il est préférable de prendre des grandes valeurs de la constante matérielle « n » pour avoir des contraintes minimales et éviter le phénomène de décollement.

Chapitre V :

Structures

**fonctionnellement graduées
soumises à des chargements
thermomécaniques : Effet
de précontrainte**

**Chapitre 5 : Structures fonctionnellement graduées soumises à des
chargements thermomécaniques : Effet de précontrainte**

5.1. Introduction

Les matériaux composites sont largement utilisés dans beaucoup de domaines d'applications structurelles depuis ces dernières décennies, en raison de leur rapport force-masse ainsi que leur haute durabilité, résistance à la fatigue, changement minimal de dimensions de section transversale et leur résistance à la corrosion. Une des applications structurelles pour ces matériaux composites est la réhabilitation des structures endommagées présentant les défaillances de forme, l'effet de corrosion et de pertes de résistance. Cela peut être accompli en collant une plaque en composite de fibres de carbone aussi appelé « Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP) » à la structure endommagée. Cette technique a connu un grand succès pour la réparation des structures aéronautiques métalliques pendant un certain nombre d'années en utilisant des composites de fibre avancés (Baker, 1984). Aussi, ils ont été largement utilisés dans le génie civil pour la réparation ou bien le renforcement des poutres. Dans d'autres applications, plusieurs essais en laboratoire (Nordin, 2003 ; Bassetti, 2001) ainsi que des applications expérimentales sur des ponts et d'autres structures (Luke, 2001 ; De Lorenzis et al., 2003) ont été conduites utilisant des plaques précontraintes. Il a été trouvé que l'application de la précontrainte à la plaque de renfort permet de transporter une partie de la charge morte, réduire ou fermer les fissures existantes dans les structures en béton, ainsi qu'améliorer la résistance à la fatigue des poutres en acier. L'avantage des matériaux composites, généralement constitués de couches FRP, est leur haute rigidité et leur haute résistance aux charges appliquées en comparaison avec les matériaux conventionnels. Cependant, ils présentent une discontinuité de propriétés au niveau des interfaces, ce qui provoque une haute concentration de contraintes et la fissuration de la matrice suivie d'un délaminage au bord de la zone de renfort (Das et al., 2013). Afin de trouver une solution à ces inconvénients, les chercheurs ont développé une nouvelle classe de matériaux composites hétérogènes appelée FGM. En 1984, le concept de matériaux à gradient fonctionnel (FGM) a été initialement cité au Japon par une équipe de scientifiques spécialisés dans la science des matériaux, durant la préparation d'un projet aérospatial (Loy et al., 1999). En raison de la variation continue et graduelle de la fraction de volume des matériaux constituants (Métal et céramique généralement), les matériaux FG sont aujourd'hui utilisés dans la plupart des applications industrielles et des conceptions structurelles d'ingénierie comme : Nucléaire,

biomécanique, aérospatiale, automobile, construction navale, industries électroniques et mécaniques (Udupa et al., 2014 ; Mahamood and Akinlabi, 2017).

Cependant, pour les structures renforcées (Poutres homogènes et non-homogènes), le décollement de la plaque de renfort de la poutre est un mode de défaillance très important, il dépend principalement des contraintes de cisaillement ainsi que des contraintes normales, et ce, entre la poutre et la plaque de renfort collée. C'est pour cela qu'il est crucial de prévoir ces contraintes interfaciales afin d'éviter ce mode de défaillance.

Dans ce contexte, beaucoup d'études ont été conduites pour prédire les contraintes interfaciales à travers des modèles analytiques, numériques ou bien une combinaison des deux. Nous citons : Smith & Teng (2001), Maleej & Bian (2001), Deng et al.(2004), Yang et Wu & Huang, (2008), Cai et al.(2007), Tounsi & Benyoucef (2007) et Tounsi et al.(2009). La prédiction des contraintes interfaciales en appliquant une plaque de renfort précontrainte a été traitée par d'autres chercheurs comme Al-Emmrani & Kliger (2006) où ils ont développé une solution analytique pour la détermination de la contrainte de cisaillement d'une poutre sans chargement, cependant, ils n'ont pas considéré les effets de la contrainte normale sur la structure renforcée Benachour et al. (2008) ont fourni une solution analytique pour la prédiction des contraintes interfaciales d'une poutre simplement appuyé et renforcée par une plaque FRP précontraint, en prenant en considération la variation d'orientation des fibres dans la plaque FRP. Cependant, ils n'ont pas considéré les effets de la charge thermique sur la structure renforcée, Ghafoori & Motavalli (2013) ont fourni une solution analytique et des résultats expérimentaux pour prévoir le comportement des poutres renforcées par des plaques FRP avec précontrainte et sans précontrainte sous uniquement trois cas de chargement différents.

D'autres chercheurs ont conduit leurs études sur le comportement (Statique et dynamique) des structures FGM comme Sankar (2001) où il a développé une solution d'élasticité pour la flexion des poutres FGM basée sur la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli, Zenkour (2006) a présenté la réponse statique pour les plaques FGM rectangulaires simplement appuyées soumises à une charge uniforme transversale. Merajah et al. (2010) ont étudié les contraintes interfaciales des poutres FGM renforcées par composite FRP, où les propriétés matérielles de la poutre FGM suivaient la loi de variation exponentielle. Bensaid et al. (2016) ont présenté une analyse des contraintes interfaciales des poutres FGM renforcées par composite FRP en prenant en considération l'effet hygrothermique. Cependant, seulement peu d'études visent la

prédiction des contraintes interfaciales des poutres FGM renforcées par composite FRP avec des paramètres inclus dans la présente recherche.

L'objectif de ce travail est de présenter un modèle analytique pour la prédiction des contraintes de cisaillement et normales pour les poutres FGM renforcées par composite FRP et soumises à des charges thermomécaniques. Les résultats obtenus seront comparés avec ceux de l'analyse à éléments finis (EF) en utilisant le logiciel ANSYS. Les propriétés matérielles de la poutre FGM sont supposées varier continuellement à travers l'épaisseur de la poutre, en fonction de la loi de variation de puissance. Finalement, une étude paramétrique est effectuée pour identifier les effets des propriétés matérielles et géométriques diverses sur l'ampleur des contraintes interfaciales sur la structure étudiée.

Cette nouvelle recherche prend en considération une combinaison des paramètres négligés par les recherches précédentes, se rapprochant donc de la réalité pratique des structures dans leurs environnements. Par conséquent, les résultats présentés dans ce chapitre peuvent servir comme une référence pour les futures analyses des cas similaires qui incluent les poutres FGM renforcées par composite FRP et soumises à des charges thermomécaniques.

5.2. Hypothèses de base

Pour cette étude, une poutre FGM simplement appuyée avec une longueur L , soumise à une charge mécanique uniformément distribuée est considérée. Une plaque de longueur L_p et une épaisseur t_p est symétriquement collée à la poutre, sa largeur est égale à celle de la poutre FGM. L'épaisseur de la couche adhésive est t_a . La surface de la section de la poutre FGM est $b \times h$. (Figure 5.1).

Les hypothèses de base utilisées dans cette recherche sont comme suit :

1. Tous les matériaux y compris la poutre FGM, la plaque FRP et la couche adhésive sont des éléments solides linéaires et élastiques ;
2. L'interface adhésif - poutre FGM et l'interface adhésif – Plaque FRP sont parfaitement collées. (Il n'y a aucun glissement à l'interface du collage)
3. Les contraintes de cisaillement et normales dans la couche adhésive ne varient pas à travers l'épaisseur de l'adhésif.
4. Les déformations de cisaillement dans la plaque et la poutre FGM sont négligées.
5. La déformation de flexion de l'adhésif est négligée.
6. L'analyse des contraintes de cisaillement suppose que les courbures dans la poutre et la plaque sont égales (Cela permet le découplage des équations de la contrainte de

cisaillement et la contrainte normale). Cependant, cette supposition n'est pas faite dans la solution de la contrainte normale.

7. Les propriétés matérielles de la poutre FGM varient continuellement à travers l'épaisseur de la poutre, selon la loi de variation de puissance.

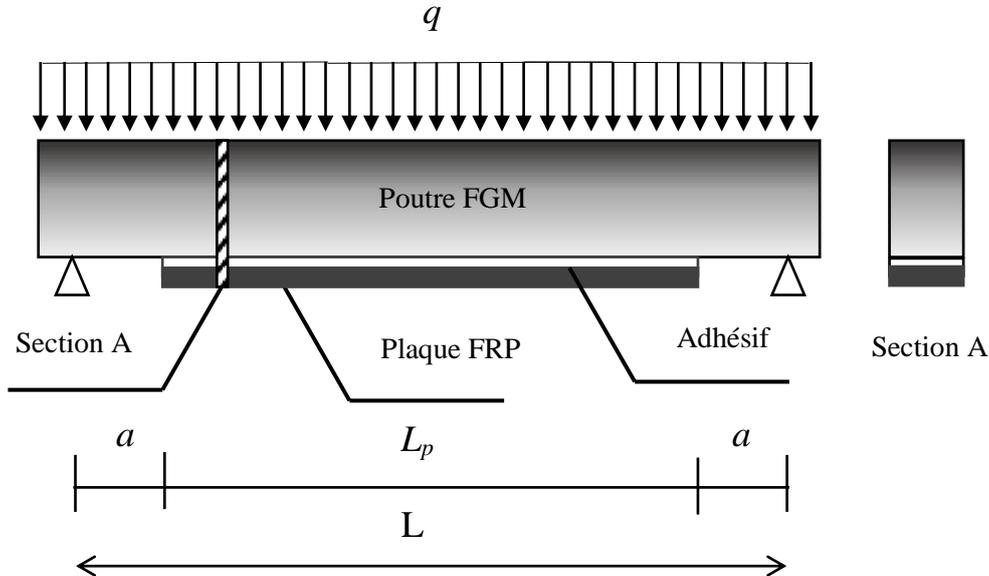


Figure 5.1. Structure étudiée

5.3. Propriétés matérielles de la poutre FGM

Dans cette étude, le module élastique de la poutre FGM est supposé varier à travers l'épaisseur de la poutre selon la loi de variation de puissance (P-FGM) (Bao and Wang, 1995 ; Lee and Erdogan, 1995) donnée par l'équation 5.1 :

$$E(z) = E_m + (E_c - E_m) \left(\frac{2z + h}{2h} \right)^n \quad (5.1)$$

Avec $z \in [-h/2, h/2]$

E_m : Le module de Young de la face inférieure de la poutre FGM (Métal)

E_c : Le module de Young de la face supérieure de la poutre FGM (Céramique)

n : Constante matérielle (Power-law index). La distribution du module de Young $E(y)$ de l'épaisseur de la poutre est illustrée dans la figure 5.2. Selon l'étude de Jin and Batra (1996), l'effet de variation du coefficient de Poisson des poutres sur les déformations est minimal. Par conséquent, le coefficient de Poisson de la poutre FGM est supposé être constant.

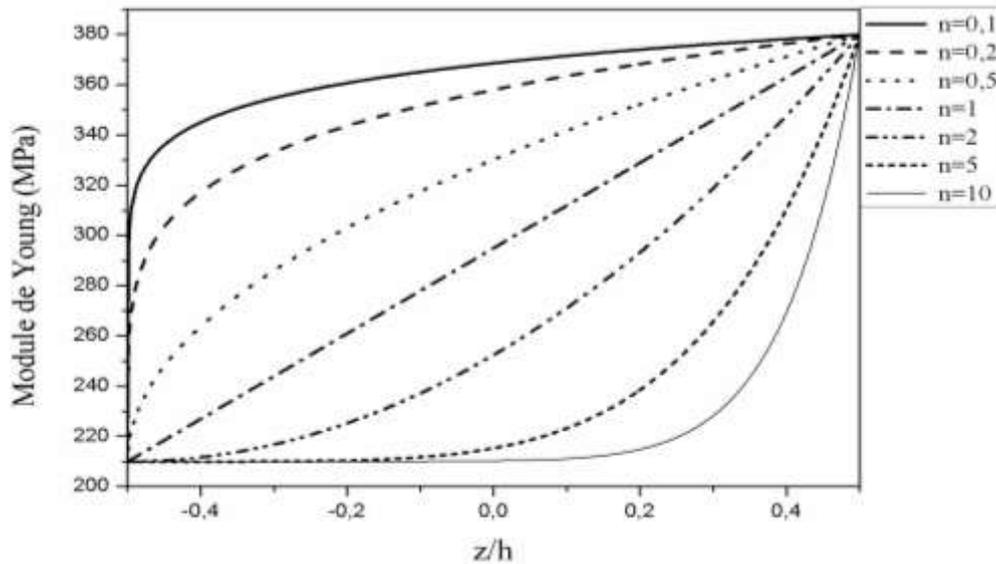


Figure 5.2. Variation du module de Young en fonction de l'épaisseur de la poutre

5.4. Modèle analytique

Dans cette recherche, la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli (EBT) est considérée. Donc, les sections planes normales à l'axe sont supposées rester planes et normales après la déformation. Aussi, nous supposons qu'il n'y a aucun changement d'épaisseur ce qui signifie que les déplacements w sont indépendants de z . Par conséquent, le déplacement peut être écrit comme :

$$u(x, y) = u_0(x) - z \frac{dw}{dx} \quad \text{et} \quad w(x, z) = w_0(x) \quad (5.2)$$

Où u_0 et w_0 dénotent les composants du déplacement de la surface du milieu selon les directions x et z respectivement. Dans le cadre d'hypothèse des petites perturbations, le tenseur de déformation linéaire Green-Lagrange s'écrit comme suit :

$$\varepsilon_x = u_{xx}^0(x) - zw_{xxx}^0(x) = \varepsilon_0 + zk \quad (5.3)$$

Alors le composant de déformation dans l'équation (5.3) est relié à son composant des stress correspondant par la loi constitutive de base :

$$\sigma_x = E(z)\varepsilon_x \quad (5.4)$$

Dans la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli, la force axiale N et le moment de flexion M résultant sont définis comme suit :

$$(N, M) = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_x(1, z) dz \quad (5.5)$$

En remplaçant σ_x de l'équation (5.3) et (5.4) dans l'équation (5.5), une relation entre la force, le moment résultant et les déformations de la poutre peut être tirée comme suit dans l'équation (5.6) :

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_0 \\ k \end{Bmatrix} \quad (5.6)$$

Les expressions de des coefficients de rigidité de la poutre A, B et C sont :

$$(A, B, D) = \int_{-h/2}^{h/2} E(z)(1, z, z^2) dz \quad (5.7)$$

La relation inverse correspond à celle de l'équation (5.6) est :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_0 \\ k \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A^* & B^* \\ B^* & D^* \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} \quad (5.8)$$

Puisque la force axiale résultante $N \equiv 0$, les expressions des déformations sont écrites comme suit :

$$\varepsilon_0 = B^* M, \quad k = D^* M \quad (5.9)$$

En substituant les équations ci-dessus dans (5.3) et (5.4), la contrainte normale dans la poutre FGM prend la forme suivante dans l'équation (5.10) :

$$\sigma_x = E(z)M[B^* + zD^*] \quad (5.10)$$

L'expression d'axe neutre est donnée depuis l'équation (5.10) comme suit :

$$z_{NA} = -\frac{B^*}{D^*} \quad (5.11)$$

5.4.1. Formulation des contraintes de cisaillement

La figure 5.3 représente les forces dans un élément infinitésimal d'une poutre FGM renforcée par une plaque FRP, depuis laquelle l'équation de la contrainte de cisaillement τ_a dans la couche adhésive à n'importe quelle section x est donnée par l'équation (5.12) :

$$\tau_a(x) = [u_p(x) - u_b(x)] \frac{G_a}{t_a} \tag{5.12}$$

Où G_a , t_a , u_p , u_b dénotent le module de cisaillement, l'épaisseur de l'adhésif, le déplacement longitudinal dans face supérieure de la plaque FRP et le longitudinal dans face inférieure de la poutre FGM, respectivement.

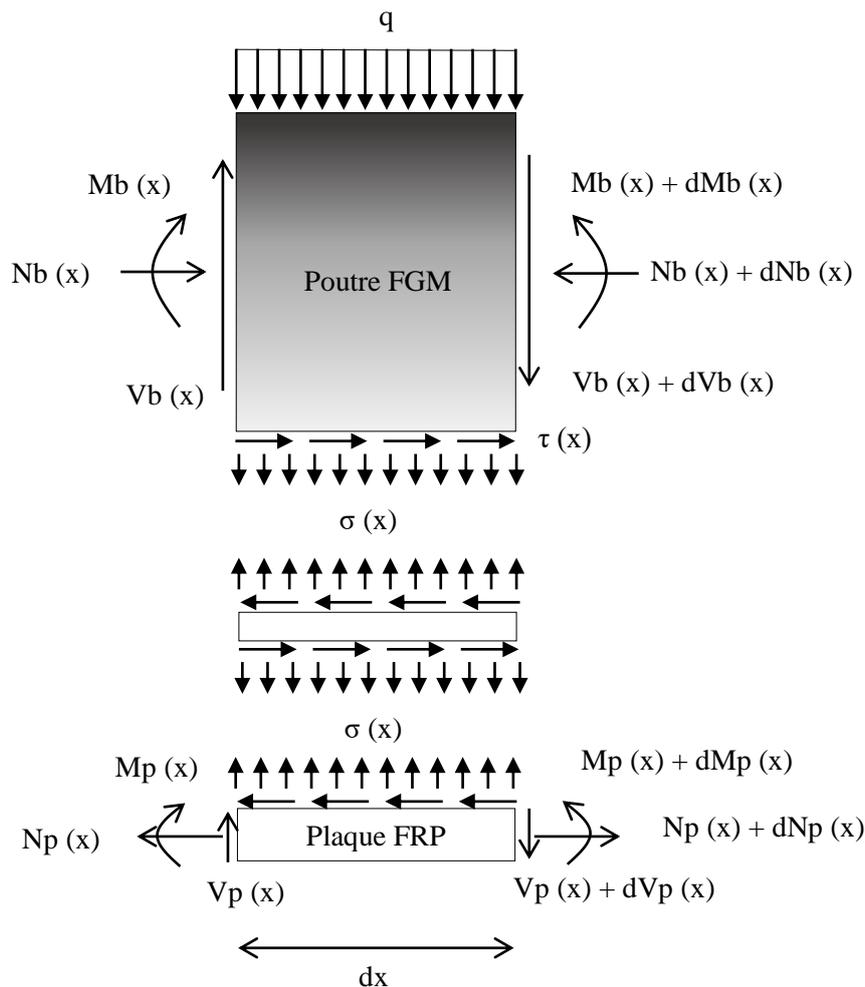


Figure 5.3. Forces dans l'élément infinitésimal d'une poutre FGM renforcée par une plaque en composite FRP

En dérivant l'équation (5.12) par rapport à x , la formulation conduit à l'équation (5.13) :

$$\frac{d\tau_a(x)}{dx} = [\varepsilon_p(x) - \varepsilon_b(x)] \frac{G_a}{t_a} \tag{5.13}$$

$$\text{Ou} \quad \frac{du_b(x)}{dx} = \varepsilon_b(x) \quad \text{et} \quad \frac{du_p(x)}{dx} = \varepsilon_p(x) \quad (5.14)$$

La déformation longitudinale à la base de la poutre FGM, utilisant les équations (5.3) et (5.8) est donné par l'équation (5.15) :

$$\varepsilon_b(x) = -\frac{1}{b} \left[A^* + \left(\frac{h}{2} + z_{NA} \right) B^* \right] N_b(x) + \frac{1}{b} \left[B^* + \left(\frac{h}{2} + z_{NA} \right) D^* \right] M_b(x) - \alpha \Delta_T \quad (5.15)$$

Où b , α , Δ_T représentent la largeur de la poutre FGM, Coefficient de dilatation thermique et la charge thermique respectivement. La déformation dans la face supérieure de la plaque FRP est donnée par l'équation (5.16) :

$$\varepsilon_p(x) = \frac{1}{E_p A_p} N_p(x) - \frac{t_p}{2E_p I_p} M_p(x) - \frac{P_0}{E_p A_p} \quad (5.16)$$

Où E_p , A_p , t_p , I_p , P_0 dénotent le module d'élasticité de la plaque FRP, la surface de la section, l'épaisseur de la plaque, le deuxième moment de la surface et la force de précontrainte respectivement.

En considérant l'équilibre horizontal on aura l'équation (5.17) :

$$\frac{dN_p(x)}{dx} = \frac{dN_b(x)}{dx} = b\tau(x) \quad (5.17)$$

$$N(x) = N_p(x) = N_b(x) = b \int_0^x \tau(x) dx \quad (5.18)$$

La relation entre les moments dans les deux adhérents en supposant une courbure égale entre eux peut être exprimée comme :

$$M_b(x) = \frac{b}{D^* E_p I_p} M_p(x) - \frac{B^*}{D^*} N_b(x) \quad (5.19)$$

Le moment total appliqué $M_T(x)$ à n'importe quelle section de la poutre renforcée dans la figure 5.3 donne l'équation (5.20) :

$$M_T(x) = M_b(x) + M_p(x) + N(x) \left[\frac{t_p}{2} + t_a + \left(\frac{h}{2} + z_{NA} \right) \right] \quad (5.20)$$

Le moment de flexion à chaque adhérent, exprimé comme une fonction du moment total appliqué et la contrainte de cisaillement interfaciale, est donnée dans l'équation (5.21) et (5.22) :

$$M_b(x) = \left[M_T(x) - N(x) \left(\frac{E_p I_p}{b} B^* + \frac{h}{2} + z_{NA} + \frac{t_p}{2} + t_a \right) \right] \frac{b}{D^* E_p I_p + b} \quad (5.21)$$

$$M_p(x) = \left[M_T(x) - N(x) \left(\frac{h}{2} + 2z_{NA} + \frac{t_p}{2} + t_a \right) \right] \frac{D^* E_p I_p}{D^* E_p I_p + b} \quad (5.22)$$

La première dérivée du moment de flexion dans chaque adhérent est donnée par les équations (5.23) et (5.24) :

$$\frac{dM_b(x)}{dx} = V_b(x) = \left[V_T(x) - b\tau(x) \left(\frac{E_p I_p}{b} B^* + \frac{h}{2} + z_{NA} + \frac{t_p}{2} + t_a \right) \right] \frac{b}{D^* E_p I_p + b} \quad (5.23)$$

$$\frac{dM_p(x)}{dx} = V_p(x) = \left[V_T(x) - b\tau(x) \left(\frac{h}{2} + 2z_{NA} + \frac{t_p}{2} + t_a \right) \right] \frac{D^* E_p I_p}{D^* E_p I_p + b} \quad (5.24)$$

En substituant les équations (5.15) et (5.16) dans l'équation (5.13) et en dérivant l'équation résultante, elle prend la forme suivante :

$$\begin{aligned} \frac{d^2\tau(x)}{dx^2} = & \frac{G_a}{t_a} \left[\frac{1}{b} \left(A^* + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] B^* \right) \frac{dN_b(x)}{dx} + \frac{1}{E_p A_p} \frac{dN_p(x)}{dx} - \frac{t_p}{2E_p I_p} \frac{dM_p(x)}{dx} \right. \\ & \left. - \frac{1}{b} \left(B^* + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] D^* \right) \frac{dM_b(x)}{dx} \right] \end{aligned} \quad (5.25)$$

En substituant les forces de cisaillement depuis les équations (5.23) et (5.24) et les forces axiales depuis l'équation (5.25) dans l'équation résultante rapporte l'équation différentielle gouvernante suivante pour la contrainte de cisaillement interfacial :

$$\begin{aligned} \frac{d^2\tau(x)}{dx^2} + \frac{G_a/t_a}{b + D^* E_p I_p} \left[\frac{t_p}{2} D^* + \left(B^* + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] D^* \right) \right] V_T(x) \\ + \frac{G_a}{t_a} \left[\frac{b}{E_p A_p} + \frac{t_p D^* b}{2(b + D^* E_p I_p)} \left(\frac{t_p}{2} + t_a + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] - \frac{B^*}{D^*} \right) + A^* \right. \\ + \left. \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] B^* + \frac{b}{b + D^* E_p I_p} \left(\frac{t_p}{2} + t_a + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] + \frac{E_p I_p}{b} B^* \right) \right. \\ \left. \times \left(\left(B^* + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] D^* \right) \right) \right] \tau(x) = 0 \end{aligned} \quad (5.26)$$

La solution générale à l'équation (5.26) est donnée par l'équation (5.27) :

$$\tau(x) = B_1 \cosh(\lambda x) + B_2 \sinh(\lambda x) + m_1 V_T(x) \quad (5.27)$$

Où

$$\begin{aligned} \lambda^2 = & \frac{G_a}{t_a} \left[\frac{b}{E_p A_p} + \frac{t_p D^* b}{2(b + D^* E_p I_p)} \left(\frac{t_p}{2} + t_a + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] - \frac{B^*}{D^*} \right) + A^* + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] B^* \right. \\ & \left. + \frac{b}{b + D^* E_p I_p} \left(\frac{t_p}{2} + t_a + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] + \frac{E_p I_p}{b} B^* \right) \times \left(\left(B^* + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] D^* \right) \right) \right] \end{aligned} \quad (5.28)$$

$$\text{Et } m_1 = \frac{G_a}{\lambda^2 t_a} \frac{1}{D^* E_p I_p + b} \left[\frac{t_p}{2} D^* + \left(B^* + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] D^* \right) \right] \quad (5.29)$$

Dans le cas d'un chargement uniformément distribué q , la force de cisaillement est donnée par l'équation (5.30) :

$$V_T(x) = q \left(\frac{L}{2} - x - a \right) \quad (5.30)$$

Le constants d'intégration (B_1 et B_2) dans l'équation (5.27) sont déterminées en appliquant les conditions aux limites. La première condition aux limites est le moment de flexion appliqué à $x=0$. Le moment, à cet emplacement, au bord de la plaque $M_p(0)$ et la force axiale de la poutre ou de la plaque de renfort ($N_b(0) = N_p(0)$) est égale à zéro. En conséquence, le moment dans la section au raccourcissement dans la plaque est résisté par la poutre uniquement et peut être exprimé comme suit dans l'équation (5.31) :

$$M_b(0) = M_T(0) = \frac{qa}{2} (L - a) \quad (5.31)$$

En substituants les équations (5.15) et (5.16) dans l'équation (5.13), et en appliquant la condition au limite suivante, donne :

$$m_2 = \frac{1}{b} \left(B^* + \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] D^* \right) \frac{G_a}{t_a} \quad (5.32)$$

$$K = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{P_0}{E_p A_p} + \alpha \Delta_T \right) \quad (5.33)$$

$$\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=0} = -m_2 M_T(0) - K \quad (5.34)$$

En substituant l'équation (5.27) dans l'équation (5.32), B_2 peut être déterminée dans l'équation (5.35) :

$$B_2 = -\frac{m_2 qa}{\lambda} \frac{1}{2} (L - a) + \frac{m_1}{\lambda} q - \frac{K}{\lambda} \quad (5.35)$$

En raison de la symétrie des charges appliquées, la contrainte interfaciale de cisaillement au point de milieu de la longueur de la poutre est égale à zéro. Par conséquent, la deuxième condition aux limites peut être déterminée dans l'équation (5.36) :

$$B_1 = -B_2 \tanh\left(\frac{\lambda L_p}{2}\right) = \left(\frac{m_2 qa}{\lambda} \frac{1}{2} (L - a) - \frac{m_1}{\lambda} q + \frac{K}{\lambda} \right) \tanh\left(\frac{\lambda L_p}{2}\right) \quad (5.36)$$

Dans le cas où $\lambda L_p / 2 > 10$, $\tanh (\lambda L_p / 2) \approx 1$ et l'expression de B_1 peut être simplifiée à l'équation suivante :

$$B_1 = -B_2 = \frac{m_2 q a}{\lambda} \frac{q a}{2} (L - a) - \frac{m_1}{\lambda} q + \frac{K}{\lambda} \quad (5.37)$$

5.4.2. Formulation des contraintes normales

L'équation différentielle gouvernante pour la contrainte normale est tirée dans cette section. Quand la poutre est chargée, la séparation verticale arrive entre la poutre FG et la plaque collée. Cette séparation crée une contrainte normale au niveau de la couche de l'adhésive. La contrainte normale $\sigma(x)$, est donnée comme suit :

$$\sigma(x) = \frac{E_a}{t_a} [\omega_p(x) - \omega_b(x)] \quad (5.38)$$

Où $w_b(x)$ et $w_p(x)$ sont les déplacements verticaux de la poutre et la plaque, respectivement.

L'équilibre de la poutre et la plaque, en négligeant les termes à second ordre, conduit aux relations suivantes :

Adhérent 1 (La poutre) :

$$\frac{d^2 \omega_b(x)}{dx^2} = -\frac{D^*}{b} M_b(x) - \frac{B^*}{b} N_b(x) \quad (5.39)$$

$$\frac{dM_b(x)}{dx} = V_b(x) - \tau(x) b \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] \quad (5.40)$$

$$\frac{dV_b(x)}{dx} = -b\sigma(x) - q \quad (5.41)$$

Adhérent 2 (La plaque) :

$$\frac{d^2 \omega_p(x)}{dx^2} = -\frac{1}{E_p I_p} M_p(x) \quad (5.42)$$

$$\frac{dM_p(x)}{dx} = V_p(x) - \frac{t_p}{2} b \tau(x) \quad (5.43)$$

$$\frac{dV_p(x)}{dx} = b\sigma(x) \quad (5.44)$$

En se basant sur les équations ci-dessus, les équations différentielles gouvernantes pour la déflexion des adhérents 1 et 2, exprimée en termes des contraintes de cisaillement et normale, sont données comme suit :

Adhérent 1 (Poutre):

$$\frac{d^4 \omega_b(x)}{dx^4} = -\frac{1}{b} D^* \left[-\sigma(x) b - q - b \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] \frac{d\tau(x)}{dx} \right] - B^* \frac{d\tau(x)}{dx} \quad (5.45)$$

Adhèrent 2 (Plaque) :

$$\frac{d^4 \omega_p(x)}{dx^4} = -\frac{1}{E_p I_p} \left[b \sigma(x) + b \frac{t_p}{2} \frac{d\tau(x)}{dx} \right] \quad (5.46)$$

La substitution des équations (5.45) et (5.46) dans la quatrième dérivée de la contrainte normale obtenue de l'équation (5.38) donne l'équation différentielle gouvernante suivante :

$$\begin{aligned} \frac{d^4 \sigma(x)}{dx^4} + \frac{E_a}{t_a} \left(\frac{b}{E_p I_p} + D^* \right) \sigma(x) \\ - \frac{E_a}{t_a} \left(\frac{b}{E_p I_p} \frac{t_p}{2} + B^* - D^* \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] \right) \frac{d\tau(x)}{dx} + \frac{E_a}{t_a} \frac{1}{b} D^* q = 0 \end{aligned} \quad (5.47)$$

La solution générale à cette équation différentielle de quatrième ordre est donnée par l'équation (5.48) :

$$\begin{aligned} \sigma(x) = e^{-\delta x} [C_1 \cos(\delta x) + C_2 \sin(\delta x)] + e^{\delta x} [C_3 \cos(\delta x) + C_4 \sin(\delta x)] \\ - n_1 \frac{d\tau(x)}{dx} - n_2 q \end{aligned} \quad (5.48)$$

Pour les grandes valeurs de x il est supposé que la contrainte normale approche du zéro. Comme résultat, $C_3=C_4=0$. La solution générale devient donc :

$$\sigma(x) = e^{-\delta x} [C_1 \cos(\delta x) + C_2 \sin(\delta x)] - n_1 \frac{d\tau(x)}{dx} - n_2 q \quad (5.49)$$

Où

$$\delta = \sqrt[4]{\frac{E_a}{4t_a} \left(\frac{b}{E_p I_p} + D^* \right)} \quad (5.50)$$

$$n_1 = \frac{-b \frac{t_p}{2} - B^* E_p I_p + D^* E_p I_p \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right]}{b + D^* E_p I_p} \quad (5.51)$$

Et

$$n_2 = \frac{D^* E_p I_p}{(b + D^* E_p I_p) b} \quad (5.52)$$

Les constantes C_1 et C_2 dans l'équation (5.49) sont déterminées par la considération des conditions aux limites adéquates. La première condition à la limite est le moment de flexion égal à zéro au bord de la plaque FRP. En dérivant l'équation (5.38) deux fois et en remplaçant l'équation (5.39) et (5.42) dans l'expression résultante on aura la relation suivante :

$$\left. \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a} \left(\frac{1}{b} B^* N_b(0) + \frac{1}{b} D^* M_b(0) - \frac{1}{E_p I_p} M_p(0) \right) \quad (5.53)$$

Puisque $M_p(0) = 0$, $N_b(0) = N_p(0) = 0$ and $M_b(0) = M_T(0)$ au bord de la plaque, la relation ci-dessus peut être exprimée comme suit :

$$\left. \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a} \frac{1}{b} D^* M_T(0) \quad (5.54)$$

La condition aux limites 2 concerne la force de cisaillement au bord de la plaque de renfort. En dérivant l'équation (5.38) trois fois et en remplaçant les équations (5.40) et (5.43) dans l'expression résultante conduit à la relation suivante :

$$\begin{aligned} \left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} &= \frac{E_a}{t_a} \left(\frac{1}{b} D^* V_b(0) - \frac{1}{E_p I_p} V_p(0) \right) \\ &\quad - \frac{E_a}{t_a} \left(D^* \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] - \frac{b}{E_p I_p} \frac{t_p}{2} - B^* \right) \tau(0) \end{aligned} \quad (5.55)$$

Puisque la force de cisaillement appliquée au bord de la plaque FRP est égale à zéro, ($V_p(0) = 0$), $V_b(0) = V_T(0)$). La deuxième condition aux limites peut donc être exprimée par l'équation (5.56) :

$$\left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a} \frac{1}{b} D^* V_T(0) - n_3 \tau(0) \quad (5.56)$$

$$n_3 = \frac{E_a}{t_a} \left(D^* \left[\frac{h}{2} + z_{NA} \right] - \frac{b}{E_p I_p} \frac{t_p}{2} - B^* \right) \quad (5.57)$$

Une autre dérivation de l'équation (5.49) conduit aux expressions suivantes pour la deuxième et la troisième dérivée de la contrainte normale aux bords de la plaque :

$$\left. \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = -2\delta^2 C_2 - n_1 \left. \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \right|_{x=0} - n_2 \frac{d^2 q}{dx^2} \quad (5.58)$$

$$\left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} = -2\delta^3 C_1 + \delta^3 C_2 - n_1 \left. \frac{d^4 \tau(x)}{dx^4} \right|_{x=0} - n_2 \frac{d^3 q}{dx^3} \quad (5.59)$$

Puisque le chargement est limité à un chargement uniformément distribué, la deuxième dérivée de q devient zéro. En substituant la condition à la limite dans les équations ci-dessus, les constantes C_1 et C_2 peuvent être déterminées comme suit :

$$C_1 = \frac{E_a}{2\delta^3 t_a} \frac{1}{b} [V_T(0) - \delta M_T(0)] D^* - \frac{n_3}{2\delta^3} \tau(0) + \frac{n_1}{2\delta^3} \left[\frac{d^4 \tau(x)}{dx^4} \right]_{x=0} + \delta \left[\frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \right]_{x=0} \quad (5.60)$$

$$C_2 = -\frac{E_a}{t_a} \frac{1}{2\delta^2 b} D^* M_T(0) - \frac{n_1}{2\delta^2} \left[\frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \right]_{x=0} \quad (5.61)$$

5.5. Analyse par élément finis (EF)

Pour valider les résultats du modèle ci-dessus, une analyse par éléments finis (EF) a été employée en utilisant le logiciel ANSYS. Étant donné la symétrie de la poutre et les charges mécaniques, seulement la moitié de la structure est considérée pour le modèle (Tridimensionnel) 3D ANSYS. Pour cela, l'élément quadratique de brique a été utilisé, qui inclut 8 nœuds avec trois degrés de liberté dans chaque nœud, à chaque nœud, il y a des translations selon l'axe x et z . Cependant, pour des meilleurs résultats, il serait préférable d'utiliser l'élément quadratique à 20 nœuds. La figure 5.4 représente la géométrie de la structure étudiée avant le maillage. Un résumé des propriétés géométriques et matérielles est donné dans le tableau 5.1. La longueur de la poutre FGM est $L = 3000$ mm, la distance depuis l'appui au bord de la plaque est $a = 300$ mm. La valeur de la charge mécanique uniformément distribuée (UDL) est 50 kN/m, la valeur de la charge thermique est 50 °C et la force de précontrainte appliquée sur la plaque FRP est 100 kN qui a été simulée en tant qu'une charge thermique.

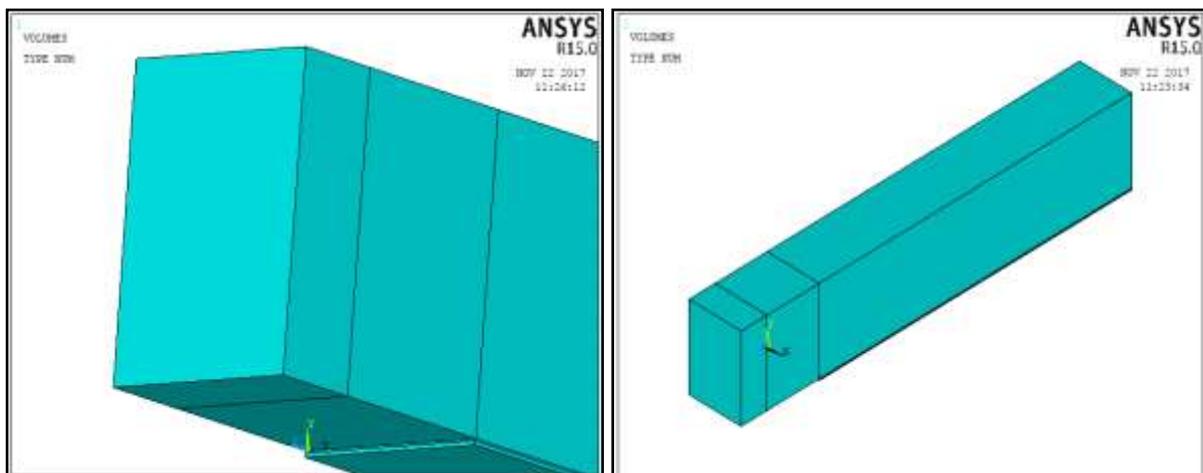


Figure 5.4. Géométrie de la structure étudiée

Tableau 5.1. Propriétés géométriques et matérielles

Elément	Largeur (mm)	Longueur (mm)	Module de Young (GPa)	Coefficient de Poisson
Poutre FGM (P-FGM)	b=200	h=300	E(z)	0.3
Adhésif	b _a =200	t _a =2	2	0.35
Plaque CFRP	b _p =200	t _p =4	100	0.29

5.6. Résultats et discussions

Puisque les expressions des contraintes interfaciales des poutres homogènes sont un cas spécial des poutres non-homogènes lorsque $n = 0$, alors comme une vérification du modèle analytique présent, les premiers résultats ont été d'abord comparés avec ceux du modèle développé par le Smith and Teng (2001) pour le cas d'une poutre homogène simplement appuyée et soumise à une charge uniformément distribuée seulement ($\Delta T = 0$ et $P_0 = 0$).

La méthode présentée est vérifiée, puisque les résultats illustrés dans le tableau 5.2 et la Figure 5.5 et 5.6 montrent qu'il y a une excellente concordance entre le modèle analytique et le modèle numérique (EF) ainsi que le modèle développé par Smith and Teng (2001).

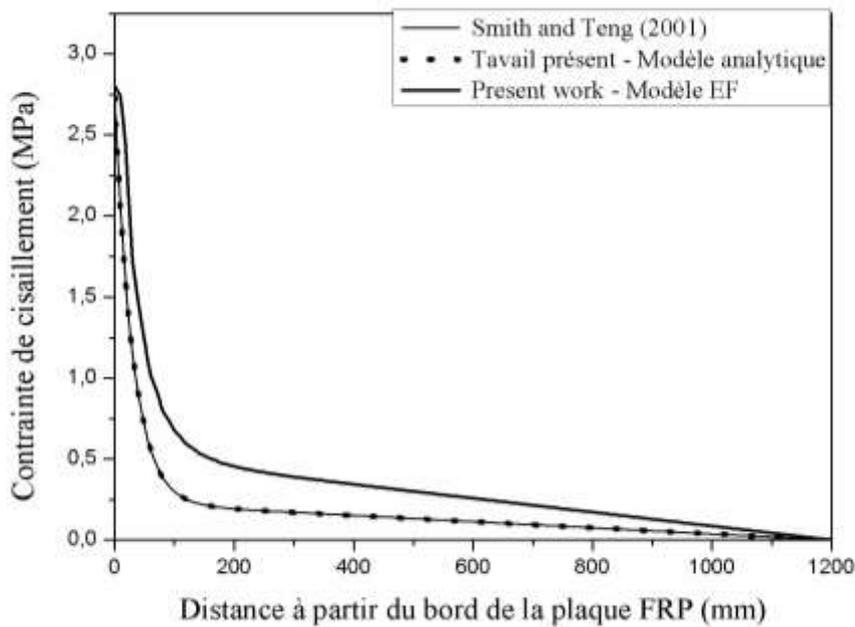


Figure 5.5. Comparaison des contraintes de cisaillement interfaciales

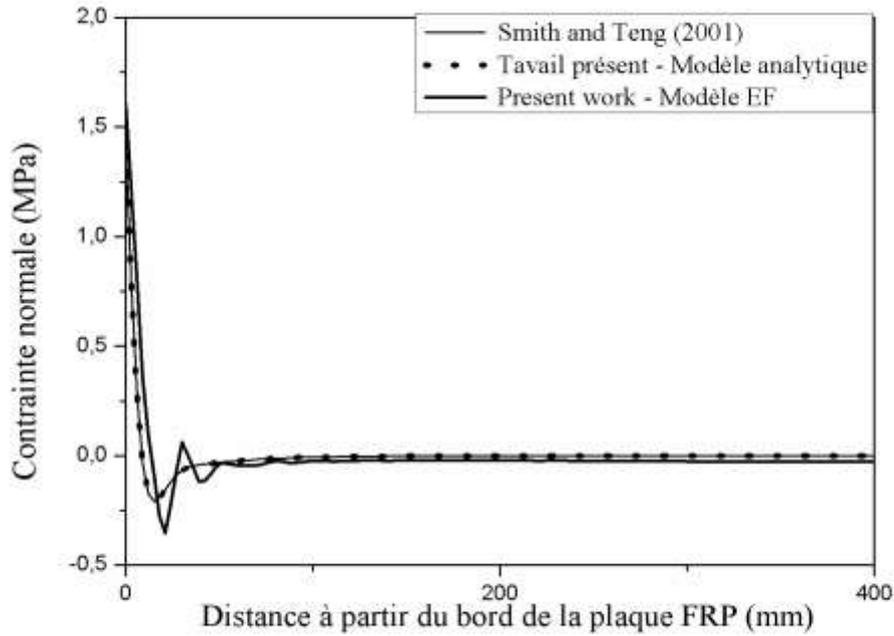


Figure 5.6. Comparaison des contraintes normales interfaciales

Tableau 5.2. Comparaison des contraintes interfaciales

Modèle	Contraintes de cisaillement (MPa)	Contraintes normales (MPa)
Smith and Teng (2001)	2.74	1.48
Travail présent – Modèle analytique	2.74	1.42
Travail présent – Modèle EF	2.8	1.6

Dans cette étude, les résultats numériques EF sont comparés avec les résultats analytiques de la poutre FGM non-homogène ($n > 0$) sous 5 cas de chargement différents comme décrit ci-dessous, les résultats obtenus sont illustrés dans les figures 5.7 – 5.11 et le tableau 5.3.

Cas 1 : Chargement mécanique (UDL)

Cas 2 : Chargement thermique.

Cas 3 : Chargement thermomécanique.

Cas 4 : Charge de précontrainte.

Cas 5 : Chargement thermomécanique + précontrainte.

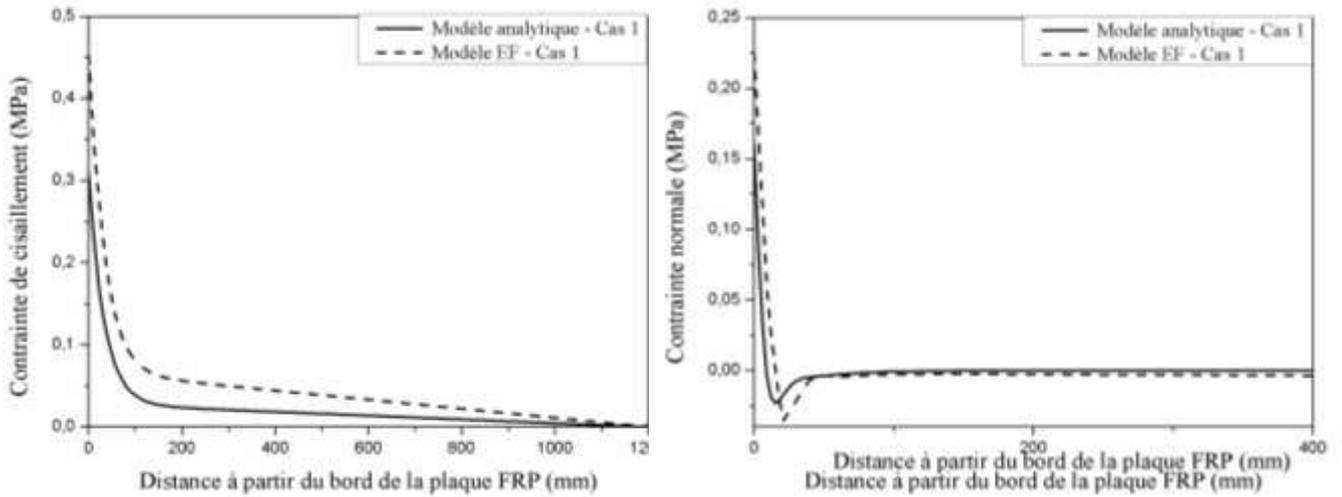


Figure 5.7. Contraintes interfaciales sous chargement mécanique (UDL)

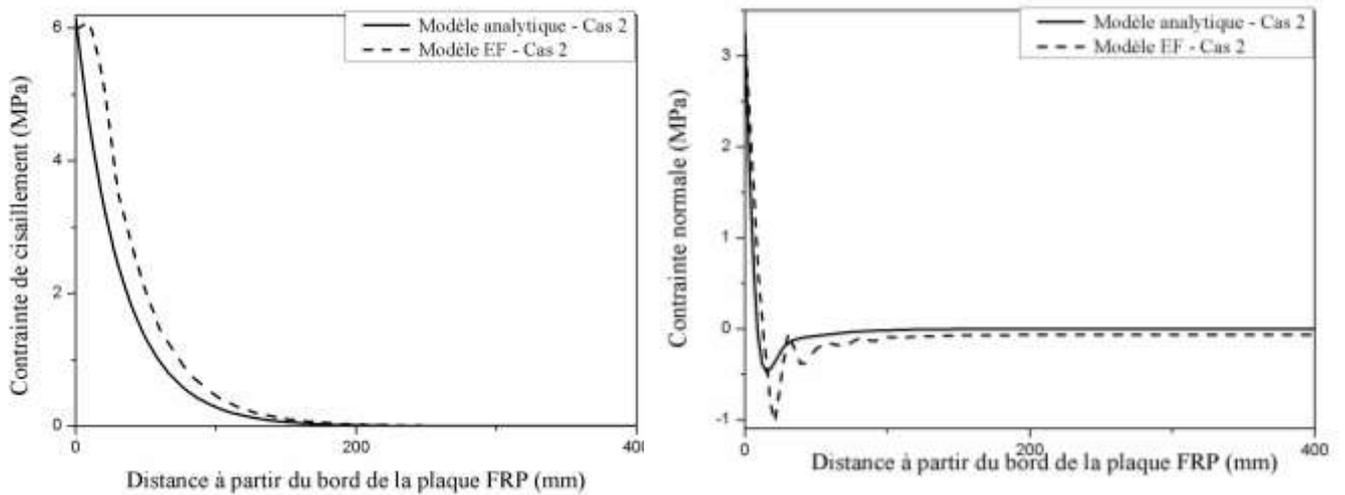


Figure 5.8. Contraintes interfaciales sous chargement thermique

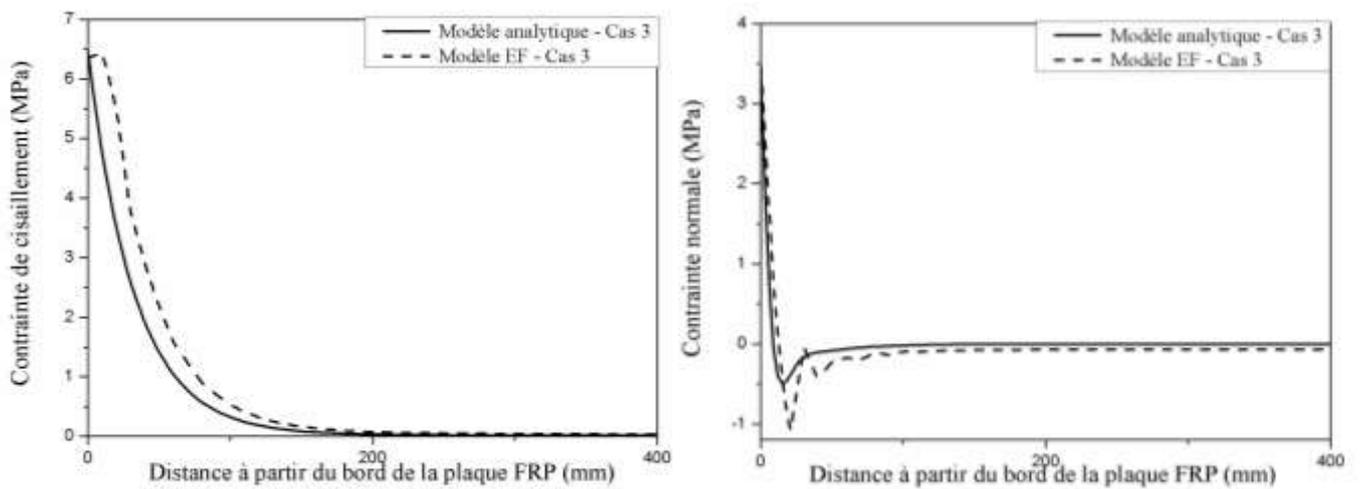


Figure 5.9. Contraintes interfaciales sous chargement thermomécanique

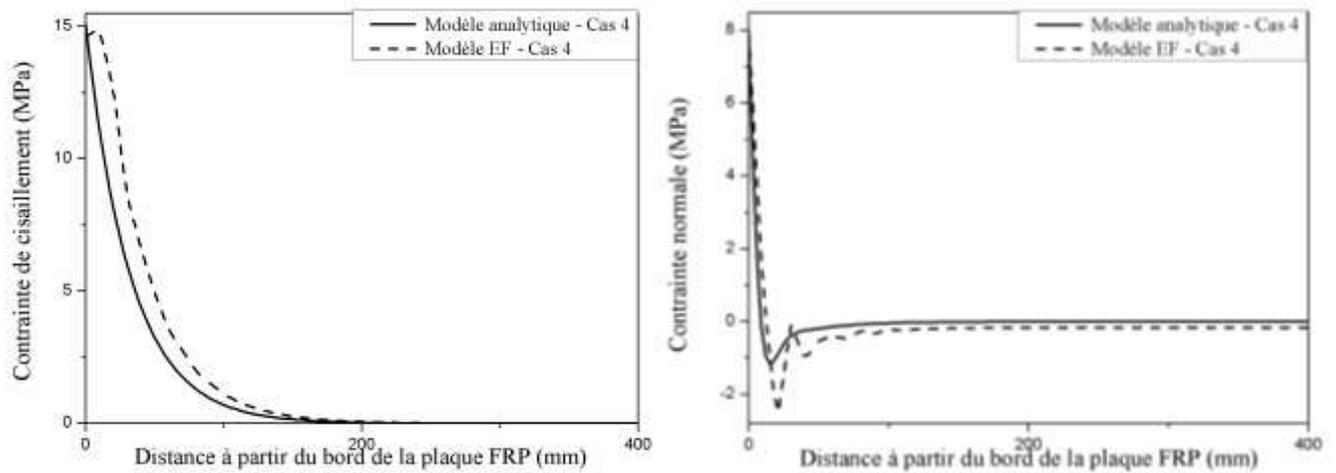


Figure 5.10. Contraintes interfaciales sous force de précontrainte

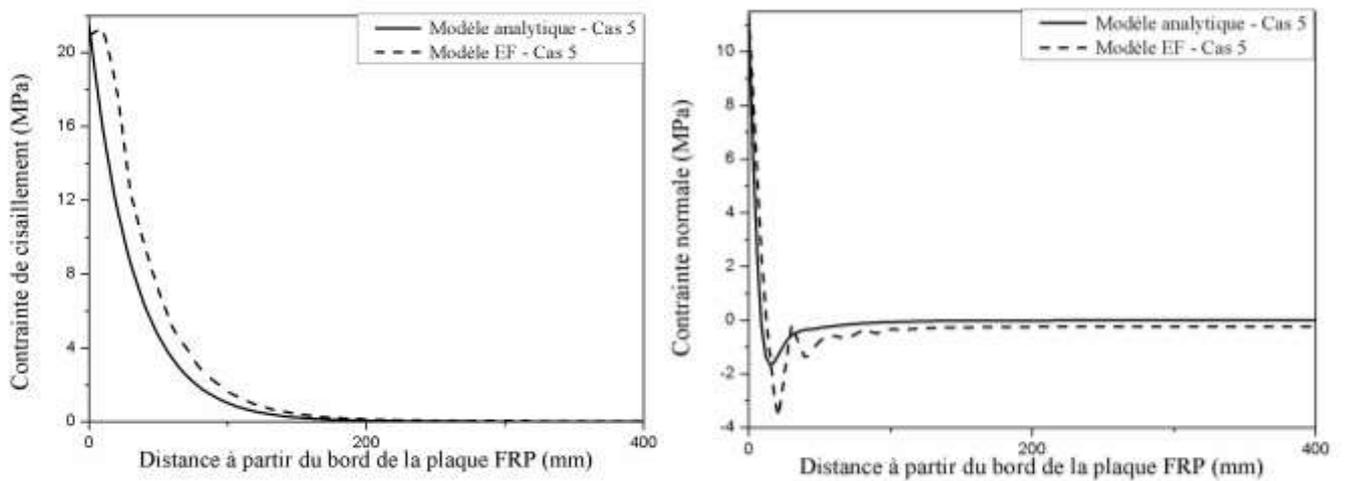


Figure 5.11. Contraintes interfaciales sous chargement thermomécanique et force de précontrainte

Tableau 5.3. Comparaison des valeurs maximales des contraintes interfaciales d'une poutre FGM soumise à différents chargements

		Contraintes de cisaillement (MPa)	Contraintes normales (MPa)
Cas 1	Modèle analytique	0.31	0.16
	Modèle EF	0.45	0.22
Cas 2	Modèle analytique	6.15	3.25
	Modèle EF	6,09	3.27
Cas 3	Modèle analytique	6.46	3.41
	Modèle EF	6.44	3.47
Cas 4	Modèle analytique	15.07	7.97
	Modèle EF	14.87	7.98
Cas 5	Modèle analytique	21.53	11.38
	Modèle EF	21.32	11.45

En se basant sur les figures 5.7 – 5.11 et le tableau 5.3, nous pouvons dire que les résultats analytiques sont très proches des résultats numériques FE. Nous observons depuis la figure 5.7 qu'il y a une diminution significative des contraintes interfaciales en comparaison avec les résultats montrés dans les figures 5.5 et 5.6, la différence de la valeur maximale de la contrainte de cisaillement est de 2.3 MPa et 1.32 MPa pour la contrainte normale. Autrement dit, l'utilisation de la poutre FGM a réduit les contraintes interfaciales approximativement entre 85 % et 89 % pour la contrainte de cisaillement et normale respectivement, illustrant ainsi l'avantage des matériaux fonctionnellement gradués (FGM) en comparaison avec les matériaux composites conventionnels.

La figure 5.8 représente les contraintes interfaciales de la poutre FGM soumise à une charge thermique (Cas 2), elle montre une augmentation en comparaison avec la figure 5.7 (Environ 5.5 MPa et 3 MPa pour la contrainte de cisaillement et normale respectivement). La figure 5.9 montre une petite augmentation des contraintes interfaciales en comparaison avec le (cas 2), ceci est principalement due aux petites valeurs maximales des tensions interfaciales du (cas 1) (Figure 5.7). La figure 5.10 montre une importante augmentation des tensions interfaciales en comparaison avec le (cas 1= avec une augmentation d'environ 14.5 MPa pour la contrainte de cisaillement et 7.8 MPa pour la contrainte normale.

La figure 5.11 représente les contraintes interfaciales de la poutre FGM soumise à 3 types de chargement (Cas 5), où nous pouvons voir que la combinaison des charges mécaniques, thermiques et de précontrainte causent une augmentation d'approximativement de la contrainte de cisaillement et de la contrainte normale. Aussi, nous pouvons clairement observer depuis les figures 5.7 – 5.11 que les contraintes s'annulent à 200 mm approximativement depuis le bord de la plaque.

Les résultats présentés dans ce nouveau modèle, prennent en considération une combinaison des paramètres différents, ce qui représente la réalité pratique des structures dans leur environnement. Par conséquent, les résultats présentés peuvent servir comme modèle pour les futures analyses des poutres FGM renforcées par composite FRP précontraint et soumises à des charges thermomécaniques.

5.6.1. Etude paramétrique

Dans cette section, nous utilisons le présent modèle pour étudier l'influence des paramètres divers sur les contraintes interfaciales d'une poutre non-homogène renforcée par une plaque FRP précontrainte et soumise à une charge thermomécanique. Les paramètres étudiés sont : La constante matérielle n , l'épaisseur de l'adhésif t_a , le module de cisaillement de l'adhésif G_a , l'épaisseur de la plaque FRP t_p et le rapport E_c/E_m .

a. Influence de l'indice matériel n

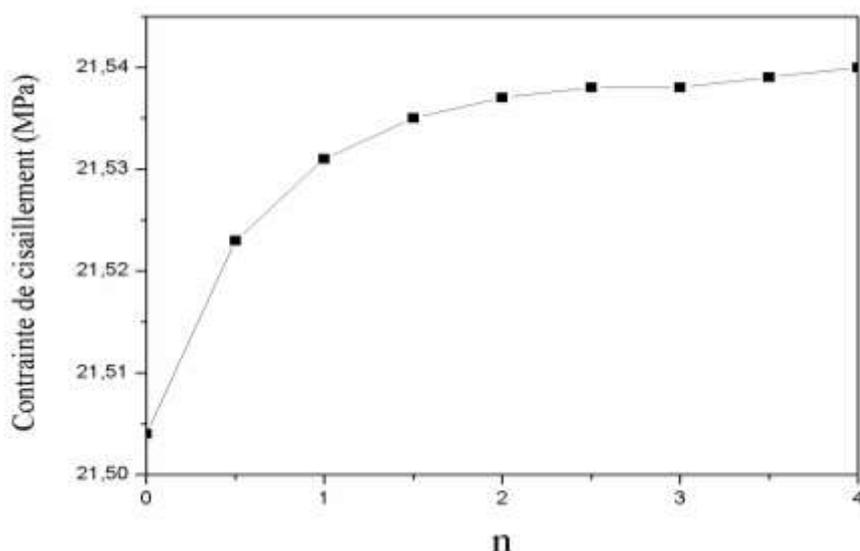


Figure 5.12. Effet de l'indice matériel n sur la contrainte de cisaillement

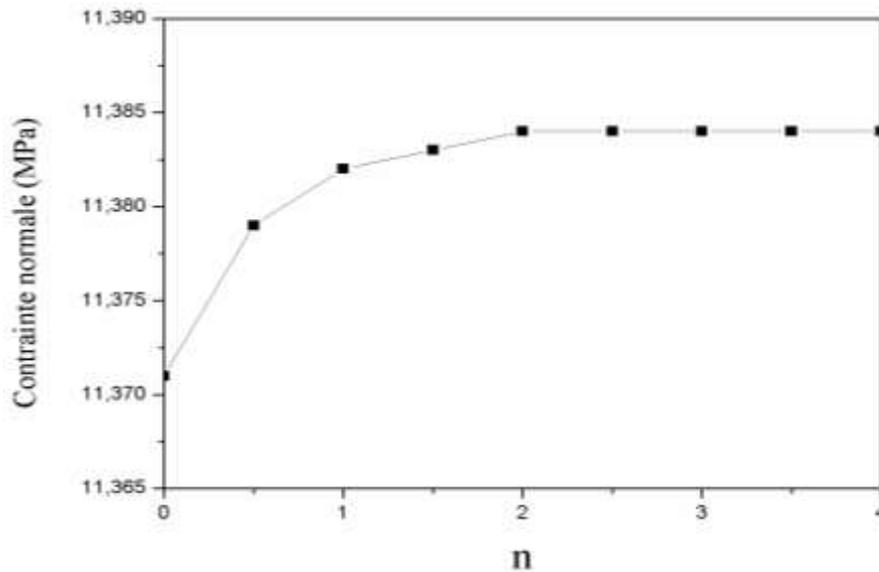


Figure 5.13. Effet de l'indice matériel n sur la contrainte normale

Les figures 5.12 et 5.13 illustrent l'effet de l'indice matériel n sur les contraintes de cisaillement et normales. Nous pouvons observer que l'augmentation de l'indice matériel n conduit à une augmentation des contraintes interfaciales, ce qui est essentiellement due à la flexibilité de la poutre FGM, puisque les hautes valeurs de l'indice matériel n conduisent à des fractions volumiques plus hautes de la phase métallique, et donc plus basse de la fraction volumique de la phase céramique. Cependant, en vue de la légère influence que cet indice a sur les contraintes d'interfaces, nous pouvons négliger l'effet de ce paramètre.

b. Influence de l'épaisseur de l'adhésif t_a

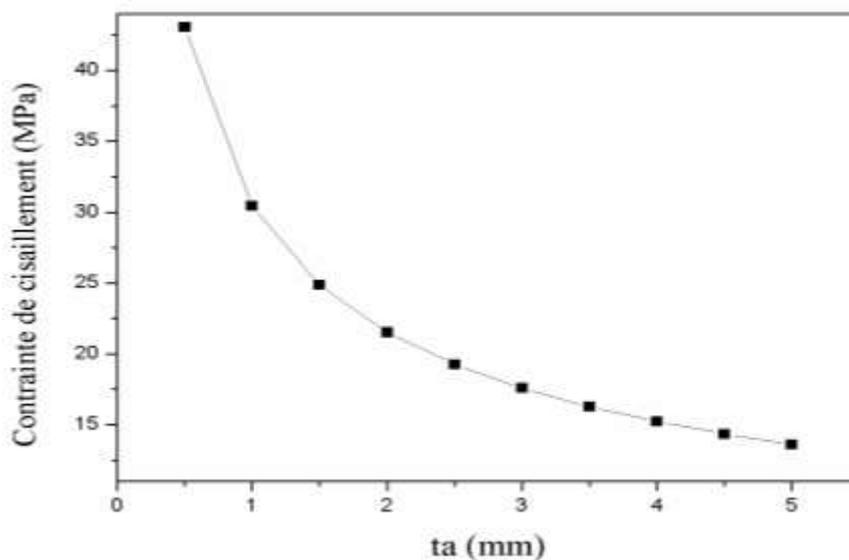


Figure 5.14. Effet de l'épaisseur de l'adhésif t_a sur la contrainte de cisaillement

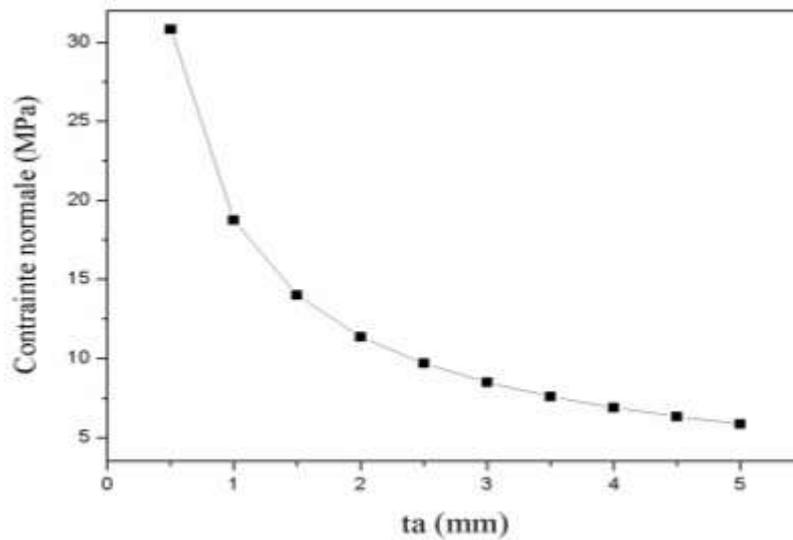


Figure 5.15. Effet de l'épaisseur de l'adhésif t_a sur la contrainte normale

Depuis les figures 5.14 et 5.15, nous pouvons remarquer que les contraintes interfaciales diminuent significativement avec l'augmentation de l'épaisseur de l'adhésif. Pour cela, il est préférable d'utiliser des couches adhésives, relativement épaisses pour minimiser les contraintes interfaciales.

c. Influence du module de cisaillement de l'adhésif G_a

La figure 5.16 montre que le module de cisaillement G_a est proportionnel avec les contraintes interfaciales, puisque l'augmentation de ce module mène à une augmentation significative des contraintes normales et de cisaillement.

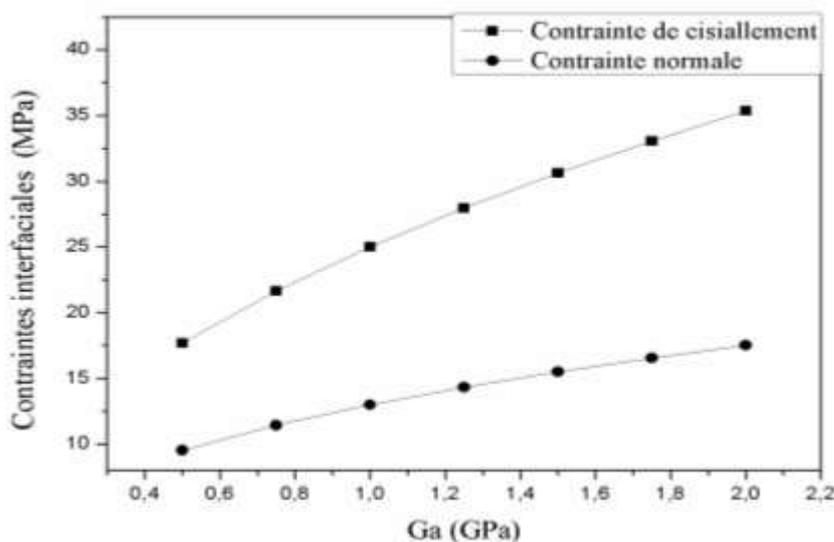


Figure 5.16. Effet du module de cisaillement de l'adhésif G_a sur les contraintes interfaciales

d. Influence de l'épaisseur de la plaque FRP

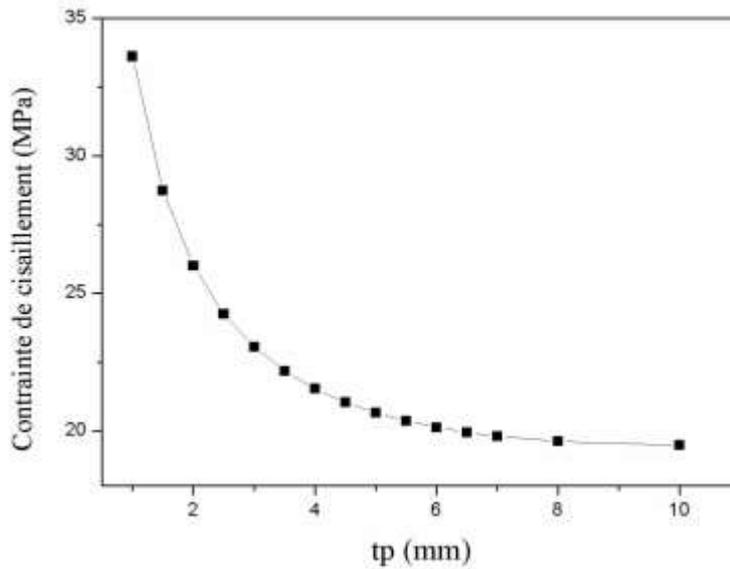


Figure 5.17. Effet de l'épaisseur de la plaque FRP sur la contrainte de cisaillement

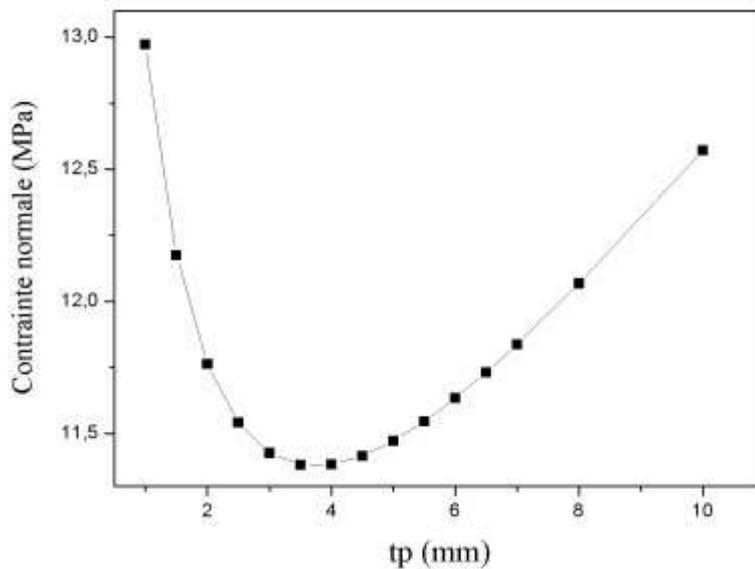


Figure 5.18. Effet de l'épaisseur de la plaque FRP tp sur la contrainte normale

Depuis les figures 5.17 et 5.18, nous observons que la contrainte de cisaillement interfacial est inversement proportionnelle à l'épaisseur de la plaque FRP qui est essentiellement due à la force de précontrainte. Cependant, la contrainte normale augmente jusqu'à l'épaisseur de la plaque de 3.5 mm, ensuite nous remarquons une augmentation. Par conséquent, pour minimiser les contraintes interfaciales, l'épaisseur optimale recommandée de la plaque sera $t_p = 3.5$ mm.

e. Influence du rapport the E_c/E_m

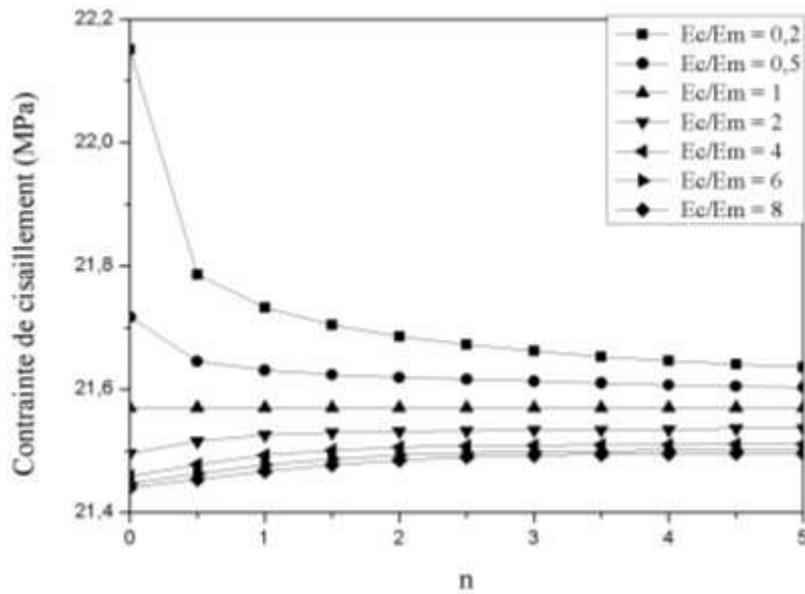


Figure 5.19. Effet du rapport the E_c/E_m sur la contrainte de cisaillement

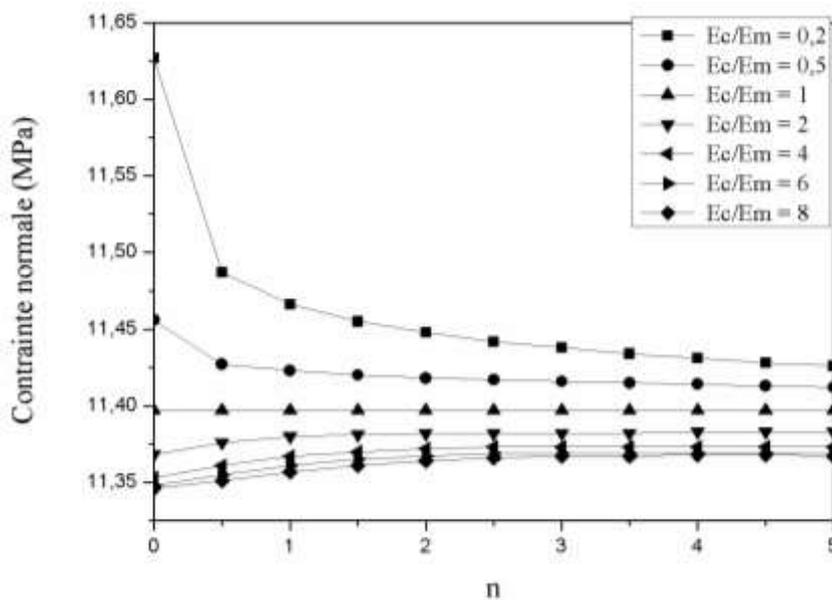


Figure 5.20. Effet du rapport the E_c/E_m sur la contrainte normale

Les figures 5.19 et 5.20 montrent que quand le rapport du module céramique sur le module métallique $E_c/E_m < 1$, les contraintes interfaciales diminuent lorsque n augmente. Cependant, quand le rapport $E_c/E_m > 1$, les contraintes interfaciales augmentent lorsque n augmente. Aussi, le rapport E_c/E_m est inversement proportionnel aux contraintes de cisaillement et normales, puisque l'augmentation de ce rapport mène à une diminution des contraintes interfaciales. Cependant, on remarque une légère différence sur les valeurs des contraintes.

5.7. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié les contraintes d'interface des structures et le phénomène de décollement qui est un mode de défaillance très important, en prenant en compte une combinaison des paramètres qui ont été négligés par les études précédentes. Pour cela, un nouveau modèle pour prédire contraintes interfaciales d'une poutre fonctionnellement graduée, renforcée par une plaque FRP précontrainte et soumise à une charge thermomécanique a été développé. L'outil numérique utilisé permet de simuler les propriétés matérielles de la poutre FGM qui varient continuellement à travers l'épaisseur de la poutre, selon la loi de distribution de puissance. Les résultats analytiques sont en accord avec les résultats numériques développés par l'analyse FE et des études précédentes, depuis lesquels, il a été trouvé que les contraintes interfaciales sont fortement concentrées aux bords de la plaque FRP précontrainte. Aussi, la minimisation des contraintes interfaciales peut être réalisée en utilisant des poutres FGM avec des petites valeurs de l'indice matériel n ainsi que des grandes valeurs du rapport E_c/E_m , et une couche adhésive épaisse et flexible et, finalement, une plaque de renfort avec une épaisseur optimale de $t_p = 3.5$ mm. L'utilisation des propriétés géométriques et matérielles recommandées de la structure fonctionnellement graduée (FGM) diminue significativement les contraintes interfaciales, en réduisant ainsi le risque du phénomène de décollement. Par conséquent, les résultats présentés dans cette recherche peuvent servir comme références pour les études futures de poutres FGM renforcées par des plaques FRP précontraintes et soumises aux différentes sollicitations environnementales des structures.

Conclusion

Générale

Conclusion générale

Les structures en matériaux fonctionnellement gradués représentent un domaine de recherche très vaste et des applications immenses dans le domaine industriel. Il est possible de modifier à volonté leur composition et leur architecture pour obtenir de ces matériaux les meilleures propriétés recherchées. La conception et l'élaboration de ces matériaux nécessitent le développement d'outils d'analyse adaptés à leurs spécificités géométriques et matérielles. L'objectif de ce travail a été d'apporter une contribution à l'étude de la dégradation des poutres fonctionnellement graduées (FGM) renforcées par composite FRP précontraints.

Pour ce faire, nous avons étudié le phénomène de décollement des structures FGM renforcées par composites FRP comme suit :

- Premièrement, nous avons proposé un nouveau modèle analytique permettant de prédire les contraintes interfaciales d'une poutre fonctionnellement graduées (FGM) renforcée par une plaque composite FRP précontrainte et soumise à un chargement thermomécanique. Pour valider ce modèle, nous l'avons comparé avec ceux issus de la littérature. Les résultats obtenus ont montré une excellente concordance.
- Deuxièmement, nous avons appliqué un modèle à élément finis FE en tenant compte de l'effet de précontrainte et le modèle thermomécanique pour simuler le comportement de la structure étudiée et de comparer les valeurs des contraintes avec celles obtenues du modèle analytique. L'étude de ce phénomène est très essentielle pour choisir des paramètres appropriés du matériau pour s'assurer que ces structures FGM ne mettent pas en question l'intégrité structurale une fois soumises à champ de température élevé.

En perspective, il est prévu d'intégrer d'autres paramètres au modèle présenté afin de se rapprocher de la réalité pratique des structures dans leur environnement. En plus, il serait très intéressant d'étudier l'influence de défauts de fabrication à savoir la porosité sur la réponse globale des structures FGM sous différentes sollicitations. Enfin, nous pouvons dire que ce modeste travail s'inscrit dans le cadre de la contribution de la recherche dans le domaine des matériaux composites fonctionnellement gradués et précisément leurs comportements vis-à-vis des chargements thermomécaniques et des forces de précontrainte.

Références bibliographiques

Références bibliographiques

- AitYahia, S., AitAtmane, H. & Houari, M. S. A. e. a., 2015. Wave propagation in functionally graded plates with porosities using various higher-order shear deformation plate theories. *Structural Engineering and Mechanics*, Volume 53, pp. 1143–1165.
- Al-Emrani, M. & Kliger, R., 2006. Analysis of interfacial shear stresses in beams strengthened with bonded prestressed laminates. *Composites: Part B*, Volume 37, pp. 265–272.
- Amada, S. et al., 1997. Fiber texture and mechanical-graded structure of bamboo. *Composites Part B*, Volume 28, pp. 13–20 .
- Amada, S. et al., 1996. The mechanical structures of bamboos in viewpoint of functionally gradient and composite materials. *Journal of Composite Materials*, 30(7), pp. 800–819.
- Baker, A., 1984. Repair of cracked or defective metallic aircraft components with advanced fibre composites—an overview of Australian work. *Composite Structures*, Volume 2, pp. 153–181.
- Balay, C., Grohens, Y. & Pillin, I., 2004. Etat de l'art sur les matériaux composites biodégradables. *Revue des Composites et des Matériaux Avancés*, Volume 14, pp. 135-166.
- Bao, G. & Wang, L., 1995. Multiple cracking in functionally graded ceramic-metal coatings,”. *International Journal of Solids Structures*, 32(9), pp. 2853–2871.
- Bartel, D. L., Davy, D. T. & Keaveny, T. M., 2006. Orthopaedic Biomechanics: Mechanics and Design in Musculoskeletal Systems. In: U. S. River, ed. New Jersey: Pearson Education.
- Bassetti, A., 2001. *Lamelles pré contraintes en fibres de carbone pour le renforcement de ponts rivetés endommagés par fatigue*, EPF-Lausanne: Doctoral thesis No. 2440.
- Benachour, A., Benyoucef, S., Tounsi, A. & Adda bedia, E. A., 2008. Interfacial stress analysis of steel beams reinforced with bonded prestressed FRP plate. *Engineering Structures*, Volume 30, pp. 3305-3315.
- Benatta, M. A., Mechab, I., Tounsi, A. & Adda Bedia, E. A., 2008. Static analysis of functionally graded short beams including warping and shear deformation effects. *Computational Materials Science*, Volume 44, pp. 765–773.

Références bibliographiques

- Benferdi, S., (2010). Caractérisation du comportement micromécanique d'un matériau composite par différentes approches mathématiques. Mémoire de magister en Génie Mécanique, Université MENTOURI Constantine Algérie.
- Bensaida, I., 2015, Réhabilitation des équipements dégradés, par les composites à rigidité variable : Effet de la force de précontrainte sur le délaminage, thèse de doctorat, Université abou Bekr Belkaid Tlemcen, Algérie.
- Bensaida, I., Kerboua, B. & Boumeddane, A., 2014b. Prestressed FRP and new rigidity model on interfacial stresses analysis: an improved approach. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 28(13), pp. 1298-1311.
- Bensaid, I., Cheikh, A., Mangoucci, A. & Kerboua, B., 2017. Static deflection and dynamic behavior of higher-order hyperbolic shear deformable compositionally graded beams. *Advances in Materials Research*, 6(1), pp. 13-26.
- Bensaid, I. & Kerboua, B., 2016. Interfacial stress analysis of functionally graded beams strengthened with a bonded hygrothermal aged composite plate. *Composite Interfaces*.
- Bensaid, I., Kerboua, B. & Cheikh, A., 2014a. Interfacial stresses analysis of damaged structures strengthened with bonded prestressed FRP plate having variable fiber spacing. *International Journal of Structural Integrity*, 6(2), pp. 159-175.
- Billoët, J. L., 1993. *Introduction aux matériaux composites à hautes performances*. s.l.:Edition Broché.
- Bouazza, M., Tounsi, A., Adda-Bedia, E. A. & Megueni, A., 2010. Thermoelastic stability analysis of functionally graded plates: An analytical approach. *Computational Materials Science*, Volume 49, pp. 865–870.
- Bourada, F., Amara, K. & Bourada, M., 2016. Renforcement des poutres FGM par des plaques FRP (Cas d'imperfection de la poutre). *Revue Science des Matériaux*, Volume 8, pp. 19-27.
- Chawla, K. K., 2013. *Composite Materials Science and Engineering*. s.l.:Springer.
- Chi, S. H. & Chung, Y. L., 2003. Cracking in coating-substrate composites of multi-layered and sigmoid FGM coatings. *Engineering Fracture Mechanics*, 70(10), pp. 1227–1243.

Références bibliographiques

- Das, S., Choudhury, P., Halder, S. & Sriram, 2013. Stress and Free Edge Delamination Analyses of Delaminated Composite Structure Using ANSYS. *Procedia Engineering*, Volume 64, pp. 1364.
- De Lorenzis, L., Micelli, F. & la Tegola, A., 2003. Fiber-reinforced polymer for structural strengthening: post-tensioning of steel silos. *Structural Engineering International*, Volume 2.
- Delale, F. & Erdogan, F., 1983. The crack problem for a non homogeneous plane. *ASME Journal of Applied Mechanics*, 50(3), pp. 609-614.
- Deng, J., Lee K., M. M. & Moy , S. S. J., 2004. Stress analysis of steel beams reinforced with a bonded CFRP plate. *Composite Structures*, 65(2), pp. 205–215.
- Denton, S., 2001. *Analysis of stresses developed in FRP plated beams due to thermal effects*. Hong Kong, Elsevier, pp. 527-536.
- Filippi, M., Carrera, E. & Zenkour, A. M., 2015. Static analyses of FGM beams by various theories and finite elements. *Composites: Part B*, Volume 72, pp. 1-9.
- Ghafoori, E. & Motavalli, M., 2013. Flexural and interfacial behavior of metallic beams strengthened by prestressed bonded plates. *Composite Structures*, Volume 101, pp. 22-34.
- Janssen, J. J. A., 1991. *Mechanical Properties of Bamboo*. s.l.:Kluwer Academic Publishers.
- Jian, C. Y., Hashida, T., Takahashi, H. & Saito, M., 1995. Thermal shock and fatigue resistance evaluation of functionally graded coatings for gas turbine blades by laser heating method. *Composites Engineering*, pp. 879–889.
- Jin, Z. H. & Batra, R. C., 1996. Stress intensity relaxation at the tip of an edge crack in a functionally graded material subjected to a thermal shock. *Journal of Thermal Stresses*, 19(4), pp. 317–339.
- Kawasaki, A. & Watanabe, R., 1997. Evaluation of thermo mechanical performance for thermal barrier type of sintered functionally graded materials. *Composites Part B Engineering*, pp. 29–35.
- Kerboua, B., Addabedia, E. A. & Tounis, A., 2011a. Thermal impact and the fiber orientation effect of structures reinforced by composites FRP, the new prestressed laminates model. *The Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 25(4), pp. 491-504.

Références bibliographiques

- Kerboua, B., Addabedia, E. A. & Benmoussat A., Strengthening of damaged structures with bonded prestressed FRP composites plates: an improved theoretical solution, *Journal of Composite Materials*, 45(5), pp. 499–512.
- Kim, J. & Paulino, G. H., 2002. Finite element evaluation of mixed mode stress intensity factors in functionally graded materials. *International Journal of Numerical Methods Engineering*, Volume 53, pp. 1903–35.
- Kim, Y. & Harries, K., 2013. Statistical characterization of reinforced concrete beams strengthened with FRP sheets. *Journal of Composite Structures*, Volume 17, pp. 357–370.
- Koizumi, M., 1997. FGM activities in Japan. *Composites Part B*, Volume 28, pp. 1-4.
- Ledru, Y., 2009. *Etude de la porosité dans les matériaux composites stratifiés Aéronautiques*, Toulouse: s.n.
- Lee, Y. D. & Erdogan, F., 1995. Residual Thermal stresses in FGM and laminated thermal barrier coating. *International Journal of Fracture*, 69(2), pp. 145–165.
- Liu, Z. & Zhu, B., 1994. Analytical solutions for R/C beams strengthened by externally bonded steel plates. *Journal of Tongji University*, 22(1), pp. 21-26.
- Loy, C. T., Lam, K. Y. & Reddy, J. N., 1999. Vibration of functionally graded cylindrical shells. *International Journal of Mechanical Science*, 41(3), pp. 309–324.
- Luke, S., 2001. *The use of carbon fibre plates for the strengthening of two metallic bridges of an historic nature in the UK*. Hong Kong, s.n.
- Mahmood, M. & Akinlabi, E., 2017. *Topics in Mining, Metallurgy and Materials Engineering*. s.l.:Springer.
- Maleej, M. & Bian, Y., 2001. Interfacial shear stress concentration in FRP strengthened beams. *Composite structures*, Volume 54, pp. 417-426.
- Meradjah, M. et al., 2010. Interfacial Stresses in Plated Beams with Exponentially-Varying Properties. *Journal of Adhesion Science and Technology*, Volume 24, pp. 1063–1081.
- Merdaci, S., Benyoucef, S., Tounsi, A. & Adda Bedia, E. A., 2011. L'effet des contraintes d'interfaces dans les poutres (FGM) renforcées par des plaques en acier. *Nature & Technologie*, Volume 09, pp. 37-45.

Références bibliographiques

- Miyamoto, M., Kaysser, W. A. & R. B. H. e. a., 1999. Functionally Graded Materials Design. *Processing and Applications*.
- Niino, M., Hirai, T. & Watanabe, R., 1987. The functionally gradient materials. *J. Jpn. Soc. Composite Materials*, Volume 13, pp. 257–264.
- Nordin, H., 2003. *Fibre reinforced polymers in civil engineering: flexural strengthening of concrete structures with prestressed near surface mounted CFRP rods*, Lulea° University of Technology: Licentiate thesis.
- Öchsner, A., Murch, G. E. & de Lemos, M. J. S., 2008. Cellular and Porous Materials. *WILEY-VCH*, pp. 398-417.
- Oxman, N., 2010. Structuring materiality: design fabrication of heterogeneous materials. *Archit. Des.* , Volume 80, pp. 78–85.
- Praveen, G. N. & Reddy, J. N., 1998. Nonlinear transient thermoelastic analysis of functionally graded ceramic-metal plates. *International Journal of Solids Structures*, 35(33), pp. 4457-4476.
- Ray, A. K., Das, S. K., S, M. & Ramachandrarao, P., 2004. Microstructural characterization of bamboo. *Journal of Material Sciences*, 39(3), pp. 1055–1060 .
- Reddy, J. N., 2000. Analysis of functionally graded plates. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 47(1-3), pp. 663–684.
- Roberts, T. & Haji-Kazemi, H., 1989. Theoretical study of the behaviour of reinforced concrete beams strengthened by externally bonded steel plates. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 87(Part 2), pp. 39-55.
- Robert, T., 1989. Approximate analysis of shear and normal stress concentrations in the adhesive layer of plated RC beams. *The Structural Engineer*, 67(12), pp. 229-33.
- Sadollah, A. e. a., 2013. Optimum Material Gradient for Functionally Graded Dental Implant Using Particle Swarm Optimization. *Advanced Materials Research*, Volume 647, pp. 30-36.
- Sankar, B. V., 2001. An elasticity solution for functionally graded beams. *Composites Science and Technology*, Volume 61, pp. 689–696.
- Shen, H. S., 2009. *Functionally Graded Materials - Nonlinear Analysis of Plates and Shells*, New York: CRC Press.

Références bibliographiques

- Şimşek, M., 2015. Bi-Directional Functionally Graded Materials (BDFGMs) for Free and Forced Vibration of Timoshenko Beams with Various Boundary Conditions. *Composite Structures*.
- Smith, S. & Teng, J., 2001. Interfacial stresses in plated beams. *Engineering Structures*, Volume 23, pp. 857–871.
- Suresh, S. & Mortensen, A., 1998. *Fundamentals of Functionally Graded Materials*. London: IOM Communications Ltd.
- Swaminathana, K., Naveenkumara, D. T. & Zenkour, A. M., 2014. Stress, vibration and buckling analyses of FGM plates—A state-of-the-art review. *Composite Structures*.
- Techniques de l'ingénieur/Plastiques et composites/Composites/Charges et fibres de renforcement/Fibres, fils et tissus textiles (A3980).
- Taljsten, B., 1997. Strengthening of beams by plate bonding. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 9(4), pp. 206-212.
- Tounsi, A. & Benyoucef, S., 2007. Interfacial stresses in externally FRP-plated concrete beams. *International Journal of Adhesion & Adhesives*, Volume 27, pp. 207–215.
- Udapa, G., Rao, S. S. & Gangadharan, K. V., 2014. *Functionally graded composite materials: An overview*. s.l., elsevier, pp. 1291-1299.
- Vilnay, O., 1988. The analysis of reinforced concrete beams strengthened by epoxy bonded steel plates. *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*, 10(2), pp. 73-78.
- Wakashima, K., Hirano, T. & Niino, M., 1990. Space applications of advanced structural materials. *ESA SP303*, Volume 97.
- Wattanasakulpong, N., Gangadhara, B. P., Kelly, D. W. & Hoffman, H., 2012. Free vibration analysis of layered functionally graded beams with experimental validation. *Materials and Design*, Volume 36, pp. 182–190.
- Wu, Y. F. & Huang, Y., 2008. Hybrid Bonding of FRP to Reinforced Concrete Structures. *Journal of Composites for Construction*, 12(3), pp. 266-273.
- Xue, W. & Tan, Y., 2008. International Perspective : Experimental studies of concrete beams strengthened with prestressed CFRP laminates. pp. 70-85.

Références bibliographiques

Yang, J. & Wu, Y. F., 2007. Interfacial stresses of FRP strengthened concrete beams: Effect of shear deformation. *Composite Structures*, 80(3), pp. 343-351.

Yoshihisa, U., 2004. Properties of functionally graded materials, Manufactured by Progressive Lamination Method for Applications. *Composites Part B*, Volume 39, pp. 39-51.

You, Y., Choi, K. & Kim, J., 2012. An experimental investigation on flexural behavior of RC beams strengthened with prestressed CFRP strips using a durable anchorage system. *Composites Part B: Engineering*, 43(8), pp. 3026-3036.

Zouggar K., 2016. Etude du comportement mécanique d'une plaque composite de type verre/polyester soumise à un impact à faible énergie, thèse de doctorat, Université Djillali Liabes de Sidi Bel Abbés, Algérie.

Zenkour, A. M., 2006. Generalized shear deformation theory for bending analysis of functionally graded plates. *Applied Mathematical Modelling*, Volume 30, pp. 67-84.

Zhong, Z. & Yu, T., 2007. Analytical solution of a cantilever functionally graded beam. *Composites Science and Technology*, 67(3-7), pp. 481-488.

Webographie

- [1] <https://honestversion.com/global-fiber-glass-market-2019-industry-analysis-owens-corning-jushi-group-taishan-fiberglass-cpic/>
- [2] <https://pelemich.000webhostapp.com/Materiaux.html>
- [3] <http://www.protechcomposites.com/2x2-twill-gloss-matte-finish-7-piece-sample-pack/>
- [4] <https://bioplasticsnews.com/2014/02/17/carbon-fiber-from-biomass/>
- [5] <https://www.airbus.com/newsroom/news/en/2017/08/composites--airbus-continues-to-shape-the-future.html>
- [6] <https://medium.com/@and06227/structured-ideation-refinement-82f3f7223da6>
- [7] <https://lorrainature.wordpress.com/page/4/>
- [8] <https://www.ecolaines.com/fournitures-pour-sieges/1285-fibres-naturelles-de-rembourrage-crin-vegetal.html>
- [9] <https://www.thermagmbh.de/en/>
- [10] http://www.plastiservice.com/FR/caoutchouc_et_flexibles2
- [11] https://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_06/article_04_2.html
- [12] https://en.wikipedia.org/wiki/RS-68#cite_note-AIAA_RS-68-4
- [13] [https://fr.wikipedia.org/wiki/Orion_\(v%C3%A9hicule_spatial\)](https://fr.wikipedia.org/wiki/Orion_(v%C3%A9hicule_spatial))
- [14] <https://www.motorsport.com/f1/news/the-key-questions-answered-on-2021-cars/3177206/>
- [15] <https://www.motortrend.com/news/armored-biofuel-knight-xv-suv-to-be-shown-at-barrettjackson-collector-event-3584/>
- [16] <https://www.fastconnect.fr/quel-prix-pour-un-panneau-solaire/>
- [17] <https://www.avsafeanalysis.com/>