

RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR ET DE LA
RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITÉ ABOU BEKR BELKAID-TLEMCCEN

FACULTÉ DE TECHNOLOGIE
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

Thèse de Doctorat LMD
Option : Réhabilitation et fiabilité des structures et des équipements

Présentée par : BELABED Youssouf

THÈME

**ETUDE ET ANALYSE DU DELAMINAGE DES STRUCTURES
RENFORCÉES PAR COMPOSITES FRP MULTICOUCHES : EFFET
SHEARLAG ET IMPACT THERMIQUE**

Soutenu : le 13 juil. 2019

Devant le jury composé de :

Encadreur	KERBOUA	Bachir	Professeur	UABB- Tlemcen
Co-Encadreur	TARFAOUI	Mostapha	Professeur	ENSTA Brest- France
Président	CHEIKH	Abdelmadjid	Professeur	UABB- Tlemcen
Examineur	SEREIR	Zouaoui	Professeur	Univ- Oran
Examineur	HAMZA CHERIF	Sidi Mohamed	M.C.A.	UABB- Tlemcen

Année Universitaire 2018/2019

DÉDICACES

Je dédie cette thèse à :

✚ Mes très chers parents & Mes très chers frères et sœurs & Mon très chère épouse.

*Une spéciale dédicace à mon encadreur, **Pr Kerboua Bachir**, professeur au département de Génie Mécanique et de mon co-encadreur le **Pr Tarfaoui Mustapha**.*

A l'ensemble de mes amis et surtout à mes meilleurs amis Hebbaz mohammed el-emin & Braïri samir (Clicker)

Belabed Youssouf

REMERCIEMENTS

Je remercie vivement mon encadreur, le Professeur Kerboua Bachir, enseignant au département de Génie Mécanique, la Faculté de Technologie, pour ses précieux conseils son sérieux et sa bienveillance, pour sa patience et son encadrement très actif durant toute la période de l'élaboration de mon projet de mémoire de doctorat. De même, le Professeur Tarfaoui Mustapha de l'école de Brest, Bretagne, en France, trouve mes vifs remerciements pour sa bonne volonté et son suivi de près la préparation de mon travail de thèse et son bon foie pour la préparation des manipulations au niveau de son laboratoire à Brest.

Mes vifs remerciements à tous les membres du jury pour leur acceptation de lire ma thèse et pour leur évaluation de ce travail de recherche :

- *Pr Chikh Abdelmadjid*
- *Pr Kerboua Bachir*
- *Pr Tarfaoui Mostapha*
- *Pr Sereier Zouaoui*
- *Pr Hamza Cherif Sidi Mohamed*

Je remercie vivement tous mes enseignants du département de Génie Mécanique et, en particulier ceux qui m'ont enseigné dans le parcours Maintenance industrielle. C'est une spécialité que j'ai choisi et que j'ai aimé, c'est grâce à cette spécialité que je suis arrivé à ce stade de recherche.

Je tiens à remercier toute personne ayant contribué de près ou de loin à la réalisation de ce travail de thèse.

M^r Belabed Youssouf

RÉSUMÉ

La découverte des composites FRP et de la colle époxy a permis de développer de nouveaux matériaux capables de répondre à l'exigence de la réhabilitation des structures aux différents chargements et aux différents environnements. Au cours des dernières décennies, des travaux de recherche approfondis dans le domaine de l'ingénierie et de la science des matériaux ont abouti à une meilleure utilisation des composites, conduisant à un large éventail d'applications pratiques. Cette technique implique le renforcement des structures par des plaques composites en fibres FRP qui améliorent le renforcement et l'efficacité de la réparation, ainsi que la résistance, la rigidité et la capacité de résister à la corrosion de la structure. Ce travail de thèse présente une analyse dont le but principal est de traiter le problème du décollement des éléments de la structure renforcée par des patches ou des plaques en FRP, en analysant les contraintes interfaciales et leurs concentrations dans la couche adhésive. La première partie est une solution théorique simple présentée pour évaluer les contraintes interfaciales et leurs distributions, en prenant en compte le modèle mécanique, thermique et l'effet de cisaillement. Cette solution est ensuite améliorée par incluant le modèle taper et la théorie des stratifiés afin de simuler avec précision les contraintes et leurs concentrations dans la zone de renforcement par FRP. Ensuite, nous présentons un travail original par méthode d'éléments finis (MEF) sur la réduction des concentrations de contraintes interfaciales dans les structures renforcées, en tenant compte de l'effet d'effilement inverse « Inverse Taper » avec une forme spéciale à l'extrémité de la plaque FRP. Cette recherche a abouti à des résultats satisfaisants en comparaison avec les travaux de la littérature et qui sont en bonne concordance concernant la précision des valeurs de la concentration des contraintes. Ce travail est potentiellement intéressant pour la conception et l'innovation des nouvelles structures renforcée, rigides et résistantes qui peuvent répondre aux règlements et aux nouvelles normes soumises à la durabilité des structures, au patrimoine national et international et à un environnement durable.

Mot-clé : contraintes interfaciales, FRP, décollement, réhabilitation, Taper, shear-lag, précontraintes.

ABSTRACT

The discovery of FRP composites and epoxy resin made it possible to develop new materials capable of responding to the need for the rehabilitation of structures at different loadings and in different environments. In recent decades, extensive research in the field of engineering and materials science has resulted in better use of composites, leading to a wide range of practical

applications. This technique involves reinforcing the structures with FRP composite plates that improve the reinforcement and efficiency of the repair, as well as the strength, rigidity and non-corrosion capacity of the structure. This thesis presents a two-part analysis whose main goal is to treat the problem of the separation of elements of the reinforced structure by FRP patches or plates, by analyzing the interfacial stresses and their concentrations in the adhesive layer. The first part is a simple theoretical solution presented to evaluate the interfacial stresses and their distributions, taking into account the mechanical, thermal models and the shear-lag effect. This solution is then improved by including the taper model and the laminate theory in order to precisely simulate the stresses and their concentrations in the FRP reinforcement zone. Next, we present an original finite element (FE) work on the reduction of interfacial stress concentrations in reinforced structures, considering the reverse taper effect with a spew filet at the end of the reinforcement FRP plate. This research has yielded satisfactory results in comparison with the work of the literature and is in good agreement concerning the accuracy of the values of the concentration of the stresses. This work is potentially interesting for the design and innovation of new structures, rigid and resistant that can meet the regulations and new standards subject to the sustainability of structures, heritage and a sustainable environment.

Keywords: interfacial stresses, FRP, peeling, rehabilitation, taper, shearlag, prestress.

ملخص

لقد أتاح اكتشاف مادة الاليف FRP وغراء الإيبوكسي تطوير مواد جديدة قادرة على الاستجابة للمتطلبات مثل إعادة تأهيل الهياكل عند عمليات تحميل مختلفة وفي بيئات مختلفة. في السنوات الأخيرة، أدى البحث المكثف في مجال الهندسة وعلوم المواد إلى استخدام أفضل للمواد المركبة، مما أدى إلى مجموعة واسعة من التطبيقات العملية. تتضمن هذه التقنية تعزيز الهياكل وتقويتها بالاليف FRP المركبة التي تعمل على تحسين تقوية وفعالية الإصلاح، بالإضافة إلى القوة والصلابة والقدرة على مقاومة التآكل للهياكل. تقدم هذه الأطروحة تحليلاً يتمثل هدفه الأساسي في معالجة مشكلة فصل عناصر الهيكل المقوى بواسطة ألواح من الفولاذ أو FRP، وذلك بتحليل الاجهادات البينية وتركيزها في الطبقة اللاصقة. الجزء الأول هو تحليل نظري لتقييم الاجهادات البينية وتوزيعاتها، مع الأخذ بعين الاعتبار النموذج الميكانيكي والحراري وقوى القص. ثم يتم تحسين هذا الحل بي نموذج دقيق لدراسة نهاية لوحة FRP ونظرية الصفائح من أجل محاكاة الإجهادات وتركيزها بدقة في منطقة التقوية. بعد ذلك، نقدم دراسة رقمية بطريقة "FE" على الحد من تركيز قوى الاجهاد البيني في الهياكل المدعمة، مع الأخذ بعين الاعتبار تأثير فعل طابر العكسي لنهاية لوحة FRP مع شكل خاص. لقد أسفر هذا البحث عن نتائج مرضية بالمقارنة مع عمل الباحثين وهو متوافق بشكل جيد فيما يتعلق بدقة قيم تركيز الاجهادات. هذا العمل يمثل اهتمام خاص لتصميم وابتكار هياكل جديدة، صلبة ومقاومة يمكنها تلبية المطالب والمعايير الجديدة التي تخضع لاستدامة الهياكل واحترام التراث الوطني والعالمي والبيئة المستدامة.

الكلمات الدالة: الاجهادات، لوائح، FRP، إعادة التأهيل، وتأثير نموذج shearlag و الاجهادات المسبقة.

TABLE DES MATIÈRES

Dédicaces	I
Remerciements	II
Résumé	III
Table des matières	V
Liste des figures	IX
Liste des tableaux	XII
Liste des symboles	XIII
Introduction générale	1
 Chapitre I : Généralités sur les matériaux composites	
I.1 Introduction	5
I.2 Historique des matériaux composites [Nagavally, (2017)].....	5
I.3 Définition des matériaux composites [Miroslava, (2015) ; Harris, (1999)].....	6
I.4 Matériaux conventionnels et leurs limitations [Harris, (1999)].....	7
I.5 Conception des structures composites [Nedelcu et Redon, (2012)].....	8
I.5.1 Les fibres.....	9
I.5.1.1 Fibres de verre [Benzaid, (2013)].....	10
I.5.1.2 Fibres de carbone [Benzaid, (2013)].....	11
I.5.1.3 Fibre d’Aramide [Benzaid, (2013)].....	11
I.5.1.4 Forme du renfort.....	12
I.5.2 Les matrices.....	13
I.5.2.1 Résine thermodurcissable [Gornet, (2008)].....	14
I.5.2.2 Résine thermoplastique [Gornet, (2008)]	15
I.5.3 Fraction volumique	15

Table des matières

I.5.4	Module de Young longitudinal	16
I.5.5	Module de Young transversal	17
I.5.6	Architecture des matériaux composites	18
I.5.6.1	Monocouche	18
I.5.6.2	Sandwichs	18
I.5.6.3	Stratifié	19
I.6	Applications des matériaux composites [Gangarao and Ruifeng, 2011]	19
I.6.1	Réhabilitation	19
I.6.2	Ouvrages routiers et de transport	20
I.6.3	Applications environnementales difficiles	20
I.6.4	Applications navales	20
I.6.5	Composites dans les applications aérospatiales	20
I.6.6	Conclusion	21
Chapitre II : Théorie des plaques FRP stratifiées (multicouches)		
II.1.	Définition du stratifié	23
II.2.	Propriétés mécaniques d'un stratifié renforcé par fibres	24
II.2.1.	Rigidité et force d'un pli	25
II.2.2.	Propriétés matérielles	25
II.2.3.	Charges mécaniques et environnementales	25
II.3.	Comportement des matériaux élastiques dans les matériaux composites	25
II.3.1.	Matrice de Rigidité "C"	25
II.3.2.	Matrice de souplesse "S"	26
II.3.3.	"Pli" orthotropique	27
II.3.4.	Orientation des plis	28

Table des matières

II.3.5. Matrices de rigidité et de souplesse transformées	29
II.4. Théorie classique des stratifiés	30
II.4.1. Formulation du stratifié	30
II.5. Conclusion	35
Chapitre III - Etude bibliographique	
III.1. Réparation des structures endommagées par des plaques en acier.....	37
III.2. Renforcement des structures par des polymères renforcés de fibres (FRP)	38
III.3. Problèmes de renforcement par collage des plaques FRP	41
III.4. Phénomène de décollement	41
III.4.1. Décollage aux bords de la plaque FRP	42
III.4.2. Décollement interfacial.....	43
III.4.3. Délamination de la couverture en béton.....	43
III.5. Etat de l'art sur le renforcement des structures par collage FRP	43
III.5.1. Evaluation de comportement des structures renforcées et les modèles de prédiction des contraintes.....	43
III.5.2. Réduction des contraintes interfaciales	48
III.6. Conclusion.....	49
Chapitre 4 : Effet Taper et le modèle shearlag sur les contraintes interfaciales	
IV.1 Introduction	51
IV.2 Solution analytique	53
IV.2.1 Hypothèses	53
IV.2.2 Analyse de la contrainte de cisaillement	53
IV.2.3 Contrainte normale	56
IV.2.4 Effet de Taper dans le renforcement	57

Table des matières

IV.2.5	Contrainte du cisaillement avec l'effet Taper	58
IV.2.6	Contrainte normal avec l'effet Taper.....	59
IV.3	Analyse par éléments finis	59
IV.3.1	Propriétés mécaniques de la structure.....	59
IV.3.2	Simulation par éléments finis.....	60
IV.3.3	Résultats et discussions.....	61
IV.3.4	Etude paramétrique	64
IV.4	Conclusion	67
Chapitre 5 : Effet Taper et le modèle précontraint sur les contraintes interfaciales		
V.1	Introduction	69
V.2	Analyse par éléments finis (MEF)	71
V.2.1	Propriétés mécaniques	71
V.2.2	Modélisation par éléments finis.....	73
V.2.3	Résultats et discussions.....	73
V.3	Étude paramétrique	77
V.4	Conclusion	81
	Conclusion générale & perspectives	83
	Références bibliographiques	87

LISTE DES FIGURES

	Page
Chapitre 1	
Figure 1.1 Classes des matériaux composites.....	6
Figure 1.2 Eléments du matériau composite.....	8
Figure 1.3 Organigramme illustrant les principaux matériaux de renfort [Benzaid, (2013)]..	10
Figure 1.4 Ensemble de fibres de verre.....	11
Figure 1.5 Fibre de carbone.....	11
Figure 1.6 Fibre d’Aramide.....	12
Figure 1.7 Organigramme illustrant les différentes familles de matrice.....	14
Figure 1.8 Structure d’un matériau composite.....	15
Figure 1.9 Schéma d'une traction longitudinale.....	16
Figure 1.10 Schéma d'une traction transversal.....	17
Figure 1.11 Structure d’un matériau composite monocouche.....	18
Figure 1.12 Structure d’un matériau composite sandwich.....	19
Figure 1.13 Structure d’un matériau composite stratifié.....	19
Figure 1.14 Réparation de conduites par matériaux composites [(Fibrwrap, 2012)].....	20
Figure 1.15 Boeing 787 Dreamliner commercial avion. Source : La société Boeing.....	21
Chapitre 2	
Figure 2.1 Exemple de séquences d'empilement des plis.....	23
Figure 2.2 Définition des axes de coordonnées généraux.....	23
Figure 2.3 Différents types de stratifié.....	24
Figure 2.4 Rotation des coordonnées du matériau principal	28
Figure 2.5 Orientation de l'axe du stratifié, section du stratifié avant et après la déformation [Hyer, 1998]	31
Figure 2.6 Forces et moments sur un stratifié	33
Figure 2.7 Configurations du stratifie	33

Chapitre 3

Figure 3.1 Renforcements des structures par des plaques en FRP.....	40
Figure 3.2 Comparaison du comportement mécanique de la poutre renforcée et avec celle non renforcée (Reyne, 1998).....	41
Figure 3.3 Décollement à l'extrémité de la plaque FRP.....	42
Figure. 3.4. Différentes configurations du modèle Taper. [(Haghani et al., 2009)].....	49

Chapitre 4

Figure 4.1 Élément infinitésimal de la structure.....	54
Figure 4.2 Paramètres géométriques de Taper.....	57
Figure 4.3 Paramètres géométriques de la structure.....	60
Figure 4.4 Maillage du modèle géométrique	61
Figure 4.5 Distribution des contraintes interfaciales (phase 1) : l'effet Taper	62
Figure 4.6 Distribution des contraintes interfaciales (phase 2) avec l'effet Taper.....	62
Figure 4.7 Distribution des contraintes interfaciales (phase 3): [(0) ₈]s	63
Figure 4.8 Distribution des contraintes interfaciales (phase 4) : [(0) ₈]s	63
Figure 4.9 Distribution des contraintes du cisaillement : Modèle analytique : [(0) ₈]s	64
Figure 4.10 Contraintes interfaciales, l'effets de l'épaisseur de l'adhésif : (phase 4)	65
Figure 4.11 Contraintes interfaciales, l'effet du module d'élasticité E2 : (phase 4)	65
Figure 4.12 Contraintes interfaciales, l'effet de l'épaisseur du Taper : (phase 4)	66
Figure 4.13 Contraintes interfaciales, l'effet du nombre de couches : (phase 4)	66
Figure 4.14 Contraintes interfaciales, l'effet de l'orientation des fibres : (phase 4).....	67

Chapitre 5

Figure 5.1 Paramètres géométriques	72
Figure 5.2 Différentes configurations de l'adhésif avec formes incurvées.....	72
Figure 5.3 Maillage raffiné aux bords des zones de renforcement	73
Figure 5.4 Concentration des contraintes du cisaillement dans la couche adhésive (sans Taper).....	75

Liste des figures

Figure 5.5 Concentration des contraintes normales dans la couche adhésive (sans Taper)....	76
Figure 5.6 Variation de la concentration des contraintes du cisaillement pour des différentes géométries du Taper.....	76
Figure 5.7 Concentration de contrainte du cisaillement pour différents modèles de géométrie incurvée de l'adhésif.....	77
Figure 5.8 Effet de l'épaisseur d'adhésif sur la concentration de contraintes (cas 4).....	78
Figure 5.9 Effet de l'épaisseur de la plaque FRP sur la concentration de contraintes (cas 4)..	78
Figure 5.10 Effet du module élastique E2 sur la concentration de contraintes (cas 4).....	79
Figure 5.11 Effet du module d'élasticité Ea sur la concentration de contraintes (cas 4).....	79
Figure 5.12 Effet de l'orientation des différentes plis sur les valeurs des contraintes (cas 4)..	80
Figure 5.13 Effet de l'épaisseur et de la longueur de Taper sur les valeurs de contraintes (cas 4).....	80

LISTE DES TABLEAUX

Page

Chapitre 1

Tableau 1.1. Caractéristiques des fibres [Calzada, (2010)]9

Tableau 1.2 Caractéristiques des résines thermodurcissables.....14

Tableau 1.3 Caractéristiques des résines thermoplastiques.....15

Chapitre 4

Tableau 4.1. Propriétés des matériaux physiques.....60

Chapitre 5

Tableau 5.1. Propriétés géométriques et physiques des matériaux.....72

Tableau 5.2. Comparaison de la concentration des contraintes à la zone de renforcement....74

LISTE DES SYMBOLES

ΔL :	Allongement du composite.
ΔT :	Charge thermique.
q :	Charge uniformément répartie.
η	Coefficient de couplage.
α_b	Coefficient de dilatation thermique de l'adhérent 1 (poutre).
α_p	Coefficient de dilatation thermique de l'adhérent 2 (plaque).
α :	Coefficient de dilatation thermique.
δ :	Coefficient de forme géométrique de la poutre.
ν :	Coefficient de poisson.
σ_t^R :	Contrainte à la rupture en traction.
$\tau(x)$:	Contrainte de cisaillement d'interface.
$\sigma(x)$:	Contrainte normale d'interface.
γ	Déformation angulaire.
ε_m :	Déformation de la matrice.
ε_f :	Déformation des fibres.
ε°	Déformation du plan médian.
ε_L :	Déformation longitudinale.
ε_T :	Déformation transversale.
u :	Déplacement horizontal.
w :	Déplacement vertical.
a :	Distance entre le bord de la plaque et l'appui de la poutre.
$N(x)$:	Effort normal.
$V_t(x)$:	Effort tranchant.
t_p :	Épaisseur de la plaque.
t_b :	Épaisseur de l'adhérent b (poutre).
t_p :	Épaisseur de l'adhérent p (plaque).
t_a :	Épaisseur de l'adhésif.
P :	Force de précontrainte.
V_m :	Fraction volumique de la matrice.
V_f :	Fraction volumique des fibres.
h_f :	Hauteur de la fibre.
h_m :	Hauteur de la matrice.
t_{end}	L'épaisseur à l'extrémité de Taper
b :	Largeur de la structure.
L :	Longueur de l'adhérent 1 (poutre).
L_p :	Longueur de l'adhérent 2 (plaque).
e	Longueur de Taper.
[B]	Matrice de couplage membrane-flexion.
[D]	Matrice de rigidité en flexion.
[A]	Matrice de rigidité en membrane.
[Q]	Matrice de rigidité réduite.
$[\bar{Q}]$	Matrice de rigidité réduite transformé.
[T]	Matrice de transformation.
G :	Module de cisaillement.
E_L :	Module de Young longitudinal.
E_T :	Module de Young transverse.
E_m :	Module élastique de la matrice.
E_a :	Module élastique de l'adhésif.

Liste des symboles

E_f :	Module élastique des fibres.
E :	Modules élasticité.
E_b :	Modules élastiques de l'adhérent b (poutre).
E_p :	Modules élastiques de l'adhérent p (plaque).
$M(x)$:	Moment de flexion.
$M_t(x)$:	Moment total de flexion.
I_b :	Moments d'inertie de l'adhérent b (poutre).
I_p :	Moments d'inertie de l'adhérent p (plaque).
σ_c^R	Résistance à la compression.
A	Surface de la section transversale.
S_f :	Surfaces de section de la fibre.
S_m :	Surfaces de section de la matrice.
v_f :	Volume de la fibre.
v_m :	Volume de la matrice.
v_c :	Volume du matériau composite.

ACRONYMES

FRP:	Fiber reinforced polymer (polymère renforcé de fibres).
CFRP :	Carbon fiber reinforced polymer (polymère renforcé par fibres de carbone).
MEF	Méthode d'éléments finis.

INTRODUCTION GÉNÉRALE

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Un des principaux défis à relever, pour le secteur de l'automobile, de l'aéronautique, de l'aérospatial et de la marine, est le nombre croissant de structures défaillantes qui ont perdues une partie, partiellement ou totalement leur capacité de charge et de résistance. La déficience est généralement due à une surcharge, à un environnement stressé, à des dommages structurels, à la corrosion des matériaux, à la mauvaise qualité du matériau de la structure ou à une capacité insuffisante. Cela peut se manifester par de mauvaises performances en service, sous forme de déformation excessive, de fissures et à une résistance extrêmement inadéquate. De plus, les révisions apportées à la conception des structures et aux codes de chargement peuvent rendre de nombreuses structures, considérées auparavant comme satisfaisantes, non conformes aux règles en vigueur. Dans de telles circonstances, deux solutions sont possibles : démolir et reconstruire la structure, ceci porte atteinte à l'environnement, au patrimoine national et international et à l'éthique historique de la structure. Une nouvelle conception des matériaux et structures a commencé depuis les années (80) au Japon et aux états unis. Le choix du type de conception dépend de nombreux facteurs importants, tels que les coûts de base du matériel et de la main-d'œuvre, la durée de vie des structures et le respect de l'environnement. Dans les conditions économiques actuels, la réhabilitation des structures défaillantes ou endommagées est devenue une des priorités afin de respecter les limites les plus strictes d'aptitude au service et à des résistances ultimes des codes actuels, et le renforcement des structures existantes pour supporter des charges et des conditions plus sévères. Le terme "réhabilitation", implique l'ajout de composants structurels, englobe trois opérations, à savoir la réparation, le renforcement et la modernisation. Le mot "Renforcement" est utilisé dans cette thèse comme un terme générique pour décrire toutes les opérations de réhabilitation. L'utilisation des matériaux composites de type « fibers reinforced polymers » (FRP) pour la réparation et la réhabilitation des structures détient de nombreux avantages par rapport aux méthodes traditionnelles tels que le boulonnage, le rivetage ou le soudage. Les matériaux composites de par leur grande rigidité et leur résistance à la corrosion ainsi que la facilité de mise en place, apportent aux structures renforcées un meilleur comportement vis-à-vis des charges qui leurs sont appliquées, tant sur le plan de la résistance, sur le plan légèreté que sur le plan stabilité.

Ce travail de thèse présente une étude touchant la caractérisation du renforcement des structures endommagées en analysant les contraintes interfaciales induite des opérations de collage des patches ou plaques FRP sur les structures dégradées ou renforcées. On présente tout d'abord une solution théorique simple pour évaluer les contraintes interfaciales et leur concentration, en

Introduction générale

prenant en compte les paramètres majeurs tels que les effets de charge mécanique, thermique et le modèle shear-lag de la poutre et de la plaque dans une plage élastique linéaire. Cette solution est ensuite améliorée avec l'injection du modèle d'effilement « Taper » et la théorie des stratifiés.

Ce travail de recherche est organisé selon cinq chapitres. Après une introduction générale, le premier chapitre présente une étude globale des matériaux composites et de leurs différentes propriétés mécaniques exceptionnels. On décrit les types des matériaux utilisés pour la réhabilitation des structures, ainsi que leurs fibres, leurs matrices dans les plaques FRP. Une telle présentation est nécessaire pour mieux concevoir le renforcement par composte et leurs différentes applications dans de nombreux domaines.

Dans le deuxième chapitre, on présente la théorie des stratifiés pour les matériaux composites, ainsi que les différents orientations et réarrangements des multicouches dans les plaques FRP. Cette méthode nous permet prendre les paramètres de rigidité et de résistance.

Le troisième chapitre présente une analyse bibliographique consacrée aux principaux travaux antérieurs sur la réhabilitation et le renforcement des structures et les travaux employés, coté analytique, numérique et expérimental pour étudier les contraintes interfaciales.

Dans le quatrième chapitre, on a développé un modèle analytique pour prédire les contraintes interfaciales et leur concentration, ainsi une simulation numérique a été utilisée en déployant la méthode des éléments finis (MEF) pour valider les résultats du modèle analytique.

Le chapitre cinq présente un travail original sur la réduction des concentrations des contraintes interfaciales dans les structures renforcées en tenant compte de l'effet d'effilement inverse dans la plaque FRP et un profil incurvé dans l'adhésif. Dans ce concept, la réduction des contraintes interfaciales est la solution d'améliorer les performances de la résistance de la structure et la résolution du problème des contraintes élevés qui est la cause de délaminage et donc de destruction de la structure.

Une conclusion générale et une perspective ont été mis en évidence pour interpréter les différents résultats obtenus pendant cette recherche en analysant les différents résultats analytiques et numériques trouvés. Enfin, on a conclu notre travail de thèse par une perspective future concernant la protection des structures existantes et une conception nouvelle dans le cadre d'un patrimoine sauvegardé et d'un développement durable.

CHAPITRE 1
GÉNÉRALITÉS SUR LES MATÉRIAUX
COMPOSITES

CHAPITRE I – GÉNÉRALITÉS SUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES

I.1 Introduction

Les matériaux traditionnels tels que les métaux et les alliages ont atteint leur limite de rigidité et de résistance à la corrosion, même en utilisant les aciers spéciaux les plus modernes, il peut être difficile d'obtenir les caractéristiques les plus élevées et donc des performances plus élevées, comme la durabilité et la fiabilité des structures. Pour les domaines spécifiques tels que l'aérospatial et l'aviation, les industries automobile et chimique, les constructions électriques et bien d'autres domaines, les composites sont trop indispensables dans de nombreuses applications. Les avantages des matériaux composites en tant que matériaux structurels est d'obtenir un matériau plus résistant, plus rigide, mais également plus résistant au fluage, à la corrosion, à l'usure ou à la fatigue que les matériaux classiques. De plus, avec une combinaison appropriée des composants, nous pouvons également obtenir un composite de propriétés spécifiques (thermique, électrique, optique). L'inconvénient des matériaux composites, par rapport aux matériaux traditionnels, est leur prix relativement élevé.

Le principe des matériaux composites n'est pas nouveau, ils ont une longue histoire d'utilisation. En plus de ces composites synthétiques, il existe des composites naturels, dont les exemples les plus connus sont le bois et l'os.

I.2 Historique des matériaux composites [Nagavally, (2017)]

Les premières utilisations des composites remontent aux années 1500 av. lorsque les premiers Égyptiens et les colons mésopotamiens ont utilisé un mélange de boue et de paille pour créer des bâtiments solides et durables. La paille a continué à renforcer les anciens produits composites, notamment la poterie et les bateaux. Plus tard, en 1200 après JC, les Mongols ont inventé le premier arc en composite, à l'aide d'une combinaison de bois, d'os et de « colle animale ». Ces arcs étaient extrêmement puissants et extrêmement précis. Les arcs mongols composites donnèrent à Gengis Khan une domination militaire et, en raison de la technologie composite, cette arme était l'arme la plus puissante sur la planète jusqu'à l'invention de la poudre à canon. L'ère moderne des composites n'a pas commencé jusqu'à ce que les scientifiques développent les plastiques. Jusque-là, les résines naturelles dérivées de plantes et d'animaux étaient la seule source de colles et de liants. Au début des années 1900, des plastiques tels que le vinyle, le polystyrène, le phénolique et le polyester ont été mis au point. Ces nouveaux matériaux synthétiques ont surpassé les résines dérivées de la nature. Cependant, les plastiques seuls ne pourraient pas fournir une résistance suffisante pour les applications structurelles. Le renforcement était nécessaire pour fournir la force et la rigidité. En 1935, Owens Corning

introduisit la première fibre de verre associée à un polymère plastique, la fibre de verre crée une structure incroyablement solide et légère. C'est le début de l'industrie des polymères renforcés de fibres (FRP) qu'on connaît aujourd'hui.

I.3 Définition des matériaux composites [Miroslava, (2015) ; Harris, (1999)]

Le terme composite signifie « composé », il s'agit donc d'un matériau composé de deux éléments ou plus. Cependant, cela signifie que la plupart des matériaux et alliages naturels et synthétiques appartiennent à cette catégorie. La définition devrait être clarifiée, les composites peuvent être considérés comme un matériau composé de deux constituants ou plus, au moins l'une d'entre elles est solide, atteignant les propriétés qui ne peuvent être fournies par aucun des composants utilisés séparément. Le simple terme « composites » donne peu d'indications sur une vaste gamme de combinaisons individuelles comprises dans cette classe des matériaux. Le diagramme de la Figure 1.1 donne une idée plus précise des possibilités de la combinaison de ces matériaux.

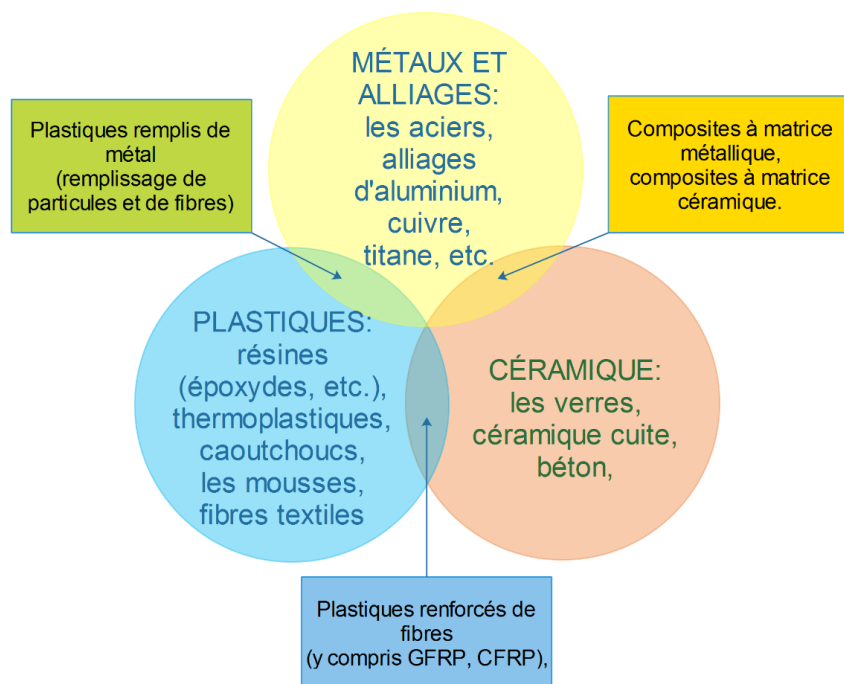


Figure 1.1 Classes des matériaux composites

Les deux constituants d'un composite sont un renfort et une matrice. Les principaux avantages des matériaux composites sont leur résistance et leur rigidité élevées, associées à une faible densité par rapport aux matériaux ordinaires, permettant une réduction du poids. Dans la plupart des cas, le renfort est plus dur, plus fort et plus rigide que la matrice. Le renfort est généralement une fibre courte et longue ou une particule. Les composites particulaires ont de dimensions approximativement égales dans toutes les directions. Ils peuvent être sphériques, des plaquettes

ou toute autre géométrie régulière ou irrégulière. Les composites particuliers sont beaucoup plus faibles et moins rigides que les composites à fibres continues, mais ils sont généralement beaucoup moins chers. Les composites renforcés de particules contiennent généralement moins de renfort (jusqu'à 40 à 50% en volume) en raison de difficultés de traitement et de fragilité [Campbell, (2010)].

I.4 Matériaux conventionnels et leurs limitations [Harris, (1999)]

Il est difficile d'établir un tableau de caractéristiques des matériaux composites afin d'évaluer les forces et les faiblesses relatives des métaux, des plastiques et des céramiques, car chacun de ces métaux couvre des familles entières de matériaux dans lesquels la gamme de propriétés est souvent aussi large que les différences entre les trois classes. Une comparaison en termes généraux peut toutefois identifier certains avantages et inconvénients les plus évidents des différents types de matériaux :

- **Les plastiques** sont de faible densité. Ils ont une bonne résistance chimique à court terme, mais ils manquent de stabilité thermique et n'ont qu'une résistance modérée à la dégradation à l'environnement (en particulier celle causée par les effets photochimiques de la lumière solaire). Ils ont de mauvaises propriétés mécaniques, mais ils sont faciles à fabriquer et à assembler.

- **Les céramiques** peuvent être de faible densité (bien que certaines soient très denses). Ils ont une grande stabilité thermique et ils sont résistants à la plupart des attaques (abrasion, usure, corrosion). Bien qu'intrinsèquement très rigides et forts en raison de leur liaison chimique, ils sont tous fragiles et peuvent être formés seulement avec difficulté.

- **Les métaux** ont généralement une densité moyenne à élevée, seul le magnésium, l'aluminium et le béryllium peuvent concurrencer les plastiques à cet égard. Beaucoup ont une bonne stabilité thermique et peuvent être rendus résistants à la corrosion. Ils ont des propriétés mécaniques utiles et une grande ténacité, et ils sont modérément faciles à façonner et à assembler. Ils sont en grande partie, avec une conséquence de leur ductilité et de leur résistance à la fissuration que les autres métaux, en tant que plusieurs classes, ils sont devenus les matériaux techniques préférés.

Une comparaison, même superficielle, permet de constater que chaque classe présente des avantages et des faiblesses intrinsèques, bien que les métaux posent moins de problèmes au concepteur que les plastiques ou les céramiques.

I.5 Conception des structures composites [Nedelcu et Redon, (2012)]

Un matériau composite est fabriqué en combinant deux ou plusieurs matériaux pour donner une combinaison unique de propriétés. La définition ci-dessus est plus générale et peut inclure des alliages de métaux, des copolymères plastiques, des minéraux et du bois.

Le concept principal d'un composite est qu'il contient des matériaux de matrice. Typiquement, le matériau composite est formé en caractérisant des fibres dans une résine de matrice, comme illustré à la Figure 1.2.

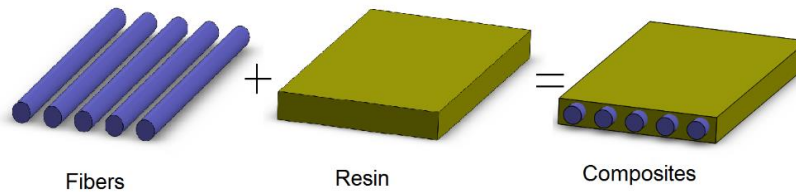


Figure 1.2 Eléments du matériau composite

Les renforts peuvent être des fibres ou des particules, quant aux matériaux de la matrice, ils peuvent être des métaux, des plastiques ou des céramiques.

Les renforts peuvent être fabriqués à partir de polymères, de céramiques et de métaux. La fibre peut être continue, longue ou courte et les composites à matrice polymère sont devenus plus courants qui sont largement utilisés dans de diverses industries. Ils peuvent être des thermodurcissables ou des thermoplastiques. En ce qui concerne le comportement en traction du composite, il est donné par la forme, la concentration et l'orientation du renforcement.

- **La forme** des particules de renforcement peut être considérée approximativement comme une sphère (le renfort sous forme de poudre) ou sous forme de cylindre (fibres). Leur taille et leur distribution peut alors déterminer la texture du composite.

- **La concentration** est une densité de la phase de renforcement exprimée en volume ou la quantité du poids. C'est l'un des paramètres les plus importants qui affectent les propriétés du matériau composite.

- **L'orientation** de la phase de renforcement affecte l'isotropie du système. Si les particules de renforcement ont la forme et les dimensions dans toutes les directions à peu près identiques (pour exemple, les poudres), le composite se comporte essentiellement comme un matériau isotrope, donc les propriétés sont les mêmes dans toutes les directions. Au contraire, les systèmes renforcés avec les renforts (fibres) présentent une anisotropie des propriétés.

I.5.1 Les fibres

Les fibres (renforts) contribuent à améliorer la résistance mécanique et la rigidité des matériaux composites. Les fibres, généralement utilisées dans les FRP sont le verre, le carbone et

l'aramide. Le tableau 1.1 donne les valeurs typiques des propriétés des fibres. Les fibres de carbone sont les fibres les plus rigides, les plus durables et les plus chères. Le carbone résiste assez convenablement à la plupart des impacts environnementaux. Les fibres de verre ont une résistance plus faible et une rigidité nettement inférieure, mais aussi un coût inférieur. Les fibres de verre non protégées se dégradent dans la plupart des environnements. Enfin, les fibres d'aramide ont des caractéristiques mécaniques entre celles du verre et du carbone [Piggott, (2002)].

Les principales fonctions des fibres d'un composite sont les suivantes [Nedelcu et Redon, (2012)]

- Porter la charge. Dans un composite structurel, 70 à 90% de la charge est supportée par des fibres.
- Fournir la rigidité, la résistance, la stabilité thermique et autres propriétés structurelles dans les composites.
- Fournir une conductivité électrique ou une isolation (en fonction du type de fibre utilisé).

Tableau 1.1. Caractéristiques des fibres [Calzada, (2010)]

Renforts	Diamètre du filament (µm)	Densité (kg/m ³)	Module d'élasticité longitudinal (MPa)	Module d'élasticité transversal (MPa)	Coefficient de poisson	Résistance à la traction (MPa)	Allongement à rupture (%)	Coefficient de la dilatation thermique (°C ⁻¹)
Verre R	10	2500	86000	-	0.2	3200	4	0.3x10 ⁻⁵
Verre E	16	2600	7400	30000	0.25	2500	3.5	0.5x10 ⁻⁵
Carbon HM	6.5	1800	390000	20000	0.35	2500	0.6	0.08x10 ⁻⁵
Carbon HR	7	1750	230000	50000	0.3	3200	1.3	0.02x10 ⁻⁵
Kevlar 46	12	1450	130000	12000	0.4	2900	2.3	-0.2x10 ⁻⁵
Boron	100	2600	400000	-	-	3400	0.8	0.4x10 ⁻⁵
Alumina silicate	10	2600	200000	-	-	3000	1.5	-
Polyéthylène	-	960	100000	-	-	3000	-	-

Etant donné que ce sont les fibres de renforcement qui permettent de créer des matériaux composites de haute résistance et rigidité, associées à une faible densité, il est intéressant d'examiner un peu plus en détail la nature de ces fibres et leur origine. Des informations peuvent

être obtenues sur ces fibres et d'autres fibres à partir des publications de [Bunsell, (1988)] et [Mai, (1994)].

[Berreur et al., (2002)] ont présenté les principaux matériaux de renfort comme sur la (Figure 1.3).

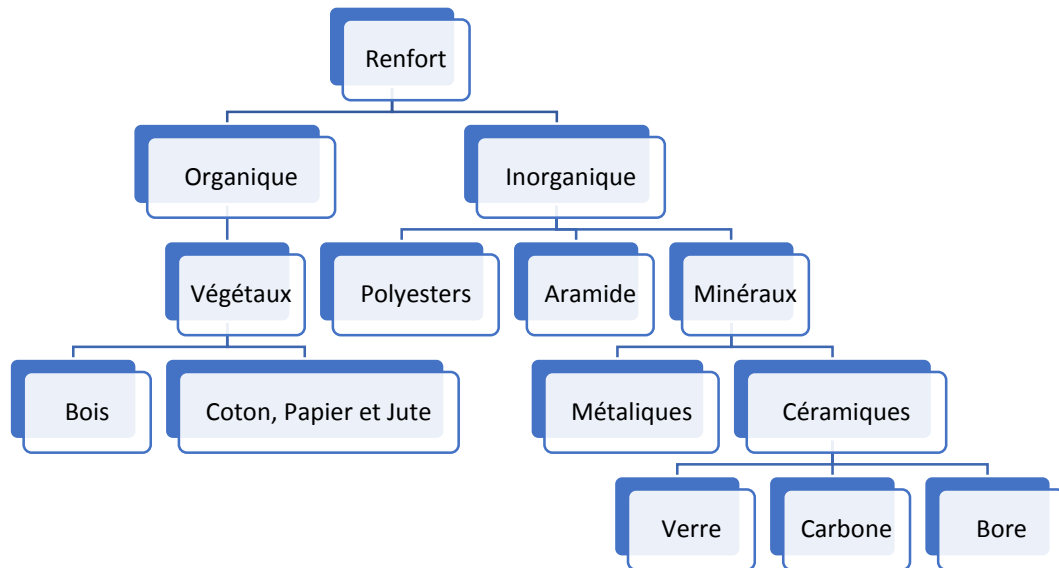


Figure 1.3 Organigramme illustrant les principaux matériaux de renfort.

I.5.1.1 Fibres de verre [Benzaid, (2013)]

Les fibres de verre (Figure 1.4) sont fabriquées en tirant le verre fondu en fils très fins, puis en les protégeant immédiatement du contact avec l'atmosphère ou des surfaces dures afin de préserver la structure exempte de défauts créée par le processus d'étirage. Les fibres de verre sont aussi solides que les fibres inorganiques les plus récentes, mais elles manquent de rigidité en raison de leur structure moléculaire. Les propriétés des verres peuvent être modifiées dans une mesure limitée en modifiant la composition chimique du verre, mais le seul verre utilisé dans une large mesure dans les matériaux composites est le verre au borosilicate ordinaire, appelé verre E. La plus grande utilisation en volume de matériaux composites implique le verre E comme renforcement. Le verre S (appelé R glass) a quelque peu de meilleures propriétés que le verre E, y compris une plus grande stabilité thermique, mais le coût a limité la portée de son utilisation. Les fibres de verre sont moins chères que les fibres de carbone et les fibres d'aramide. Par conséquent, les composites en fibres de verre sont devenus la solution la plus utilisée dans plusieurs applications, tel que le génie civil, l'industrie des bateaux et d'automobiles. Les modules d'élasticité des fibres sont de 70 à 85 GPa avec un allongement ultime de 2 à 5 % selon la qualité. Par contre les fibres de verre peuvent avoir des problèmes de relaxation. Elles sont aussi sensibles à l'humidité, mais avec le choix correct de la matrice les fibres de verre sont protégées.

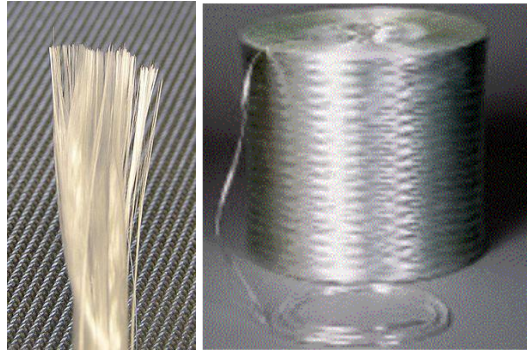


Figure 1.4 Ensemble de fibres de verre

I.5.1.2 Fibres de carbone [Benzaid, (2013)]

Les fibres de carbone (Figure 1.5) ont un haut module d'élasticité, de 200 à 800 GPa. L'allongement ultime est de 0,3 à 2,5 %. Les fibres de carbone n'absorbent pas l'eau et elles résistent à plusieurs solutions chimiques. Elles présentent une résistance excellente à la fatigue, et une faible relaxation comparée à celle des aciers extensibles précontraints. La fibre de carbone est un conducteur électrique et, par conséquent, peut donner la corrosion galvanique si elle est en contact direct avec l'acier. Il faut signaler également le mauvais comportement au choc et à l'abrasion des stratifiés renforcés par des fibres de carbone. Les fibres de carbone se différencient par le taux de carbone plus ou moins élevé qui modifie les allongements et les contraintes à la rupture ainsi que les modules d'élasticité. On trouvera des fibres dites « à haute résistance » (HR) et des fibres « à haut module » (HM) ou même « à très haut module » (THM), et des fibres intermédiaires [Chatain, (2001)]. Habituellement, les fibres de carbone sont classées en trois types, différenciées par la température maximale de traitement thermique. Ils manifestent des propriétés mécaniques et tribologiques distinctes.

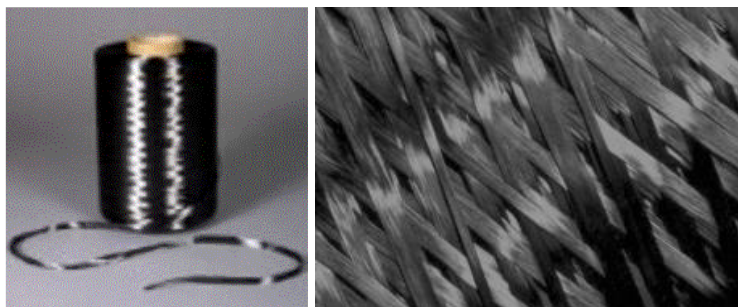


Figure 1.5 Fibre de carbone

I.5.1.3 Fibre d'Aramide [Benzaid, (2013)]

Appelé aussi polyamide aromatique, une marque bien connue des fibres d'aramide (Figure 1.6) est le « kevlar ». Les modules d'élasticité de ces fibres sont de 70 à 200 GPa avec une haute énergie de fracture et un allongement ultime de 1,5 à 5 % selon la qualité. Les fibres d'aramide

sont sensibles aux températures élevées, à l'humidité et aux radiations « ultra-violet » et par conséquent, elles ne sont pas largement utilisées dans les applications de génie civil. Les fibres d'aramide ont des problèmes avec la relaxation et la corrosion, mais elles ont une bonne résistance au choc et à la fatigue.



Figure 1.6 Fibre d'Aramide

I.5.1.4 Forme du renfort

Les renforts sont généralement composés des filaments.

- Décomposés en fil de base et en mèche puis en demi-produits comme la verranne, le stratifié (mèches de fils sans torsion, direct, assemblé, bouclé, ensimés), la silionne (fils de 102 à 408 filaments ensimés), les fils coupés (de base, textiles, texturés, coupés, broyés, de 3 à 5 mm de long, ensimés), qui sont tous des fibres de tissage. Les particules peuvent être des billes pleines ou creuses, les fibrilles, les écailles.

- Les renforts sous forme de semi-produit tel que : les mats (feutres de silionnes ou de fils continus coupés, 25 à 50 mm agglomérés par un liant, les feutres, les rubans les tissus à armature taffetas, sergé, satin, unidirectionnelle, bidirectionnelle ou les gaines les tresses et les préformés.

1. Formes linéiques

Les fibres sont élaborées suivant un diamètre de quelques micromètres (une dizaine), et ne peuvent par conséquent être utilisées sous forme unitaire. Pour leur utilisation pratique, ces fibres sont réunies en fils ou en mèches de différentes formes. La nomenclature générale des diverses formes linéiques est encore mal déterminée, et généralement dérivée de celle utilisée pour les fibres de verre.

2. Formes surfaciques

Les fils peuvent être utilisés pour réaliser des formes surfaciques de divers types : mats, tissus ou rubans, essentiellement développés dans le cas de fibres de verre.

- Les mats : sont des nappes de fils continus ou discontinus, disposés dans un plan sans aucune orientation préférentielle. Ils sont maintenus ensemble par un liant soluble ou non dans les résines, suivant la mise en œuvre. L'absence d'orientation préférentielle des fibres conduit à une isotropie des propriétés mécaniques du mat dans son plan.

- Les tissus et rubans : un tissu (ou ruban) est un ensemble surfacique de fils, de mèches, etc., réalisé sur un métier à tisser, il est constitué : de chaîne + trame.

I.5.2 Les matrices

La matrice lie les fibres entre elles en les maintenant alignées dans les principales directions sous contrainte. Les charges appliquées aux composites sont ensuite transférées dans les fibres, le principal composant porteur, à travers la matrice, ce qui permet au composite de résister aux efforts de compression, de flexion et du cisaillement, ainsi qu'aux efforts de traction. La capacité des composites renforcés de fibres courtes à supporter des charges de tout type dépend de la présence de la matrice en tant que moyen de transfert de charge, et l'efficacité de ce transfert de charge est directement liée à la qualité de la liaison fibre/matrice. La matrice doit également isoler les fibres les unes des autres afin qu'elles puissent agir en tant qu'entités séparées. De nombreuses fibres de renforcement sont des solides fragiles aux résistances très variables. Lorsque de tels matériaux sont utilisés sous forme de fibres fines, non seulement les fibres sont plus solides que la forme monolithique du même solide, mais il existe un avantage supplémentaire, à savoir que les agrégats de fibres ne se détériorent pas de manière catastrophique. De plus, la résistance du faisceau de fibres est moins variable que celle d'une tige monolithique de capacité portante équivalente. Mais ces avantages de l'agrégat de fibres ne peuvent être réalisés que si la matrice sépare les fibres les unes des autres, de sorte que les fissures ne puissent pas traverser sans encombre au travers de séquences de fibres en contact, ce qui donnerait des composites complètement cassants [Harris, (1999)].

Les fonctions importantes d'un matériau matriciel sont les suivantes [Nedelcu et Redon, (2012)] :

- Le matériau de la matrice transfère la charge aux fibres.
- La matrice isole les fibres afin que chaque fibre puisse agir séparément. Cela arrête ou ralentit la propagation d'une fissure.
- La matrice protège les fibres de renforcement contre les attaques chimiques et les dommages mécaniques.
- La matrice offre une bonne qualité de finition de surface et facilite la production des pièces en forme de filet ou presque.

Les différentes familles de matrice sont résumées dans le schéma de la Figure 1.7 :

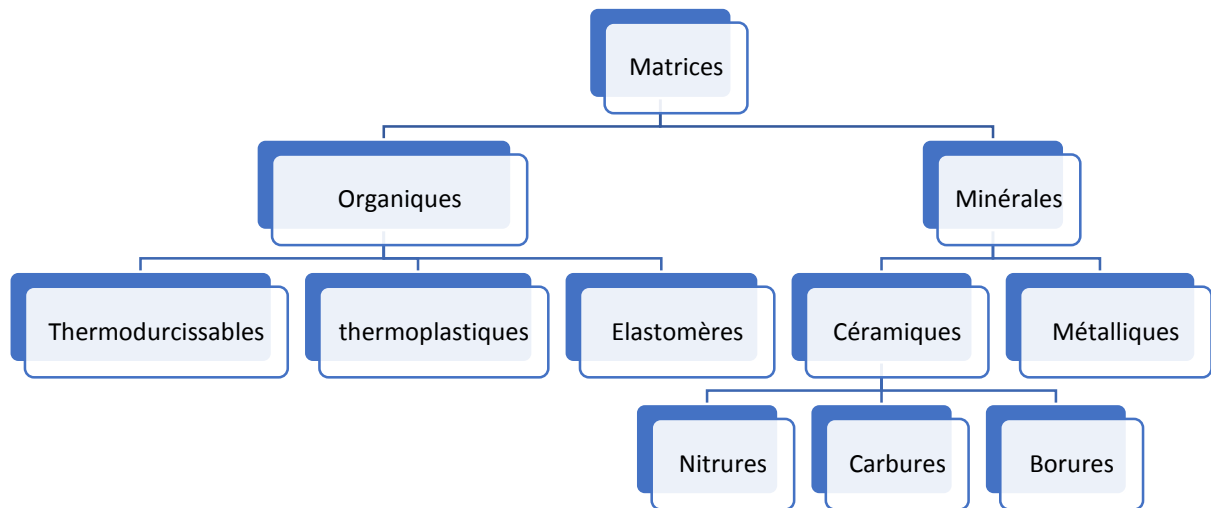


Figure 1.7 Organigramme illustrant les différentes familles de matrice.

Les résines thermodurcissables (thermosets) sont utilisées presque exclusivement, telles que les matrices vinylesters, polyesters et époxy (Carolin 2003). Il existe deux types principaux de matrices :

I.5.2.1 Résine thermodurcissable [Gornet, (2008)]

Les résines thermodurcissables sont des matériaux polymère qui subit des modifications chimiques irréversibles lorsqu'ils ont durci à la chaleur. Une fois devenir l'état solide, la structure ne peut plus être modifiée. Les résines thermodurcissables ont des propriétés mécaniques élevées. Ces résines ne peuvent être mises en forme qu'une seule fois. Elles sont en solution sous forme de polymère non réticulé en suspension dans des solvants. Les résines polyesters insaturées, les résines de condensation (phénoliques, amioplastes, furaniques) et les résines époxy sont des résines thermodurcissables.

Les matériaux les plus performants ont des caractéristiques mécaniques élevées et une masse volumique faible. Ces caractéristiques sont présentées dans le tableau 1.2.

Tableau 1.2 Caractéristiques des résines thermodurcissables

Résines	Température de fléchissement sous charge	Masse volumique (Kg/m ³)	Allongement ϵ_t^R (%)	Contrainte à la rupture en traction σ_t^R (MPa)	Résistance à la compression σ_c^R (MPa)	Module d'élasticité en flexion E_f (GPa)
Polyesters	60 à 100	1140	2-5	50-85	90-200	2.8-3.6
Phénoliques	120	1200	2.5	40	250	3-5
Epoxydes	290	1100-1500	2-5	60-80	250	3-5

I.5.2.2 Résine thermoplastique [Gornet, (2008)]

Les résines thermoplastiques sont des matériaux polymères ou plastiques qui deviennent mous et peuvent être formés lorsqu'ils sont chauffés et rigides une fois refroidi. Elles ont des propriétés mécaniques faibles. Ce processus peut être répété plusieurs fois sans altération chimique du matériau. De même que pour les résines thermodurcissables, les matériaux les plus performants ont des caractéristiques mécaniques élevées et une masse volumique faible : ces dernières sont présentées dans le tableau 1.3.

Tableau 1.3 Caractéristiques des résines thermoplastiques

Résines	Température de fléchissement sous charge T_f (°C)	Masse volumique (Kg/m ³)	Contrainte à la rupture en traction (Mpa)	Module d'élasticité en flexion E (GPa)
Polyamide	65-100	1140	60-85	1.2-2.5
Polypropylène	50-60	900	20-35	1.1-1.4

I.5.3 Fraction volumique

Les matériaux composites sont non homogènes et leurs diverses propriétés dépendent de celles de la matrice qui les constituent. Cependant, ces derniers, peuvent être supposés comme homogènes en considérant leur propriétés moyennes vis-à-vis des charges externes appliquées. Le composite unidirectionnel suppose se comporter comme un matériau dont les propriétés mécaniques varient d'une direction à une autre. Des expressions simplifiées et pratiques de ces composites peuvent être obtenues en adoptant une approche très simple du comportement mécanique d'un élément de volume de ce matériau.

Considérons un volume v_c du matériau composite, composé d'un volume v_f de la fibre et d'un volume v_m de la matrice. Comme illustré dans la Figure 1.8.

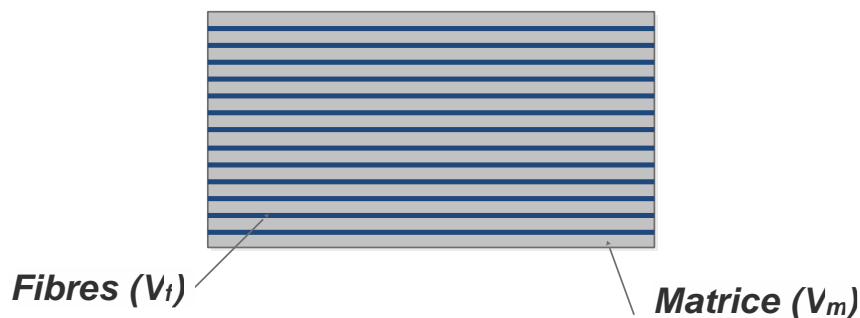


Figure 1.8 Structure d'un matériau composite

On définit :

- La fraction volumique des fibres

$$V_f = v_f / v_c \quad (1.1)$$

- La fraction volumique de la matrice

$$V_m = v_m / v_c \quad (1.2)$$

Sachant que $V_m = 1 - V_f$ et $v_c = v_m + v_f$

I.5.4 Module de Young longitudinal

Par essai de traction, le composite s'allonge d'une quantité ΔL , (Figure 1.9)

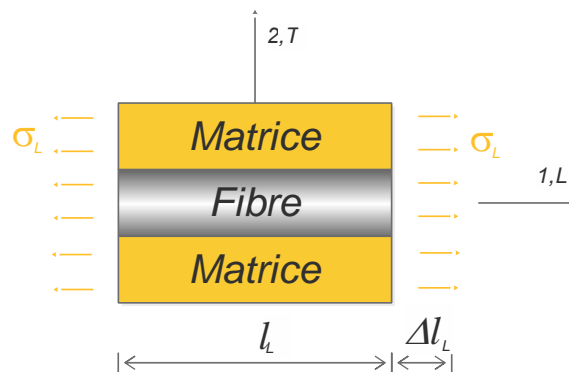


Figure 1.9 Schéma d'une traction longitudinale

Donc on définit une déformation

$$\varepsilon_L = \frac{\Delta L}{L} \quad (1.3)$$

L'identité de la déformation dans la fibre et dans la matrice impose $\varepsilon_f = \varepsilon_m = \varepsilon_L$

De plus, on a

$$\sigma_f = E_f \cdot \varepsilon_f = E_f \cdot \varepsilon_L \text{ et } \sigma_m = E_m \cdot \varepsilon_m = E_m \cdot \varepsilon_L \quad (1.4)$$

Donc, la force :

$$F_f = \sigma_f \cdot S_f = E_f \cdot \varepsilon_L \text{ et } F_m = \sigma_m \cdot S_m = E_m \cdot \varepsilon_L \cdot S_m \quad (1.5)$$

Avec : S_m et S_f représentent les surfaces des sections droites de la fibre et de la matrice.

Sachant que $F_L = F_f + F_m$ ce qui donne

$$F_L = \sigma_f \cdot S_f + \sigma_m \cdot S_m \quad (1.6)$$

Soit « S » l'aire de la section droite du composite, donc

$$\sigma_L = \frac{F_L}{S} \quad (1.7)$$

Et par conséquent σ_L nous donne

$$\frac{F_L}{S} = \sigma_f \cdot \frac{S_f}{S} + \sigma_m \cdot \frac{S_m}{S} \quad (1.8)$$

Ainsi,

$$\sigma_L = \sigma_f \cdot V_f + \sigma_m \cdot (1 - V_f) \quad (1.9)$$

Sachant que : $\sigma_L = E_L \cdot \varepsilon_L$ et l'équation devient :

$$E_L \cdot \varepsilon_L = E_f \cdot V_f \cdot \varepsilon_L + E_m \cdot \varepsilon_L \cdot (1 - V_f) \quad (1.10)$$

$$E_L = E_f \cdot V_f + E_m \cdot (1 - V_f) \quad (1.11)$$

Cette expression est connue sous le nom de 'loi des mélanges' pour le module d'Young dans la direction des fibres.

I.5.5 Module de Young transverse

Le module d'Young transversal est déterminé dans un essai de traction transversal où le composite est chargé suivant la direction normale de la fibre (Figure 1.10).

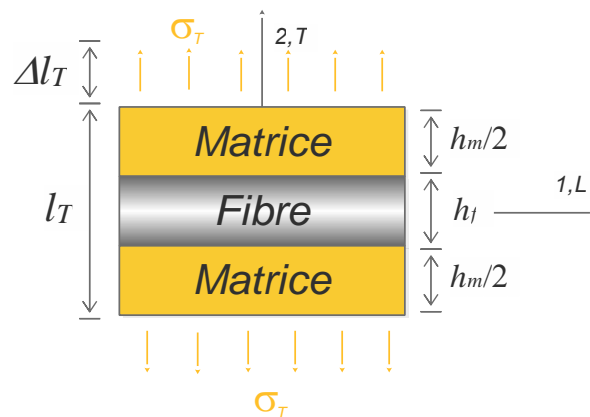


Figure 1.10 Schéma d'une traction transversal

On définit :

$$V_f = \frac{h_f}{h_f + h_m} \quad \text{et} \quad V_m = 1 - V_f = \frac{h_m}{h_f + h_m} \quad (1.12)$$

Dans ce cas on a :

$$\sigma_T = \sigma_m = \sigma_f \quad (1.13)$$

Il en résulte que les déformations respectives de la fibre et de la matrice dans la direction transverse s'écrivent :

$$\varepsilon_f = \frac{\sigma_T}{E_f} ; \quad \varepsilon_m = \frac{\sigma_T}{E_m} \quad (1.14)$$

Sachant que l'allongement du composite est défini par :

$$\Delta l_T = \Delta l_f + \Delta l_m \quad (1.15)$$

Ce qui donne :

$$\Delta l_T = \varepsilon_f h_f + \varepsilon_m h_m \quad (1.16)$$

Et la déformation du composite est donné par :

$$\varepsilon_T = \frac{\Delta l_T}{h_f + h_m} = \varepsilon_f \frac{h_f}{h_f + h_m} + \varepsilon_m \frac{h_m}{h_f + h_m} \quad (1.17)$$

Ainsi :

$$\varepsilon_T = \varepsilon_f V_f + \varepsilon_m (1 - V_f) \quad (1.18)$$

Cette déformation est en relation avec la contrainte imposée, par le module transverse :

$$\sigma_T = E_T \varepsilon_T \quad (1.19)$$

La combinaison des expressions (1.14) à (1.18) donne à l'expression du module transverse (1.20):

$$\frac{1}{E_T} = \frac{V_f}{E_f} + \frac{1-V_f}{E_m} \quad (1.20)$$

I.5.6 Architecture des matériaux composites

I.5.6.1 Composite monocouche

Les monocouches représentent l'élément de base de la structure composite. Les différents types de monocouches sont caractérisés par la forme du renfort : à fibres continues, à fibres courtes, fibres tissées et mat voire Figure 1.11.

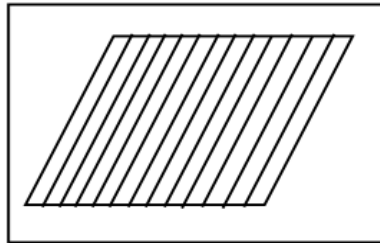


Figure 1.11 Structure d'un matériau composite monocouche

I.5.6.2 Composite sandwichs

Anneaux ou coques conçus pour des sollicitations de flexion ; généralement, le comportement dans le plan est isotrope. Les panneaux sandwich sont la généralisation 2D de la poutre en I voire Figure 1.12.

Concept clé : placer la partie résistante à la flexion là où il le faut, à l'extérieur, et remplir la partie centrale avec un matériau léger (mousse solide, balsa, structure à nid d'abeille etc.) qui fait face aux efforts du cisaillement hors plan.

- Applications :
 - ✓ Navales
 - ✓ Aérospatial
 - ✓ Aviation
 - ✓ Sport
- Qualités :
 - ✓ Extrême légèreté
 - ✓ Très grande rigidité en flexion

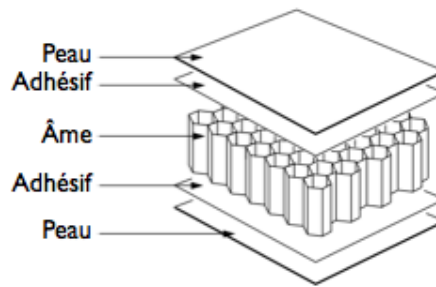


Figure 1.12 Structure d'un matériau composite sandwich

I.5.6.3 Composite stratifié

Une structure composite couramment utilisée formée de plusieurs couches liées les unes aux autres pour former une plaque composite stratifiée à haute résistance. Chaque couche est renforcée par des fibres dans une seule direction, les couches adjacentes ayant généralement des orientations des fibres différentes. Normalement, l'assemblage des couches se fait par polymérisation de l'ensemble, parfois par collage voire Figure 1.13.

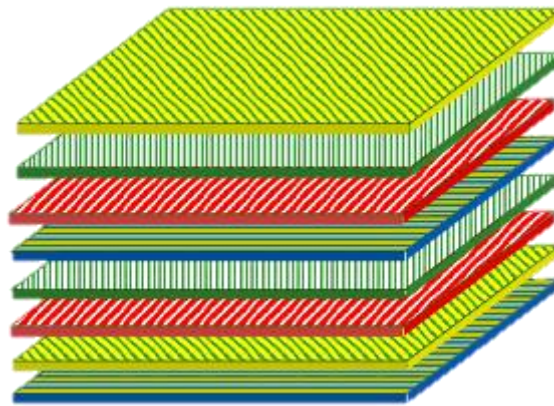


Figure 1.13 Structure d'un matériau composite stratifié

I.6 Applications des matériaux composites [Gangarao and Ruifeng, 2011]

Au cours de la dernière décennie, l'utilisation de composites de FRP en tant que matériau de construction dans les travaux de génie civil a considérablement augmenté. Ces matériaux se sont révélés être utiles pour la construction de nouveaux bâtiments et ponts et pour la modernisation des structures existantes (Bank 2006).

I.6.1 Réhabilitation par composites

La majorité des travaux de réhabilitation consistent à la réparation de vieilles structures en détérioration, des dommages dus aux activités sismiques et à d'autres aléas naturels. Le renforcement structurel est également nécessaire en raison des problèmes de dégradation pouvant résulter de l'exposition environnementale, d'une conception inadéquate, d'une

construction de mauvaise qualité et de la nécessité de respecter les exigences de conception actuelle. Par conséquent, la réparation et le renforcement structurels ont fait l'objet de beaucoup d'attention au cours des deux dernières décennies dans le monde entier (Karbhari et al. 2003). (Figure 1.14)



Figure 1.14 Réparation des conduites par matériaux composites [(Fibrwrap, 2012)]

I.6.2 Ouvrages routiers et de transport

Les progrès réalisés dans les composites en FRP ont abouti à des systèmes structurels permettant un déploiement rapide des compositions du pont et d'autres structures routières.

I.6.3 Applications environnementales difficiles

Le FRP a longtemps fait ses preuves avec succès pour des applications environnementales corrosives et sévères telles que le stockage de produits chimiques et les réservoirs souterrains. Cheminées / Conduits de fumée est une autre application plus récente. Les composites de FRP utilisés comme conduits de cheminée dans les cheminées de fumée des centrales améliorent l'efficacité et la protection de l'environnement des centrales au charbon.

I.6.4 Applications navales

Les composites de FRP ont fait leurs preuves dans le domaine de l'eau. Les FRP sous forme de panneaux, de tuyaux et de poteaux trouveront de nombreuses applications dans tous les types de structures navales et d'installations à terre. Par exemple, ces applications peuvent inclure : des ponts entre les navires, des ailes, des ponts de porte-avions, des coques de bateau, des murs de soutènement, des passages pour piétons, des câbles, des conduites, sous-marines, des garde-corps et bien d'autres.

I.6.5 Composites dans les applications aérospatiales

La passion sans faille de l'industrie aérospatiale d'améliorer les performances des avions commerciales et militaires motive en permanence le développement des matériaux de structures améliorés à hautes performances. Les matériaux composites constituent l'une de ces catégories de matériaux qui jouent un rôle important dans les composants aérospatiaux actuels et futurs.

Les matériaux composites sont particulièrement attrayants pour les applications aéronautiques et aérospatiales en raison de leur résistance exceptionnelle, de leurs rapports rigidité / densité et de leurs propriétés physiques supérieures. (Figure 1.15)

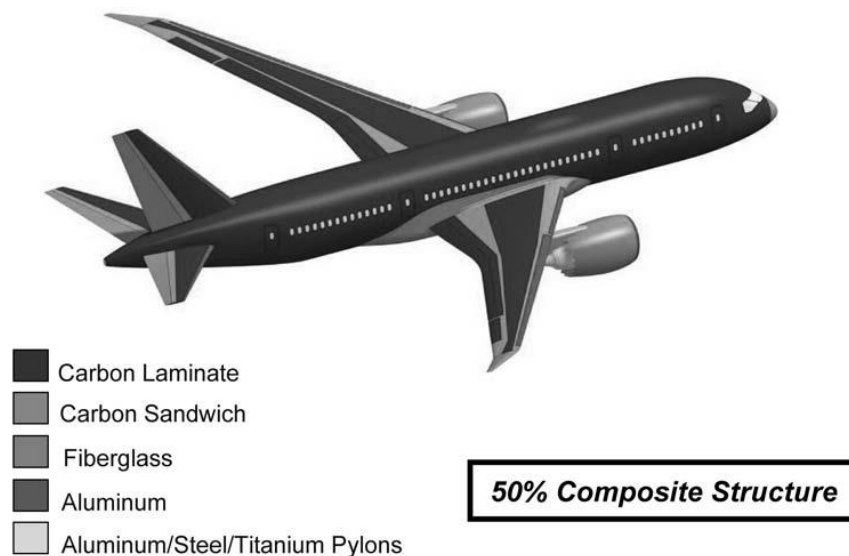


Figure 1.15 Boeing 787 Dreamliner commercial avion. Source : La société Boeing

I.7 Conclusion

Les composites avancés constituent une industrie diversifiée et en croissance en raison de leurs avantages distincts par rapport aux produits métalliques concurrents, notamment un poids réduit, une performance supérieure et une résistance à la corrosion. Ils sont utilisés dans les domaines de l'aérospatiale, de l'automobile, de la marine, du sport et, plus récemment, des infrastructures. L'inconvénient majeur des composites est leur coût élevé. Cependant, le choix judicieux des matériaux (fibres et matrice), des formes de produits et des processus peut avoir un impact capital sur le coût de la pièce finie.

Ce premier chapitre a été destiné aux principales caractéristiques des composites, cela avait un objectif bien déterminé qui se résume dans la mise en valeur des propriétés des composites.

CHAPITRE 2

THÉORIE DES PLAQUES FRP STRATIFIÉES (MULTICOUCHES)

CHAPITRE 2 : THÉORIE DES PLAQUES FRP STRATIFIÉES (MULTICOUCHES)

Ce chapitre vise à décrire brièvement le type d'analyse mécanique appliquée pour déterminer le comportement de la structure proposée, composée de plaque en composites stratifiés. L'analyse comprend les bases nécessaires à la compréhension du comportement mécanique d'un solide déformable par l'application de la théorie de l'élasticité. À partir de là, le comportement élastique du matériau composite est décrit par des relations de contrainte-déformation. Les effets de l'orientation des plis sont examinés avec les transformations correspondantes entre l'axe principal et les coordonnées orientées décrites, puis leur application et leur effet. L'analyse détermine les conditions que doivent poser. Si les laminas remplissent les conditions requises, la théorie classique exposée peut être appliquée de manière appropriée au stratifié. La théorie tente de trouver des hypothèses de simplification efficaces et réalistes réduisant le problème élastique tridimensionnel à un problème bidimensionnel. Il détermine la réponse du stratifié aux forces et aux moments agissant sur le stratifié en appliquant l'hypothèse des stratifiés minces dans laquelle un certain nombre d'occurrences géométriques déformées sont supposées.

II.1. Définition du stratifié [Berthelot, 2007]

Un stratifié est un empilement organisé de plis composites unidirectionnels (unidirectionnel signifiant que les plis ont une seule direction de fibre). L'empilement est défini par les directions des fibres de chaque couche, voir Figure 2.1.

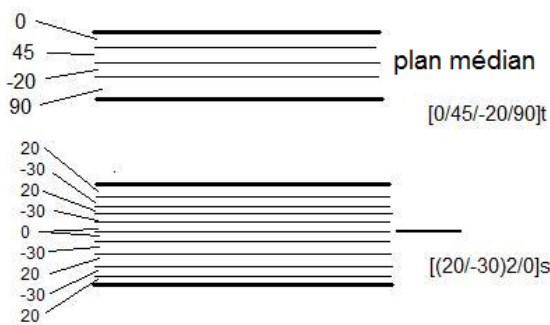


Figure 2.1. Exemple de séquences d'empilement des plis.

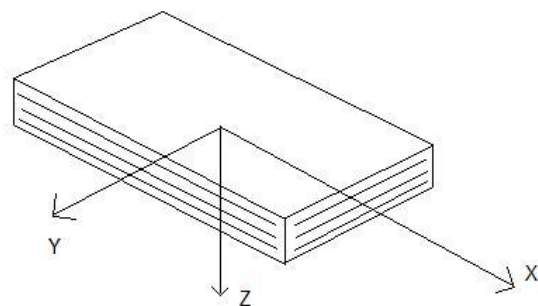


Figure 2.2. Définition des axes de coordonnées généraux.

Alors que le stratifié entier est défini selon ce système de coordonnées x-y-z (Figure 2.2), dans un pli individuel, la direction «11» indique la direction de la fibre et la direction «22» est perpendiculaire à la direction de la fibre. La séquence d'empilement du stratifié, désigne le nombre et l'orientation des couches successives en parcourant le stratifié d'une face l'autre. Ainsi, un stratifié est dit unidirectionnel si l'angle entre deux couches consécutives est nul, c'est-à-dire, toutes les fibres sont alignées selon une seule direction.

Par contre, un stratifié est multidirectionnel si les couches successives, sont orientées les unes par rapport aux autres à des angles autres que 0° tel, les multidirectionnels $[0/+45/-45/90/90/+45/-45/0]$. Le choix de l'empilement et, plus particulièrement des orientations, permettra d'avoir des propriétés mécaniques spécifiques. On pourra avoir des stratifiés de type (voir Figure 2.3).

- Équilibré : Nombre de plis à $+0$ est égal au nombre de plis à -0 .
- Symétrique : stratifié comportant des couches disposées symétriquement par rapport à un plan moyen, ayant la même orientation des fibres.
- Antisymétrique : stratifié comportant des couches ayant des orientations de fibres opposées.
- Orthogonal : stratifié comportant autant de couches à 0° que de couches à 90° .

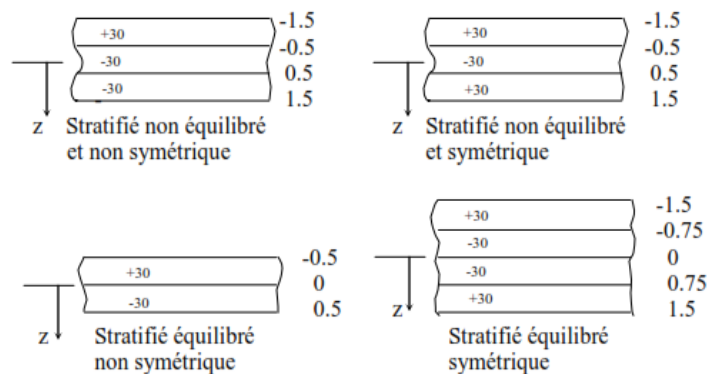


Figure 2.3. Différents types de stratifié

II.2. Propriétés mécaniques d'un stratifié renforcé par fibres

Les matériaux composites présentent de nombreuses caractéristiques mécaniques, différentes de celles des matériaux classiques tels que les métaux. Plus précisément, les matériaux composites sont souvent à la fois inhomogènes et non isotropes. Par conséquent, et en raison de la nature hétérogène inhérente des matériaux composites, ils peuvent être étudiés d'un point de vue micromécanique ou macro-mécanique. En micromécanique, le comportement de la couche non homogène est défini en termes de matériaux constitutifs ; alors qu'en macro-mécanique, le matériau est présumé homogène et les effets des matériaux constitutifs ne sont détectés que comme des propriétés macroscopiques apparentes du matériau composite.

Cette approche est généralement acceptée lors de la modélisation de la réponse globale de structures composites. L'approche micromécanique est plus pratique pour l'analyse du matériau composite, car elle étudie les pourcentages volumétriques des matériaux constitutifs pour les rigidités et résistances souhaitées du pli, c'est-à-dire que l'objectif de la micromécanique est de déterminer les modules d'élasticité et de résistance d'un pli en termes de des modules d'élasticité,

et le pourcentage volumétrique des fibres et de la matrice. Pour expliquer davantage, les fibres et la matrice sont supposées être homogènes, isotropes et linéairement élastiques.

II.2.1. Rigidité et force d'un pli

Les fibres peuvent être orientées de manière aléatoire dans le matériau, mais il est également possible de les orienter de préférence dans la direction supposée présenter les contraintes les plus élevées. Un tel matériau est dit anisotrope (c'est-à-dire des propriétés différentes dans des directions différentes), et le contrôle de l'anisotropie est un moyen important d'optimiser le matériau pour des applications spécifiques. Au niveau microscopique, les propriétés de ces composites sont déterminées par l'orientation et la répartition des fibres, ainsi que par les propriétés des matériaux fibreux et matriciels.

II.2.2. Propriétés matérielles

En plus de la séquence d'empilement du stratifié, les propriétés du matériau composite doivent être définies. Les propriétés suivantes doivent être définies :

- Élasticité mécanique (E_{11} , E_{22} , G_{12} et ν_{12})
- Élasticité environnementale (α_{11} , α_{22} , β_{11} , β_{22}) qui représentent respectivement les dilatations thermiques et d'humidité.

II.2.3. Charges mécaniques et environnementales

Enfin, les charges mécaniques et environnementales doivent être définies :

- Forces normales (N_{xx} , N_{yy} , N_{xy})
- Forces du moment (torsion) (M_{xx} , M_{yy} , M_{xy})
- Environnemental (ΔT et ΔM en degrés Celsius et % d'humidité, respectivement)

II.3. Comportement des matériaux élastiques dans les matériaux composites

II.3.1. Rigidité Matrice "C"

La loi de Hooke généralisée établissant un lien entre les contraintes et les déformations peut être écrite de la manière suivante :

$$\sigma_i = C_{ij} \cdot \varepsilon_j \quad (2.1)$$

Où σ_i sont les composantes de contrainte, C_{ij} est la matrice de rigidité et ε_j sont les composantes de déformation. La relation contrainte-déformation et la matrice de raideur correspondante pour l'anisotrope, un cas élastique linéaire est présenté ci-dessous.

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{12} \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

Où la matrice de rigidité elle-même est symétrique, ce qui implique que seulement 21 des 36 sont des constants élastiques indépendants. Selon le type de matériau, on observe différents degrés de symétrie des propriétés du matériau et on observe une réduction subséquente du nombre de constants élastiques dans la matrice de rigidité. L'une d'entre elles est la matrice de rigidité illustrée ci-dessous, qui décrit le cas des relations contrainte-déformation alignées sur les principales directions du matériau, c'est-à-dire les directions parallèles aux intersections des trois plans orthogonaux de la symétrie des propriétés du matériau. Cette matrice définit un matériau orthotrope qui est fondamental dans l'analyse composite. Il est également important de noter que les matériaux orthotropes peuvent présenter une anisotropie apparente lorsqu'ils sont soumis à des contraintes de coordonnées non principales

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{12} \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

II.3.2. Matrice de souplesse "S"

Pour faciliter la résolution du comportement du matériau élastique, nous définissons l'inverse de la relation contrainte-déformation précédente telle que

$$\varepsilon_i = S_{ij} \cdot \sigma_j \quad (2.4)$$

Où S_{ij} est la matrice de souplesse ou de flexibilité qui contient des expressions plus réduites des constants élastiques. La matrice de flexibilité complète est donnée comme

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ S_{41} & S_{42} & S_{43} & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ S_{51} & S_{52} & S_{53} & S_{54} & S_{55} & S_{56} \\ S_{61} & S_{62} & S_{63} & S_{64} & S_{65} & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

Après simplification, la matrice 6x6 est réduite à une matrice 3x3 et implique la réduction suivante de la relation contrainte-déformation comme suit :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{21} & S_{16} \\ S_{12} & S_{22} & S_{26} \\ S_{16} & S_{26} & S_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

Après cela, les constantes de la matrice de souplesse ci-dessus sont présentées dans l'équation (2.7).

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & \frac{\eta_{61}}{G_6} \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{\eta_{62}}{G_6} \\ \frac{\eta_{16}}{E_1} & \frac{\eta_{26}}{E_2} & \frac{1}{G_6} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

II.3.3. "Pli" orthotropique

Pour le pli orthotrope, la matrice de rigidité est réduite selon l'équation (2.8) :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{21} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Où il n'y a que cinq constantes dont quatre seulement sont indépendantes. Les flexibilités orthotropes en termes de constants élastiques sont

$$S_{11} = \frac{1}{E_1}; S_{22} = \frac{1}{E_2}; S_{12} = S_{21} = -\frac{\nu_{21}}{E_2} = -\frac{\nu_{12}}{E_1}; S_{66} = \frac{1}{G_{12}} \quad (2.9)$$

La relation déformation-contrainte inversée réduit à

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{21} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ 2\varepsilon_{12} \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Où Q_{ij} sont les termes de rigidité réduites du pli qui sont liées aux composants de la matrice de souplesse et aux constants élastiques par

$$\begin{aligned} Q_{11} &= \frac{S_{22}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{12} = Q_{21} &= \frac{S_{12}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{\nu_{12}E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{22} &= \frac{S_{11}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{66} &= \frac{1}{S_{66}} = G_{12} \end{aligned} \quad (2.11)$$

II.3.4. Orientation des plis

Il est souvent nécessaire de donner les relations entre les coordonnées principales et les coordonnées orientées du pli. La première transformation des coordonnées considérées ci-dessous est utilisée dans la zone de conception afin de déterminer l'effet des propriétés de la couche lorsqu'une charge est appliquée dans les coordonnées non principales du matériau. Figure 2.4 représente la variation en angle θ entre les coordonnées hors axe (x, y) et les axes principaux (1,2).

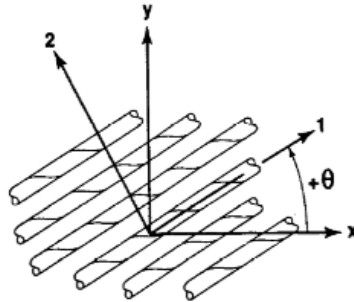


Figure 2.4 - Rotation des coordonnées du matériau principal

Les équations de transformation dans les axes principaux du matériau aux coordonnées hors axe du tenseur de contrainte sont données par l'expression ci-dessous, où θ est l'angle entre l'axe des x et l'axe 1.

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & -2 \cos \theta \cdot \sin \theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & 2 \cos \theta \cdot \sin \theta \\ \cos \theta \cdot \sin \theta & -\cos \theta \cdot \sin \theta & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

De même, la matrice de transformation est appliquée au tenseur de déformation, les expressions pour les tenseurs de déformation transformés et de contrainte sont écrites en bref

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = [T]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \end{bmatrix} = [T]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_{12} \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Où l'inverse de la matrice de transformation est écrit en bref

$$[T]^{-1} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & -2c \cdot s \\ s^2 & c^2 & 2c \cdot s \\ c \cdot s & -c \cdot s & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

La transformation des équations des coordonnées hors axe en axe principal du tenseur de contrainte matérielle est

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 2 \cos \theta \cdot \sin \theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & -2 \cos \theta \cdot \sin \theta \\ -\cos \theta \cdot \sin \theta & \cos \theta \cdot \sin \theta & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

Et comme auparavant, la même matrice de transformation est appliquée au tenseur de contrainte, les expressions pour les tenseurs de contrainte transformés et de déformation sont écrites en bref

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = [T] \cdot \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} \quad \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_{12} \end{bmatrix} = [T] \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

Où la matrice de transformation en bref est écrite comme

$$[T] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 2c \cdot s \\ s^2 & c^2 & -2c \cdot s \\ -c \cdot s & c \cdot s & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

En résolvant la transformation dans les équations de (2.15), les contraintes en axe principal sont les suivantes

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta + 2\sigma_{xy} \cos \theta \cdot \sin \theta \\ \sigma_2 &= \sigma_x \sin^2 \theta + \sigma_y \cos^2 \theta + 2\sigma_{xy} \cos \theta \cdot \sin \theta \\ \sigma_{12} &= -\sigma_x \cos \theta \cdot \sin \theta + \sigma_y \cos \theta \cdot \sin \theta + \sigma_{xy} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \end{aligned} \quad (2.18)$$

Et les déformations dans l'axe principal sont

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \varepsilon_x \cos^2 \theta + \varepsilon_y \sin^2 \theta + 2\varepsilon_{xy} \cos \theta \cdot \sin \theta \\ \varepsilon_2 &= \varepsilon_x \sin^2 \theta + \varepsilon_y \cos^2 \theta - 2\varepsilon_{xy} \cos \theta \cdot \sin \theta \\ \varepsilon_{12} &= -\varepsilon_x \cos \theta \cdot \sin \theta + \varepsilon_y \cos \theta \cdot \sin \theta + \varepsilon_{xy} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \end{aligned} \quad (2.19)$$

II.3.5. Matrices de rigidité et de souplesse transformées

Il est possible de substituer la transformation de (2.13) aux relations de contrainte-déformation dans les coordonnées principales du matériau de (2.10) afin d'obtenir les relations de contrainte-déformation en coordonnées orientées ou hors axe qui sont exprimées dans la relation suivante.

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = [T]^{-1} \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{21} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} [T] \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 2\varepsilon_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

En résolvant les matrices en (2.20), la relation contrainte-déformation en coordonnées xy est

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{Q_{11}} & \overline{Q_{12}} & \overline{Q_{16}} \\ \overline{Q_{21}} & \overline{Q_{22}} & \overline{Q_{26}} \\ \overline{Q_{16}} & \overline{Q_{26}} & \overline{Q_{66}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

$\bar{Q} = [T]^{-1}[Q][T]$ est le composant de la matrice de rigidité de pli transformé et est défini comme

$$\begin{aligned}\bar{Q}_{11} &= Q_{11} \cos^4 \theta + Q_{22} \sin^4 \theta + 2(Q_{12} + 2Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \\ \bar{Q}_{12} &= \bar{Q}_{21} = (Q_{11} + Q_{22} - 4Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{12}(\cos^4 \theta + \sin^4 \theta) \\ \bar{Q}_{22} &= Q_{11} \sin^4 \theta + Q_{22} \cos^4 \theta + 2(Q_{12} + 2Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \\ \bar{Q}_{16} &= \bar{Q}_{61} = (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66}) \cos^3 \theta \sin \theta - (Q_{22} - Q_{12} - 2Q_{66}) \cos \theta \sin^3 \theta \\ \bar{Q}_{26} &= \bar{Q}_{62} = (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66}) \cos \theta \sin^3 \theta - (Q_{22} - Q_{12} - 2Q_{66}) \cos^3 \theta \sin \theta \\ \bar{Q}_{66} &= (Q_{11} + Q_{22} - 2Q_{12} - 2Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{66}(\sin^4 \theta + \cos^4 \theta)\end{aligned}\tag{2.22}$$

Où la matrice \bar{Q}_{ij} indique que nous avons affaire à la rigidité réduite transformée au lieu de la rigidité réduite Q_{ij} . Il convient de noter que la matrice de rigidité réduite transformée contient des termes dans les neuf positions de la matrice, tandis que la matrice de rigidité réduite contient un nombre de termes nuls.

II.4. Théorie classique des stratifiés

Le comportement mécanique du stratifié à une échelle micromécanique dans laquelle les composants individuels de la couche tels que la fibre et la matrice ne sont pas considérés individuellement mais la totalité de la couche et sa réponse dans le stratifié.

La théorie de stratification classique est modélisée par le modèle de théorie classique afin de trouver des hypothèses de simplification efficaces et réalistes réduisant le problème d'élasticité tridimensionnel à un problème bidimensionnel.

II.4.1. Formulation du stratifié

Considérant la première partie du processus pour la théorie qui inclut le comportement contrainte-déformation d'un pli individuelle, les relations contrainte-déformation en axe principal pour un pli d'un matériau orthotrope sous contrainte plane sont données dans (2.10).

En raison de l'orientation arbitraire des plis, les contraintes et les déformations des plis sont résolues dans les coordonnées orientées dans le plan afin de définir la rigidité du stratifié. De même, ces relations contrainte-déformation et la matrice de rigidité réduite transformée sont données dans (2.21).

En général, pour une couche occupant la k-position dans le stratifié, l'expression précédente peut être écrite:

$$\{\sigma\}^k = [\overline{Q}_{ij}]^k \{\varepsilon\}^k \quad (2.23)$$

La théorie de stratifié suppose que le stratifié complet agit comme une couche unique où il y a une liaison parfaite entre les plis, permettant un déplacement continu entre les plis, de sorte qu'aucun pli ne puisse glisser, l'un par rapport à l'autre. L'hypothèse suppose que, si le stratifié est mince, une ligne initialement droite et perpendiculaire à la surface du milieu du stratifié avant que la déformation ne soit supposée rester droite et perpendiculaire à la surface du milieu lorsque le stratifié est déformé. La Figure 2.5 montre de gauche à droite le stratifié mince et son orientation, une vue en coupe (plan xz) du stratifié à l'état non déformé et à l'état déformé.

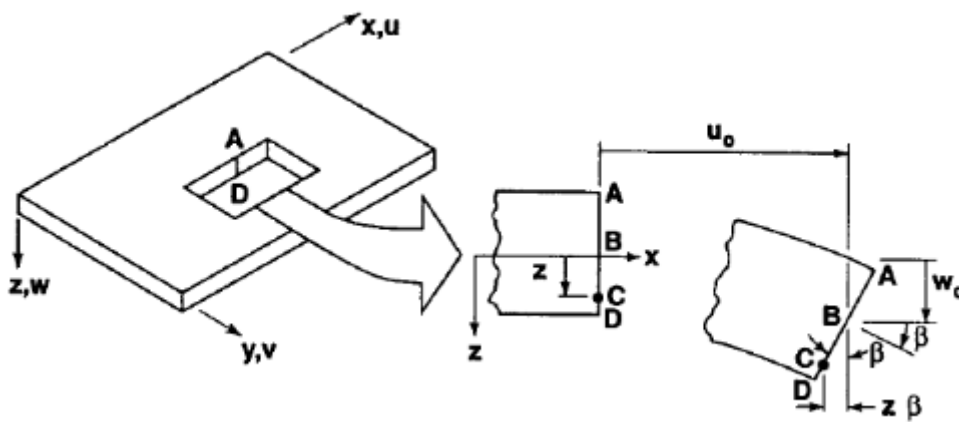


Figure 2.5. Orientation de l'axe du stratifié, section du stratifié avant et après la déformation
[Hyer, 1998]

L'hypothèse de Kirchhoff dans laquelle la surface normale à la surface centrale reste droite. Cette hypothèse ignore donc les contraintes de cisaillement dans les plans perpendiculaires à la surface médiane, c'est-à-dire

$$\gamma_{xz} = \gamma_{yz} = 0 \quad (2.24)$$

De plus, les lignes perpendiculaires à la surface médiane sont supposées avoir une longueur constante, de sorte que la déformation perpendiculaire à la surface médiane est ignorée.

$$\varepsilon_z = 0 \quad (2.25)$$

La section du stratifié dérivé de l'hypothèse de Kirchhoff dans laquelle le déplacement dans la direction x du point B (surface médiane) de l'état non déformé à déformé est égal à u_0 . Comme la ligne ABCD reste droite après la déformation, le déplacement du point C dans la direction x est

$$u = u_0 - z \cdot \beta \quad (2.26)$$

β est la pente de la surface du stratifié médian dans la direction x et est

$$\beta = \frac{\partial w_0}{\partial x} \quad (2.27)$$

Ensuite, le déplacement en un point quelconque de l'épaisseur du stratifié est

$$u = u_0 - z \cdot \frac{\partial w_0}{\partial x} \quad (2.28)$$

De même, pour le déplacement dans la direction y est

$$v = v_0 - z \cdot \frac{\partial w_0}{\partial y} \quad (2.29)$$

En conséquence de l'hypothèse de Kirchhoff, les déformations du stratifié restantes sont définies en termes de déplacements comme suit :

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial u_0}{\partial x} - z \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \\ \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\partial v_0}{\partial y} - z \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \end{aligned} \quad (2.30)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} - 2z \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y}$$

Ils peuvent être exprimés sous forme de vecteur

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial v_0}{\partial y} \\ \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} -\frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \\ -\frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \\ -2\frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

k_x , k_y , k_{xy} sont les trois termes de courbures de la surface moyenne. Les relations contrainte-déformation données en (2.21) peuvent être modifiées par substitution de la variation de déformation à travers l'épaisseur donnée en (2.31). Les contraintes pour la k-couche sont exprimées en termes de déformations et de courbures de la surface moyenne du stratifié.

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix}^k = \begin{bmatrix} \overline{Q_{11}} & \overline{Q_{12}} & \overline{Q_{16}} \\ \overline{Q_{21}} & \overline{Q_{22}} & \overline{Q_{26}} \\ \overline{Q_{16}} & \overline{Q_{26}} & \overline{Q_{66}} \end{bmatrix}^k \left[\begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{bmatrix} \right] \quad (2.32)$$

Le composant de la matrice de rigidité Q_{ij} peut être différent pour chaque couche du stratifié. Cela implique que les contraintes à l'interface ne sont pas continuées bien que la variation de la contrainte soit linéaire à travers l'interface du pli.

La dernière étape comprend la caractérisation de la relation entre les forces et les moments du stratifié, les déformations et les courbures. La charge comprend « N » qui est une force par unité de largeur (dans le plan) de la section transversale du stratifié et « M » qui est un moment par unité de largeur et est représenté agissant sur le stratifié à la Figure 2.6.

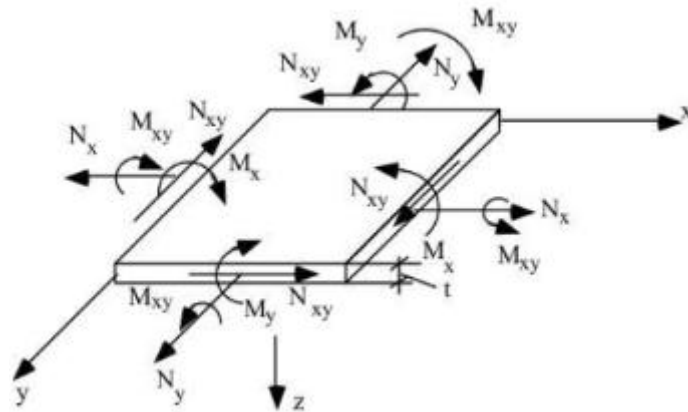


Figure 2.6. Forces et moments sur un stratifié

Les forces et moments résultants agissant sur un stratifié, sont obtenus par intégration des contraintes dans chaque couche ou lamina à travers l'épaisseur du stratifié et sont définis comme suit :

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} dz = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix}^k dz \quad (2.33)$$

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} z \cdot dz = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix}^k z \cdot dz \quad (2.34)$$

Où z_k et z_{k-1} : la géométrie du stratifié et les configurations des plis sont illustrées dans la Figure 2.7, où z est positif vers le bas.

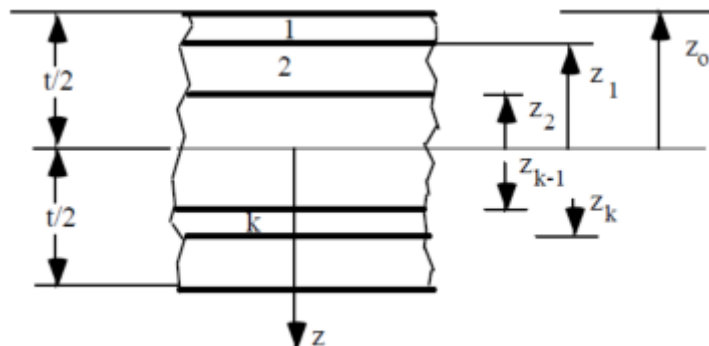


Figure 2.7. Configurations du stratifié

Les relations contrainte-déformation dans (2.32) peuvent être substituées dans les équations des forces et des moments dans (2.33) et (2.34), respectivement, et les résultats de ces substitutions sont présentés ci-dessous dans (2.35) et (2.36).

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^N \begin{bmatrix} \overline{Q_{11}} & \overline{Q_{12}} & \overline{Q_{16}} \\ \overline{Q_{21}} & \overline{Q_{22}} & \overline{Q_{26}} \\ \overline{Q_{16}} & \overline{Q_{26}} & \overline{Q_{66}} \end{bmatrix}^k \left(\int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} dz + \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{bmatrix} z dz \right) \quad (2.35)$$

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^N \begin{bmatrix} \overline{Q_{11}} & \overline{Q_{12}} & \overline{Q_{16}} \\ \overline{Q_{21}} & \overline{Q_{22}} & \overline{Q_{26}} \\ \overline{Q_{16}} & \overline{Q_{26}} & \overline{Q_{66}} \end{bmatrix}^k \left(\int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} z dz + \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{bmatrix} z^2 dz \right) \quad (2.36)$$

Les équations de (2.35) et (2.36) peuvent être écrites comme suit :

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{21} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{11} & B_{21} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{21} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} D_{11} & D_{21} & D_{16} \\ D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{bmatrix} \quad (2.38)$$

La matrice [A] est appelée matrice de rigidité en membrane, donnée par :

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^N (\overline{Q_{ij}})_k (z_k - z_{k-1}) \quad (2.39)$$

La matrice [B] est appelée matrice de couplage membrane-flexion, donnée par:

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^N (\overline{Q_{ij}})_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \quad (2.40)$$

La matrice [D] est appelée matrice de rigidité en flexion, donnée par :

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^N (\overline{Q_{ij}})_k (z_k^3 - z_{k-1}^3) \quad (2.41)$$

Finalement, les relations entre les éléments de réduction et les déformations du plan moyen géométrique peuvent s'écrire:

$$\begin{Bmatrix} N \\ - \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & | & B \\ - & | & - \\ B & | & D \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon^0 \\ - \\ k^0 \end{Bmatrix} \quad (2.42)$$

Pour un stratifié symétrique, la matrice couplage membrane-flexion [B] est nulle.

La relation reliant les déformations du plan moyen d'un pli stratifié en fonction des forces et des moments appliqués sur ce plan moyen est donnée à l'équation suivante :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{pmatrix}_{(k)} = [ABD]^{-1} \begin{pmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{pmatrix} \quad (2.43)$$

Où la matrice $[ABD]^{-1}$ est l'inverse de la matrice $[ABD]$, qui représente le regroupement des matrices $[A]$, $[B]$ et $[D]$.

Les déformations dans le « k » pli en fonction de la position z par rapport au plan moyen de ce pli deviennent :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix}_{(k)} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{pmatrix}_{(k)} + z_k \begin{pmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{pmatrix}_{(k)} \quad (2.44)$$

Pour déterminer les contraintes dans le système de coordonnées (x, y) du pli, les déformations sont multipliées par la matrice $[Q]$ du pli k :

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{pmatrix}_{(k)} = [\bar{Q}]_k \begin{pmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{pmatrix}_{(k)} + [\bar{Q}]_k z_k \begin{pmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{pmatrix}_{(k)} \quad (2.45)$$

II.5. Conclusion

Les propriétés globales du stratifié dépendent des propriétés du matériau de chaque pli, de son épaisseur et de l'orientation des fibres. Donc, c'est en variant l'orientation des plis et en choisissant les matériaux appropriés que l'on peut concevoir une structure stratifiée aux propriétés désirées.

Ce court exposé de la théorie classique des stratifiés avait pour but de permettre au lecteur de bien comprendre la nomenclature et les notions utilisées dans les chapitres 4 et 5.

CHAPITRE 3

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

CHAPITRE 3 - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Dans ce chapitre, nous présentons une analyse bibliographique et l'état d'art des techniques de renforcement des structures par composite et leurs diverses applications. On traite les problèmes des différentes méthodes du renforcement, ainsi que le phénomène du délaminage entre la structure et le renfort, particulièrement aux bords des plaques en composite FRP. Dans la littérature, il existe de nombreuses études indiquant les effets de décollement qui sont basés sur les études des contraintes interfaciales dans la zone du renforcement. Ces types d'études sont réalisés pour améliorer les techniques de réparation et de renforcement des structures endommagées par les sollicitations, les surcharges et leur environnement.

III.1. Réparation des structures endommagées par des plaques en acier

Le renforcement des poutres par des plaques d'acier était très utilisé avant les deux dernières décennies, ceci avant la découverte de la colle époxy qui est d'une grande importance dans l'assemblage structural.

La tôle d'acier est l'un des matériaux les plus courants pour renforcer les poutres en béton. Elle est très efficace pour augmenter la capacité de flexion et du cisaillement d'une poutre en béton armé. Le renforcement par la tôle d'acier est une méthode populaire en raison de sa disponibilité, de son prix bas, des propriétés uniformes des matériaux (isotropes), de sa facilité au travail, de sa haute ductilité et de sa grande résistance à la fatigue. Les premiers travaux sur la performance des membres renforcés par cette technique ont été lancés dans les années 1960. Cette méthode avait été utilisée pour renforcer les bâtiments et les ponts dans les pays européens tels que la Belgique, la France, le Japon, la Pologne, l'Afrique du Sud, la Suisse et les États-Unis.

La forme de placage la plus courante consiste à coller une plaque de l'acier aux faces des poutres endommagées. Dans cette position, l'efficacité de cette méthode dépend de la préparation de la surface et du collage entre la poutre et les plaques d'acier. Ainsi, la préparation de la surface de la plaque d'acier existante doit être effectuée efficacement. (Adhikary et al., 2000) a décrit le processus de rugosité de la surface avant de placer les plaques. Le processus de rugosité est réalisé à l'aide d'une opération de sablage et les surfaces ont ensuite été brossées et nettoyées à fond avec de l'acétone. Après la préparation de la surface, la colle époxy est placée sur la surface rugueuse, puis la plaque d'acier est positionnée sur la structure. Les premiers travaux de la recherche sur les méthodes du collage des tôles d'acier pour renforcer les poutres en béton armé ont été menés par (Swamy et al., 1987). Les principaux paramètres étudiés étaient l'épaisseur de la plaque, l'épaisseur de la colle, la

variation d'épaisseur de la colle et la présence de concentration de contraintes dans les couches adhésives.

Les résultats ont montré que l'ajout de l'acier collé sur les poutres en béton armé peut considérablement augmenter leur rigidité en flexion, réduire les fissures et les déformations structurelles à tous les niveaux des charges, et contribue à une augmentation modeste de leur capacité de flexion ultime et une augmentation de l'épaisseur de la colle. Les chercheurs avaient également signalé que les plaques collées contribuaient davantage au contrôle de la fissuration. Les plaques collées peuvent augmenter la capacité de flexion ultime de 10 à 15%. (Jones et al., 1998) ont testé sept poutres renforcées par des plaques d'acier. Plusieurs techniques ont été étudiées, telles que les plaques coniques, les plaques multiples avec réduction et les boulons d'ancrage. (Hussain et al., 1995) avaient également utilisé les plaques d'acier pour renforcer des poutres en béton armé, préalablement fissurées, par la méthode du collage des plaques. Ils ont conclu que les poutres en béton armé précontraint à 85% de leur capacité ultime peuvent être réparées efficacement par la technique du collage des plaques. La ductilité des poutres réparées diminue à mesure que l'épaisseur de la plaque augmente.

Cependant, cette technique de renforcement par des plaques en acier est limitée par son utilisation sur des structures en béton, elle ne répond pas aux exigences mécaniques et d'environnement demandées en comparaison aux nouveaux matériaux composites en fibres.

III.2. Renforcement des structures par des polymères renforcés de fibres (FRP)

Les matériaux composites innovants en fibres ont gagné de la place dans la conception des nouvelles structures de hautes performances, telles que les applications, automobiles, aéronautiques et aérospatiales qui nécessitent des composants légers dotés de propriétés mécaniques supérieures afin de résister dans des conditions de services trop sévères et d'obtenir une efficacité mécanique et énergétique optimale. Cependant, l'un des principaux défis auxquels l'industrie est confrontée avec les nouveaux matériaux composites est le comportement complexe des dommages. Les matériaux composites sont principalement utilisés pour réhabiliter les structures endommagées par des sollicitations mécaniques et des conditions environnementales sévères, tels que les charges mécaniques, les effets thermiques et hygrothermiques.

Les réparations par collage des composites (par exemple, des patchs ou des plaques) sont généralement préférées car elles fournissent des mécanismes du transfert des contraintes améliorées, de bons rendements des joints et des performances supérieures. Avec l'utilisation accrue des composites avancés dans les éléments structurels, il est donc essentiel de disposer

des procédures de réparation par collages robustes, fiables et reproductibles pour restaurer les parties endommagées des structures.

Les « fibers reinforced polymers » (FRP) utilisés pour les ouvrages et les constructions métalliques sont de plus en plus répons ces dernières années. En général, les FRP offrent une excellente résistance à la corrosion, une bonne résistance à la fatigue (à l'exception peut-être de certains FRP à base de verre), une faible densité, une rigidité et une résistance élevées et un très faible coefficient de dilatation thermique dans le sens longitudinal des fibres. (Garden et Hollaway, 1998) ont décrit les matériaux FRP comme dotés de propriétés mécaniques et physiques supérieures à celles de l'acier, en particulier, en ce qui concerne les résistances à la traction et à la fatigue. De plus, leurs qualités sont maintenues sur une large plage de températures. Cependant, leur prix est plus élevé, leurs contraintes de défaillance sont relativement faibles et leurs performances sont très acceptables. Certains matériaux FRP peuvent être jusqu'à 10 fois plus légers que le poids des matériaux structurels et traditionnels, tels que l'acier et les alliages. Ainsi, les fibres FRP sont généralement considérées pour des applications spéciales, telles que les structures, ou pour une utilisation dans des environnements corrosifs et agressifs. Cependant, leur utilisation est plus économique que l'utilisation de plaques d'acier, cela s'explique par le fait que le coût des matériaux en fibres dans un projet de réhabilitation dépasse rarement 20% du coût total de la réparation, les 80% restants sont principalement consacrés à la main-d'œuvre et aux coûts de la préparation et de la mise en œuvre. Le processus d'application des FRP peut être effectué à partir d'un échafaudage léger ou d'une plate-forme mobile, souvent dans une période de 24 heures, par rapport à plusieurs jours concernant des plaques d'acier très lourdes et d'un système d'échafaudage complexes. (Grace et al., 2004) ont décrit les matériaux fibreux couramment utilisés, notamment le verre, l'aramide et le carbone. Les fibres sont disponibles sous de nombreuses formes telles que les plaques, les tissus uniaxiaux et les feuilles. Parmi le matériau le plus disponible, le stratifié de polymère renforcé de fibres de carbone (FRP) il s'agit d'un choix de matériau plus apprécié en raison de sa résistance bien élevée. Bien que les FRP soient plus efficaces pour le renforcement en flexion que pour le renforcement en cisaillement en raison de ses propriétés anisotropes, un renforcement en cisaillement peut être obtenu si l'orientation des fibres est bien choisie. Pour renforcer les poutres, les techniques d'application de FRP sur la face de ces poutres (voir Figure 3.1) sont similaires à l'application des plaques d'acier.



Figure 3.1 Renforcements des structures par des plaques en FRP

Le pont d'Ibach situé à Lucerne, en Suisse, a été le premier à subir une réparation à l'aide du matériau composite FRP. Un total de 6,2 kg de CFRP a été appliqué sur le pont au lieu de 175 kg de plaques d'acier. La première étape vers le développement de FRP pour la réhabilitation des structures en acier et en béton consistait à déterminer les avantages et les inconvénients. Les projets de recherche sur l'utilisation des matériaux FRP comme moyen de réhabiliter les éléments en flexion ont montré des résultats toujours positifs.

Ces enquêtes ont permis de déterminer que les feuilles de FRP externes se comportaient comme un renforcement conventionnel. Le travail effectué par (Saadatmanesh et Ehsani, 1990) avait principalement porté sur la réhabilitation de poutres armées à l'aide des feuilles de verre (GFRP). Les résultats ont montré qu'une augmentation dans la section transversale de la feuille appliquée et l'épaisseur de l'époxyde utilisée, entraînent une augmentation de la résistance à la flexion. Les données expérimentales concordaient étroitement avec les résultats théoriques analytiques.

(Meier et Kaiser, 1991) ont pour la première fois décrit l'application du polymère renforcé de fibres de carbone (FRP) en tant que méthode de réparation. En raison de la grande rigidité ajoutée à l'élément par la feuille de fibre de carbone, les flèches dans les poutres étaient considérablement inférieures à celles dans les poutres modèles (Figure 3.2).

De plus, la taille et la répartition des fissures dans les poutres ont été considérablement modifiées. Les largeurs des fissures étaient beaucoup plus petites, les fissures étant réparties plus uniformément sur toute la longueur de la poutre.

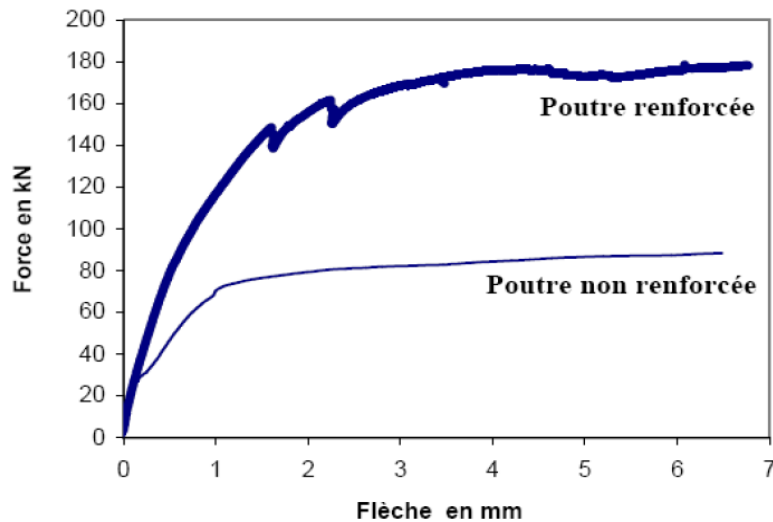


Figure 3.2 Comparaison du comportement mécanique de la poutre renforcée et celle non renforcée (Reyne, 1998)

III.3. Problèmes de renforcement par collage des plaques FRP

La liaison adhésive d'une plaque produit un ensemble plaqué avec une interaction complète et, par conséquent, l'élément plaqué de composite peut être conçu en utilisant toutes les procédures conventionnelles disponibles pour la structure. Cependant, les plaques collées sont très sensibles à un décollement prématuré sous contraintes. Le problème de la prévention du décollement prématuré des plaques FRP collées est un problème extrêmement compliqué mais qui reste aussi extrêmement important, car le décollement des joints adhésifs est un mécanisme de défaillance à la fois fragile et catastrophique. (Oehlers, 2001) a mentionné que des recherches montrent qu'il existe trois mécanismes du décollement qui seront appelés :

- Décollement en flexion,
- Décollement par cisaillement,
- Décollement axial.

III.4. Phénomène du décollement

Dans les études expérimentales, on observe que le décollement est un mode de défaillance dominant (Sebastian 2000 ; Smith et Teng, 2001 ; Kotynia et Harries, 2006). Une fois que la bande en FRP commence à se décoller des supports des éléments, elle ne peut plus contribuer pleinement à sa capacité de charge. Par conséquent, le décollement est une défaillance indésirable, car l'élément modifié ne peut plus atteindre sa capacité de flexion maximale. Ainsi, les systèmes de renforcement par FRP sont souvent utilisés de manière inefficace et la rupture du FRP serait considérée comme une efficacité de 100% de la bande. Les défaillances du décollement limitent considérablement les contraintes observées dans la zone du

renforcement (Kotynia et Harries, 2006). Il est donc important de comprendre les effets du décollement.

Le décollement du FRP se produira de manière soudaine et non pas de manière continue (Harries et al., 2003). Il commence généralement dans les zones de concentrations de contraintes, qui sont généralement dues à des singularités dans les matériaux et à l'existence des fissures dans la structure. Le décollement se propage vers le long de la poutre tout en suivant le chemin de la moindre résistance. La propagation dépend des conditions de chargement, des propriétés du matériau (résistance et élasticité) et des propriétés de rupture au niveau du fond des fissures. Une préparation de surface ou une application du FRP insuffisante est la cause connue de la défaillance de l'interface.

III.4.1. Décollage aux bords de la plaque FRP

Le décollement aux extrémités de la plaque FRP commence à l'extrémité de la zone de la bonde et se propage vers la partie moyenne (Figure 3.3). Ce décollement peut être qualifié de décollement d'interface ou de décollement de la bande composites, bien que la défaillance de la couverture ne soit pas exactement une défaillance de « décollement », puisqu'elle se produit loin de la ligne de liaison. Ces deux types de décollement des extrémités des plaques sont causés par des contraintes élevées à l'extrémité de bande FRP.

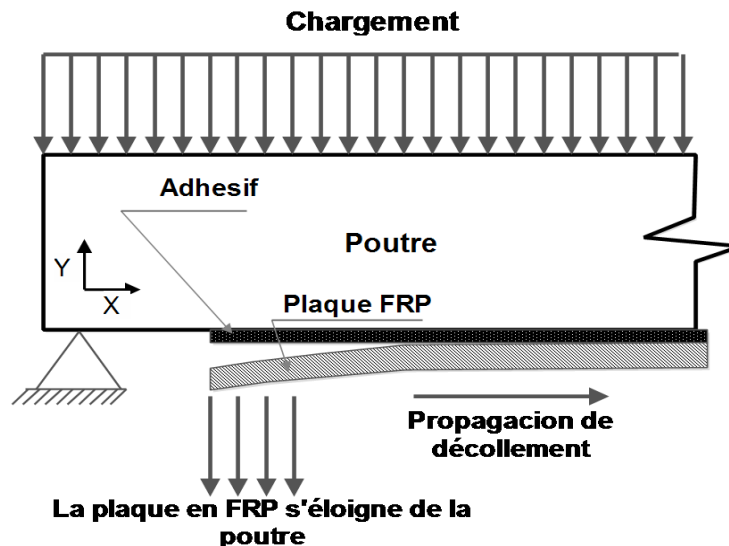


Figure 3.3 Décollement à l'extrémité de la plaque FRP

III.4.2. Décollement d'interface

Un décollement d'interface se produit à l'interface entre la structure et la bande FRP. Ceci est dû aux fortes contraintes normales qui se produisent à l'extrémité de la plaque et qui provoquent une rupture dans le composant le plus faible du système. Dans le cas d'une structure en acier, une partie très fine se détache généralement avec la bande de FRP ce qui

indique que la liaison entre l'adhésif et la structure est plus solide que la capacité de traction de la structure (Smith et Teng, 2001).

III.4.3. Délamination de la bande du collage

Les expériences de Smith et Teng (2001) ont montré que le délaminage de la bande de collage représente un mode de défaillance plus courant, par opposition au décollement d'interface dans le cas d'une poutre en béton. La délamination est initiée par la formation de fissures dans la structure, à l'extrémité des bandes en FRP. Ces fissures se forment en raison de la singularité de la bande de FRP, ce qui provoque des contraintes normales élevées et un cisaillement d'interface supérieur dans la zone du renforcement de la poutre. Il existe une contrainte axiale au niveau de la poutre et qui augmente avec l'éloignement des supports. Lorsque la poutre se courbe, le FRP tente de rester droit et une contrainte verticale (normale au FRP) appliquée sur l'adhésif tire sur le revêtement (Sebastian, 2001).

Par conséquent, il y a une méthode pour atténuer le décollement de la plaque à l'extrémité qui consiste simplement à étendre le FRP très proche du support (Sebastian 2001). Il a également été démontré à l'ajout des ancrages mécaniques (Brosens et Van Gemert, 2001 ; Buyukozturk et al., 2004) ou transversaux les « sangles » en FRP (Maeda et al., 2002 ; Kotynia et Harries, 2006) atténuent également et efficacement les extrémités des plaques décollées et résistantes aux contraintes normales.

III.5. Etat de l'art sur le renforcement des structures par collage FRP

On peut diviser les travaux traitant le problème du délaminage, des structures renforcées par collage des fibres FRP, en deux axes principaux. D'abord les recherches sur les modèles de prédiction du phénomène du délaminage et, ensuite, les recherches sur la réduction des valeurs des contraintes interfaciales et leur distribution.

III.5.1. Evaluation du comportement des structures renforcées et les modèles de prédiction des contraintes

De nombreuses solutions ont été conduites, soit analytiquement, soit numériquement ou les deux en même temps, pour prédire et analyser les contraintes interfaciales dans les joints adhésifs et, pour identifier les différents paramètres affectants la distribution et la valeur des contraintes interfaciales. La principale hypothèse est que la couche adhésive est soumise à des contraintes du cisaillement et des contraintes normales qui sont constantes à travers l'épaisseur de la couche.

Dans les solutions existantes trouvées dans la littérature, deux approches différentes ont été utilisées. (Roberts, 1989) et (Roberts et HajiKazemi, 1989) ont utilisé une approche d'analyse par étapes, tandis que (Vilnay, 1988), (Liu et Zhu, 1994), (Taljsten, 1997) et (Malek et al.,

1998) pour déterminer les contraintes interfaciales. La solution de (Roberts et HajiKazemi, 1989) est prise pour une charge uniformément distribuée (UDL) seulement. Dans la première étape de leur solution, des considérations directes de compatibilité de déformation conduisent à la détermination de la contrainte du cisaillement d'interface. Les déformations libres, dues au retrait, au fluage ou à la température, à la fois dans la poutre et dans la plaque sont également incluses. Dans cette première étape, la poutre et la plaque sont supposés avoir des déflexions verticales identiques. En revanche, la contrainte normale interfaciale doit être élaborée à partir d'une considération d'équilibre de la poutre. La deuxième étape conduit à la détermination des contraintes normales, ainsi que les contraintes du cisaillement dues à la déflexion de la plaque par rapport à la poutre.

La solution de (Roberts, 1989) est générale en termes de chargement, mais elle est basée sur une approche d'analyse par étapes destinée aux poutres plaqués minces.

(Smith and Teng, 2001) ont développé une solution analytique plus précise. Cette solution peut s'appliquer à des poutres en tous types de matériaux collés avec une plaque où la rigidité de la poutre et de la plaque sont comparables. Mais seulement les charges mécaniques peuvent être considérées.

(Al-Emrani et Kliger, 2006) ont analysé le problème des contraintes interfaciales dans les poutres renforcées avec des stratifiés composites précontraints en utilisant la théorie élastique linéaire. L'analyse a fourni une formule permettant de calculer la contrainte du cisaillement maximale critique à l'extrémité du stratifié. Une étude a été réalisée à l'aide d'une analyse par éléments finis «EF». Les résultats des deux analyses s'accordaient très bien. Une étude paramétrique a été également réalisée afin d'identifier les effets des diverses propriétés géométriques et matérielles sur l'amplitude des contraintes interfaciales. Les résultats montrent qu'il existe une forte concentration de contraintes du cisaillement aux extrémités du stratifié, ce qui pourrait entraîner une défaillance prématurée du système de renforcement à ces endroits ce qui peut entraîner le délaminage. Les propriétés des matériaux, tel que le stratifié et la rigidité de l'adhésif, ainsi que les dimensions du stratifié se sont toutes avérées avoir un effet sur la valeur de la contrainte du cisaillement.

(Benachour et al., 2008) ont présenté une solution rigoureuse pour les contraintes interfaciales dans des poutres simplement supportées, renforcées avec des plaques de FRP précontraints et soumises à une charge uniformément répartie, une charge ponctuelle positionnée arbitrairement ou deux charges ponctuelles symétriques avec orientation de la fibre de la plaque. Les résultats montrent qu'il existe une forte concentration des contraintes aux extrémités du stratifié, ce qui pourrait entraîner une défaillance prématurée du système du

renforcement à ces endroits. Une étude paramétrique a été menée pour étudier la sensibilité du comportement des interfaces sous des paramètres tel que le nombre de stratifié, la rigidité de l'adhésif, l'épaisseur du stratifié et l'orientation des fibres.

(Rabinovich et Frostig, 2000) ont développé une analyse d'ordre élevé dans laquelle la couche adhésive a été traitée comme un milieu élastique avec une rigidité longitudinale négligeable. Cela conduit à une contrainte du cisaillement uniformément répartie et à une dépendance de la contrainte normale sur l'épaisseur de la couche adhésive. La solution satisfait les conditions libres à la traction aux extrémités de la couche adhésive.

(Shen et al., 2001) ont proposé une approche analytique alternative conduisant à des expressions adéquates. Cette analyse est limitée à la résolution des problèmes impliquant uniquement des charges uniformément réparties et des moments symétriques.

(Lau et al., 2001) ont présenté un modèle théorique simple permettant d'estimer les contraintes interfaciales en tenant compte de l'orientation des fibres de la plaque de FRP. Cependant, cette méthode ignore les effets de déformation en flexion de la plaque et sa rigidité.

(Yang et al., 2007) ont utilisé la solution rigoureuse pour étudier l'impact des configurations des charges symétriques sur la distribution interfaciale des contraintes du cisaillement. Ils concluent que les moments de flexion sur les sections transversales aux extrémités des plaques jouent un rôle important en termes de concentration des contraintes, tandis que les forces du cisaillement appliquées sur la section transversale contribuent peu à la concentration. Sur la base de cette observation, ce travail propose une solution approximative simplifiée de contraintes du cisaillement tout au long de l'interface entre la poutre et la couche adhésive. Comparée aux solutions précédentes, la solution simplifiée présente une précision suffisante en termes de répartition des contraintes et de leur concentration près des extrémités de la plaque.

(Tounsi et Benyoucef, 2007) ont présenté une nouvelle méthode dans laquelle l'orientation des fibres de la plaque en FRP est prise en compte et la rigidité en flexion de la plaque composite n'est pas négligée. Une analyse paramétrique a été présentée en considérant les différentes combinaisons d'orientation des fibres.

(Pellegrino et al., 2007) ont présenté une procédure analytique permettant de prédire le comportement en flexion des structures en acier et en acier-béton renforcés de FRP, basée sur le comportement en section transversale et tenant compte du comportement non linéaire des matériaux avec toute configuration de renforcement en FRP.

(Yang et Ye, 2010) ont développé une solution améliorée pour prédire les contraintes interfaciales dans les poutres renforcées en utilisant une approche en deux étapes. Dans cette solution, les poutres et les plaques collées peuvent être divisées en plusieurs sous-couches pour faciliter la détermination des contraintes.

(Edalati et Irani, 2012) ont fourni une nouvelle solution analytique, qui prédite une réduction de contrainte normale par rapport à celle déterminée par la solution de (Smith et Teng, 2001).

(Daouadji et al., 2012) ont présenté une méthode analytique pour l'analyse des contraintes d'interface dans les poutres réhabilitées par des plaques en composites. Dans la présente étude, la nature anisotropie des matériaux composites a été prise en compte dans l'étude théorique en supposant une répartition linéaire des contraintes à travers l'épaisseur de l'adhésif.

(Krouer et al., 2013) ont considéré la même approche que celle de (Tounsi et Benyoucef, 2007) pour les expressions de contraintes interfaciales. Cependant, une nouvelle méthode permettant d'obtenir un minimum de contraintes interfaciales tout en minimisant le processus. Ce processus donne directement la combinaison d'orientation des fibres présentant le minimum de risque de décollement.

(Kerboua et al., 2013) ont développé une théorie permettant de déterminer la contrainte interfaciale entre la structure et le composite (FRP), en tenant compte des charges mécaniques et thermiques couplés avec les effets shearlag. Cette méthode a pris les termes négligés par les études antérieures, telles que l'effet shearlag de la structure et de la plaque, et la charge thermique couplée avec le modèle de l'effet mécanique et l'orientation des fibres.

(Bensaid et al., 2015) ont présenté une théorie améliorée de poutre bi-matériau avec interface adhésive et un nouveau modèle de polymère renforcé avec précontraintes (FRP), qui a été appliqué à l'étude du problème des contraintes interfaciales. Ce travail considère explicitement l'effet de glissement d'interface sur les performances structurelles en incluant à la fois l'effet des déformations du cisaillement des adhérentes et la fraction volumique des fibres des stratifiés précontraints.

(Bensaid et al., 2016) ont développé une solution améliorée et un nouveau modèle pour prédire les distributions des contraintes dans la structure à gradation fonctionnelle (FGM) renforcée avec une plaque composite. Les propriétés des matériaux FGM, tels que le module de Young E et la masse volumique ρ , sont supposées se varier selon l'épaisseur de la poutre avec une distribution de la loi de la puissance de fraction volumique pour les deux matériaux.

(Brairi et al., 2018) ont présenté une solution permettant de prédire les contraintes interfaciales d'une des poutres a gradation fonctionnelle renforcée par une plaque en CFRP

précontrainte soumise à une charge thermomécanique. Où ils ont développé une solution d'élasticité basés sur la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli.

Les méthodes numériques utilisées pour la détermination des contraintes interfaciales incluent les méthodes linéaires dans (Mays et Turnbull, 1992), (Hutchinson et Rahimi, 1993), (Taljsten, 1997), (Malek et al., 1998), (Rabinovich et Frostig, 2000) et (Teng et al., 2002). Les méthodes par éléments finis non linéaires cités par (Ziraba et Baluch, 1995), (Ascione et Feo, 2000), (Rahimi et Hutchinson, 2001) et (Aprile et al., 2001) ; (Arduini et al., 1997), (Arduini et Nanni, 1997), (Arduini et Nanni, 1997) et (Wang et Restrepo, 2001), (Bensaid et al., 2013), (Vijayakumar et al., 2012).

Un certain nombre de résultats expérimentaux montrent les contraintes interfaciales (travaux dans la littérature), par exemple, les travaux apportés par (MacDonald et Calder, 1982), (Jones et al., 1988), (Garden et al., 1998), (Etman et Beeby, 2000), (Ahmed et al., 2001) et (Maalej et Bian, 2001). (Bonacci et Maalej, 2001) ont compilé une base de données expérimentales à partir des résultats des tests publiés.

L'effet du nombre de couches de FRP sur le comportement de la poutre renforcée a été étudié par (Esfahani et al., 2007). Ils ont testé des poutres simplement supportées avec de différents nombres de couches en FRP. Les spécimens ont été soumis à une flexion en quatre points. Les résultats ont montré que la capacité de charge augmente avec l'augmentation du nombre des couches de fibres FRP.

III.5.2. Réduction des contraintes interfaciales

D'autres études se sont concentrées sur la recherche des moyens possibles pour réduire ces contraintes. Les solutions suggérées peuvent être classées en deux groupes, y compris l'optimisation matérielle et géométrique du joint de collage. La première solution consiste à utiliser les matériaux appropriés à la rigidité spécifiée pour réduire l'ampleur des contraintes, par exemple en utilisant des adhésifs plus mous ou des stratifiés plus rigides [(Al-Emrani et Kliger, 2006) ; (Kerboua et al., 2013)]. La deuxième solution consiste à modifier l'épaisseur de la couche adhésive ou du stratifié FRP ou la géométrie du joint de collage sous l'effet du taper et en utilisant ainsi des formes incurvées ou taper inverse aux bords de l'adhésifs [(Hildebrand et al., 1994) ; (Tsai et al., 1995)]. Cependant, dans de nombreux cas, des problèmes tels que le type du collage et le matériau des éléments à renforcer limitent l'utilisation des matériaux en tant qu'outil efficace pour réduire les contraintes à la zone de liaison. D'autre part, l'utilisation de modifications géométriques dans les joints adhésifs est possible et, généralement elle est plus efficace pour réduire les contraintes interfaciales.

(Tsai et Morton, 1995) ont étudié l'effet de la forme à la fin du joint de l'adhésif, à l'aide d'une analyse par éléments finis « MEF ». Ils ont conclu que la concentration des contraintes aux extrémités peut être réduite de manière significative par l'introduction de la forme incurvée au bord de l'adhésif. Cette réduction a été attribuée à la capacité de la forme pour qu'elle puisse supporter la force du cisaillement et à transférer une partie de la charge longitudinale d'un adhérent à un autre. L'effet du taper de la plaque n'a pas été étudié dans leur recherche.

(Teng et al., 2002) ont étudié l'effet de l'ajout d'une forme incurvée à la fin du joint adhésif sur l'amplitude des contraintes. Des différentes formes géométriques ont été étudiées comprenant des formes droites, concaves et convexes. L'étude s'est limitée à l'effet de la forme incurvée sans taper inverse du stratifié. Ils ont conclu qu'une forme concave entraîne la plus grande réduction des contraintes, suivies d'un profil à forme droit et convexe.

(Belingardi et al., 2002) ont étudié l'effet des formes incurvées de colles adhésives et de l'effet taper du stratifié sur l'état des contraintes interfaciales. Ils ont étudié une large gamme pour les formes incurvées et les laminés allant de 90 à 15 degrés, le taper englobant les deux tiers de l'épaisseur du stratifié. Il a été conclu que le résultat optimal est obtenu lorsque le stratifié est positionné à un angle de 45 degrés de taper.

(Da Silva and Adams, 2006) ont présenté des techniques qui ont été étudiées pour réduire les contraintes transversales dans le composite et ainsi augmenter la résistance du joint, en particulier à basse température. Des tests expérimentaux et une analyse par éléments finis des joints à double recouvrement ont montré qu'il est plus avantageux d'avoir une forme incurvée dans l'adhésif.

(Vallee and Keller, 2006) ont trouvé que le chanfreinage réduit et adoucit considérablement les valeurs maximales de la contrainte normale et de cisaillement sur toute l'épaisseur vers les bords des joints chanfreinés.

(Haghani et al., 2009) ont étudié l'effet de la modification géométrique des joints adhésifs sur les contraintes interfaciales à différents endroits dans les joints, y compris l'épaisseur moyenne de la couche adhésive, ainsi que les interfaces adhésif-acier et stratifié-adhésif. Les deux modifications géométriques considérées constituent le taper de l'extrémité du stratifié FRP (taper normale et taper inverse) (Figure 3.4).

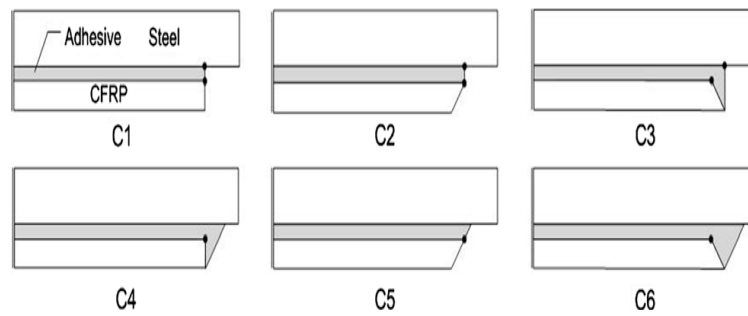


Figure. 3.4. Différentes configurations du modèle taper. [(Haghani et al., 2009)]

III.6. Conclusion

Le collage par matériaux composites sur les structures endommagées est un moyen très efficace pour renforcer ou réparer partiellement ou totalement ces structures. Les résultats de cette recherche montrent que les matériaux composites offrent une alternative prometteuse au niveau du renforcement des structures en béton, en acier, en alliages ou en matériaux non métalliques dans le cadre du respect de l'environnement et du développement durable.

CHAPITRE 4

EFFET TAPER ET LE MODELE SHEAR-

LAG SUR LES CONTRAINTES

INTERFACIALES

CHAPITRE 4 : EFFET TAPER ET LE MODÈLE SHEARLAG SUR LES CONTRAINTES INTERFACIALES

Les polymères renforcés de fibres (FRP) sont largement utilisés dans de nombreuses applications structurelles telles que la réhabilitation et le renforcement des différentes structures soumises à des risques de dommages externes, en raison de leurs sollicitations de charge et leur environnement. Cependant, cette technique de renforcement pose un problème de délaminage qui est un mode de défaillance se produisant entre la plaque FRP et la structure, c'est un phénomène provoqué par la concentration des contraintes interfaciales dans la couche adhésive, et qui peut provoquer la destruction de la structure. L'objectif de la recherche déterminée dans ce chapitre est donc d'étudier l'effet de Taper d'une plaque FRP multicouche sur la réduction des contraintes interfaciales, notamment, l'orientation des fibres et l'effet du cisaillement, en tenant compte des charges thermomécaniques. Un modèle analytique est développé pour prédire les contraintes interfaciales, ainsi qu'une simulation numérique utilisant la méthode des éléments finis (MEF) est également utilisée pour valider les résultats de l'analyse analytique. Enfin, une étude paramétrique est appliquée afin de déterminer l'influence de chaque paramètre et de quantifier leur impact sur la concentration des contraintes et sur le délaminage. Ce travail a fait l'objet de notre 1^{ère} publication.

IV.1 Introduction

Les matériaux composites se sont développés au cours des dernières décennies et ont plusieurs applications dans différents domaines, notamment, la nécessité d'augmenter la capacité de charge, de rigidité et de résistance à la corrosion. Le besoin de réhabiliter et de réparer les structures endommagées par la surcharge de leur capacité, l'environnement et la mauvaise maintenance. En fait, les polymères en fibres (FRP) sont particulièrement connus pour prolonger la durée de vie des structures métalliques et non métalliques, leur résistance et leur rigidité spécifique. Cette nouvelle technologie a attiré de nombreux chercheurs qui ont mené de diverses études dans le domaine de l'ingénierie des matériaux afin de comprendre et de prévoir les modes de défaillance à l'aide des techniques de renforcement des structures en FRP. L'un des modes de défaillance importants est le problème du décollement entre la plaque FRP et la structure, qui dépend principalement des contraintes interfaciales. Les structures collées sont soumises à un champ de concentration de contraintes dans la zone renforcée, particulièrement près du bord de renforcement, et qui sont provoquées par la discontinuité géométrique et structurelle.

Jusqu'à présent, plusieurs travaux numériques et analytiques ont été réalisés pour évaluer les contraintes interfaciales, tels que les travaux de (Roberts, 1989), (Wu et al., 1997), (Jones et al., 1988), (Saadatmanesh et Malek, 1998), (Triantafillou et Antonopoulos, 2000), établissant des formulations de base pour prédire les contraintes interfaciales. Les travaux de (Smith et Teng, 2001) semblent être le modèle le plus applicable, qui inclut la déformation en flexion de la plaque FRP et la déformation axiale de la poutre. L'inconvénient de ce modèle est que l'orientation des fibres n'est pas incluse et qu'il tient compte seulement des charges mécaniques. (Yang et al., 2004) ont développé une solution centrée sur les cas de charges symétriques et antisymétriques. (Deng et al., 2004), (Cadei et al., 2004) ainsi que (Stratford et Cadei, 2006) ont présenté une solution donnant une estimation précise des contraintes interfaciales, comprenant de nombreux paramètres comme le chargement thermique, mais tout en excluant l'orientation des fibres et la déformation du cisaillement. D'autres solutions ont été développées, telles que (Tounsi et Benyoucef, 2007), qui incluaient de nombreux paramètres supplémentaires. (Edalati et Irani, 2012) ont développé une nouvelle solution analytique en intégrant des déformations du cisaillement dans la structure, mais ils ont montré une baisse de la contrainte interfaciale. (Bensaid et al., 2013) ont présenté une nouvelle analyse numérique basée sur une investigation géométrique avec des charges thermomécaniques simples. (Ghafoori, 2013) a étudié l'impact des plaques FRP précontraintes sur les contraintes interfaciales. (Bouchikhi et al., 2013) ont mis l'accent sur l'effet de l'utilisation des stratifiés avec la technique bi-adhésive pour réduire les contraintes interfaciales. (Kerboua et al., 2013) incluaient l'effet du cisaillement pour les poutres de section non rectangulaire. (Benyoucef et al., 2014) ont présenté une solution supposant une distribution parabolique de la contrainte du cisaillement à travers l'épaisseur. (El Mahi et al., 2014) ont présenté une analyse théorique, à la fois pour les déformations du cisaillement et les plaques FRP effilées, mais ils n'incluaient pas la théorie des stratifiés multicouches dans le composite FRP. (Daouadji et al., 2016) ont présenté une solution analytique et numérique pour les contraintes interfaciales dans le béton armé en CFRP avec des poutres hybrides, en supposant une contrainte du cisaillement parabolique à travers l'épaisseur de la plaque collée et de la poutre, mais seules les charges mécaniques ont été prises en compte. De nombreuses nouvelles théories sur les plaques sont développées par (Bousahla et al., 2014), (Belabed et al., 2014), (Hebalii et al., 2014), (Hamidi et al., 2015), (Bennoun et al., 2016) traitant des effets du cisaillement et des déformations normales pour les structures FGM. Les auteurs ont également examiné les analyses expérimentales telles que les travaux de (Schnerch et al., 2005) qui présentaient des méthodes de prévention de la corrosion galvanique et de détermination des contraintes interfaciales, ainsi

que les travaux de (Sasmal et Kalidoss, 2015), qui ont permis de réaliser des enquêtes numériques et expérimentales en utilisant une analyse non linéaire par éléments finis, intégrant la fissuration du béton. (Deng et al., 2016) ont établi des études analytiques et expérimentales sur des poutres en acier renforcées avec des fibres en FRP présentant une solution pour la prédiction des contraintes interfaciales dans la zone de renforcement, ainsi que des études expérimentales plus récentes telles que les travaux de (Akroush et al., 2016), (Moshiur et al., 2015) qui ont été examinés, mais les études expérimentales sont limitées en raison de complications liées à la considération des autres paramètres tels que l'hygrothermal, les charges thermomécaniques et les précontraintes qui exigent des équipements très spécifiques.

Cette partie présente un nouveau modèle théorique amélioré permettant de prédire la concentration de contraintes dans les structures renforcées. La nouveauté de cette étude réside dans la prise en compte de l'effet du cisaillement avec une poutre en acier de section I, en tenant compte de l'orientation des fibres et les stratifiés à géométrie variable (effet Taper) soumis à des charges thermomécaniques appliquées. Les résultats de la présente analyse seront validés par une simulation numérique utilisant l'analyse par éléments finis (FE) sous Abaqus, qui étudie les effets des propriétés géométriques et matérielles de la structure sur la distribution des contraintes interfaciales.

IV.2 Solution analytique

IV.2.1 Hypothèses

Les hypothèses suivantes ont été formulées dans l'analyse analytique :

- Tous les matériaux considérés sont élastiques linéaires.
- Les contraintes du cisaillement et normales ne varient pas à travers l'épaisseur de la couche d'adhésif.
- Les déformations du cisaillement de la plaque et de la poutre sont prises en compte.
- On suppose que ces déformations en épaisseur de l'adhésif ont un effet négligeable sur les contraintes de cisaillement interfaciales. C'est-à-dire qu'en recherchant les contraintes de cisaillement interfaciales, les courbures des deux adhérents sont supposées être les mêmes.

IV.2.2 Analyse de la contrainte interfaciale de cisaillement

La Figure 4.1 illustre un élément infinitésimal de la poutre renforcée avec une plaque FRP, et V , M et N qui sont la force du cisaillement, le moment de flexion et la force longitudinale, désignant respectivement $\tau(x)$ and $\sigma(x)$ qui sont la contrainte du cisaillement et la contrainte

normale à l'interface, respectivement. Les indices "b" et "p" désignent respectivement la poutre et la plaque FRP.

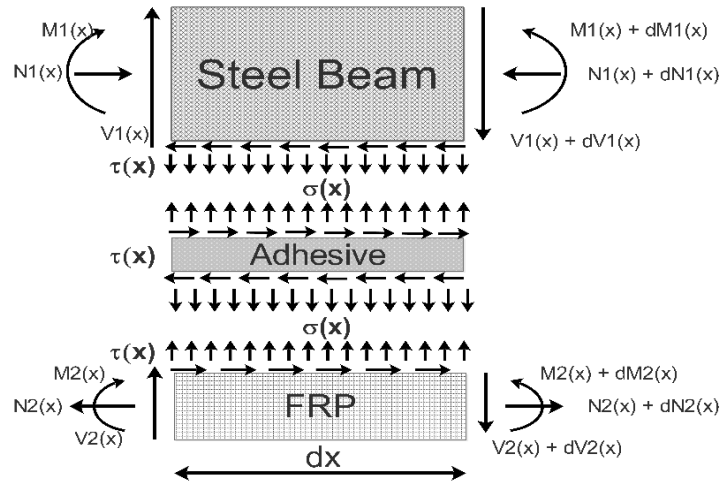


Figure 4.1 Elément infinitésimal de la structure

La contrainte du cisaillement est donnée par l'Eq. (4.1) [Smith et al., 2001].

$$\tau(x) = \frac{G_a}{t_a} (u_p(x) - u_b(x)) \quad (4.1)$$

Où G_a est le module du cisaillement de la couche adhésive, t_a épaisseur de la couche adhésive et u_b , u_p sont le déplacement horizontal au bas de la poutre et au sommet de la plaque en FRP, respectivement.

Les déformations au bas de l'adhérent "poutre" comprennent : les déformations axiales, en flexion et en cisaillement, plus les déformations thermiques sont données par l'Eq. (4.2)

$$\frac{du_b}{dx} = \alpha_b \Delta T + \frac{M_b(x)t_b}{2E_b I_b} + \frac{N_b(x)}{E_b A_b} - \frac{t_b}{3G_b} \frac{d\tau(x)}{dx} \quad (4.2)$$

Où "E" est le module d'élasticité, "A" la surface de la section transversale.

La théorie des stratifiés est utilisée pour inclure l'effet de l'orientation des fibres sur la plaque en FRP. La déformation du plan médian ε_x^0 et la courbure k_x de la plaque de FRP sont données par les Eqs. (4.3 et 4.4).

$$\varepsilon_x^0 = A_{11}^x N_p \frac{1}{b} \quad (4.3)$$

$$k_x = \frac{1}{b} D_{11}^x M_p \quad (4.4)$$

La déformation au sommet de la plaque de FRP est donnée par l'Eq. (4.5)

$$\frac{du_p}{dx} = \alpha_p \Delta T + A_{11}^x N_p(x) \frac{1}{b} - D_{11}^x M_p(x) \frac{t_p}{2b} + \frac{t_p}{3G_p} \frac{d\tau(x)}{dx} \quad (4.5)$$

Où α_p est le coefficient de dilatation thermique longitudinal suivant l'axe x et $\frac{t_b}{3G_b} \frac{d\tau(x)}{dx}$;

$\frac{t_p}{3G_p} \frac{d\tau(x)}{dx}$ sont des termes pour la déformation de la structure et de la plaque, sous l'effet des déformations du cisaillement.

L'équilibre des forces horizontales donné par les Eqs. (4.6 et 4.7)

$$\frac{dN_b(x)}{dx} = \frac{dN_p(x)}{dx} = -\tau(x)b \quad (4.6)$$

$$N_b(x) = N_p(x) = N(x) = b \int_0^x \tau(x)dx \quad (4.7)$$

La relation entre les moments chez les deux adhérents est donnée par l'Eq. (4.8)

$$\frac{M_b(x)}{M_p(x)} = R = \frac{E_b I_b D_{11}^x}{b} \quad (4.8)$$

Le Moment d'équilibre donne l'Eq. (4.9)

$$M_T(x) = M_b(x) + M_p(x) + N(x)\left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2} + t_a\right) \quad (4.9)$$

La première dérivée de l'équation de flexion dans chaque adhérent est donnée par les Eqs. (4.10 et 4.11)

$$\frac{dM_b(x)}{dx} = \frac{R}{R+1} [Vt(x) - b\tau(x)\left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2} + t_a\right)] \quad (4.10)$$

$$\frac{dM_p(x)}{dx} = \frac{1}{R+1} [Vt(x) - b\tau(x)\left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2} + t_a\right)] \quad (4.11)$$

En substituant les Eqs. (4.2 et 4.5) dans l'Eq. (4.6), on obtient l'Eq. (4.12)

$$\frac{d\tau(x)}{dx} = \frac{G_a}{t_a} [\Delta T(\alpha_p - \alpha_b) + \frac{D_{11}^x M_p t_p}{2b} + \frac{A_{11}^x N_p}{b} - \frac{M_b\left(\frac{t_b}{2}\right)}{E_b I_b} - \frac{N_b}{E_b A_b} - \frac{d\tau}{dx} \left(\frac{t_p}{3G_p} + \frac{t_b}{3G_b}\right)] \quad (4.12)$$

Après substitution et dérivation, nous obtenons l'Eq. (4.13) de la contrainte de cisaillement

$$\frac{d^2\tau(x)}{dx^2} - Kb\left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2}\right)\left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2} + t_a\right) \frac{D_{11}^x}{E_b I_b D_{11}^x + b} + \frac{1}{E_b A_b} + \frac{A_{11}^x}{b} \tau(x) + K\left[\left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2}\right) \frac{D_{11}^x}{E_b I_b D_{11}^x + b}\right] Vt(x) = 0 \quad (4.13)$$

$$K = \frac{1}{\left(\frac{t_a}{G_a} + \frac{t_p}{3G_p} + \delta \frac{t_b}{3G_b}\right)} \quad (4.14)$$

δ est le coefficient de forme géométrique de la poutre.

La solution générale pour l'Eq. (4.13) est donnée par l'Eq. (4.15). La solution présentée se limite à un chargement uniformément réparti ou concentré.

$$\tau(x) = B1 \cosh(\lambda x) + B2 \sinh(\lambda x) + m_1 Vt(x) \quad (4.15)$$

$$\lambda^2 = Kb \left(\left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2} \right) \left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2} + t_a \right) \frac{D_{11}^x}{E_b I_b D_{11}^x + b} + \frac{1}{E_b A_b} + \frac{A_{11}^x}{b} \right) \quad (4.16)$$

$$m_1 = K \left(\left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2} \right) \frac{D_{11}^x}{E_b I_b D_{11}^x + b} \right) \quad (4.17)$$

B1 et B2 ont été déterminés à partir des conditions aux limites et sont donnés par l'Eq. (4.18) (pour plus de détail voir Smith et al. 2001).

$$B2 = -B1 = -\frac{K t_b/2}{\lambda E_{111}} M t(0) + (\alpha_b - \alpha_p) \Delta T - \frac{m_1 q}{\lambda} \quad (4.18)$$

IV.2.3 Contrainte interfaciale normale

L'équation différentielle déterminante de la contrainte normale du long de la structure et de la plaque composite est développée afin de déterminer et de quantifier les valeurs des contraintes à l'interface.

La contrainte normale dans l'interface est exprimée par l'Eq. (4.19).

$$\sigma(x) = \frac{E_a}{t_a} (w_p(x) - w_b(x)) \quad (4.19)$$

Où w_b et w_p sont les déplacements verticaux des adhérents "poutre" et "plaque" respectivement.

La relation entre le moment et la courbure de la poutre et de la plaque en FRP est donnée par les Eqs. (4.20 et 4.21)

$$\frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} = \frac{E_a}{t_a} \frac{d^2 w_p(x)}{dx^2} - \frac{d^2 w_b(x)}{dx^2} \quad (4.20)$$

$$\frac{d^2 w_b(x)}{dx^2} = -\frac{M_b(x)}{E_b I_b}; \quad \frac{d^2 w_p(x)}{dx^2} = -\frac{D_{11}^x M_p(x)}{b} \quad (4.21)$$

La prise en compte de l'équilibre entre la poutre et la plaque en FRP donne les Eqs. (4.22 et 4.23) entre les moments et la charge du cisaillement

$$\frac{dM_b(x)}{dx} = V_b(x) - \frac{b t_b}{2} \tau(x) \quad \text{and} \quad \frac{dV_b(x)}{dx} = -b \sigma(x) - q \quad (4.22)$$

$$\frac{dM_p(x)}{dx} = V_p(x) - \frac{b t_p}{2} \tau(x) \quad \text{and} \quad \frac{dV_p(x)}{dx} = -b \sigma(x) \quad (4.23)$$

La substitution des dérivées des Eqs. (4.21 et 4.22) par la quatrième dérivée de la contrainte normale est décrite par l'Eq. (4.19) qui donne l'Eq. (4.24)

$$\frac{d^4 \sigma(x)}{dx^4} + \frac{E_a b}{t_a} \left(\frac{1}{E_b I_b} + \frac{D_{11}^x}{b} \right) \sigma(x) + \frac{E_a b}{t_a} \left(\frac{t_b}{E_b I_b} - \frac{D_{11}^x}{b} \right) \frac{d\tau(x)}{dx} + \frac{q E_a}{t_a E_b I_b} = 0 \quad (4.24)$$

La solution générale à cette solution différentielle du quatrième ordre est donné par l'Eq. (4.25)

$$\sigma(x) = e^{-\beta x} C1 \cos(\beta x) + C2 \sin(\beta x) + e^{\beta x} C3 \cos(\beta x) + C4 \sin(\beta x) - n_1 \frac{d\tau(x)}{dx} - n_2 q \quad (4.25)$$

La contrainte normale s'approche du zéro pour les grandes valeurs de x , et il en résulte que, $C3 = C4 = 0$, la solution générale suit l'Eq. (4.25)

$$\sigma(x) = e^{-\beta x} C1 \cos(\beta x) + C2 \sin(\beta x) - n_1 \frac{d\tau(x)}{dx} - n_2 q \quad (4.26)$$

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{E_a b}{4t_a} \left(\frac{1}{E_b I_b} + \frac{D_{11}^x}{b} \right)} \quad (4.27)$$

$$n_1 = \frac{\frac{t_b}{2} - D_{11}^x \frac{t_p}{2} E_b I_b}{D_{11}^x E_b I_b + b} \quad (4.28)$$

$C1, C2$ sont des constantes déterminées par les conditions aux limites

$$C1 = -\frac{n_3}{2\beta^3} \alpha(0) + \frac{n_1}{2\beta^3} \left(\frac{d^4 \tau(x)}{dx^4} \Big|_{x=0} + \beta \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \Big|_{x=0} \right) - \frac{E_a}{2\beta^3 t_a E_b I_b} (Vt(0) + \beta Mt(0)) \quad (4.29)$$

$$C2 = -\frac{n_1}{2\beta^3} \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \Big|_{x=0} - \frac{E_a}{2\beta^2 t_a E_b I_b} Mt(0) \quad (4.30)$$

$$n_3 = \frac{E_a b}{t_a} \left(\frac{t_b}{2E_b I_b} - \frac{t_p D_{11}^x}{2b} \right) \quad (4.31)$$

IV.2.4 Effet de Taper dans le renforcement

Pour réduire les contraintes interfaciales dans la zone de renforcement, il est possible de chercher un joint de résistance supérieure en utilisant un adhésif modifié et spécifique. Cependant, ce n'est pas le cas, en raison des complications plus importantes liées à la qualité de la préparation de la surface. Au lieu de cela, il est possible d'ajuster la géométrie de la plaque en "FRP" et de l'adhésif à la fin de la zone de liaison pour diminuer les contraintes interfaciales maximales. Il existe de nombreuses variations pour différentes géométries de la plaque. Dans notre travail, Taper à variation linéaire a été considéré et qui est donné par l'équation (4.32):

$$t_p(x) = \begin{cases} t_{end} + kx & 0 \leq x \leq e \\ \text{constant} & e < x \leq \frac{Lp}{2} \end{cases} \quad (4.32)$$

Où " e " est la longueur de taper, " t_{end} " l'épaisseur à l'extrémité de taper et " k " la pente de Taper, comme indiqué sur la Figure 4.2.

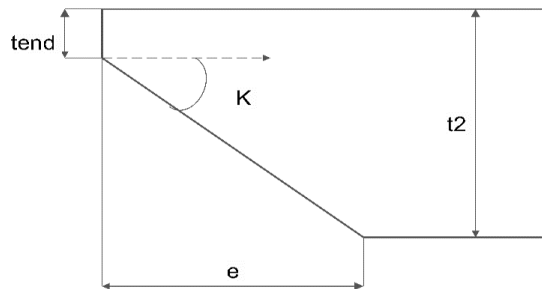


Figure 4.2 Paramètres géométriques de Taper

IV.2.5 Contrainte du cisaillement avec l'effet Taper

En substituant les Eqs. (4.6 et 4.32) dans l'Eq. (4.12), on obtient les équations suivantes l'Eq. (4.33) et l'Eq. (4.36)

$$\frac{d^2 N_p}{dx^2} - \omega N_p - S = 0 \quad (4.33)$$

$$\omega = \frac{G_a b}{t_a E_b A_b (1 + K^*)} \quad (4.34)$$

$$K^* = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{t_p}{3G_p} + \delta \frac{t_b}{3G_b} \right) \quad (4.35)$$

$$S = -\frac{G_a}{t_a (1 + K^*)} \left(\Delta T (\alpha_p - \alpha_b) + \frac{D_{11}^x M_p t_p}{2b} + \frac{A_{11}^x N_p}{b} - \frac{M_b \left(\frac{t_b}{2} \right)}{E_b I_b} \right) \quad (4.36)$$

La dérivée de l'Eq. (4.33) est transformée en une équation différentielle finie et donne l'Eq. (4.37)

$$\frac{N_{i-1} - 2N_i + N_{i+1}}{j^2} - \omega N_i = S \quad (0 \leq i \leq u) \quad (4.37)$$

Où le numéro des pas est représenté par "i", "u" est le nombre des pas et "j" est l'espacement des pas ($j = L_p / 2u$). l'Eq. (4.37) peut être exprimée par :

$$N_{i-1} - (2 + \omega j^2) N_i + N_{i+1} = S j^2 \quad (0 \leq i \leq u) \quad (4.38)$$

Compte tenu de la condition limite à la fin du stratifié, on trouve

$$N_0 = N(u) = 0 \quad (4.39)$$

L'Eq. (4.40) est obtenue par la substitution de l'Eq. (4.39) dans l'Eq. (4.38)

$$-(2 + \omega j^2) N_1 + N_2 = S j^2 \quad (4.40)$$

La contrainte du cisaillement est égale à zéro au milieu de la portée de la plaque et donne l'Eq. (4.41)

$$\frac{dN_b \left(\frac{L_p}{2} \right)}{dx} = \frac{N_{u+1} - N_{u-1}}{2j} = 0 \quad (4.41)$$

En substituant l'Eq. (4.41) dans l'Eq. (4.40), on obtient l'Eq. (4.42)

$$N_{i-1} - (1 + \omega j^2 / 2) N_i = S j^2 / 2 \quad (4.42)$$

N_i , peut être déterminé par la résolution des Eqs. (4.38, 4.40 et 4.42)

$$\tau_i = \frac{N_{i+1} - N_{i-1}}{2b j^2} \quad (0 \leq i \leq u - 1) \quad (4.43)$$

IV.2.6 Contrainte normale avec l'effet Taper

La substitution des Eqs. (4.9, 4.22 et 4.21) à l'Eq. (4.20) donne l'Eq. (4.44)

$$M_b^4(x) + \frac{bE_a}{t_a} \left(\frac{1}{\frac{E_p b t_p^3}{12}} + \frac{1}{E_b I_b} \right) M_b(x) = \frac{E_a b M_T(x) + N_b(x) \left(\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2} \right)}{t_a E_p b t_p^3} - \frac{\frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} b t_b}{2} \quad (4.44)$$

L'équation qui gouverne la contrainte normale peut être déterminée à partir d'une solution différentielle du quatrième ordre. Eq. (4.44) peut donc être réécrite à chaque étape par l'équation (4.45).

$$\begin{aligned} M_b^{i+2} - 4M_b^{i+1} + (6 + j^4 \frac{bE_a}{t_a} (\frac{1}{\frac{E_p b t_p^3}{12}} + \frac{1}{E_b I_b})) M_b^i - 4M_b^{i-1} + (M_b)_{i-2} \\ = \frac{E_a b M_T(x) + N_b(x) (\frac{t_b}{2} + \frac{t_p}{2})}{t_a E_p b t_p^3} - \frac{\frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} b t_b j^4}{2} \end{aligned} \quad (4.45)$$

Après application des conditions aux limites, la solution finale pour la contrainte normale est décrite par l'Eq. (4.46)

$$\sigma_i = \left(\frac{-M_b^{i+2} + 16M_b^{i+1} - 30M_b^i + 16M_b^{i-1} - M_b^{i-2}}{12j^2 b} \right) + q/b \quad (4.46)$$

IV.3 Analyse par éléments finis

L'analyse par éléments finis 3D (MEF) a été réalisée pour étudier la répartition des contraintes interfaciales dans la structure à l'aide du logiciel Abaqus (ABAQUS Inc., Providence, US-RI), afin de comparer les résultats obtenus avec ceux obtenus par la méthode analytique. La méthode de modélisation utilisée dans Abaqus consiste à définir les nombreux composants du modèle. Par exemple, la poutre, la couche adhésive et la plaque en FRP ont été définis en tant que pièces, chacune étant liée à l'autre afin de fournir une analyse complète avec des informations détaillées.

IV.3.1 Propriétés mécaniques de la structure

On considère une poutre en acier de section « I » simplement supportée, en acier doux normalisée (UB122). La poutre est renforcée par une plaque en (FRP) à base de fibre de carbone et de résine époxy est soumise à une charge uniformément répartie (UDL) $q = 500 \text{ kN/m}^2$ et à une charge thermique $\Delta T = 50 \text{ }^\circ\text{C}$ appliquée sur le volume de la structure. Lorsque le coefficient de dilatation thermique de la poutre d'acier est $\alpha_b = 10,2 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$, la dilatation thermique de l'adhésif et du stratifié ont été négligés par rapport à la dilatation thermique de la poutre ($\alpha_p, \alpha_{\text{adhésive}} \ll \alpha_b$) d'après (Harley et al. 1981), (Dootson et al. 1980) et (Deng et al. 2004). Le

modèle géométrique dans l'analyse par éléments finis est identique à l'analyse. Les dimensions étaient les suivantes : $L_p = 5$ m, $L = 6$ m, $t_b = 544,5$ mm, $t_p = 12$ mm, $t_a = 2$ mm, $b = 211,9$ mm, $e_1 = 12,7$ mm, $e_2 = 21,3$ mm, comme indiqué sur la Figure 4.3. Les dimensions de forme taper étaient $e = 200$ mm et $t_{end} = 2$ mm.

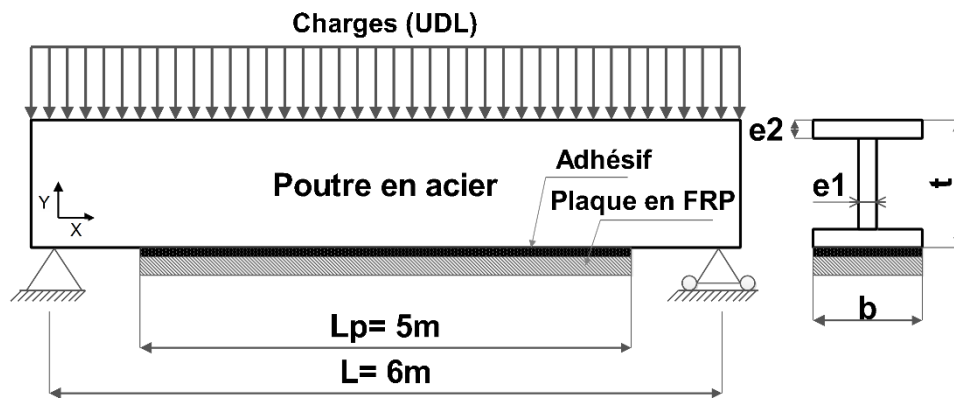


Figure 4.3 Paramètres géométriques de la structure

Un résumé des propriétés des matériaux est donné dans le tableau 4.1.

Tableau 4.1. Propriétés des matériaux physiques

Composants	E_{11} , GPa	$E_{22} = E_{33}$, GPa	G_{12} , GPa	Coefficient de poisson ν
Poutre en acier	210	210	80.7	0.3
Plaque CFRP	310	10	26.4	0.3
Couche d'adhésive	10	10	3.7	0.3

IV.3.2 Simulation par éléments finis

Le modèle est composé de deux adhérents liés par un adhésif, à éléments fini 3D élastique modélisé avec élément brique linéaire à 8 nœuds (C3D8R) par une analyse statique linéaire. La poutre en acier et la couche adhésive sont modélisées à l'aide de matériaux homogènes, tandis que la plaque FRP est modélisée à l'aide d'un matériau en 16 couches. Le schéma en perspective de la structure est illustré dans la figure 4.4, un maillage raffiné au bord de la zone de renforcement a été déployé pour obtenir des résultats précis, la taille de l'élément dans la région critique (l'extrémité de la plaque) est de 0,2 mm et, pour le reste du modèle, on utilise une taille de 0,2 à 5 mm. Cette configuration de maillage est définie après une étude de convergence. Une étude de convergence est réalisée par le modèle numérique (MEF) afin de vérifier la taille du maillage sélectionné du modèle. Pour réduire le temps de calcul, seule la moitié de la structure a été simulée en raison de la symétrie géométrique et des conditions de chargements appliqués.

Les surfaces à mi-portées ont été restreintes pour produire la symétrie requise et les nœuds situés près de l'extrémité de la poutre ont été restreints pour indiquer la condition à la limite simplement appui. Dans cette étude, deux paires de contacts présentant une interaction parfaite entre la surface de la poutre-adhésif et l'adhésif-plaque ont été utilisées pour la construction du modèle, car aucun glissement n'a été enregistré ou observé au long des surfaces selon (Sundarraja et Prabhu, 2013).

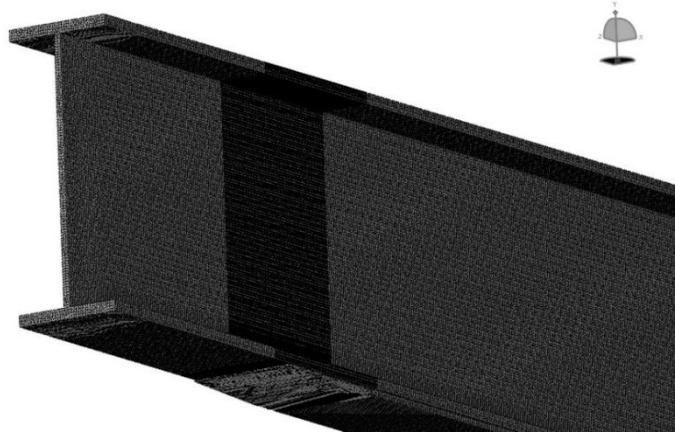


Figure 4.4 Maillage du modèle géométrique.

IV.3.3 Résultats et discussions

Pour valider la méthode analytique actuelle, des comparaisons avec des solutions données dans la littérature, en particulier celles données par (Deng et al., 2004), ont été effectuées. De plus, les résultats trouvés ont été comparés par rapport à la nouvelle méthode FE présentée dans ce travail. Les valeurs des contraintes interfaciales des éléments de la couche adhésive ont été obtenues au cours de cette première phase, le modèle avec taper sollicité aux charges thermiques et mécaniques (phases 1 et 2) a été examiné pour valider les résultats du modèle analytique proposé avec ceux de (Deng et al., 2004) et de la méthode à FE déployée, qui sont à la fois en accord et en concordance, comme c'était illustré dans les figures 4.5 et 4.6. Dans la phase suivante (phase 3, voir figure 4.7), les résultats du présent modèle analytique ont été comparés à la méthode à FE qui injecte le modèle avec effet shear-lag soumis à des charges thermomécaniques couplées. On constate que l'effet shear-lag permet de réduire la contrainte du cisaillement de 65%, en passant de 45,4 MPa à 29,40 MPa. A la phase 4, on peut remarquer au niveau de la figure 4.8, que le modèle incluant une forme taper, donnant résultats qui indiquent une réduction de la contrainte du cisaillement maximal de 40%, de 29,40 MPa à 12,73 MPa. En outre, la contrainte normale a été réduite de 54%, de 37 MPa à 19,08 MPa.

Différentes configurations sont considérées dans cette étude :

- Phase 1 : Charge mécanique,
- Phase 2 : Charge thermique,
- Phase 3 : Charges thermomécaniques et shear-lag,
- Phase 4 : Charges thermomécaniques avec modèle shear-lag et l'effet taper.

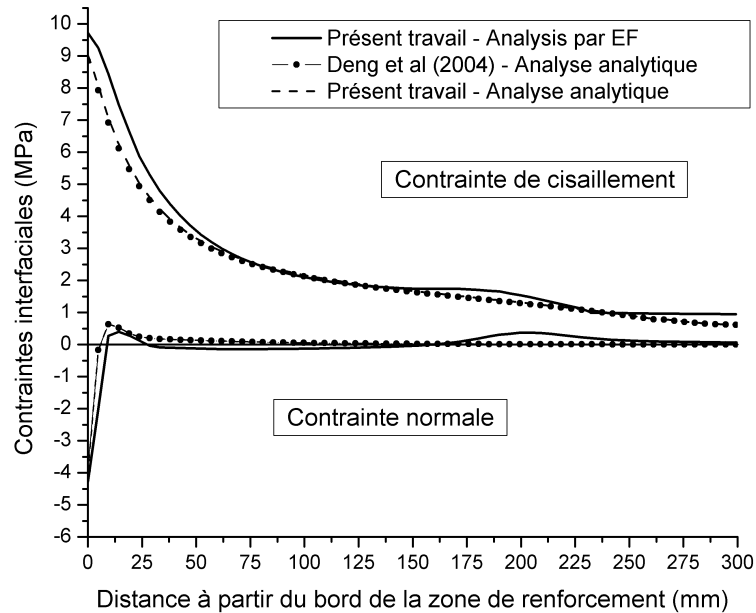


Figure 4.5 Distribution des contraintes interfaciales (phase 1) : avec l'effet taper

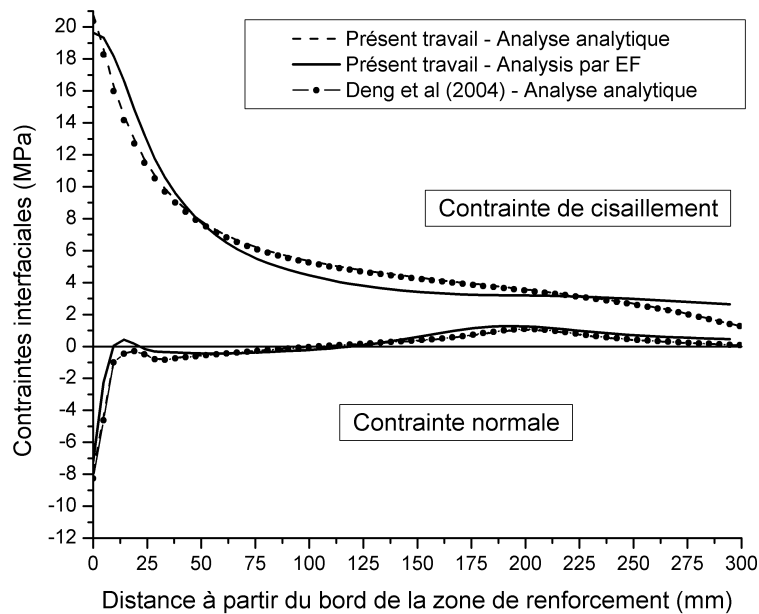


Figure 4.6 Distribution des contraintes interfaciales (phase 2) avec l'effet taper

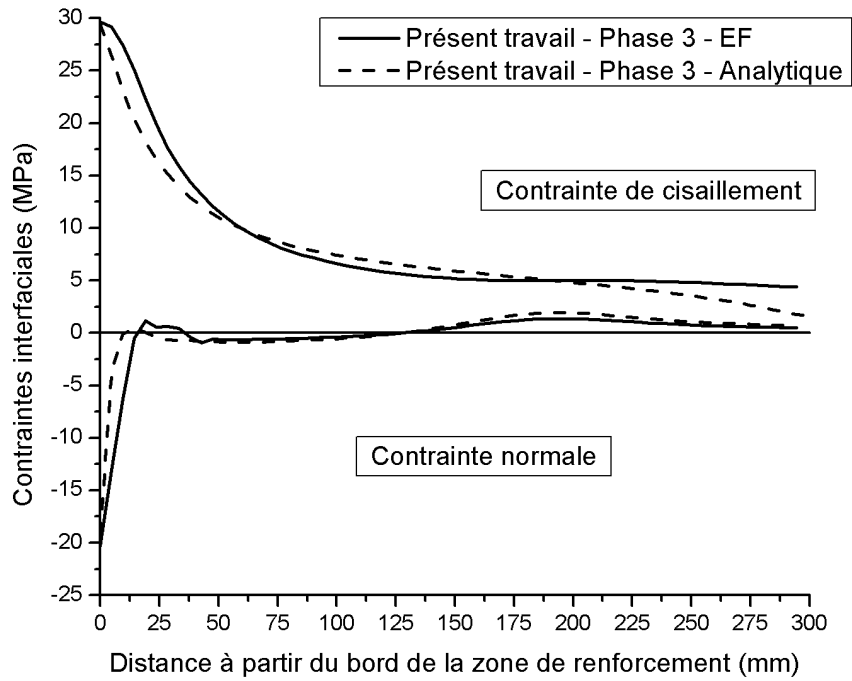


Figure 4.7 Distribution des contraintes interfaciales (phase 3): [(0)₈]_s

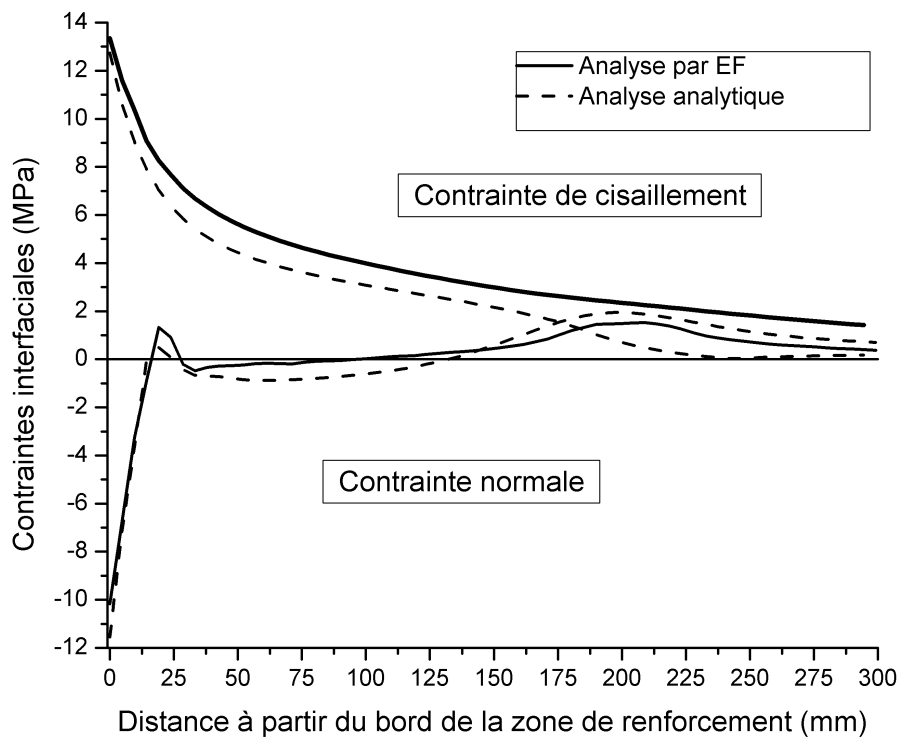


Figure 4.8 Distribution des contraintes interfaciales (phase 4) : [(0)₈]_s

Les extrémités de la plaque FRP réduisent l'amplitude des contraintes qui se trouvent aux extrémités de la zone collée, on remarque que la contrainte s'annule à environ 150 mm de l'extrémité la zone, ce qui donne de bonnes corrélations avec les résultats de (Deng et al., 2004) et (Kerboua et al., 2013), et ce qui conduit vers de bons résultats numériques et analytiques. La

figure 4.9 montre l'effet de différentes charges et de différentes configurations sur les valeurs de contraintes interfaciales.

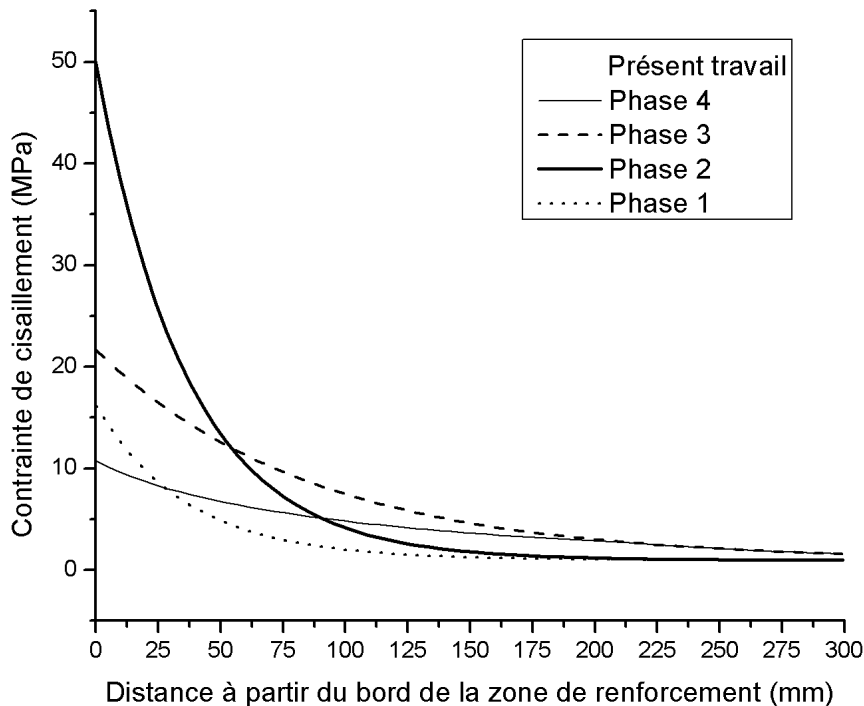


Figure 4.9 Distribution des contraintes du cisaillement : Modèle analytique : $[(0)_8]_s$

IV.3.4 Etude paramétrique

Une étude paramétrique est réalisée pour mieux caractériser les effets de divers facteurs sur le comportement des structures renforcées par plaque FRP. L'étude paramétrique est basée sur l'approche analytique qui aidera les ingénieurs à améliorer l'efficacité de leur nouvelle conception. De nombreux paramètres influencent les valeurs maximales des contraintes interfaciales dans la zone de liaison. Pour les poutres en acier renforcées, les paramètres le plus significatifs est l'épaisseur de l'adhésif (voir figure 4.10). On observe que lorsque l'épaisseur de la couche adhésive augmente, les contraintes interfaciales maximales diminuent. Cette relation entre l'épaisseur de la couche adhésive et les contraintes maximales est anticipée car la couche adhésive est comparativement mince et présente une faible rigidité. En outre, le module d'élasticité de la plaque FRP (voir figure 4.11) est une variable de grande importance pour les contraintes ; il est à noter que les contraintes interfaciales augmentent lorsque le module d'élasticité de la plaque FRP augmente.

L'étude paramétrique montre l'avantage d'avoir une plaque mince à son extrémité et une forme taper étendue (voir figure. 4.12). La présente solution quantifie les concentrations des contraintes qui se produisent aux bords de la plaque FRP multicouche, Dans ce cas, on déduit

que le nombre des multicouches avait un effet minimal sur les valeurs des contraintes interfaciales (voir la figure 4.13). Pour mieux valider notre recherche on a étudié l'effet de l'orientation des fibres qui a une grande influence sur la distribution des contraintes interfaciales (voir figure. 4.14). Il est à noter que les contraintes interfaciales augmentent avec l'orientation accentuée des fibres dans la direction longitudinale de la poutre.

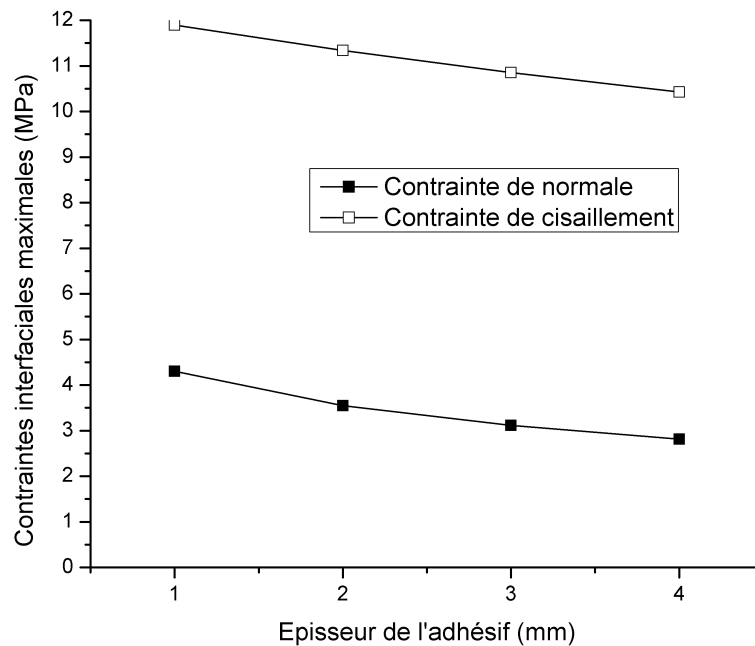


Figure 4.10 Contraintes interfaciales, l'effets de l'épaisseur de l'adhésif : (Phase 4): $[(0)_8]_s$

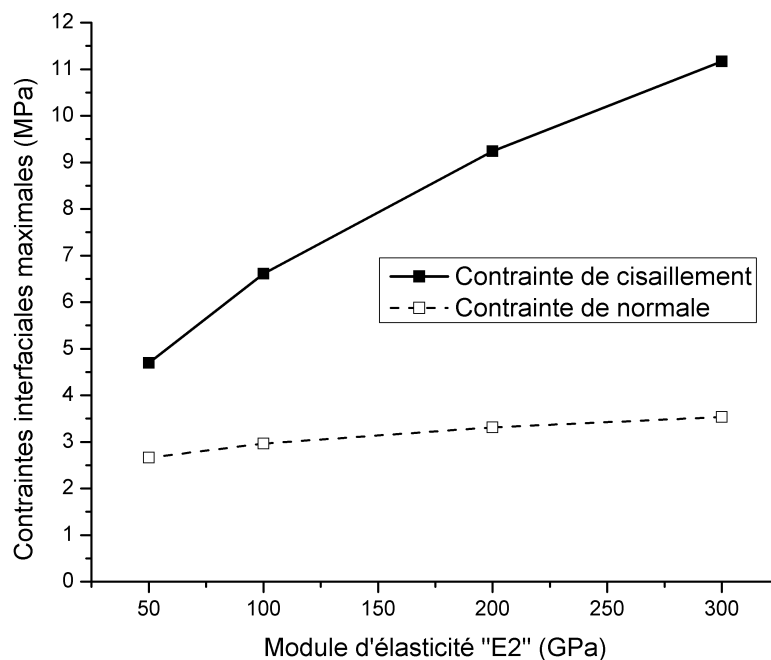


Figure 4.11 Contraintes interfaciales, l'effet du module d'élasticité E2 : (phase 4) : $[(0)_8]_s$

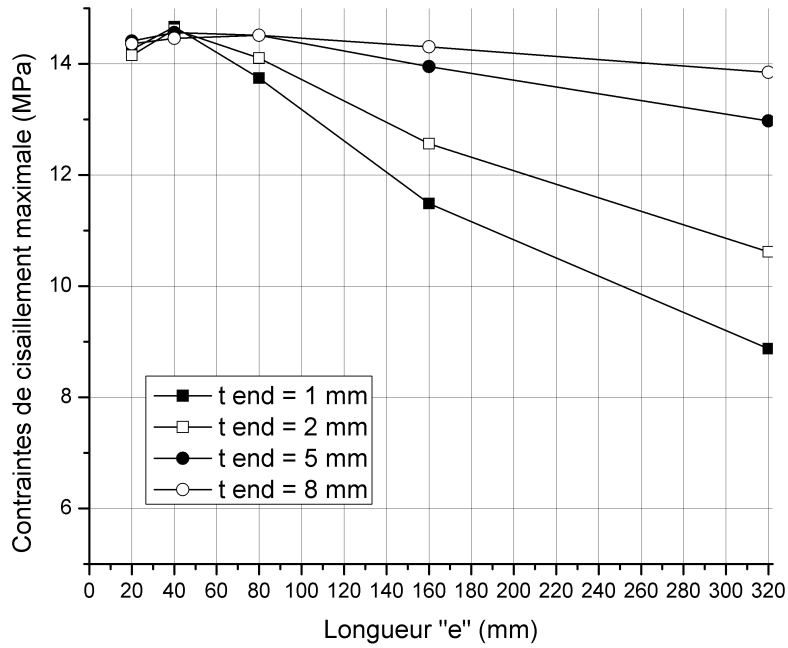


Figure 4.12 Contraintes interfaciales, l'effet de l'épaisseur de taper : (phase 4) : $[(0)_8]_s$

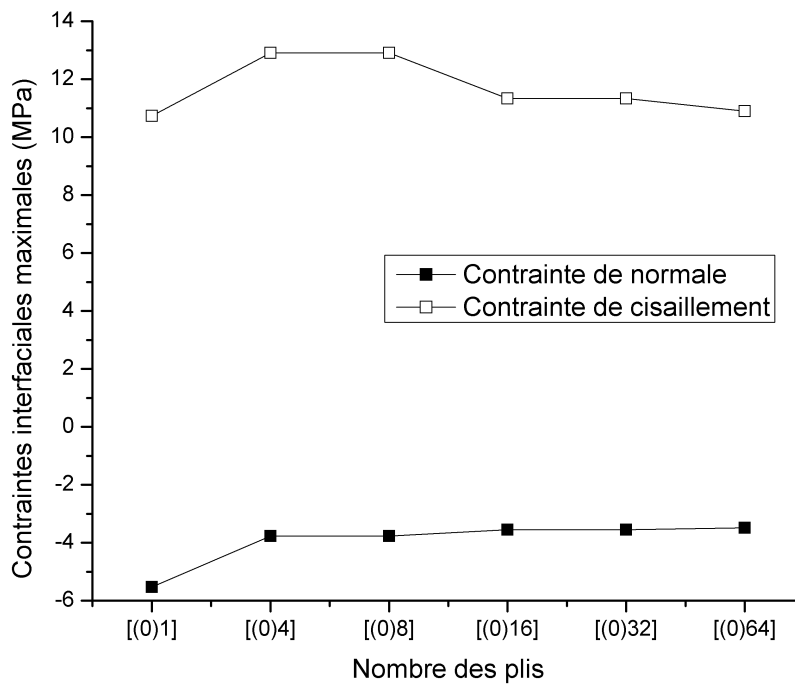


Figure 4.13 Contraintes interfaciales, l'effet du nombre de couches : (phase 4) : $[(0)_8]_s$

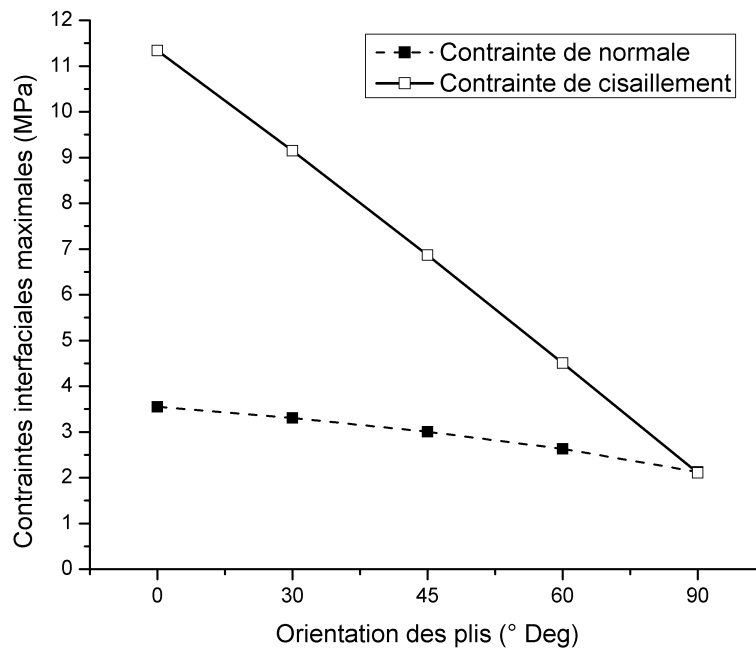


Figure 4.14 Contraintes interfaciales, l'effet de l'orientation des fibres : (phase 4) : [(0)₈]_s

IV.4 Conclusion

Notre travail de recherche présenté dans cette partie repose sur l'utilisation d'un modèle analytique amélioré et validé avec la méthode d'élément finis (MEF), pour évaluer les contraintes interfaciales dans les structures en acier renforcées par plaques FRP multicouches et soumises à des charges thermomécaniques avec l'effet du cisaillement. Les résultats de cette recherche montrent clairement l'influence des paramètres ignorés ou négligés par les études précédentes sur les valeurs des contraintes et sur le comportement de la structure et, donnent des résultats plus précis pour prédire les valeurs de concentration des contraintes interfaciales. Il est à remarquer que les différentes configurations de charges et de matériaux, telles que l'orientation des fibres, le modèle du cisaillement et l'effet taper, jouent un rôle important sur la distribution et les valeurs de la concentration des contraintes, principalement au bord de la zone renforcée. Les résultats trouvés peuvent s'appliquer à de nombreux types de matériaux et de structures renforcées par FRP. Cette originalité donne de bonnes approches avec différentes charges appliquées pour la détermination des concentrations de contraintes et elle sera d'une grande valeur pour les concepteurs et les experts innovants en matière de conception des nouvelles structures rigides et résistantes pour éviter le phénomène de délaminage.

CHAPITRE 5

EFFET TAPER ET LE MODELE

PRÉCONTRAIT SUR LES

CONETRAINTES INTERFACIALES

CHAPITRE 5 : EFFET TAPER ET LE MODÈLE PRÉCONTRAIT SUR LES CONTRAINTES INTERFACIALES

La durabilité des structures n'est pas seulement un objectif technique, mais aussi une question de valeurs sociales et environnementales. Pour ce faire, les chercheurs doivent utiliser des structures composites très rigides, très durables et résistantes à la corrosion afin de réaliser les objectifs techniques, environnementaux et sociaux. Ce chapitre présente un travail original sur la réduction des contraintes interfaciales des structures renforcées par des plaques FRP en tenant compte l'effet taper. Dans ce concept, la réduction des contraintes interfaciales est la tentative d'améliorer les performances de la structure et la résolution du problème de décollement qui est la cause de destruction de la structure. Cette recherche a été effectuée en utilisant une analyse par éléments finis, intégrant de nombreux nouveaux paramètres. En conséquence, une nouvelle solution est découverte, celle qui combine une réduction progressive de la couche adhésive et du stratifié composite, ce qui réduit considérablement les contraintes interfaciales aux bords de la plaque FRP. En plus de, une étude paramétrique est réalisée afin de déterminer les configurations optimales des dimensions de la forme Taper ainsi que d'autres paramètres qui influencent la concentration des contraintes. Cette nouvelle conception concernant la réduction des contraintes interfaciales aura un impact important sur l'augmentation de la durée de vie des structures endommagées renforcées, préservant ainsi ses valeurs techniques, ses valeurs historiques et sociales. Trois types de formes incurvées sont utilisés (droit, concave et convexe) dans l'extrémité de l'adhésif avec un effet de Taper inverse pour la plaque FRP, en intégrant de nouveaux paramètres, notamment les charges thermomécaniques, le modèle de précontrainte et les multicouches avec orientation des fibres. Ce travail a fait l'objet de notre 2^{ème} publication.

V.1 Introduction

L'utilisation de plaques en polymères renforcées de fibres (FRP) pour la réhabilitation des structures endommagées constitue une solution de réparation efficace et rapide. Cela a fait l'objet d'une nouvelle technique de collage et une excellente alternative aux techniques de renforcement conventionnel tels que le soudage, le rivetage, le boulonnage, etc., en raison de leurs propriétés des matériaux en termes de rapport de résistance et de masse, ainsi la résistance à l'environnement (Balendran et al., 2001). ; Leung et al., 2003). Les études de (Moy et Nikoukar, 2002), (Tavakkolizadeh et Saadatmanesh, 2003) ont confirmé l'efficacité de cette technique de renforcement. Cependant, l'un des modes de défaillances typiques et importants

de cette technique est le délaminage entre la plaque FRP et la structure, qui se produit dans la couche adhésive selon (Herakovich, 1998), (Mukhopadhyaya et Swamy, 2001), (Denton, 2001) et (Stratford, 2004), qui dépend principalement de la concentration des contraintes interfaciales au bord de la plaque en composite en raison de la discontinuité géométrique et structurelle, (Roberts, 1989) et (Taljsten, 1997). De plus, plusieurs modes de défaillance possibles à différents endroits du joint adhésif sont plus susceptibles de se produire dans le cas des poutres en acier. Une analyse analytique peut être utilisée pour prédire les contraintes interfaciales dans la zone de renforcement, tels que les travaux de (Wu et al., 1997), (Jones et al., 1998), (Saadatmanesh et Malek, 1998), (Triantafillou et Antonopoulos, 2000), (Ascione et al., 2000), (Smith et Teng, 2001), (Yang et al., 2004), (Deng et al., 2004), (Tounsi et Benyoucef, 2006), (Stratford et Cadei, 2006), (Edalati et al., 2012), (Bensaid et al., 2013), (Kerboua et al., 2013), (Ghafoori, 2013) et (Brairi et al., 2018). D'autre part, de nombreux autres chercheurs se sont concentrés sur la réduction des contraintes interfaciales en modifiant les propriétés physiques des matériaux ou en améliorant la conception géométrique de la structure. La première technique consiste à utiliser un adhésif modifié à la fin de la liaison, connu sous le nom de technique bi-adhésive ou multi-adhésif en utilisant des adhésifs plus doux ou des adhésifs plus rigides. (Bouchikhi et al., 2013) ont étudié l'effet des joints adhésifs homogènes et des joints adhésifs mixtes (bi-adhésifs) sous charge mécanique, et ont conclu que des joints adhésifs mélangés peuvent réduire considérablement l'amplitude des contraintes. (Calk et Yildirim, 2015) ont introduit l'effet de la combinaison d'un adhésive à forme incurvé avec bi-adhésive matériels sur la répartition des contraintes tout au long de la longueur du joint à recouvrement unique collé par adhérence sous pression. Cependant, en raison des complications plus importantes de la préparation des surfaces, cette technique n'est pas la plus avantageuse. Au lieu de cela, il est préférable d'ajuster la géométrie de la plaque de renforcement, qui est beaucoup plus robuste pour réduire la concentration de contraintes dans la couche de liaison, conformément à (Deng et al., 2004), (Cadei et Stratford, 2004), (Stratford et Chen, 2005). De plus, une forme incurvée dans l'adhésif doit être laissée autour du bord de la plaque FRP conformément à (Frostig, 1999). (Deng et al., 2004) ont introduit une solution permettant de prévoir les contraintes interfaciales considérant une plaque FRP avec Taper sous des charges mécaniques et thermiques. (Deng et Lee, 2005) ont testé les différents cas et facteurs influant sur la résistance des poutres métalliques renforcées par différents types de plaques FRP et ont suggéré l'utilisation de plaques avec Taper plus longues comme une solution d'amélioration. (Haghani et al., 2009) ont mené une étude sur l'effet de l'utilisation du Taper normal et inversé avec ou sans forme incurvée dans l'adhésive sur l'amplitude de la contrainte interfaciale dans

la couche adhésive sous une charge uniquement mécanique. (Belakhdar et al., 2010) ont utilisé une solution numérique pour calculer la distribution des contraintes interfaciales dans des poutres renforcées par plaque FRP ayant une extrémité effilée avec les différentes configurations Taper soumises à une charge mécanique. (Calik, 2016) ont effectué une analyse numérique en considérant une extrémité incurvée non linéaire, concluant que l'effet de Taper arrondi de l'extrémité sur la réduction des contraintes est significatif. Cet article présente une nouvelle conception de la forme simulée à l'aide du code Abaqus basé sur la méthode EF afin de déterminer les contraintes dans la couche adhésive en incorporant la déformation en cisaillement (Shear-Lag) dans les structures et en tenant compte de l'effet de l'orientation des fibres et du modèle de précontraintes avec une nouvelle conception de Taper combiné à la fois adhésif et plaque de FRP sous la charge thermomécanique. Enfin, des différentes propriétés physiques et géométriques de la poutre et de la plaque sont étudiées afin de déterminer la conception optimale pour réduire les contraintes interfaciales.

V.2 Analyse par éléments finis (MEF)

Une analyse par éléments finis 3D (MEF) a été utilisée pour étudier l'effet de la conception proposée sur les contraintes interfaciales de la structure, à l'aide du logiciel Abaqus (ABAQUS Inc., Providence, US-RI). La méthode de modélisation par Abaqus consiste à définir les nombreux composants du modèle. Par exemple, la poutre, la couche adhésive et la plaque FRP sont définis en tant que pièces liées entre elles afin de fournir une analyse complète avec des informations détaillées.

V.2.1 Propriétés mécaniques

Considérant une poutre simplement supportée de section "I", en acier doux, (UB122) comme la montre dans la Figure 5.1. La structure est renforcée par un FRP précontraint avec $P=100kN$ et soumise à une charge uniformément répartie (UDL) $q = 500kN/m^2$ et une charge thermique $\Delta T = 50^{\circ}C$ uniformément répartie appliquée sur le volume de la structure. Le coefficient de la dilatation thermique de la poutre est $\alpha=10,2 \times 10^{-6}/^{\circ}C$. La dilatation thermique de l'adhésif et du stratifié est négligée par rapport à la dilatation thermique de la poutre.

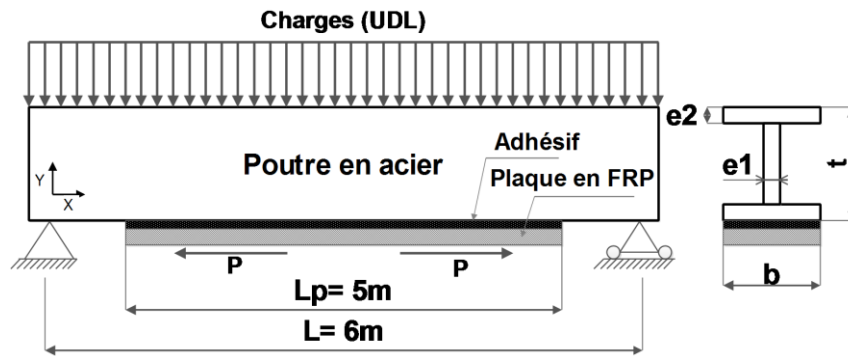


Figure 5.1 Paramètres géométriques

Il existe de nombreuses variations pour les différentes géométries de la forme incurvée dans l'adhésif. Dans cette recherche, une nouvelle conception a été proposée, dans laquelle une forme incurvée est considérée, explorant une forme concave et convexe dans la couche adhésive avec un Taper inverse dans le composite stratifié. Au cours de cette étude, trois configurations différentes pour la conception proposée sont considérées, cela est illustré dans la Figure 5.2.

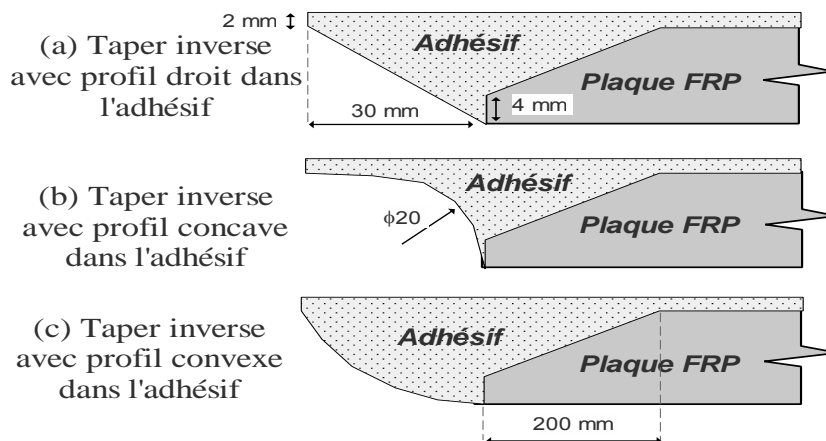


Figure 5.2 Différentes configurations de l'adhésif avec formes incurvées

Un résumé des propriétés géométriques et physiques des matériaux est présenté dans le Tableau 5.1 et illustré dans les Figures 5.1 et 5.2. Le comportement de la poutre et de l'adhésif est isotrope et orthotrope pour la plaque en FRP.

Tableau 5.1. Propriétés géométriques et physiques des matériaux.

Composants	Largeur "b"(mm)	Épaisseur "t"(mm)	E11(GPa)	E22(GPa)	G12(GPa)	Coefficient de Poisson
Poutre d'acier	211.9	544.5	210	210	80.7	0.3
Plaque de FRP	211.9	12	310	10	26.4	0.3
Couche d'adhésive	211.9	2	10	10	3.7	0.35

V.2.2 Modélisation par éléments finis

Le modèle est composé de deux adhérents liés par un adhésif. Un modèle de structure linéaire élastique en éléments finis 3D est simulé à l'aide des éléments appropriés de la bibliothèque Abaqus. L'élément C3D8R est une brique linéaire à 8 nœuds avec une intégration réduite. La plaque en FRP est modélisée à l'aide d'un matériau en 16 plis à 0° d'orientation dans la direction x $[(0)_{16}]_s$. Une étude de convergence est réalisée pour le modèle numérique (MEF) afin de vérifier la taille du maillage sélectionné. Pour réduire le temps de calcul, seule la moitié de la structure est simulée en raison de la symétrie géométrique et des conditions de chargement appliquées au modèle. La forme à mi-portée est restreinte pour produire la symétrie requise et, les nœuds situés près de l'extrémité de la poutre sont restreints pour indiquer une condition simplement d'appui. Dans cette étude, deux éléments de contacts avec une interaction parfaite entre les surfaces sont utilisés pour construire le modèle, puisque aucun glissement n'a été enregistré ou observé au long des surfaces de contact conformément à (Sundarraja et Prabhu, 2013). Un maillage raffiné est disposé près de l'extrémité de la plaque en FRP pour obtenir un résultat précis, cela est également illustré dans la Figure 5.3, avec un nombre total de 103706 nœuds et 59065 éléments après une étude de convergence.

Différentes étapes sont considérées dans cette étude :

- Cas 1 : Charge mécanique,
- Cas 2 : Charge thermique,
- Cas 3 : Charges thermomécaniques avec effet du cisaillement,
- Cas 4 : Charges thermomécaniques avec précontrainte et effet shear lag.

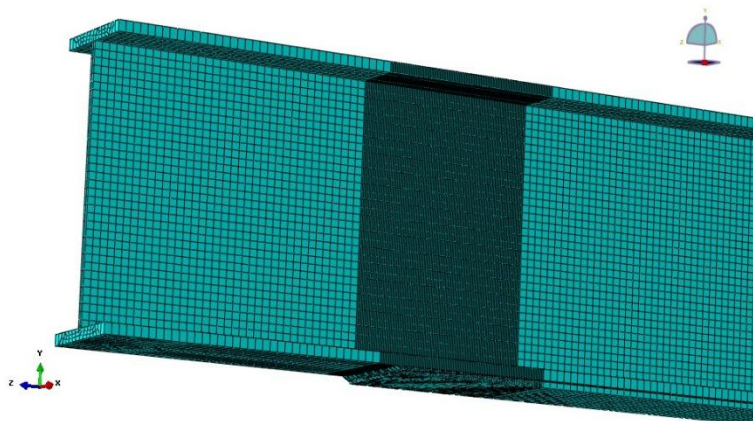


Figure 5.3 Maillage raffiné aux bords des zones de renforcement

V.2.3 Résultats et discussions

Comme mentionné précédemment, la rupture de la zone est due à des concentrations de contraintes telles que la contrainte du cisaillement et la contrainte du décollement dans la

couche adhésive. Par conséquent, les contraintes maximales dans la couche de liaison ont été prises en compte avec leur quantification. Ainsi, pour valider le modèle, les contraintes au niveau de la couche adhésive ont été déterminées et les résultats ont été comparés à ceux obtenus par (Deng et al., 2004). Dans cette première phase, l'effet taper et les charges thermomécaniques ont été inclus conformément aux travaux de (Deng et al., 2004) pour valider le modèle présenté dans ce travail, comme le Tableau 5.2 montre. Les résultats donnent une bonne corrélation et un résultat conforme avec le modèle en comparaison avec les travaux de base de (Deng et al., 2004).

Tableau 5.2. Comparaison de la concentration des contraintes dans l'adhésif.

Théories	Contraintes interfaciales sans Taper		Contraintes interfaciales avec Taper	
	τ maxi (MPa)	σ maxi (MPa)	τ maxi (MPa)	σ maxi (MPa)
Deng et al. (2004) – Charge UDL	17.4	14.3	10.7	6.4
Présent travail EF – Charge UDL	17.35	14.48	9.75	9.19
Deng et al. (2004) – Thermique	28.3	26.2	20.6	12.4
Présent travail EF – Thermique	29.16	22.68	18.8	16.53

Dans la phase suivante, on va tenir compte des charges négligées par (Deng et al., 2004) et les travaux précédents, et qui ont un grand impact sur la concentration des contraintes et sur le délaminage, voir les Figures 5.4 et 5.5. Ceci a donné la nécessité d'un modèle complet prenant en considération la charge mécanique, la charge thermique et l'effet shearlag, pour des résultats plus précis. On déduit que l'effet de la charge thermique a une grande importance par rapport à la charge mécanique, du même pour l'effet shearlag, chose que de nombreux chercheurs ne prennent pas en considération pour des problèmes de résolution analytique ou numérique. Dans les Figures 5.4 et 5.5, on remarque que l'effet du cisaillement, réduit considérablement les contraintes interfaciales lorsqu'il est inclus dans le modèle de résolution. La déformation du cisaillement dépend de la géométrie de la structure. Les effets du couplage des déformations mécanique, thermique et du cisaillement, illustré dans ce travail, donne des valeurs critiques de

contraintes et confirme qu'en réalité la structure est soumise à une sollicitation de charges importante.

Actuellement, la technique de précontrainte est l'une des méthodes les plus récentes, utilisées pour améliorer les techniques de renforcement par composites FRP. Les Figures 5.4 et 5.5, illustrent et montrent considérablement la concentration de la contrainte dans le joint adhésif. Il a été délibérément envisagé dans ce modèle d'étudier l'effet de la précontrainte sur la nouvelle conception proposée.

Dans la phase suivante, l'efficacité du choix de la géométrie avec les différents types de taper a été étudiée, comme il est illustré dans la Figure 5.6. On constate que le double taper (Taper inverse et adhésif incurvé) donne une conception plus efficace pour réduire les contraintes interfaciales. Des différents types de forme incurvée ont été étudiés et les résultats ont été illustrés dans la Figure 5.7. On retient que le taper inverse couplé avec un profil concave avait un meilleur impact sur la réduction des contraintes interfaciales. Cette réduction a été attribuée à la capacité de la forme incurvée d'adhésif, à transmettre la force du cisaillement et à transférer une partie de la charge appliquée de la poutre à la plaque FRP. On peut généralement conclure que la nouvelle modification géométrique proposée a un effet considérable sur la réduction des contraintes interfaciales, donc sur le délaminage et la protection des structures de surcharges et de leur environnement.

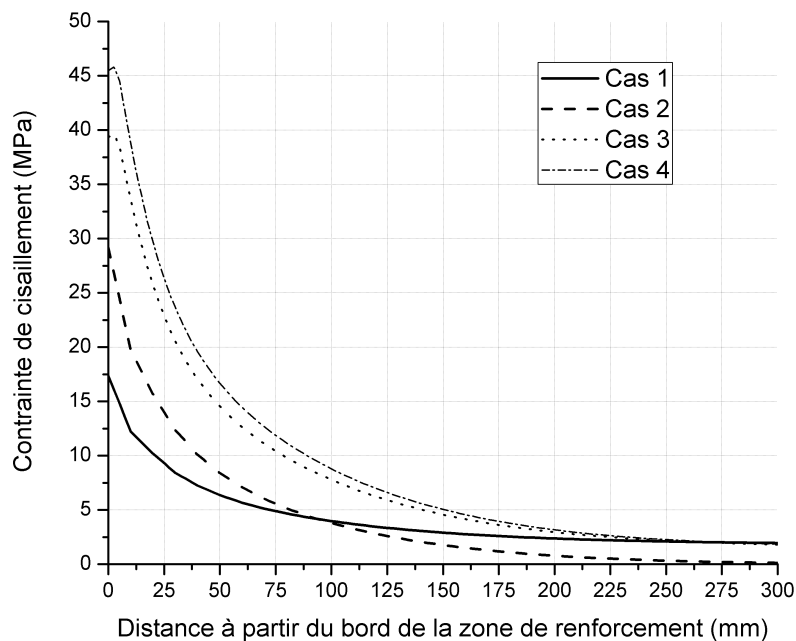


Figure 5.4 Concentration des contraintes du cisaillement dans la couche adhésive (sans Taper)

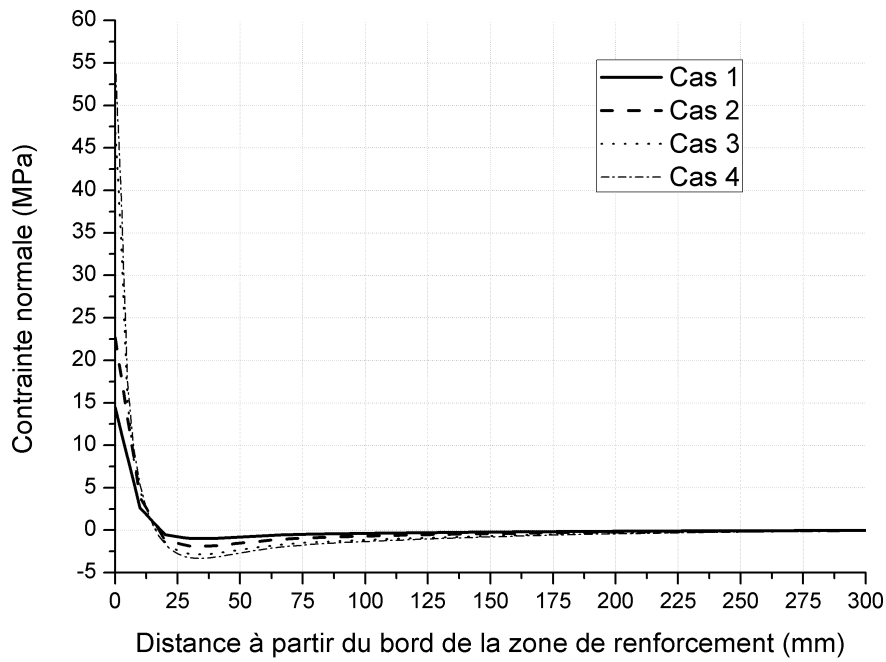


Figure 5.5 Concentration des contraintes normales dans la couche adhésive (sans Taper)

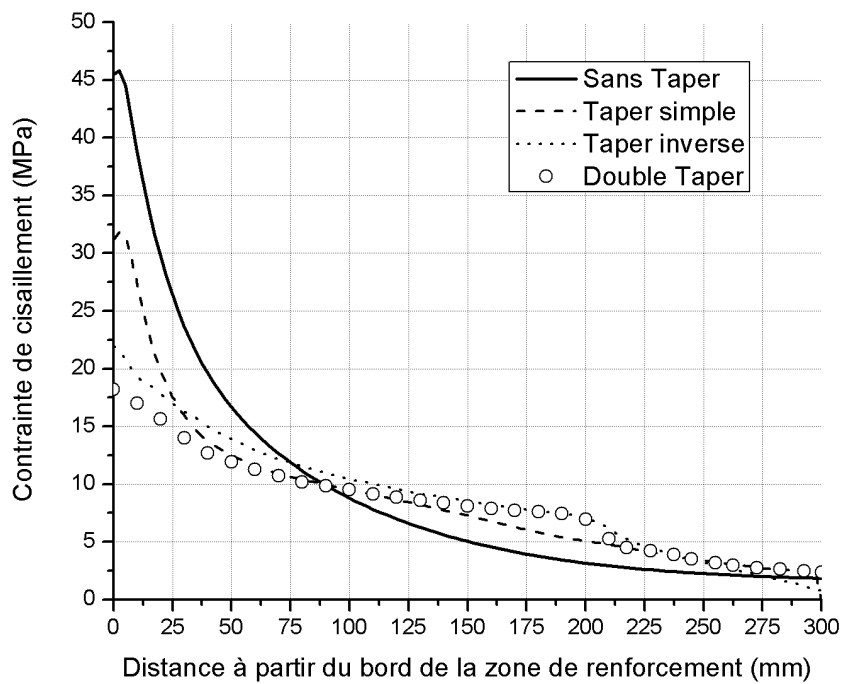


Figure 5.6 Variation de la concentration des contraintes du cisaillement pour des différentes géométries du Taper.

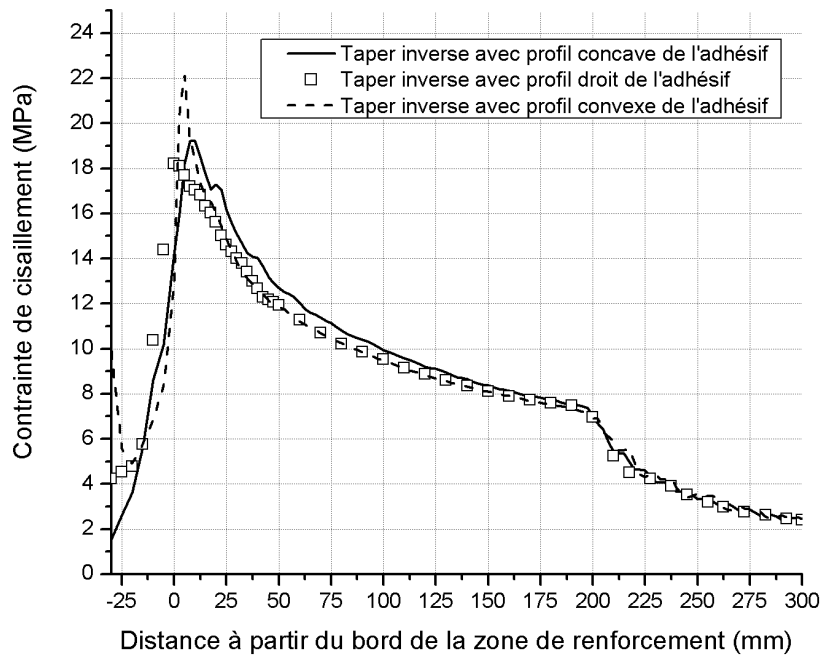


Figure 5.7 Concentration de contrainte du cisaillement pour des différents modèles de géométrie incurvée de l'adhésif

V.3 Étude paramétrique

La présente étude quantifie les concentrations de contraintes interfaciales qui se produisent sur les bords de la plaque FRP multicouches. Les valeurs maximales des contraintes ont été obtenues par des différents paramètres, en examinant leurs effets sur la magnitude des contraintes interfaciales dans la zone de liaison. Pour les poutres renforcées, les paramètres les plus significatifs sont l'épaisseur de l'adhésif et l'épaisseur de la plaque FRP, ainsi que le module d'élasticité de la plaque FRP et de la couche adhésive. Ces paramètres sont étudiés à l'aide du modèle avec la conception de la nouvelle forme du taper, proposée sous des charges thermomécaniques et de précontrainte notamment la déformation du cisaillement. L'effet de l'orientation des fibres est également inclus pour quantifier et évaluer les valeurs des contraintes.

La Figure 5.8 montre des résultats intéressants selon lesquels l'épaisseur de l'adhésif entraîne une réduction significative du pic des contraintes du cisaillement tout en augmentant simultanément la valeur maximale de la contrainte normale. Dans les conditions de chargement normales, il est bien connu que l'augmentation de l'épaisseur de la couche adhésive réduit les contraintes interfaciales, mais dans notre cas, nous constatons que la contrainte normale augmente. Cette étude montre que le problème de décollement se produit lorsque la contrainte normale est élevée, elle est responsable de ce phénomène. Cet effet inversé est dû à la charge

de précontrainte appliquée avec le modèle taper. En conclusion, l'application d'une couche épaisse d'adhésive est recommandée.

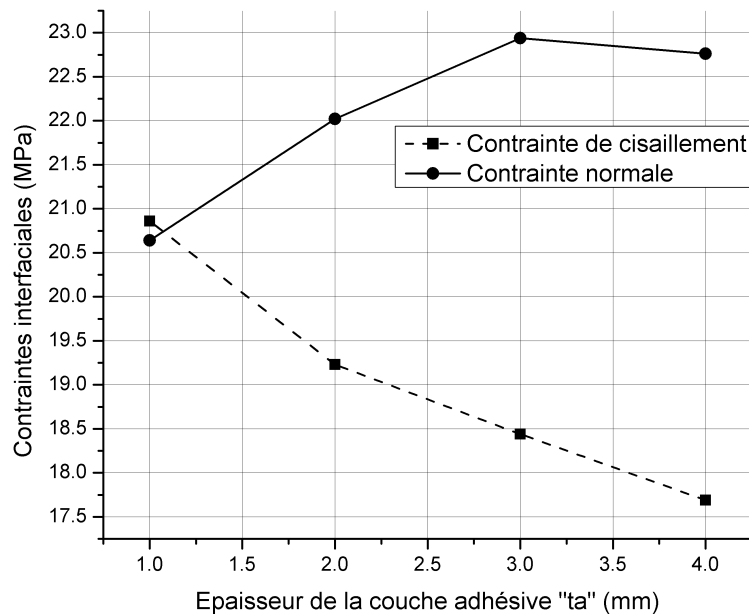


Figure 5.8 Effet de l'épaisseur d'adhésif sur la concentration de contraintes (cas 4)

La Figure 5.9 montre le résultat de l'influence de l'épaisseur de la plaque en FRP sur les contraintes interfaciales maximales. On remarque que l'augmentation de l'épaisseur du stratifié augmente les contraintes interfaciales. Cependant, l'application d'un mince composite stratifié réduit le risque de délaminage. Donc, ce fait devrait être pris en compte dans les nouvelles techniques de renforcement.

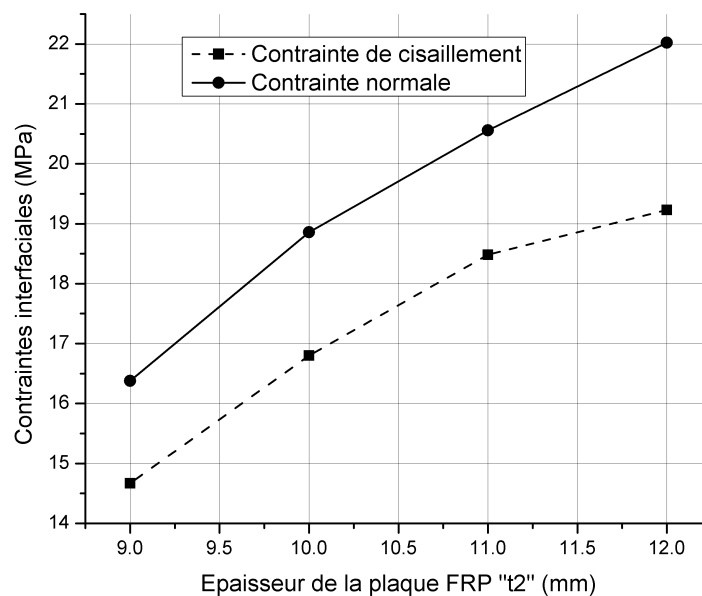


Figure 5.9 Effet de l'épaisseur de la plaque FRP sur la concentration de contraintes (cas 4)

Comme cela était mentionné précédemment dans la discussion de la Figure 5.8. Figure 5.10 montrent un nouveau résultat sur l'effet des charges couplées pour le module d'élasticité de la plaque en FRP. Les résultats montrent bien que, contrairement à ce qui avait été constaté par des recherches précédentes tel que le travail de (Bensaid et al., 2013), lorsque les matériaux de la plaque deviennent plus doux, la concentration des contraintes diminue.

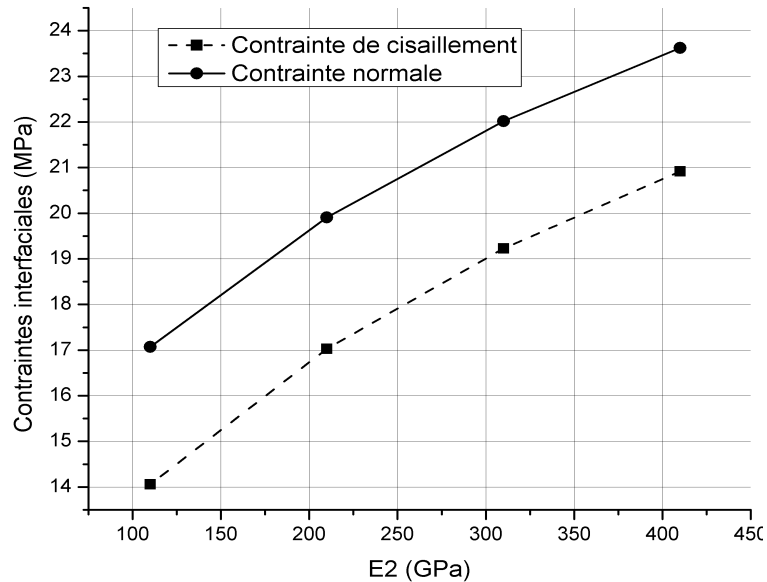


Figure 5.10 Effet du module élastique E_2 sur la concentration de contraintes (cas 4)

La Figure 5.11 montre l'influence du module d'élasticité de l'adhésif sur les contraintes. Les résultats montrent clairement que, lorsque le matériau adhésif devient plus dur, les contraintes interfaciales augmentent. Ces résultats indiquent que l'effet des charges couplées avec une effet taper inverse n'a aucun changement sur la variation du module d'élasticité de l'adhésif.

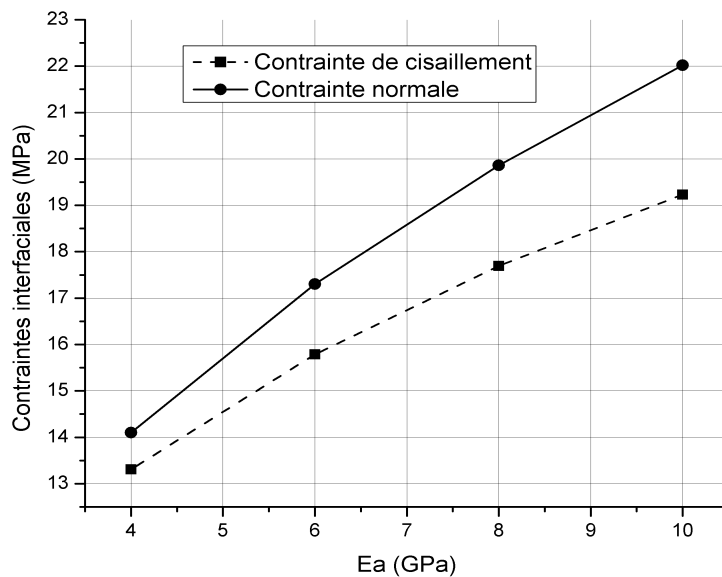


Figure 5.11 Effet du module d'élasticité E_a sur la concentration de contraintes (cas 4)

L'impact de l'orientation des fibres est très distingué sur la Figure 5.12, l'orientation longitudinale de la fibre du composite donne un maximum de contraintes, tandis que l'orientation selon la direction perpendiculaire aux fibres donne un minimum de valeurs de contraintes.

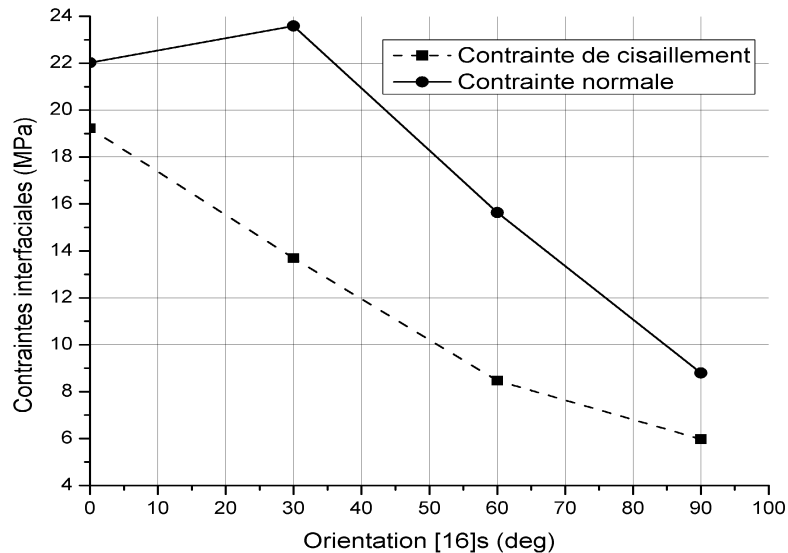


Figure 5.12 Effet de l'orientation des différents plis sur les valeurs des contraintes (cas 4)

La Figure 5.13 montre l'avantage d'avoir une plaque mince et une portée de forme taper étendue à l'extrémité du joint. On remarque que, avec ($t_{\text{end}} = 7\text{mm}$, $t_{\text{end}} = 8\text{mm}$), il n'y a pas un grand changement dans les valeurs et les variations des contraintes. Par contre, pour ($t_{\text{end}} = 9\text{mm}$, $t_{\text{end}} = 10\text{mm}$), nous obtenons une chute plus importante des pics de valeurs des contraintes.

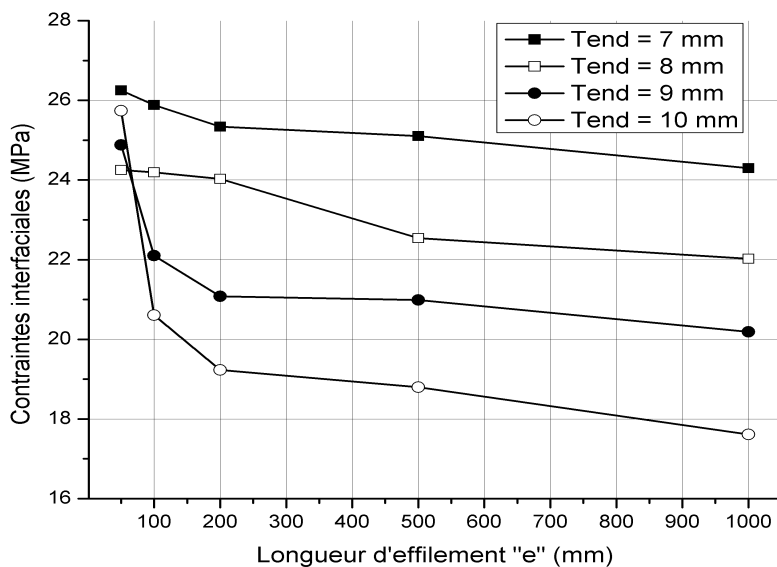


Figure 5.13 Effet de l'épaisseur et de la longueur du Taper sur les valeurs de contraintes (cas 4)

V.4 Conclusion

Ce travail a été mis au point et optimisé pour l'analyse et l'amélioration d'une nouvelle conception du taper sur la réduction des contraintes interfaciales, y compris de nouveaux paramètres qui n'étaient pas pris en compte par les études précédentes. En fait, l'introduction d'une charge thermomécanique sur la structure avec une plaque FRP précontraint dans la nouvelle conception s'est avérée d'une grande importance pour la réduction des contraintes interfaciales. De nombreux paramètres géométriques ont été étudiés pour quantifier le comportement de ces facteurs sur les valeurs des contraintes interfaciales. On a déduit que l'effet de précontrainte de la plaque FRP avec une forme taper bien caractérisée donnent des résultats en relation directe avec à la fois l'épaisseur de l'adhésif et le module d'élasticité de la plaque en FRP. La nouvelle conception du taper appliquée améliore considérablement la technique du renforcement des poutres par des plaques FRP soumises à des charges couplées (mécaniques, thermiques et de précontrainte). Cette nouvelle technique est obtenue en modifiant les géométries de la plaque FRP et de la couche de l'adhésive. On remarque que les nouveaux matériaux en composites FRP en application avec l'orientation des fibres, ainsi l'effet du cisaillement et l'effet du taper jouent un rôle important sur les valeurs des contraintes interfaciales, principalement aux bords de la zone de renforcement.

CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

CONCLUSION GÉNÉRALE & PERSPECTIVES

Dans ce travail de thèse on déduit que le renforcement par collage externe en utilisant un composite (FRP), à la face d'une poutre en métal ou en béton peut améliorer efficacement sa capacité de charge, sa résistance et ses performances mécaniques et physiques. Cette technique a trouvé une large application à travers les pays du monde dans la réhabilitation de nombreuses structures existantes tout en respectant les conditions de l'environnement. Le problème qui peut être induit de ce renforcement c'est la naissance des contraintes à l'interface, susceptibles de provoquer le délaminage prématuré en service qui peut endommager partiellement ou totalement la structure. Les concentrations des contraintes interfaciales au voisinage de l'extrémité de la plaque FRP de renforcement sont considérées comme responsables des microfissurations et la destruction des éléments de la structure. Il est devenu indispensable de mener des recherches pour établir un lien direct entre ces contraintes interfaciales et le phénomène de délaminage. Le travail de recherche établi dans cette thèse apporte une contribution analytique et numérique à cette thématique.

Les recherches antérieures dans ce domaine ont généralement impliqué des travaux spécialement conçus, comme des études théoriques ou l'utilisation des techniques et méthodes numériques en négligeant certains paramètres physiques et géométriques des éléments de la structure. Dans cette recherche, des implémentations par des méthodes numériques sont utilisées pour mieux comprendre le comportement des composites FRP. Les approches analytiques et méthodes par MEF, présentées aux chapitres 4 et 5, sont menées grâce à l'utilisation d'un logiciel commercial d'analyse par éléments finis (Abaqus). Un des avantages de ces méthodes, par opposition aux études expérimentales, est que les caractéristiques géométriques et matérielles peuvent être étudiées de manière qualitative et quantitative, ainsi que la réduction du temps et des coûts importants du matériel exigé dans les travaux expérimentaux. Cependant, modéliser le comportement de renforcement des structures par composites FRP n'est toujours pas possible sans avoir recours à des outils de résolution spécifique. En raison du degré de complexité et d'incertitude inhérent de la modélisation des différents mécanismes de dommages, ainsi que de l'immense coût de calcul, on a utilisé des modèles simplifiés qui sont limités par des hypothèses.

Grâce au développement des modèles analytiques et numériques, on obtient une représentation plus pratique du comportement de la structure, ce qui permet de mieux connaître les facteurs qui induisent les contraintes et leur concentration, donc les phénomènes

de décollement ou de délaminage. Les résultats de recherche menés dans cette thèse sont précieux pour les concepteurs des nouveaux matériaux et structures répondant aux normes du développement durable.

Ci-dessous les principales conclusions de cette recherche :

- Les techniques numériques utilisées dans cette thèse ont montré leur capacité et leur précision pour un large éventail des problèmes, en particulier le renforcement par collage externe.
- Une solution théorique rigoureuse pour le calcul des contraintes interfaciales est présentée au chapitre 4. Cette solution traite l'effet des plaques FRP et les multicouches sur les contraintes interfaciales. Cela permet une meilleure compréhension du phénomène et une plus grande précision sur les valeurs des contraintes, chose qui donne une bonne corrélation avec les analyses par MEF.
- Cette étude a montré la grande importance de l'effet shear-lag et le modèle taper sur la réduction des valeurs des contraintes interfaciales et sur leur concentration.

Pour approfondir et enrichir notre travail théorique et analytique, d'autres aspects ont été pris en compte. Cependant, pour de nombreux matériaux composites d'ingénierie, un ou plusieurs constituants peuvent modifier leur structure cristalline. Les découvertes récentes des nouvelles colles époxy ont poussé le développement des nouveaux matériaux composites et de leur utilisation.

Le travail du chapitre 5 montre l'avantage de cette recherche et donne les valeurs numériques concernant la réduction des valeurs des contraintes et leurs importances pour les structures renforcées et analysées par cette méthode numérique.

En guise de conclusion, dans les prochaines années on va assister à un développement énorme des nouveaux matériaux en fibres FRP et à la conception des nouvelles structures qui seront aptes aux nouvelles normes, à l'environnement et au développement durable.

Comme perspective, on va s'intéresser au développement de modèle analytique tout en intégrant l'effet précontraint mais aussi un modèle qui peut être utilisé pour étudier un taper d'un géomètre incurvé aux extrémités de la plaque. On peut aussi développer ce modèle pour étudier l'effet de porosité et l'effet de non-linéarité Materials et géométrique.

Conclusion générale & perspectives

Finalelement, ce travail de thèse a fait l'objet de deux publications catégorie A, une publication catégorie B et deux publications catégorie B acceptés, ainsi que des communications internationales et nationales.

1) Youssef Belabed, Bachir Kerboua, and Mostapha Tarfaoui, (2019) "New Optimized Numerical Solution of Interfacial Stresses in Steel Strengthened Structures with CFRP," *Advances in Civil Engineering Materials* 8, no. 1 (2019): 117–133, <https://doi.org/10.1520/ACEM20180061>

2) Youssef Belabed, Bachir Kerboua, Mostapha Tarfaoui, (2018) "New design for reducing interfacial stresses of reinforced structures with FRP plates", *International Journal of Building Pathology and Adaptation*, Vol. 37 Issue: 2, pp.196-207, 2019, <https://doi.org/10.1108/IJBPA-09-2018-0073>

3) Kerboua Bachir, Belabed Youcef and Bensaid Ismail, (2017) "Maintenance Optimizing of Production Systems by Reliability: Different Methods Applied", *The Open Automation and Control Systems Journal*, 2017, 9, (Suppl-1, M5) 48-59, <http://dx.doi.org/10.2174/18744444301709010048>.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIE

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

ABAQUS, User's manual Version 6.3 (Hibbit, Karlson and Sorensen, Providence, RI, 2002).

Adhikary B.B., Mutsuyosh H., Sano M. Shear strengthening of reinforced concrete beams using steel plates bonded on beam web: experiments and analysis. *Construction and Building Materials*, 2000;14: 237-244.

Ahmed O., Van Gemert D., Vandewalle L. Improved model for plate end shear of CFRP strengthened RC beams. *Cement Concrete Compos* 2001;23:3–19.

Akroush N., Almahallawi T., Seif M., Yazeed Sayed Ahmed Z. CFRP Shear Strengthening of Reinforced Concrete Beams in Zones of Combined Shear and Normal Stresses. *Composite structures*, 2016;162(2016): 47-53.

Al-Emrani M., Kliger R. Analysis of interfacial shear stresses in beams strengthened with bonded prestressed laminates. *Composites: Part B* 37, 2006;265–272

Aprile A., Spacone E., Limkatanyu S. Role of bond in RC beams strengthened with steel and FRP plates. *J Struct Eng, ASCE* 2001;127(12):1445–52.

Arduini M., Di-Tommaso A., Nanni A. Brittle failure in FRP plate and sheet bonded beams. *ACI Struct J* 1997;94(4):363–369.

Arduini M., Nanni A. Behavior of pre-cracked RC beams strengthened with carbon FRP sheets. *J Compos Constr* 1997;1(2):63–70.

Arduini M., Nanni A. Parametric study of beams with externally bonded FRP reinforcement. *ACI Struct J* 1997;94(5):493–501.

Ascione L., Feo L. Modeling of composite/concrete interface of RC beams strengthened with composite laminates. *Compos: Part B*, 2000;31(6-7): 535-540.

Bank L.C. *Composites for Construction – Structural Design with FRP Materials*. John Wiley & Sons, Inc. 2006.

Belabed Y., Kerboua B., Tarfaoui M. New design for reducing interfacial stresses of reinforced structures with FRP plates. *International Journal of Building Pathology and Adaptation*, 2019;37(2):196-207.

Belabed Z., Houari M.S.A., Tounsi A., Mahmoud S.R., and Anwar Bég O. An efficient and simple higher order shear and normal deformation theory for functionally graded material (FGM) plates. *Compos. Part B*. 2014;60(2014): 274-283.

Belingardi G., Goglio L., Tarditi A. Investigating the effect of spew and chamfer size on the stresses in metal/plastics adhesive joints. *Int J Adhes Adhes* 2002;22:273–82.

Benachour A., Benyoucef S., Tounsi A., Adda bedia E.A. Interfacial stress analysis of steel beams reinforced with bonded prestressed FRP plate. *Engineering Structures* 2008;30:3305-3315.

Bennoun M., Houari M.S.A., and Tounsi A. A novel five variable refined plate theory for vibration analysis of functionally graded sandwich plates. *Mech. Adv. Mater. Struct.* 2016;23(4): 423-431.

Bensaid I., Kerboua B. Interfacial stress analysis of functionally graded beams strengthened with a bonded hygrothermal aged composite plate, *Composite Interfaces*, 2017;24:2, 149-169, DOI: 10.1080/09276440.2016.1196333

Bensaid I., Kerboua B., Cheikh A., Hadjoui A., Prestressed FRP and interface slip effect on interfacial stresses analysis: the new FRP sheets rigidity model, *Composite Interfaces*, 2015;22:5, 387-401, DOI: 10.1080/09276440.2015.1032156

Bensaid I., Kerboua B., Sereir Z. "Interfacial stresses analysis of damaged structures: new finite element approach", *Journal of Science and today's world*, 2013;(2):7, 988-999.

Benyoucef S., Tounsi A., Yeghnem R., et al. An analysis of interfacial stresses in steel beams bonded with a thin composite plate under thermo-mechanical load. *Mechanics of Composite Materials* 2014;49(6): 641-650.

Benzaid R., Abdelhak Mesbah H., Chikh NE. Contribution à l'Etude des Matériaux Composites Dans le Renforcement et la Réparation Des Eléments Structuraux Linéaires en Béton. Thesis. 2013.

Berreur L., De Maillard B., Nösperger S. "L'industrie française des matériaux composites", Etude stratégique réalisée par Nodal Consultants pour le compte de la DiGITIP / SIM, Rapport final, Révision 2 du 13 mai 2002.

Berthelot JM. *Mechanics of Composite Materials and Structures*. 3rd edition 2007. Vallouise, France.

Bonacci JF., Maalej M. Behavioural trends of RC beams strengthened with externally bonded FRP. *J Constr ASCE* 2001;5(2): 102–113.

Bouchikhi A., Megueni A., Gouasmi S., et al. Effect of mixed adhesive joints and tapered plate on stresses in retrofitted beams bonded with a fiber-reinforced polymer plate. *Materials and Design* 2013;50(2013): 893-904.

Bousahla A.A., Houari M.S.A., Tounsi A., and Adda Bedia E.A. A novel higher order shear and normal deformation theory based on neutral surface position for bending analysis of advanced composite plates. *J. Comput. Meth.* 2014;11(6): 1350082.

Bunsell A.R. *Fibre Reinforcements for Composite Materials*. Composite Materials Series, 1988; volume 2, (Elsevier, Amsterdam).

Calzada K.A. Modeling and interpretation of fiber orientation-based failure mechanisms in machining of carbon fiber-reinforced composites. Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, 2010.

Campbell F.C. Structural Composite Materials. ASM International, 2010.

Carolin A. “Carbon fibre reinforced polymers for strengthening of structural elements”, Doctorate Thesis, Lulea University of Technology, 2003; p. 178

Chatain M. “Matériaux composites : présentation générale”, AM 5 000, Technique de l'ingénieur, Traité Plastiques et Composites, 2001; Vol. AM 6.

Da Silva L.F.M., Adams RD. Techniques to reduce the peel stresses in adhesive joints with composites. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2007;27:227–235.

Daouadji TH., Tounsi A., Bedia E.A.A. Analyse des contraintes d'interface dans les poutres en béton armé renforcées par collage des stratifiées composites. *Revue de génie industriel* 2012; 8:3-12.

Deng J., Jia Y., Zheng H. Theoretical and experimental study on notched steel beams strengthened with CFRP plate. *Composite Structures*, 2016;136(2016): 450-459.

Deng J., Lee M.M.K., Moy S.S.J. Stress analysis of steel beams reinforced with a bonded CFRP plate. *Composite Structures Journal*, 2004;65(2): 205-215.

Donnet J.-B., Bansal R.C.: Carbon fibers, Marcel Dekker, Inc.: USA. (1984) (Cited on pages 30, 31 and 183.)

Dootson M., Sargent J.P., Wostenholm G.H., and Yates B. Time - and temperature - dependent effects in the thermal expansion characteristics of carbon fibre-reinforced plastics. *Composites*, 1980;11(2): 73-8.

Edalati M., Irani F. Interfacial stresses in RC beams strengthened by externally bonded FRP/steel plates with effects of shear deformations. *J. Compos. Constr.* 2012;16:60–73.10.1061/(ASCE)CC.19435614.0000238

El Mahi B., Benrahou K., Amziane S., et al. Effect of tapered-end shape of FRP sheets on stress concentration in strengthened beams under thermal load. *Steel and Composite Structures* 2014;17(5): 601-621.

Esfahani M., Kianoush M., Tajari A. Flexural behaviour of reinforced concrete beams strengthened by CFRP sheets. *Engineering Structures* 2007; 29: 2428-2444.

Etman EE., Beeby AW. Experimental program and analytical study of bond stress distributions on a composite plate bonded to a reinforced concrete beam. *Cement Concrete Compos* 2000;22:281–291.

Fibrwrap, Renforcer, avec un temps d'avance, brochure Fibrwrap Construction France, 2012.

- Gangarao H., and Ruifeng L. Advanced fiber reinforced polymer composites for sustainable civil infrastructures. International Symposium on Innovation & Sustainability of Structures in Civil Engineering Xiamen University, China, 2011.
- Garden HN et al. An experimental study of the anchorage length of carbon fiber composite plates used to strengthen reinforced concrete beams. *Constr Build Mater* 1998;12:203–219.
- Ghafoori E. Interfacial stresses in beams strengthened with bonded pre-stressed plates. *Engineering Structures* 2013;46(2013): 508-510.
- Gornet L. Généralités sur les matériaux composites. Ecole d'ingénieur. 2008. <cel-00470296v2>
- Grace N.F., Ragheb W.F., Abdel-Sayed G. 2004. Development and application of innovative triaxially braided ductile FRP fabric for strengthening concrete beams. *Composite Structures*, 64: 521-530.
- Hamidi A., Houari M.S.A., Mahmoud S.R., and Tounsi A. A sinusoidal plate theory with 5-unknowns and stretching effect for thermomechanical bending of functionally graded sandwich plates. *Steel Compos. Struct*, 2015;18(1): 235-253.
- Harley J.A., Rosenberg H.M. The thermal expansion of carbon/carbon composites. *Composites*, 1981;12(1), 73-75.
- Harris B. Engineering composite materials. The Institute of Materials, London, 1999.
- Hartwig G., and Knaak S. Fibre-epoxy composites at low temperatures. *Cryogenics*, 1984;24(11): 639-647.
- Hebali H., Tounsi A., Houari M.S.A., Bessaim A., and Adda Bedia E.A. A new quasi-3D hyperbolic shear deformation theory for the static and free vibration analysis of functionally graded plates. *ASCE J. Eng. Mech* 2014;140(2): 374-383.
- Herakovich C. Mechanics of fibrous composites (USA: Wiley, 1998).
- Hildebrand M. Non-linear analysis and optimization of adhesively bonded single-lap joints between fiber-reinforced plastics and metals. *Int J Adhes Adhes* 1994;14(4):261–7.
- Hussain M., Sharif A., Basunbul A., Baluch M.H., Al-Aulaimani G.J. Flexural Behavior of Precracked Reinforced Concrete Beams Strengthened Externally by Steel Plates. *ACI Structural J.*, 1995;92 (1): 14-22.
- Hutchinson AR., Rahimi H. Behavior of reinforced concrete beams with externally bonded fiber reinforced plastics. In: Proceedings of the 5th international conference on structural faults and repair, University of Edinburgh, 1993; 3: 221–229.
- Hyer M.W. Stress analysis of Fiber-Reinforced Composite Materials. McGraw-Hill, 1998.

Jones R., Swamy R.N., Charif A. Plate separation and anchorage of reinforced concrete beams strengthened by epoxy-bonded steel plates. *The Structural Engineering*, 1998;66 (5): 85-94.

Karbhari V.M., Chin J.W., Hunston D., Benmokrane B., Juska T., Morgan R., Lesko J.J., Sorathia U., Reynaud D. "Durability Gap Analysis for Fiber-Reinforced Polymer Composites in Civil Engineering." *Journal of Composites for Construction*, ASCE, 2003;7:3,238-247.

Kerboua B., Bensaïd I., Adda Bedia E.A. Impact of interfacial stresses distribution of structures reinforced by composites FRP: new model of the laminate layers, *Journal of Adhesion Science and Technology*, 2013. DOI:10.1080/01694243.2012.763020

Krouer K., Bernard F., Tounsi A. Fibers orientation optimization for concrete beam strengthened with a CFRP bonded plate: A coupled analytical-numerical investigation. *Engineering Structures*, Elsevier, 2013;56:218-227.

Lau K.T., Dutta P.K., Zhou L.M., Hui D. Mechanics of bonds in a FRP bonded concrete beam. *J Compos Part B* 2001; 32:491–502.

Liu Z., Zhu B. Analytical solutions for R/C beams strengthened by externally bonded steel plates. *J Tongji Univ* 1994;22(1):21–6 (in Chinese).

Maalej M., Bian Y. Interfacial shear stress concentration in FRP strengthened beams. *Compos Struct* 2001;54:417–426.

MacDonald M.D., Calder A.J.J. Bonded steel plating for strengthening concrete structures. *Int J Adhesion Adhesives* 1982;2(2):119–27.

Mai Y.W. *Advances in Inorganic Fibre Technology*. Special Issue of *Composites Science and Technology*, 1994;51:123-296.

Malek A.M., Saadatmanesh H., Ehsani M.R. Prediction of failure load of R/C beams strengthened with FRP plate due to stress concentration at the plate end. *ACI Struct J* 1998;95(1):142–52.

Maurice R. *Technologies des composites*, 3^e édition revue et augmentée, éditions Hermes, Paris, 1998.

Mays G.C., Turnball J.D. Strengthening bridges with bonded external reinforcement. *Symposium on bridges-extending the lifespan*, Leamington SPA, 1992; paper 3.

Meier H. Kaiser. Strengthening of Structures with CFRP laminates. *Advanced Composite Materials in Civil Engineering Structures*. Proceedings of the Specialty Conference, Las Vegas, Nevada, Jan 31-Feb 1 1991, ASCE., 288-301.

Meleshko A.I., Polovnikov S.P. Carbon, carbon fibers, carbon composites. Moscow: Science-press, (2007) (in russian) (Cited on pages 30,33,37 and 183.)

Miroslava K. *Composite materials*. VSB - Technical University of Ostrava, 2015.

- Moshiur Rahman Md., Zamin Jumaat M., Ashiqur Rahman M., Qeshta I. Innovative hybrid bonding method for strengthening reinforced concrete beam in flexure. *Construction and Building Materials*, 2015;79(2015): 370-378.
- Nagavally R.R. Composite materials - history, types, fabrication techniques, advantages, and applications, *International Journal of Mechanical And Production Engineering*, 2017;(5)9:82-87.
- Nedelcu R., Redon P. Composites materials for aviation industry. *International conference of scientific paper AFASES*, 2012.
- Pellegrino C., Maiorana E., Modena C. FRP strengthening of steel and steel-concrete composite structures: an analytical approach. *Mater Struct* 2009; 42: 353.
- Piggott M., *Load bearing fibre composites*, 2nd Edition. Kluwer Academic Publishers, Boston/ Dordrecht/ London. 2002.
- Rabinvich O., Frostig Y. Closed-form high-order analysis of RC beams strengthened with FRP strips. *J Compos Constr*, ASCE 2000;4:65–74.
- Rahimi H., Hutchinson A. Concrete beams strengthened with externally bonded FRP plates. *J Compos Constr*, ASCE 2001;5(1):44–56.
- Roberts TM. Approximate analysis of shear and normal stress concentrations in the adhesive layer of plated RC beams. *The Struct Engr* 1989;67(12):229–33.
- Roberts TM., Haji-Kazemi H. Theoretical study of the behaviour of reinforced concrete beams strengthened by externally bonded steel plates. *Proc Instn Civil Engrs* 1989;87(Part 2):39–55.
- Saadatmanesh H., Ehsani M.R., 1990. Flexural Strength of Externally Reinforced Concrete Beams. *Proceedings of the First Materials Engineering Congress*. ASCE, Denver, Colorado., pp: 343-355.
- Sasmal S., Kalidoss S. Nonlinear simulations of structural behavior parameters of reinforced concrete beam with epoxy-bonded frp. *J. Mech Behav Mater*, 2015;24(1-2): 35-46.
- Schnerch, D., Stanford, K., Sumner, E., et al. Bond behavior of CFRP strengthened steel bridges and structures. In *Proceedings of the International Symposium on Bond Behavior of FRP in Structures* (International Institute for FRP in Construction, 2005).
- Shen HS., Teng JG., Yang J. Interfacial stresses in beams and slabs bonded with thin plate. *J Eng Mech*, ASCE 2001;127:399–406.
- Smith S., Teng J. (2001), "Interfacial stresses in plated beams", *Eng Struct*, Vol. 23, pp. 857-871.

Stratford T. Strengthening metallic structures using externally bonded FRP: an overview of UK practice. In *Mechanics of masonry structures strengthened with FRP-materials: Modeling, testing, design, control*. Venice Italy: Libreria Internazionale Cortina, 2004, 377-386.

Stratford T., Cadei J. Elastic analysis of adhesion stresses for the design of a strengthening plate bonded to a beam. *Construction and Building Materials* 2006;20(1/2):34-45.

Stratford T., Cadei J., Hollaway L., et al., Strengthening metallic structures using externally bonded fiber reinforced polymers. (2nd International Conference, Advanced polymer composites for structural applications in construction, Guildford London: CIRIA, 2004).

Sundarraja M.C., Prabhu G.G. Flexural behaviour of CFST members strengthened using CFRP composites. *Steel and Composite Structures*, 2013;15(6): 623-643.

Swamy R.N., Jones R., Bloxham J.W. Structural behaviour of reinforced concrete beams strengthened by epoxy-bonded steel plates. *The Structural Engineer*, 1987;65A (2): 59-68.

Taljsten B. Strengthening of beams by plate bonding. *J Mater Civil Eng ASCE* 1997;9(4):206–212.

Teng JG., Zhang JW., Smith ST. Interfacial stress in RC beams bonded with a soffit plate: a finite element study. *Constr Build Mater* 2002;16(1):1–14.

Tounsi A., Benyoucef S. Interfacial stresses in externally FRP-plated concrete beams. *Int J Adhes Adhes* 2007;21(3): 207-215.

Tsai MY., Morton J. The effect of a spew fillet on adhesive stress distribution in laminated composite single-lap joints. *Compos Struct* 1995;32:123–31.

Vallee T., Keller T., Adhesively bonded lap joints from pultruded GFRP profiles. Part III: Effects of chamfers. *Composites: Part B* 2006;37: 328–336.

Vijayakumar A., Venkatesh babu D.L., Jayaprakash R. Analytical Study on Various Types of FRP Beams by using ANSYS. *International Journal of Engineering Research and Applications*. 2012; 2(5): 593-598.

Vilnay O. The analysis of reinforced concrete beams strengthened by epoxy bonded steel plates. *Int J Cement Compos Lightweight Concrete* 1988;10(2):73–8.

Wang YC., Restrepo JI. Response of RC T-beams strengthened for flexure with staggered CFRP plates. *J Compos Constr* 2001;5(3):188–199.

Yang J., Teng J., Chen J. Interfacial stresses in soffit-plated reinforced concrete beams. *Proc Inst Civil Engineers: Structures and buildings* 2004;157(1): 77-89.

Yang J., Ye J., Niu Z. Interfacial shear stress in FRP-plated RC beams under symmetric loads. *Cement & Concrete Composites* 2007;29: 421–432.

Références bibliographiques

Yang J., Ye JQ. An improved closed-form solution to interfacial stresses in plated beams using a two-stage approach. *International Journal of Mechanical Sciences* 2010.

Ziraba YN., Baluch MH. Computational model for reinforced concrete beams strengthened by epoxy bonded steel plates. *Finite Elements Anal Des* 1995;20:253–71.