

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

République Algérienne Démocratique et Populaire

Ministère de L'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



**UNIVERSITÉ FERHAT ABBAS SETIF1**

**FACULTÉ DE TECHNOLOGIE**

**THÈSE**

Présentée au Département de *Génie Civil*

Pour l'obtention du diplôme de

**DOCTORAT**

Domaine : Sciences et Technologie

Filière : *Génie Civil*

Option : *Matériaux et Structures*

Par

**BABBA Riad**

**THÈME**

**Contribution à l'étude de la réhabilitation des poteaux en béton armé renforcés par matériaux composites selon les nouvelles techniques.**

Soutenue le 12/09/2020 devant le Jury :

MOKRANI Larbi	MCA	Univ. Sétif 1	Président
MERDAS Abdelghani	MCA	Univ. Sétif 1	Directeur de thèse
BENSEBTI Salah Eddine	MCA	Univ. Constantine 1	Examinateur
BENZAID Riad	MCA	Univ. Jijel 1	Examinateur

**Contribution à l'étude de la réhabilitation des poteaux en béton armé renforcés par matériaux composites selon les nouvelles techniques.**

**Par :**

**BABBA Riad**

**Thèse supervisée par :**

**Dr. MERDAS Abdelghani**

*La présente thèse soumise au département de génie civil en conformité avec les exigences pour le diplôme de doctorat LMD. Les parties liées aux matériaux composite ont été réalisés au niveau du laboratoire d'Unité de Recherche Matériaux Émergents URME, Université Ferhat Abbas Sétif 1, aussi bien que les parties associées au béton, ont été réalisées au sein du laboratoire de Département de Génie Civil, Université Ferhat Abbas Sétif 1.*

*Cette thèse a fait l'objet de la publication et des communications suivantes :*

### **Publication internationale :**

- © **BABBA Riad, MERDAS Abdelghani (2019)**, *Width Effect of CFRP Strips on the Compressive Behavior of Plain Concrete Cylinders*. Iran J Sci Technol Trans Civ Eng. <https://doi.org/10.1007/s40996-019-00282-y>

### **Conférences internationales :**

- © **BABBA Riad & MERDAS Abdelghani (2017)**, *Comportement Compressif de Poteaux Circulaire à Petite Échelle en Béton Renforcé par Tissu en PRFC*, International Symposium On Construction Management And Civil Engineering (ISCMCE-2017), 15-16 November 2017, Skikda, Algeria.
- © **BABBA Riad, MERDAS Abdelghani & DOUADI Abdellah (2018)**, *L'influence De Largeur Des Bandes De Tissu PRFC Sur Le Comportement Compressif De Poteaux Circulaires Courts En Beton*, Fourth International Conference On Energy, Materials, Applied Energetics And Pollution (ICEMAEP'18), April 29-30,2018, Constantine, Algeria.
- © **BABBA Riad & MERDAS Abdelghani (2018)**, *Modélisation Numérique Du Comportement Compressive De Poteaux Circulaires En Béton Confinés Par Tissu En PRFC*, The 1st International Conference On Vulnerability And Rehabilitation Of Structures, May 07 And 08 2018, Alger, Algeria.

### **Conférence nationale :**

- © **BABBA Riad, MERDAS Abdelghani, DOUADI Abdellah & BOUHEBILA Amal (2019)**, *Comportement Compressif Des Cylindres En Béton Partiellement Confinés Par Des Bandes Horizontal En PRFC*, Premières Journées D'études Technologiques Sur Les Matériaux De Construction (JETMC2019), 26-27 novembre 2019, Sétif, Algeria.

# REMERCIEMENT

Tout d'abord, je remercie notre bon **DIEU** le tout puissant qui m'a donné de la volonté et de la force pour élaborer ce travail.

Je tiens à remercier mon superviseur, **Mr. MERDAS Abdelghani**, Maitre de conférences à l'université Ferhat Abbas Sétif 1, pour son accompagnement, son soutien et ses encouragements tout au long de ma candidature au doctorat.

Je tiens à remercier aussi **Mr. MOKRANI Larbi**, Maitre de conférences à l'université Ferhat Abbas Sétif 1, qui m'a honoré en acceptant d'être Président de mon jury mais également pour tous ses conseils toujours pertinents et attentifs.

Je remercie **Mr. BENZAID Riad**, Professeur à l'Université Mohamed Seddik BEN YAHIA - Jijel, de m'avoir fait l'honneur de juger ce travail en qualité d'examineur et d'avoir accepté de faire partie de jury.

Mes plus vifs remerciements s'adressent à **Mr. BENSEBTI Salah Eddine**, Maitre de conférences à l'Université Frères MENTOURI Constantine 1, de m'avoir fait l'honneur d'être examinateur de cette thèse et de participer au jury.

Je suis également reconnaissant à **Mr. DOUADI Abdellah** pour sa motivation constante et ses connaissances scientifiques dans mes recherches.

Je tiens à remercier toute l'équipe pédagogique du Département de Génie Civil, Université Ferhat ABBAS.

J'aimerais également profiter de l'occasion pour exprimer ma gratitude au directeur et aux membres de l'Unité de recherche matériaux émergents **URME**, Université Ferhat ABBAS.

Je suis très reconnaissant à mes collègues doctorants **Youcef, Abdellah, Houssam Eddine, Oualid, Abdelghani, Cherifa, Samira et Soumia...** pour leurs amitiés, leurs encouragements et leurs aides.

Je remerciai aussi, toute l'équipe pédagogique qui m'a enseigné dans mon parcours éducatif du primaire à l'université.

© **Merci à tous** ©

# DEDICACE

À celui qui a toujours été à mon écoute, qui m'a protégé et qui a sacrifié sa vie afin de me voir grandir et réussir dans ma vie, à **mon Père**.

À celle qui me donne la tendresse et l'amour, à la pure âme de **ma Mère**.

À **ma tante, mes frères, mes sœurs, et toute ma famille**, avec mes sentiments de respect, d'amour, et de gratitude pour tous les sacrifices déployés pour m'élever dignement et assurer mon éducation dans les meilleures circonstances.

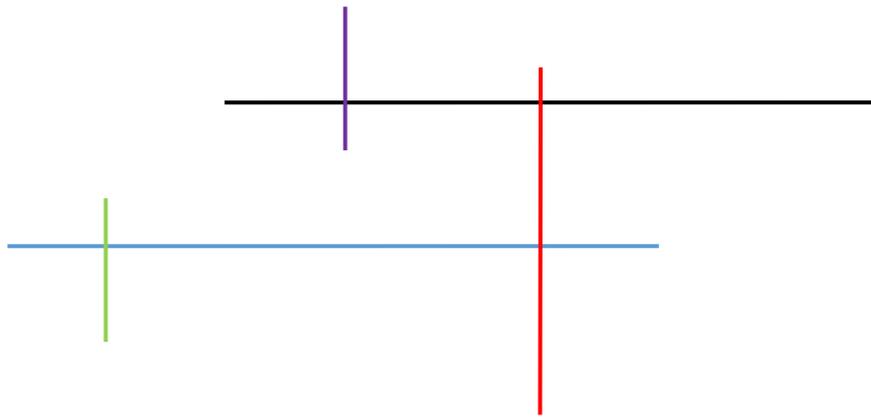
À **ma futur épouse et mes futurs enfants** In chaa Allah

... À tous ceux qui me sont **chers** ...

Et ensuite à tous ceux qui m'assistent dans ma vie et qui m'ont éclairé la route de la réussite.

® Que Dieu vous garde ®

# Table des matières



## TABLE DES MATIÈRES

Avant propos .....	i
Remerciment .....	ii
Dédicace .....	iii
Tables des Matières .....	iv
Liste des Figures .....	viii
Liste des Tableaux .....	xii
Notation Principales .....	xiv

### INTRODUCTION GÉNÉRALE

Introduction générale .....	2
-----------------------------	---

### CHAPITRE I. INTRODUCTION SUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES RENFORCÉS PAR LES POLYMÈRES EN FIBRES « PRF »

I.1. Introduction .....	8
I.2. Procédés de fabrication .....	9
I.3. Composants de la matrice .....	10
I.4. Renforts .....	13
I.5. Remplisseurs .....	17
I.6. Additifs et adhésifs .....	17
I.7. Matériaux en PRF .....	18
I.8. Conclusion.....	23

### CHAPITRE II. REVUE DE LITTÉRATURE SUR LE CONFINEMENT DES BÉTONS

II.1. Introduction .....	25
II.2. Béton confiné sous charge de compression axiale .....	25
II.3. Béton confiné en acier .....	27
II.4. Béton confiné en PRF dans des poteaux circulaires sous compression axiale .....	30
II.5. Béton confiné en PRF dans des poteaux non circulaires sous compression axial .....	35
II.6. Conclusion.....	39

---

### **CHAPÎTRE III. RÉTROSPECTIVES DES MODÈLES CONTRAINTE-DÉFORMATION**

---

iii.1. Introduction .....	41
iii.2. Mécanisme de confinement .....	42
iii.3. Modèles contrainte-déformation pour béton confiné PRF .....	52
iii.4 Conclusion .....	63

---

### **CHAPÎTRE IV. COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BÉTON PARTIELLEMENT CONFINÉS PAR DES BANDES HORIZONTALES ET SPIRALES EN PRFC**

---

iv.1. Introduction .....	65
iv.2. Propriétés des matériaux .....	65
iv.3. Programme expérimental.....	67
iv.4. Modes de rupture .....	71
iv.5. Comportement contrainte-déformation.....	73
iv.6. Résultats et discussion .....	76
iv.7. Modèle contrainte-déformation du béton confiné en PRFC .....	80
iv.8 Vérification numérique.....	82
iv.9 Conclusion .....	86

---

### **CHAPÎTRE V. EFFET DE LARGEUR DES BANDES EN PRFC SUR LE COMPORTEMENT DES CYLINDRES EN BÉTON SOUS COMPRESSION**

---

V.1. Introduction .....	90
V.2. Caractéristiques des matériaux.....	92
V.3. Fabrication d'échantillons .....	93
V.4. Description.....	94
V.5. Programme expérimental .....	95
V.6. Modes de défaillance.....	95
V.7. Comportement contrainte-déformation.....	97
V.8. Résultats et discussions .....	99
V.9. Modélisation numérique .....	101
V.10. Conclusion.....	106

---

## CHAPITRE VI. EFFET DE LA CONFIGURATION DU CONFINEMENT SUR LE COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BETON CONFINES PAR COMPOSITE «PRFC»

---

VI.1	Introduction .....	108
VI.2	Propriétés des matériaux .....	110
VI.3	Programme expérimental.....	111
VI.4	Dénominations .....	114
VI.5	Méthodologie expérimentale et instrumentations .....	115
VI.6	Résultats expérimentaux .....	118
VI.7	Vérification analytique.....	126
VI.8	Conclusion .....	128

---

### CONCLUSION GÉNÉRALE

---

Conclusion générale .....	131
---------------------------	-----

---

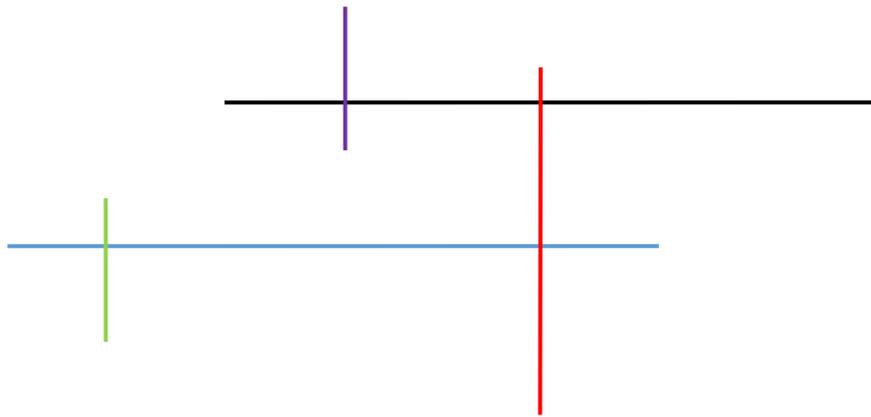
### RÉFÉRENCES

---

Références .....	136
------------------	-----

---

# Liste des figures



## LISTE DES FIGURES

### CHAPITRE I. INTRODUCTION SUR LES MATÉRIAUX COMPOSÉS RENFORCÉS PAR LES POLYMÈRES EN FIBRES « PRF »

<b>Figure I.1.</b> Composants de base pour créer un composite PRF ( <i>Bisby &amp; Fitzwilliam, 2006</i> ).....	7
<b>Figure I.2.</b> Courbe contrainte –déformation de la matrice, de fibre et du matériaux composite produit ( <i>Bisby &amp; Fitzwilliam, 2006</i> ) .....	7
<b>Figure I.3.</b> Courbes contrainte-déformation des résines époxydes à matrice époxy de module différent ( <i>International Federation for Structural Concrete, 2007</i> ) .....	10
<b>Figure I.4.</b> Orientation des fibres ( <i>Barbero, 2018</i> ) .....	13
<b>Figure I.5.</b> Courbes contrainte-déformation des fibres de renforcement typiques ( <i>Sonnenschein et al., 2016</i> ) .....	14
<b>Figure I.6.</b> Relations contrainte-déformation correspondant aux différentes fractions volumiques de fibres dans le Tableau I.5 ( <i>International Federation for Structural Concrete, 2001</i> )	19

### CHAPITRE II. REVUE DE LITTÉRATURE SUR LE CONFINEMENT DES BÉTONS

<b>Figure II.1.</b> Réponse contrainte-déformation d'un cylindre en béton ordinaire ( <i>Tankut &amp; Arslan, 1992</i> ) .....	26
<b>Figure II.2.</b> Modèle contrainte-déformation du béton confiné proposé par ( <i>Mander et al., 1988</i> ). 28	
<b>Figure II.3.</b> Surface du noyau en béton efficacement confinée pour les cerceaux circulaires et rectangulaires ( <i>Mander et al., 1988</i> ) .....	30
<b>Figure II.4.</b> Courbe de déformation de la charge axiale ( <i>El Maaddawy &amp; Sherif, 2009</i> ) .....	31
<b>Figure II.5.</b> Action de confinement de l'enveloppe en PRF ( <i>Guler &amp; Ashour, 2016</i> ) .....	31
<b>Figure II.6.</b> Courbe de déformation de la charge axiale pour un poteau confiné en PRF à haute résistance ( <i>Hadi &amp; Widiarsa, 2012</i> ) .....	34
<b>Figure II.7.</b> Courbe contrainte-déformation d'un poteau circulaire en béton confiné par PRFC ( <i>Youssef et al., 2007</i> ) .....	35
<b>Figure II.8.</b> Béton effectivement confiné dans un poteau rectangulaire ( <i>Zeng et al., 2017</i> ) .....	36
<b>Figure II.9.</b> Coupe transversale circulaire équivalente ( <i>Wang et al., 2012</i> ) .....	37
<b>Figure II.10.</b> Effet de rayon du coin sur effet le confinement ( <i>Mostofinejad et al., 2015</i> ) .....	38

---

## CHAPITRE iii. RÉTROSPECTIVES DES MODÈLES CONTRAINTE-DÉFORMATION

---

<b>Figure iii.1.</b> Action du confinement de l'enveloppe en PRF sur le noyau en béton : (a) enveloppe en PRF ; (b) noyau en béton ( <i>Ozbakkaloglu &amp; Lim, 2013</i> ) .....	42
<b>Figure iii.2.</b> Courbe contrainte-déformation du béton confiné en PRF à base des modèles en acier ou en béton activement confiné - Type I. ( <i>Ozbakkaloglu et al., 2013</i> ) .....	53
<b>Figure iii.3.</b> Courbe de contrainte-déformation bilinéaire du béton confiné en PRF - Type II ( <i>Ozbakkaloglu et al., 2013</i> ) .....	54
<b>Figure iii.4.</b> Courbes contrainte-déformation du béton confiné en PRF avec branche ascendante initiale parabolique, linéaire et quasi linéaire : a) type IIIa ; b) type IIIb ; c) type IIIc ( <i>Ozbakkaloglu et al., 2013</i> ) .....	55
<b>Figure iii.5.</b> Courbes contrainte-déformation du béton confiné en PRF : (a) le premier pic correspondant à celui du béton non confiné ; (b) en tenant compte de l'effet de renforcement du confinement au premier pic ( <i>Ozbakkaloglu et al., 2013</i> ) .....	58
<b>Figure iii.6.</b> Détermination des courbes de contrainte-déformation du béton confiné en PRF à l'aide de modèles axés sur l'analyse : a) Courbes de contrainte-déformation axiale ; b) Courbes de déformation latérale-axiale ( <i>Lim &amp; Ozbakkaloglu, 2015b</i> ) .....	62

---

## CHAPITRE iv. COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BÉTON PARTIELLEMENT CONFINÉS PAR DES BANDES HORIZONTALES ET SPIRALES EN PRFC

---

<b>Figure iv.1.</b> Les détails de l'arrangement de confinement.....	69
<b>Figure iv.2.</b> Surfaçage des éprouvettes, et montage des LVDTs .....	69
<b>Figure iv.3.</b> Photos réelles de différents groupes partiellement confinés.....	70
<b>Figure iv.4.</b> Exemple de traçage de position des bandes PRFC .....	70
<b>Figure iv.5.</b> Modes des ruptures des éprouvettes .....	72
<b>Figure iv.6.</b> Mode de fissuration conique.....	73
<b>Figure iv.7.</b> Courbes contrainte-déformation de tous les groupes.....	73
<b>Figure iv.8.</b> Courbes contrainte-déformation des groupes horizontalement confinés.....	75
<b>Figure iv.9.</b> Courbes contrainte-déformation des groupes spiralés confinés. ....	76
<b>Figure iv.10.</b> Courbes contrainte-déformation des groupes confinés avec espacement 30mm.....	78
<b>Figure iv.11.</b> Courbes contrainte-déformation des groupes confinés avec espacement 45mm.....	79
<b>Figure iv.12.</b> Courbes contrainte-déformation des groupes confinés avec espacement 65mm.....	79

---

## CHAPÎTRE V. EFFET DE LARGEUR DES BANDES EN PRFC SUR LE COMPORTEMENT DES CYLINDRES EN BÉTON SOUS COMPRESSION

---

<b>Figure V.1.</b> Schémas explicatifs du montage des séries CNC, CC1-CC4.....	94
<b>Figure V.2.</b> Éprouvettes CNC, CC1-CC4 après séchage.....	95
<b>Figure V.3.</b> Modes de défaillance des échantillons - les cinq séries CNC, CC1-CC4 .....	96
<b>Figure V.4.</b> Courbes contrainte-déformation sous charge cyclique - les cinq séries CNC, CC1-CC4 .....	97
<b>Figure V.5</b> Courbes contrainte-déformation sous charge monotone - les cinq séries CNC, CC1-CC4 .....	98
<b>Figure V.6.</b> Pression de confinement exercée par le composite PRFC ( <i>FIB, 2001</i> ) .....	101
<b>Figure V.7.</b> Pression de confinement exercée par le composite PRFC ( <i>FIB, 2001</i> ) .....	103
<b>Figure V.8.</b> Pression de confinement exercée par le composite PRFC ( <i>FIB, 2001</i> ) .....	103
<b>Figure V.9.</b> Pression de confinement exercée par le composite PRFC ( <i>FIB, 2001</i> ) .....	104
<b>Figure V.10.</b> Courbes contrainte-déformation -ABAQUS- les cinq séries CNC, CC1-CC4 .....	105

---

## CHAPÎTRE IV. EFFET DE LA CONFIGURATION DU CONFINEMENT SUR LE COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BÉTON CONFINÉS PAR COMPOSITE «PRFC»

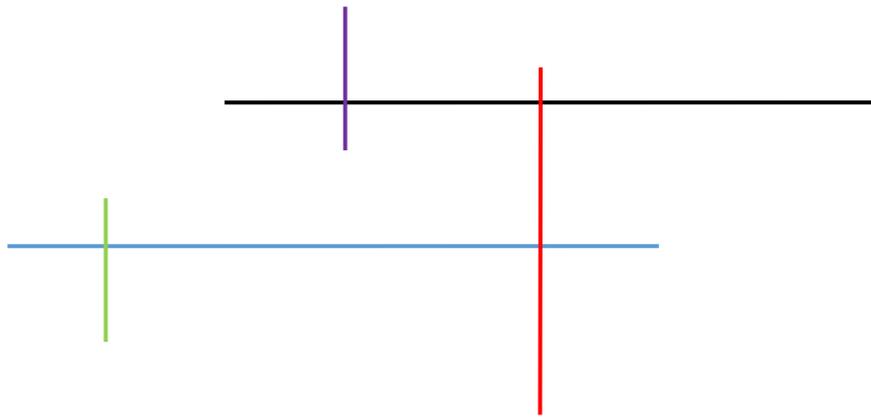
---

<b>Figure VI.1.</b> Détails de configurations des groupes étudiés.....	113
<b>Figure VI.2.</b> Photos de différentes séries d'éprouvettes réalisées .....	114
<b>Figure VI.3.</b> Préparation de surface latérale des éprouvettes (nettoyage et dépoussiérage).....	116
<b>Figure VI.4.</b> Travaux d'adhésive, malaxage et imprégnation .....	117
<b>Figure VI.5.</b> Travaux d'adhésive.....	117
<b>Figure VI.6.</b> Techniques de confinement des éprouvettes par PRFC.....	117
<b>Figure VI.7.</b> Surfaçage d'éprouvette au soufre (Dispositif et pot chauffant).....	118
<b>Figure VI.8.</b> Montage des LVDTs.....	118
<b>Figure VI.9.</b> Modes de ruptures des différentes séries de béton renforcé par CFRP .....	119
<b>Figure VI.10.</b> Courbe contrainte-déformation des séries sous charge cyclique .....	120
<b>Figure VI.11.</b> Courbe contrainte-déformation des séries sous charge monotone.....	121

<b>Figure VI.12.</b> Courbe contrainte-déformation des séries (TC1, PC2.0, PC0.2) .....	124
<b>Figure VI.13.</b> Courbe contrainte-déformation des séries (TPC1.2, TPC2.1, CT2, TPC3.1, TPC1.3) .....	125
<b>Figure VI.14.</b> Aire de confinement effective dans un poteau circulaire partiellement confiné de PRFC.....	126

---

# Liste des tableaux



## LISTE DES TABLEAUX

### CHAPITRE I. INTRODUCTION SUR LES MATÉRIAUX COMPOSÉS RENFORCÉS PAR LES POLYMÈRES EN FIBRES « PRF »

<b>Tableau I.1.</b> Propriétés typiques des matrices thermodurcissables <i>International Federation for Structural Concrete (2007)</i> .....	10
<b>Tableau I.2.</b> Propriétés typiques des matrices thermoplastiques <i>International Federation for Structural Concrete (2007)</i> .....	12
<b>Tableau I.3.</b> Propriétés des fibres typiques pour les composites FRP <i>International Federation for Structural Concrete (2007)</i> .....	14
<b>Tableau I.4.</b> Propriétés typiques des bandes préfabriquées en PRF comparées à celles de l'acier doux <i>International Federation for Structural Concrete (2001)</i> .....	18
<b>Tableau I.5.</b> Exemple montrant l'effet de la fraction volumique des fibres sur les propriétés des PRF <i>International Federation for Structural Concrete (2001)</i> .....	19
<b>Tableau I.6.</b> Caractéristiques principales et applications typiques du FRP EBR (technique de base) <i>Burgoyne (2001)</i> .....	22

### CHAPITRE III. RÉTROSPECTIVES DES MODÈLES CONTRAINTE-DÉFORMATION

<b>Tableau III.1.</b> Récapitule des modèles existants du béton confiné en PRF axés sur la conception.....	44
<b>Tableau III.2.</b> Résumé des modèles existants de béton confiné en PRF axés sur l'analyse.....	49

### CHAPITRE IV. COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BÉTON PARTIELLEMENT CONFINÉS PAR DES BANDES HORIZONTALES ET SPIRALES EN PRFC

<b>Tableau IV.1.</b> Proportions de mélange et caractéristiques du béton utilisé.....	66
<b>Tableau IV.2.</b> Propriétés du tissu SikaWrap-230C/45 (Sika France, 2011).....	67
<b>Tableau IV.3.</b> Propriétés de la résine Sika Dur 330 (Sika France, 2018). .....	67
<b>Tableau IV.4.</b> Propriétés mécaniques du composite PRFC. ....	67
<b>Tableau IV.5.</b> Résumé de résultats expérimentaux par rapport les cylindres non confinés.....	78
<b>Tableau IV.6.</b> Résumé de résultats expérimentaux par rapport les cylindres totalement confinés .....	80
<b>Tableau IV.7.</b> Récapitule des codes des conceptions et modèles de béton confiné en PRFC.....	84
<b>Tableau IV.8.</b> Vérification des codes de conceptions par les résultats expérimentaux .....	86
<b>Tableau IV.9.</b> Vérification des modèles contrainte-déformation par les résultats expérimentaux .....	86

---

## CHAPITRE V. EFFET DE LARGEUR DES BANDES EN PRFC SUR LE COMPORTEMENT DES CYLINDRES EN BÉTON SOUS COMPRESSION

---

<b>Tableau V.1.</b> Proportions de mélange et caractéristiques du béton utilisé.....	92
<b>Tableau V.2.</b> Propriétés du tissu SikaWrap-230C/45 (Sika France, 2011).....	92
<b>Tableau V.3.</b> Propriétés de la résine Medapoxy Rep (Granitex Algérie, 2013).....	93
<b>Tableau V.4.</b> Propriétés mécaniques du composite CFRP. ....	93
<b>Tableau V.5.</b> Résultats expérimentaux des séries. ....	99
<b>Tableau V.6.</b> Calcul de la pression latérale de confinement $f_l$ .....	100
<b>Tableau V.7.</b> Résultats numériques des éprouvettes -ABAQUS- ..	105

---

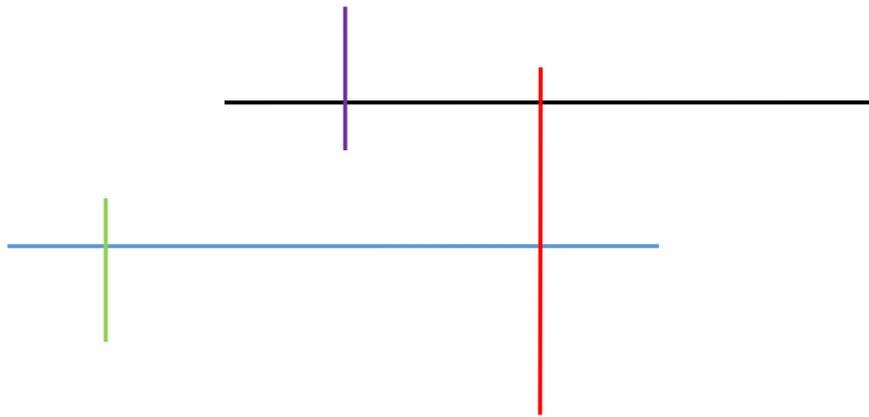
## CHAPITRE IV. EFFET DE LA CONFIGURATION DU CONFINEMENT SUR LE COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BETON CONFINÉS PAR COMPOSITE «PRFC»

---

<b>Tableau VI.1.</b> Proportions de mélange et caractéristiques du béton utilisé .....	110
<b>Tableau VI.2.</b> Propriétés du tissu SikaWrap-230C/45 (Sika France, 2011) .....	110
<b>Tableau VI.3.</b> Propriétés de la résine Sika Dur 330 (Sika France, 2018) .....	110
<b>Tableau VI.4.</b> Propriétés mécaniques du composite PRFC.....	111
<b>Tableau VI.5.</b> Détails des configurations étudiés.....	112
<b>Tableau VI.6.</b> Résultats obtenus des cylindres renforcés des différentes séries .....	123
<b>Tableau VI.7.</b> Résumé des résultats des essais des séries (TC1, PC2.0, PC0.2) .....	123
<b>Tableau VI.8.</b> Résumé des résultats des essais des séries (TPC1.2, TPC2.1, TPC3.1, TPC1.3) .....	124
<b>Tableau VI.9.</b> Récapitule code de conception et de modèle de béton confiné en PRFC.....	127
<b>Tableau VI.10.</b> Prédiction des résultats expérimentaux.....	128

---

# Notations principales



## NOTATIONS PRINCIPALES

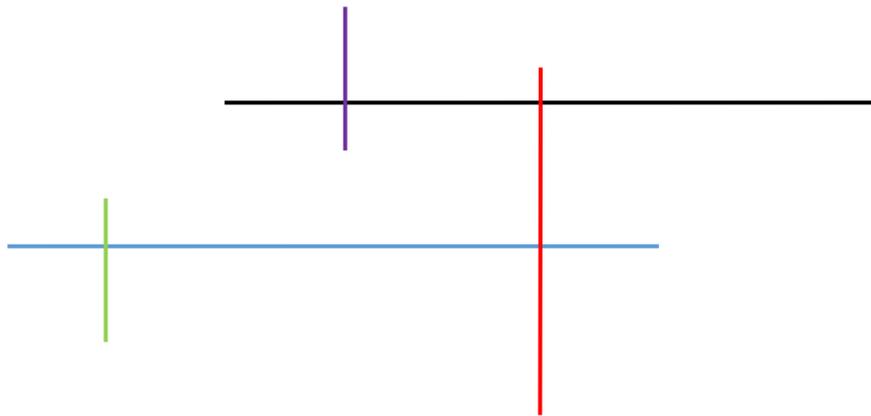
---

<b><i>A</i></b>	Paramètre de régression expérimental relative au poteau (Pellegrino et Modena 2010)
<b><i>A<sub>cc</sub></i></b>	Surface de la section transversale du béton hors enrobage
<b><i>A<sub>g</sub></i></b>	Surface de la section transversale totale du béton
<b><i>A<sub>st</sub></i></b>	Surface totale des armatures longitudinales
<b><i>B</i></b>	Paramètre de régression expérimental relative au poteau (Pellegrino et Modena 2010)
<b><i>D</i></b>	Diamètre du poteau circulaire confiné
<b><i>E<sub>c</sub></i></b>	Module d'élasticité du béton, (MPa)
<b><i>E<sub>f</sub></i></b>	Module d'élasticité en traction des PRF, (MPa)
<b><i>P<sub>n</sub></i></b>	Résistance nominale à la compression axiale d'une section de béton
<b><i>P<sub>u</sub></i></b>	Pression de confinement totale (Pellegrino et Modena 2010)
<b><i>S</i></b>	Espacement centre à centre des bandes de PRFC
<b><i>b</i></b>	Largeur du poteau
<b><i>b<sub>f</sub></i></b>	Largeur des bandes en PRF
<b><i>f<sub>cc</sub></i></b>	Résistance à la compression du béton confiné, (MPa)
<b><i>f<sub>co</sub></i></b>	Résistance à la compression du béton non confiné, (MPa)
<b><i>f<sub>f</sub></i></b>	Résistance maximale à la traction des fibres, (MPa)
<b><i>f<sub>fu</sub></i></b>	Résistance maximale à la traction du matériau en PRF, (MPa)
<b><i>f<sub>l</sub></i></b>	Pression de confinement maximale due à l'enveloppe en PRF, (MPa)
<b><i>f<sub>lf</sub></i></b>	Pression due à une enveloppe en PRF (Pellegrino et Modena 2010)
<b><i>f<sub>ls</sub></i></b>	Pression due aux armatures transversales en acier (Pellegrino et Modena 2010)
<b><i>f<sub>y</sub></i></b>	Résistance élastique des armatures longitudinales
<b><i>k<sub>1</sub></i></b>	Coefficient d'efficacité du confinement (Pellegrino et Modena 2010)
<b><i>k<sub>c</sub></i></b>	Ratio du confinement (CSA S806-2012 (R2017))
<b><i>k<sub>e</sub></i></b>	Coefficient d'efficacité du confinement
<b><i>k<sub>l</sub></i></b>	coefficient d'efficacité du confinement (CSA S806-2012 (R2017))
<b><i>k<sub>R</sub></i></b>	Coefficient de réduction (Pellegrino et Modena 2010)
<b><i>k<sub>ε</sub></i></b>	Coefficient d'efficacité du renforcement du FRP
<b><i>n</i></b>	Nombre des couches PRFC

$p$	Pas de l'hélice
$r$	Rayon du coin
$s'$	Espacement libre entre deux bandes/spirales de PRF adjacentes
$t_f$	L'épaisseur totale du renforcement en PRF
$\alpha$	Paramètre de régression expérimental relative au poteau ( Pellegrino et Modena 2010)
$\epsilon_{co}$	Déformation de béton non confiné en compression correspondant à $f_{co}$
$\epsilon_{cu}$	Déformation axiale ultime du béton confiné en PRF
$\epsilon_{fe}$	Déformation ultime des fibres en traction
$\epsilon_{fu}$	Déformation en traction au niveau des composites PRF sous chargements pondérés
$\epsilon_{h,rupt}$	Déformation à la rupture de l'enveloppe en PRF
$\kappa_a$	Facteur d'efficacité pour le renforcement PRF dans la détermination de $f_{cc}$ (basé sur la géométrie de la section transversale) (ACI 2017)
$\kappa_b$	Facteur d'efficacité pour le renforcement PRF dans la détermination de $\epsilon_{cu}$ (basé sur la géométrie de la section transversale) (ACI 2017)
$\rho$	Rapport de renforcement en PRFC
$\rho_{cc}$	Rapport de l'acier longitudinal
$\rho_{\kappa e}$	Rapport de rigidité du confinement (Guo et al. 2019)
$\rho_{\epsilon}$	Rapport de déformation du confinement (Guo et al. 2019)
$\phi$	Facteur de réduction de la résistance
$\phi_f$	Facteur de résistance des composites FRP (CSA S806-2012 (R2017))

---

# Introduction générale



---

---

## **INTRODUCTION GÉNÉRALE**

---

---

Avec le vieillissement des structures en génie civil et l'atteinte de leur durée de vie utile, leurs éléments structuraux présentent des dégradations et de déficiences. Deux options offertes sont pour remédier à ces déficiences. Soit démolir puis reconstruire ces structures, soit les renforcer. La première option n'est pas pratique car dans la plupart des cas, elle exige beaucoup de temps et de financement. La deuxième option, qui consiste à renforcer les structures déficientes, est une approche plus économique et pratique. Par conséquent, aujourd'hui l'une des principales activités de recherches en génie civil consiste à trouver des nouvelles techniques et de nouveaux matériaux pour réhabiliter ou réparer les éléments structuraux en béton déficients existants.

Les poteaux sont les principaux éléments porteurs de charge de toute structure, ce sont donc les composants les plus critiques qui doivent être renforcés lorsqu'ils sont considérés comme déficients. Un poteau est considéré comme déficient lorsqu'il a une faible résistance à la compression du béton et une armature longitudinale et latérale insuffisante. Cette lacune pourrait être attribuée à plusieurs facteurs : l'exposition à des conditions environnementales sévères qui causent la détérioration du béton, des charges externes excessives appliquées en raison de la modification de l'occupation de la structure et des modifications des exigences des codes de conception.

Renforcer un poteau, c'est améliorer sa résistance axiale et sa ductilité. Afin d'assurer une résistance et une ductilité plus élevées, les codes de conception actuels exigent que des détails supplémentaires soient pris en compte dans la conception des armatures latérales des éléments de structures en béton dans les zones exposées aux activités sismiques. Parce qu'il est difficile, voire impossible, de remplacer le système d'armature latérale des anciens poteaux défectueux, le confinement latéral extérieur est une technique pratique pour améliorer la performance des poteaux en béton. Il existe de nombreuses techniques de confinement utilisées dans l'industrie de la réhabilitation telles que le chemisage en béton, le chemisage en acier et le confinement par des composites en polymère renforcés de fibres (FRP).

Cependant, ces techniques donnent des résultats différents en termes d'efficacité et de durabilité. Le chemisage du béton, par exemple, si en coulant un béton brut ou armé supplémentaire autour du poteau. Cette technique, augmente la surface de la section transversale et le poids de ce poteau, il n'est peut-être pas préférable du point de vue architectural. Bien que l'acier soit le principal matériau fait utiliser pour le confinement, la corrosion est le principal inconvénient de ce matériau ; il doit donc être protégé, ce qui, à son tour, exige plus de coûts.

D'autre part, les composites FRP sont considérés comme des nouveaux matériaux plus prometteurs pour le renforcement. Le FRP présente plusieurs avantages par rapport aux matériaux traditionnels utilisés pour le renforcement, tels que la légèreté, la rigidité élevée et la résistance à la corrosion, ce qui crée un impact architectural minimal grâce à sa faible épaisseur et à sa facilité de réparation.

Actuellement, l'une des principales applications des FRP dans le domaine de l'infrastructure civile est la mise à niveau d'éléments structuraux en béton armé avec des composites FRP. Les poteaux en béton, qui sont des éléments structuraux critiques, font l'objet de cette thèse. Une méthode pour augmenter la capacité des poteaux en béton armé (BA) consiste à confiner le béton. Pour ce faire, on utilise généralement des aciers latéraux ou des cerceaux d'acier autour des barres d'armatures longitudinales. Un revêtement en béton est appliqué autour de l'acier latéral pour le protéger des intempéries (chemisage). La méthode initiale de confinement des poteaux en BA consistait à utiliser des enveloppes en tôle d'acier qui s'enroulaient autour de l'enrobage en béton. Par conséquent, le noyau de béton à l'intérieur du cerceau latéral en acier est confiné par les cerceaux et l'enveloppe en acier. Cela augmente considérablement la capacité du poteau.

Le confinement en FRP des poteaux était un prolongement du chemisage en acier. Son avantage est son adaptabilité à n'importe quelle forme de poteau lorsqu'il est appliqué par voie humide sur le terrain. L'application du confinement en FRP est actuellement une technique établie et efficace pour améliorer la capacité des poteaux. Les enveloppes en FRP peuvent être appliquées de différentes façons, que ce soit en couvrant toute la hauteur du poteau (confinement complet) ou en couvrant une partie du poteau par des bandes en FRP (confinement partiel). Les poteaux totalement enveloppés en FRP ont montré une augmentation de la ductilité, du moment, de la capacité de la charge ultime en compression, de la déformabilité ultime et de l'absorption d'énergie comparativement aux poteaux non confinés (Benzaid *et al.*, 2010; Pham & Hadi, 2013; Jiang *et al.*, 2017; Mesbah & Benzaid, 2017; Guo *et al.*, 2019; Babba & Merdas, 2019). Plusieurs études portant sur des poteaux de béton confinés en FRP totalement enveloppés ont été réalisés pour générer des modèles permettant de prévoir leur comportement (Lam & Teng, 2003; Teng *et al.*, 2009; Zhou *et al.*, 2017; Abd El Fattah, 2018; Sayed & Diab, 2019) mais la recherche sur les poteaux partiellement enveloppés par des bandes en FRP est restée limitée (Wang *et al.*, 2018; Guo *et al.*, 2019; Mohammadi *et al.*, 2019). La majorité des études n'ont pas tenu compte de l'influence de l'armature d'acier existante sur le comportement du poteau (Lam &

**Teng, 2003; Wang et al., 2018 ; Guo et al., 2019**), elle ont simplement estimé la pression du confinement totale comme la somme de la pression de confinement due aux composite FRP externes et de celle due au renforcement transversal des aciers internes (**Harajli, 2007; Barros & Ferreira, 2008**). Peu de modèles portaient sur le béton confiné à la fois par FRP et acier transversal (**Pellegrino & Modena, 2010; Shirmohammadi et al., 2015; Ismail et al., 2017; Zignago et al., 2018**).

**Par ailleurs,**

Selon le code de conception American (**ACI, 2017**), la résistance à la compression axiale d'un élément en béton non élancé confiné avec une enveloppe en PRF peut être calculée en utilisant la résistance du béton confiné **Eq.1** et **Eq.2**.

- ✓ Pour les poteaux en béton armé non précontraints avec armature en acier spirale :

$$\phi P_n = 0.85\phi[0.85f_{cc}(A_g - A_{st}) + f_y A_{st}] \quad \text{Eq.1}$$

- ✓ Pour les poteaux en béton armé non précontraints avec des cadres en acier :

$$\phi P_n = 0.8\phi[0.85f_{cc}(A_g - A_{st}) + f_y A_{st}] \quad \text{Eq.2}$$

où  $f_{cc}$  représente la résistance en compression du béton confiné.

La résistance en compression d'un béton se mesure par compression axiale de cylindres droits de révolution et d'une hauteur double de leur diamètre (**NF P18-406, 1981 ; Dreux & Festa, 1998**). Le cylindre le plus couramment employé est le cylindre de diamètre 160mm et hauteur 320mm (cylindre 16/32).

L'objectif principal de cette recherche est d'étudier expérimentalement et numériquement à l'aide des codes et des modèles de conception, le comportement des poteaux non élancé en béton renforcés par des matériaux composites en polymère renforcé par des fibres de carbone CFRP.

Pour atteindre cet objectif nous avons étudié l'efficacité de l'utilisation de la technique de confinement du collage externe en utilisant le CFRP « Externally Bounded Reinforcement EBR » sur des cylindres 16/32 en béton de faible résistance reflète la résistance des poteaux déficientes de la majorité des anciennes structures nécessitant le renforcement ou la réhabilitation, afin d'améliorer la capacité de la charge en compression et la ductilité des poteaux déficients en béton.

Le but du renforcement d'un poteau en béton est d'améliorer sa résistance et sa ductilité afin qu'il soit plus résistant aux charges sismiques (**Choi et al., 2015; Zhou et al., 2017; Del Zoppo et al., 2017; Ilki et al., 2018**),

Traiter l'influence des paramètres tel que l'orientation des fibres, l'angle de confinement, l'espacement entre les bandes et le degré de confinement peut changer les caractéristiques envisagées ; ainsi, on pourra proposer une configuration optimale qui donne la meilleure amélioration en utilisant la même quantité de matériaux.

Notre thèse se compose d'une introduction, six chapitres et d'une conclusion générale.

L'introduction générale commence par une vue d'ensemble de l'état des anciennes structures en béton et particulièrement des poteaux ; les causes, les conséquences et les solutions proposées pour compenser leurs faiblesses. Le premier chapitre étudie les matériaux composites en PRF, leur composition (fibres et matrices) et leurs propriétés, suivies d'une description sur l'utilisation de ces PRF dans les applications de génie civil.

Le deuxième chapitre explique les techniques et les mécanismes de confinement, les paramètres pouvant influencer l'amélioration de la résistance et de la ductilité des éléments renforcés.

Le troisième chapitre concerne les modèles contrainte-déformation existants, une discussion sur les deux grandes approches numériques à savoir l'approche axée sur la conception et l'approche orientée analyses des modèles élaborés pour le béton confiné en PRF en sections circulaires a été effectué, ainsi que les différents types des courbes ont été également discutés.

Le chapitre 4 présente une étude expérimentale sur l'influence de l'orientation des fibres, l'espacement entre les bandes, et le taux du confinement. Les travaux expérimentaux discutés dans ces chapitres ont été effectués au sein du laboratoire de recherche du département de génie civil université Sétif 1 et au niveau des Laboratoires de l'Unité de Recherche Matériaux Émergents URME, ainsi une modélisation numérique en utilisant un calcul en éléments finis au moyen du code de calcul ABAQUS. Alors que le chapitre 5 s'intéresse à l'étude de l'effet de la largeur des bandes de confinement sur le comportement des cylindres sous une charge de compression. Et enfin, le chapitre 6 étudie l'influence des configurations de confinement (totalement confiné, partialement confiné et non uniformément confiné) sur le comportement des éléments renforcés. Chaque étude expérimentale a été suivie et comparée par une prévision numérique à l'aide des modèles et codes de conceptions existants.

Finalement, la conclusion générale résume les résultats obtenus au cours des travaux effectués dans le cadre de cette thèse tout en citant quelques perspectives.



---

# Chapitre I.

## INTRODUCTION SUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES RENFORCÉS PAR LES POLYMÈRES EN FIBRES « PRF »



---

---

---

# CHAPÎTRE I.

## INTRODUCTION SUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES RENFORCÉS PAR LES POLYMÈRES EN FIBRES « PRF »

---

---

---

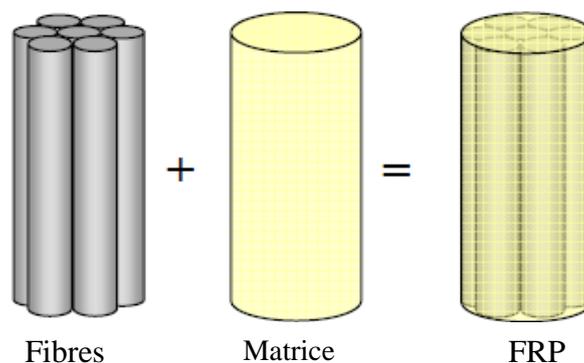
Ì.1. Introduction .....	8
Ì.2. Procédés de fabrication.....	9
Ì.3. Composants de la matrice.....	10
<b>Ì.3.1. Les résines thermodurcissables</b> .....	10
<i>Ì.3.1.a. Polyester insaturé</i> .....	10
<i>Ì.3.1.b. Epoxy</i> .....	10
<i>Ì.3.1.c. Ester vinylique</i> .....	12
<i>Ì.3.1.d. Ester Phénolique</i> .....	12
<i>Ì.3.1.e. Polyuréthane</i> .....	12
<b>Ì.3.2. Matrices thermoplastiques</b> .....	12
Ì.4. Renforts.....	13
<b>Ì.4.1. Fibres de verre</b> .....	15
<b>Ì.4.2. Fibre de carbone</b> .....	16
<b>Ì.4.3. Fibre d'aramide</b> .....	16
Ì.5. Remplisseurs .....	17
Ì.6. Additifs et adhésifs .....	17
Ì.7. Matériaux en PRF.....	18
<b>Ì.7.1. Systèmes de couches humides</b> .....	22
<b>Ì.7.2. Éléments préfabriqués</b> .....	22
Ì.8. Conclusion.....	23

---

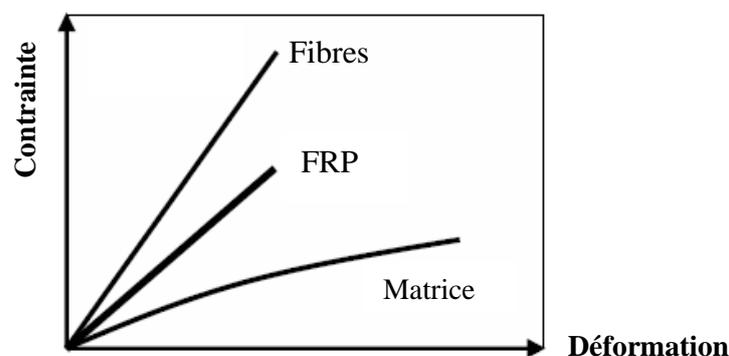
### I.1. Introduction

Les composites de polymères renforcés en fibres (PRF) peuvent être définis comme la combinaison d'au moins deux matériaux individuels (**Figure I.1**) : une matrice, thermodurcissable ou thermoplastique, et un matériau fibreux ou un autre matériau de renforcement ayant un certain rapport d'aspect (longueur sur épaisseur) pour fournir un renforcement considérable dans un ou plusieurs sens. Chacun de ces différents agents à sa propre fonction à remplir, c'est-à-dire que les fibres fournissent la résistance et la rigidité et la matrice contribue à la rigidité et à la protection contre l'environnement, donc le système composite fonctionne comme une unité, la combinaison de la matrice et des fibres donne un matériau composite aux propriétés supérieures (**Figure I.2**) (**Guo, 2014**). Les PRF peuvent également contenir des charges qui réduisent le coût et le retrait ainsi que des additifs qui améliorent les propriétés mécaniques et physiques et la maniabilité du composite final (**Zoghi, 2014**).

De plus, les composites FRP sont des matériaux anisotropes, ce qui signifie que les meilleures propriétés mécaniques sont dans le sens de la disposition des fibres, alors que d'autres matériaux de construction, comme l'acier, sont isotropes.



**Figure I.1.** Composants de base pour la création d'un composite PRF (**Bisby & Fitzwilliam, 2006**).



**Figure I.2.** Courbe contrainte-déformation de la matrice, de fibre et du matériaux composite produit (**Bisby & Fitzwilliam, 2006**).

Le choix et l'utilisation des composites en PRF est justifié par plusieurs avantages (Z. K. Szabó, 2013) tels que : la haute résistance, la légèreté (75% de moins que l'acier) ; la durabilité (haute résistance à la corrosion et à la fatigue) ; la diversité géométrique et la stabilité dimensionnelle. Les composites PRF sont résistants aux rayonnements ultraviolet (UV) ; résistants aux cycles de gel-dégel ; neutres électro-magnétiquement ; compatibles avec les matériaux de construction conventionnels, ils ne nécessitent que peu d'entretien, ainsi que leur installation est simple et rapide donc ils sont économiques.

### **I.2. Procédés de fabrication**

Le procédé de fabrication, ainsi que les constituants composites, jouent un rôle très important dans l'évaluation des caractéristiques du produit final. De plus, ce procédé de fabrication doit être choisi de manière que les propriétés optimales du composite et l'alternative économique soient atteintes. Les exigences du marché, les exigences structurelles et architecturales, la cadence de production et les possibilités d'assemblage/montage doivent également être prises en compte. Selon le Manuel International des Composites FRP en génie civil par Zoghi, (2014), les procédés de fabrication peuvent être classés en trois catégories :

- Procédés manuels : stratification humide et moulage par contact.
- Procédés semi-automatisés : le moulage par compression et l'infusion de résine.
- Procédés automatisés : pultrusion, enroulement filamentaire, moulage par injection.

### **I.3. Composants de la matrice**

En tant que matrice pour les composites, les résines sont utilisées et servent de liant pour le renforcement, elles transfèrent les contraintes entre les fibres de renforcement et protègent les fibres des dommages mécaniques ou environnementaux. Les résines sont classées en thermoplastiques et thermodurcissables (Zoghi, 2014). Les résines thermoplastiques restent solides à température ambiante, deviennent fluides lorsque la température augmente et se solidifient lorsqu'elles sont refroidies. Il n'y a pas de réaction chimique, le changement de matière est totalement physique. Les résines thermodurcissables subissent une réaction chimique irréversible ; après durcissement, elles ne peuvent plus être converties en leur forme liquide d'origine, ce qui en fait un agent souhaitable pour les applications structurales. Les résines doivent être choisies en tenant compte du domaine d'application, de la mesure dans laquelle la structure est exposée à l'environnement et à la température, de la méthode de fabrication, des conditions de durcissement et des propriétés requises. Les résines

thermodurcissables les plus utilisées sur le marché des composites sont le Polyester insaturé ; l'Époxy ; l'Ester vinylique ; Phénolique et le Polyuréthane (Barbero, 2018).

### I.3.1. Les résines thermodurcissables

#### I.3.1.a. Polyester insaturé

La grande majorité des composites appliqués dans l'industrie sont des polyesters insaturés, ce qui représente environ 75 % du total des résines utilisées. Lors de la construction des chaînes polymères, les polyesters peuvent être formulés et adaptés chimiquement pour fournir les propriétés désirées et la compatibilité du procédé, ce qui rend le matériau très polyvalent. Les avantages du polyester insaturé sont son coût abordable, sa stabilité dimensionnelle, sa facilité de manipulation pendant le processus de fabrication, sa résistance à la corrosion et sa résistance au feu.

#### I.3.1.b. Époxy

Les résines époxydes sont bien connues pour leur application étendue aux pièces composites, aux structures et à la réparation du béton. Le plus grand mérite des résines sur les polyesters insaturés est leur maniabilité, leur faible retrait, leur durabilité environnementale et leur résistance au cisaillement supérieure à celle des polyesters. Il est possible de lier l'agent avec différents matériaux ou de l'incorporer avec d'autres résines époxydes aux caractéristiques de performance spécifiques. Les époxydes sont utilisés dans la production de composites de hautes performances ayant des propriétés mécaniques, électriques et thermiques améliorées, et une meilleure résistance à l'environnement et à la corrosion (Fink, 2018). Les résines époxydes peuvent être formulées pour avoir une large gamme de rigidité (Schwartz, 1992) et d'autres propriétés mécaniques (Figure I.3) Les époxydes sont utilisés avec des matériaux de renforcement fibreux, comme le verre, l'aramide, le basalte et le carbone (Kumar & Pizzi, 2019).

Tableau I.1. Propriétés typiques des matrices thermodurcissables (*International Federation for Structural Concrete, 2007*)

Propriétés	Matrice		
	Polyester insaturé	Epoxy	Ester vinylique
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	1200 -1400	1200 -1400	1150 -1350
Résistance à la traction (MPa)	34.5 - 104	55 -130	73-81
Module de Young (GPa)	2.1 - 3.45	2.75 - 4.10	3.0 - 3.5
Déformation ultime en traction (%)	0.35 - 0.39	0.38 - 0.40	0.36 - 0.39
Coefficient de dilatation thermique (10 <sup>-6</sup> /°C)	55 - 100	45 - 65	50 - 75
Coefficient de Poisson	0.15 - 0.60	0.08 - 0.15	0.14 - 0.30

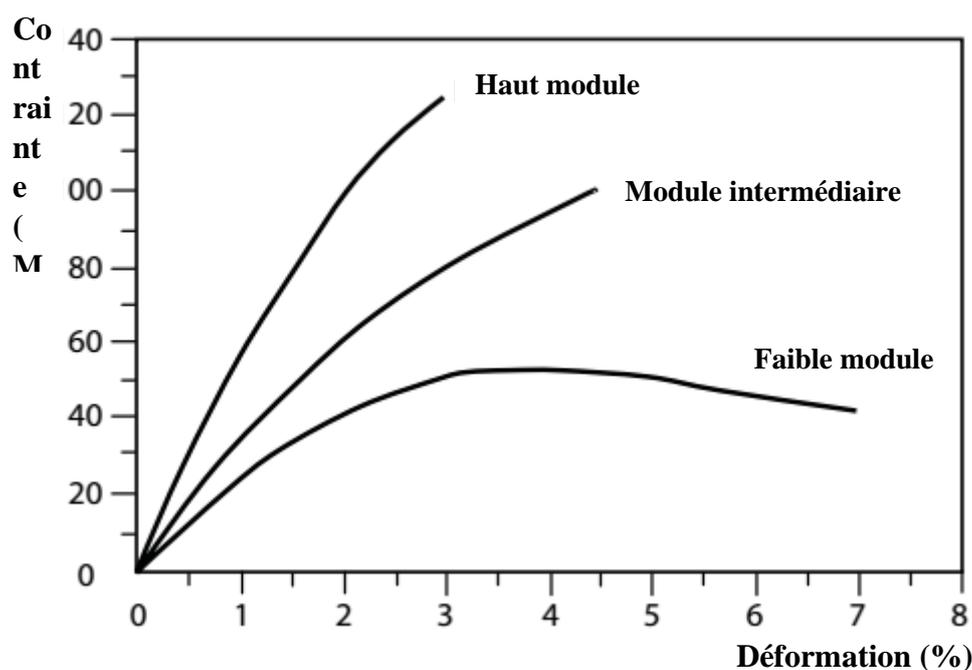


Figure I.3. Courbes contrainte-déformation des résines époxydes à matrice époxy de module différent (*International Federation for Structural Concrete, 2007*)

### I.3.1.c. Ester vinylique

Les esters vinyliques ont été développés en tirant parti des avantages de la maniabilité des époxydes et de la polymérisation rapide des polyesters. L'un des résultats de ce matériau est qu'il est moins cher que les époxydes, mais qu'il a une meilleure performance physique que les polyesters. De plus, ce composite est mécaniquement rigide, très façonnable et offre une

excellente résistance à la corrosion, à la chaleur et à l'humidité ainsi qu'un durcissement rapide (Barbero, 2018).

#### I.3.1.d. Ester Phénolique

Les résines phénoliques se comportent bien à des températures élevées, émettent peu de fumées toxiques, elles sont résistantes au fluage et à la corrosion, offrent une excellente isolation thermique et acoustique. Ces résines ont un retrait plus faible que les polyesters (Barbero, 2018).

#### I.3.1.e. Polyuréthane

Les polyuréthanes se présentent sous une étonnante diversité de formes ; ils sont utilisés comme adhésifs, mousses, revêtements ou élastomères. Les avantages des adhésifs polyuréthanes sont leur résistance aux chocs et à l'environnement, leur durcissement rapide et leur bonne adhérence sur diverses surfaces. Les mousses de polyuréthane optimisent la densité des éléments isolants, architecturaux et structuraux, tels que les panneaux sandwich. Les polyuréthanes utilisés pour les revêtements sont flexibles, résistants aux produits chimiques et au durcissement rapide. Les élastomères peuvent être caractérisés comme étant particulièrement résistants et abrasifs dans les roues, les pare-chocs ou l'isolation (Barbero, 2018).

### I.3.2. Matrices thermoplastiques

Les résines thermoplastiques (ASM International, 1990; Barbero, 2018) sont ramollies de l'état solide pour être traitées à chaud et elles retournent à cet état une fois le traitement terminé et elles refroidissent. Elles ne subissent aucune transformation chimique au cours de leur manipulation. Les thermoplastiques ont une viscosité élevée à la température de transformation et, par conséquent, ils sont difficiles à transformer. L'imprégnation étant altérée par une viscosité élevée, un soin particulier doit être apporté pour assurer le contact entre les fibres et la matrice.

Les composites avec des matrices thermoplastiques peuvent être réparés du fait que la transition à l'état ramolli peut être effectuée en nombre illimité par l'application de la chaleur. Le Polyétheréthercétone (PEEK) est la résine thermoplastique la plus courante pour les applications à haute performance. Il a une ténacité élevée à la rupture, ce qui est important pour la tolérance aux dommages des composites. Le PEEK a une très faible absorption d'eau (environ 0,5% en poids) à température ambiante. Le sulfure de polyphénylène (PPS) est un thermoplastique présentant une très bonne résistance chimique. Le polysulfone (PSUL) est un thermoplastique avec un allongement à la rupture très élevé et une excellente stabilité dans

des conditions chaudes et humides (Mallick, 2008; Barbero, 2018). Les principales propriétés de ces matrices thermoplastiques sont données dans le **Tableau I.2**.

*Tableau I.2. Propriétés typiques des matrices thermoplastiques (International Federation for Structural Concrete, 2007)*

Propriétés	Matrice		
	PEEK	PPS	PSUL
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	1320	1360	1240
Résistance à la traction (MPa)	100	82.7	70.3
Module de Young (GPa)	3.24	3.30	2.48
Déformation ultime en traction (%)	50	5	75
Coefficient de dilatation thermique (10 <sup>-6</sup> /°C)	0.40	0.37	0.37
Coefficient de Poisson	47	49	56

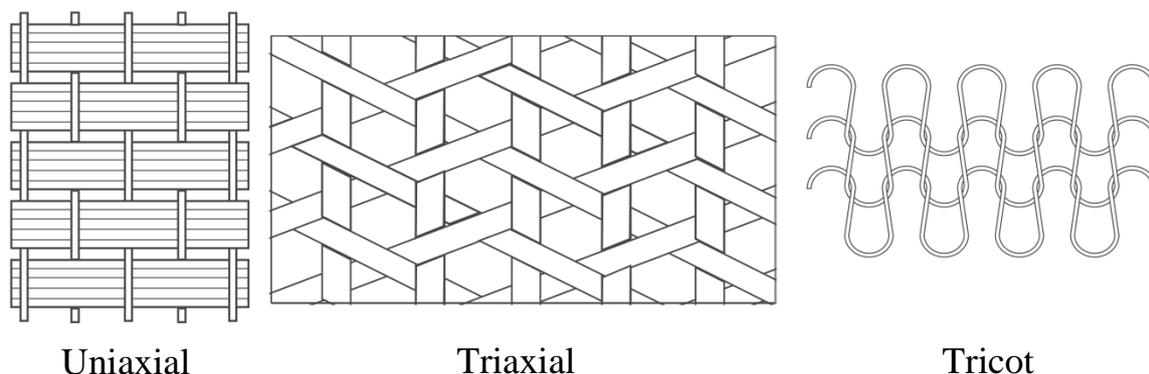
#### I.4. Renforts

Les fibres sont utilisées pour donner la résistance structurale à un matériau composite. Les fibres occupent généralement de 30 à 70 % du volume de la matrice du composite (Sonnenschein *et al.*, 2016), d'où un effort considérable est mené dans la recherche et le développement de la performance en termes de types, d'orientation, de fraction volumique et de composition (Guo *et al.*, 2019). Évidemment, les caractéristiques les plus souhaitables pour les composites sont la résistance, la densité et la rigidité, qui dépendent fortement du type et de la géométrie de l'armature.

Les fibres peuvent être naturelles ou artificielles, mais la plupart des fibres commerciales sont fabriquées par l'homme ; en corrélation avec le prix, les fibres de verre, de carbone et d'aramide sont généralement utilisées pour les composites dans les applications structurales (Gibson, 2016).

Afin d'améliorer la manipulation, le traitement de surface des fibres peut être effectué avec des enduits tels que la gélatine, l'amidon, l'huile ou la cire (Weatherhead, 2013) et autres matériaux pour le traitement de surfaces comme le graphène et le traitement ultrasonique (Ming *et al.*, 2019, Osmani & Mansour, 2011). La disposition des fibres régit la direction et le niveau de résistance du composite. Trois distributions de base de fibres optiques peuvent

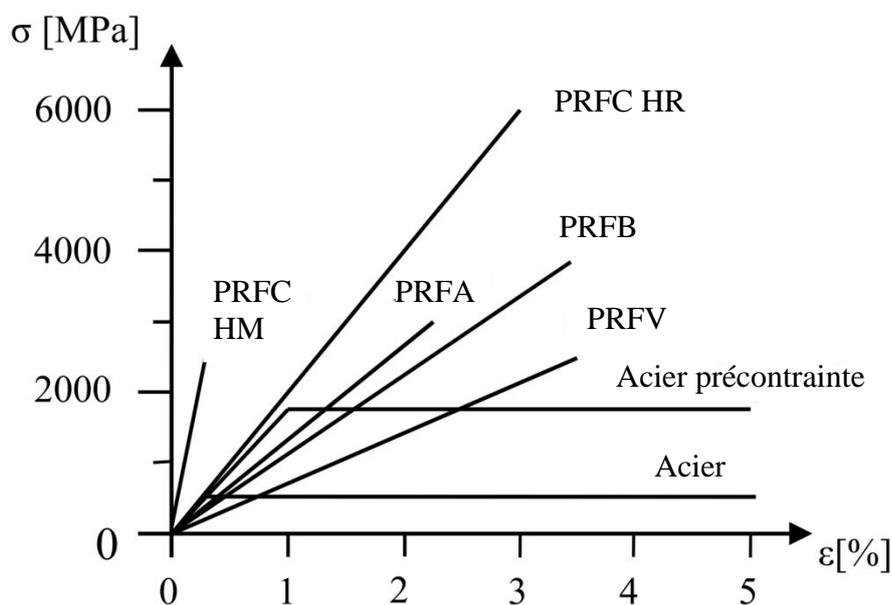
être trouver : unidirectionnelle, bidirectionnelle et multidirectionnelle, elles sont illustrées à la **Figure I.4.**



**Figure I.4.** Orientation des fibres (Barbero, 2018)

Toutes ces fibres présentent un comportement élastique linéaire sous charge de traction jusqu'à la rupture (Hollaway, 1993) sans montrer une déformation plastique précoce (Figure I.5). Les fibres de carbone et d'aramide sont anisotropes avec différentes valeurs de propriétés mécaniques et thermiques dans les directions principales alors que les fibres de verre et de basalte sont isotropes (Liang, 2012; Gibson, 2016; Thomason et al., 2016) .

Les propriétés typiques de divers types de fibres de renforcement sont résumées au **Tableau I.3.**



**Figure I.5.** Courbes contrainte-déformation des fibres de renforcement typiques (A : Aramide , B : Basalte , C : Carbone, V : Verre, HM : Haut Module, HR : Haute Résistance ) (Sonnenschein et al., 2016)

Tableau I.3. Propriétés des fibres typiques pour les composites FRP (*International Federation for Structural Concrete, 2007*)

Type de fibre	Densité	Résistance à la traction	Module de Young	Déformation ultime en traction	Coefficient de Poisson
	$\left(\frac{kg}{m^3}\right)$	(MPa)	(GPa)	(%)	
<b>Verre type E</b>	2500	3450	72.4	2.4	0.22
<b>Verre type S</b>	2500	4580	85.5	3.3	0.22
<b>Verre type A</b>	2270	1800-3500	70-76	2.0-3.0	-
<b>Carbone (haut module)</b>	1950	2500-4000	350-650	0.5	0.20
<b>Carbone (haute résistance)</b>	1750	3500	240	1.1	0.20
<b>Aramide (Kevlar 49)</b>	1440	3620	124	2.2	0.35
<b>Aramide (SVM)</b>	1430	3800-4200	130	3.5	-
<b>Basalte (Albarrie)</b>	2800	4840	89	3.1	-

#### I.4.1 Fibres de verre

Les fibres de verre sont les renforts les moins chers, ce qui les rend prédominants et très applicables lorsqu'il y a une demande pour des grandes quantités de matériaux (Fergani *et al.*, 2018).

En plus de ces avantages, les fibres de verre sont également résistantes à la corrosion et chimiquement inertes. Cependant, ces fibres présentent certains inconvénients, elles ont un faible module d'élasticité, une faible résistance à l'abrasion, une faible adhérence aux résines et nécessitant des agents de couplage chimiques, par ex. le silane (Zoghi, 2014).

Même si le matériau se glisse sous l'effet d'une charge soutenue, la conception peut être conçue de manière que les performances du composite soient satisfaisantes. Dans l'application où la rigidité est cruciale, la conception des fibres de verre doit être spécialement traitée.

Il existe différents types de fibres de verre pour différents types d'applications (Mallick, 2008):

- A ou AR : signifie résistance aux alcanes.
- C : peuvent être sélectionnées lorsqu'une meilleure résistance chimique est requise, mais elles ont une valeur de résistance légèrement inférieure à celle du type E.
- E : utilisées pour améliorer les propriétés électriques ; pour leur haute résistance à la traction et leur durabilité.

- S ou R : est synonyme d'une résistance, d'une rigidité et d'une résistance aux températures élevées, mais elles sont plus cher que les fibres E.

Les fibres de verre sont considérées comme un matériau isotrope, ayant des caractéristiques égales ou supérieures à celles de l'acier sous certaines formes. Le matériau est plus lourd que le carbone ou l'aramide, mais il possède généralement une bonne résistance aux chocs (Mallick, 2008).

#### I.4.2 Fibre de carbone

Malgré sa résistance spécifique et sa rigidité élevée qui font des fibres de carbone un matériau idéal lorsque le poids léger est exigé, (cas des applications aéronautiques et spatiales). Les applications dans la construction de ces fibres sont encore limitées en raison de leur coût élevé. Les fibres de carbone sont également très pratiques à utiliser dans des applications critiques telles que la réhabilitation et la modernisation des monuments historiques et des éléments structuraux poteaux, poutres et dalles en béton ou dans le cas de la réhabilitation sismique. Les fibres sont considérées comme anisotropes, plus résistantes et plus rigides dans le sens longitudinal que dans le sens transversal, en plus d'une résistance élevée à la fatigue et au fluage elles ont des coefficients de dilatation thermique favorables (Zoghi, 2014; Barbero, 2018).

Comme pour les fibres de verre, la surface des fibres de carbone peut également être traitée chimiquement avec des revêtements et des agents de couplage chimiques avant toute manipulation ultérieure. Les composites de carbone sont plus performants lorsqu'ils sont collés plutôt que fixés mécaniquement, en raison d'un phénomène qui se produit lorsque le composite présente des concentrations de contraintes causées par la fragilité du matériau due à un module plus élevé.

#### I.4.3 Fibre d'aramide

Les fibres d'aramides sont les fibres organiques les plus connues et sont souvent utilisées pour des applications balistiques. Les fibres d'aramide ont des caractéristiques intéressantes telle que les bonnes propriétés mécaniques à faible densité ; la robustesse et la résistant aux dommages. Les fibre d'aramides ont une très haute résistance à la traction et un module d'élasticité moyen, ductile et une bonne résistance à la fatigue et au fluage, ainsi elles sont considérées comme isolateurs électriques et thermiques, éléments résistant aux solvants organiques, carburants et lubrifiants (Zoghi, 2014).

Par rapport au verre, l'aramide offre une résistance à la traction plus élevée et un module supérieur d'environ 50 %, mais sa résistance à la compression est faible par rapport à autres

fibres ; il est également coûteux, sensible aux UV et aux variations de la température (Zoghi, 2014).

### I.5. Remplisseurs

Les charges sont utilisées pour remplir les vides dans une matrice, en raison du coût élevé des résines, elles améliorent ainsi les performances mécaniques, physiques et chimiques du composite. Les principaux types de charges utilisés sur le marché sont (Weatherhead, 2013):

- Le carbonate de calcium : c'est un matériau peu coûteux, disponible en différentes granulométries, ce qui en fait la charge inorganique la plus largement utilisée.
- Le kaolin : il peut également être proposé dans une large gamme de granulométrie, ce qui en fait la deuxième charge la plus utilisée.
- Le trihydrate d'alumine : il est couramment utilisé pour améliorer la performance du composite contre le feu et la fumée. Le principe est que lorsque cette charge est exposée à des températures élevées, elle dégage de l'eau (hydratation), réduisant ainsi la propagation de la flamme et de la fumée.
- Le sulfate de calcium : c'est le principal décélérateur de flamme/fumée, libérant de l'eau à basse température.

Si les charges sont utilisées correctement, les caractéristiques améliorées peuvent inclure une meilleure performance en cas d'incendie ou d'action chimique ; une résistance mécanique plus élevée ; un rétrécissement plus faible ; une résistance à la fatigue et au fluage, une stabilité dimensionnelle ; une rigidité et une résistance à l'eau (Tong *et al.*, 2014; Lim & Ozbakkaloglu, 2014; Dorel *et al.*, 2015; Su *et al.*, 2017).

Cependant, lorsque les composites à haute résistance sont formulés, ils ne doivent pas contenir de charges, en raison de la difficulté à mouiller complètement le renforcement de fibres lourdes et de la viscosité accrue de la pâte de résine.

### I.6. Additifs et adhésifs

Les additifs modifient les propriétés des matériaux, améliorent les performances des composites et des procédés de fabrication et sont utilisés en faibles quantités par rapport aux autres composants. Lorsqu'ils sont ajoutés aux composites, les additifs augmentent généralement le coût du système de matériaux ainsi que l'utilité et la durabilité du produit. Le type d'additifs disponibles sont les catalyseurs, promoteurs, inhibiteurs ; les accélèrent de durcissement ; les colorants ; les agents de démoulage et les agents thixotropes qui réduisent l'écoulement ou le drainage de la résine des surfaces.

Les adhésifs sont utilisés pour lier les composites à eux-mêmes ainsi qu'aux autres surfaces. Afin d'obtenir une bonne adhérence entre le matériau composite et la surface de béton, la surface doit être soigneusement traitée pour assurer la résistance et l'adhérence. Les adhésifs les plus courants sont l'époxy, l'acrylique et l'uréthane (Weatherhead, 2013).

### I.7. Matériaux en PRF

Les matériaux en PRF se composent d'un grand nombre de petites fibres non métalliques, continues, aux caractéristiques avancées, qui sont réunies dans une matrice en résine. Selon le type de fibre, ils sont appelés PRFA (polymères renforcés en fibres d'aramides), PRFC (polymères renforcés en fibres de carbone) ou PRFV (polymères renforcés en fibres de verre). En général, la fraction volumique des fibres dans les PRF est d'environ 30 % à 70 % pour les bandes et d'environ 25 à 35 % pour les feuilles (Sonnenschein *et al.*, 2016). Les fibres sont donc les principaux constituants porteurs de contraintes, tandis que la résine transfère les contraintes entre les fibres et les protège. Différentes techniques sont utilisées pour leur fabrication (pultrusion, stratification à la main). En tant que renfort à collage externe pour le renforcement des structures, les matériaux en PRF sont disponibles sous différentes formes, des éléments imprégnés in situ et des éléments préfabriqués.

Les propriétés mécaniques de base des matériaux en PRF peuvent être estimées si les propriétés des matériaux constitutifs (fibres, matrice) et leur fraction volumique sont connues. Cela peut se faire en appliquant la simplification de la "règle des mélanges" comme suit :

$$E_f = E_{fib}V_{fib} + E_mV_m \quad \text{Eq. I.1}$$

$$f_f \approx f_{fib}V_{fib} + f_mV_m \quad \text{Eq. I.2}$$

où  $E_f$  = module de Young de FRP dans la direction des fibres,  $E_{fib}$  = module de Young de fibres,  $E_m$  = module de Young de la matrice,  $V_{fib}$  = proportion volumique des fibres,  $V_m$  = proportion en volume de la matrice,  $f_f$  = résistance en traction des fibres et  $f_m$  = résistance en traction de la matrice,  $f_{fib}$  = résistance en traction de ces dernières dans la direction des fibres. Notez que dans les équations ci-dessus  $V_{fib} + V_m = 1$ .

Comme la règle du mélange est une approximation du comportement micro-mécanique des fibres composites, une prédiction plus détaillée du comportement contrainte-déformation devrait être obtenue par des essais de traction. Par conséquent, les propriétés du matériau doivent être données directement pour le PRF combiné, afin de refléter les caractéristiques de la fibre et de la matrice ainsi que les aspects micro-structuraux tels que le diamètre des fibres, leur distribution et leur parallélisme, les défauts locaux, les fractions volumiques et les propriétés interfaciales des fibres-matrice.

**Tableau I.4.** Propriétés typiques des bandes préfabriquées en PRF comparées à celles de l'acier doux  
(*International Federation for Structural Concrete 2001*)

Matériau	Module	Résistance à la	Déformation
	d'élasticité (GPa)	traction (MPa)	ultime en traction (%)
	$E_f$	$f_f$	$\varepsilon_{fu}$
<b>Bandes PRFC faible module</b>	170	2800	1.6
<b>Bandes PRFC haut module</b>	300	1300	0.5
<b>Acier doux</b>	200	400	25*

\* déformation en Limite d'élasticité

Les produits commerciaux en PRF sous forme de bandes préfabriquées ont les propriétés indiquées dans le **Tableau I.4**, où les propriétés d'acier doux sont également données à des fins de comparaison.

Dans le cas des bandes préfabriquées, les propriétés des matériaux basées sur la surface totale de la section transversale peuvent être utilisées dans les calculs et sont généralement fournies par le fabricant (voir **Tableau I.4**). Dans le cas de systèmes imprégnés de résine *in situ*, l'épaisseur finale en PRF et, par conséquent, la fraction volumique des fibres sont incertaines et peuvent varier. Pour cette raison, un calcul basé sur les propriétés FRP de l'ensemble du système (fibres et matrice) et sur l'épaisseur réelle n'est pas approprié. Notons que les fabricants fournissent parfois les propriétés du matériau pour les fibres nues. En raison de cette différence d'approche, il faut être prudent lorsque l'on compare les propriétés de différents systèmes. En outre, il est très important d'utiliser les propriétés des matériaux appropriés pour le système appliqué au cours des calculs. Dans ce qui suit, la différence entre les deux approches est expliquée à l'aide des exemples.

Étant donné que la rigidité et la résistance des fibres ( $E_{fib}$  et  $f_{fib}$ ) sont beaucoup plus grandes que la rigidité et la résistance de la matrice ( $E_m$  et  $f_m$ ), les propriétés du matériau composite FRP ( $E_f$  et  $f_f$ ) dépendent des propriétés et de la section des fibres nues. Lorsque les propriétés des PRF sont basées sur la surface totale de la section transversale (fibres et matrice), cela signifie que, par rapport aux propriétés des fibres nues, la rigidité et la résistance sont inférieures. Il peut être évident que la résistance et la rigidité de l'ensemble du système ne sont pas affectées car cette réduction est compensée par une augmentation de la surface de la section transversale par rapport à la surface de la section des fibres. Il existe

donc une forte relation entre la fraction volumique des fibres et les propriétés des PRF à utiliser dans les calculs. Ceci est illustré dans le **Tableau I.5** et la **Figure I.6**.

**Tableau I.5.** Exemple montrant l'effet de la fraction volumique des fibres sur les propriétés des PRF (*International Federation for Structural Concrete 2001*).

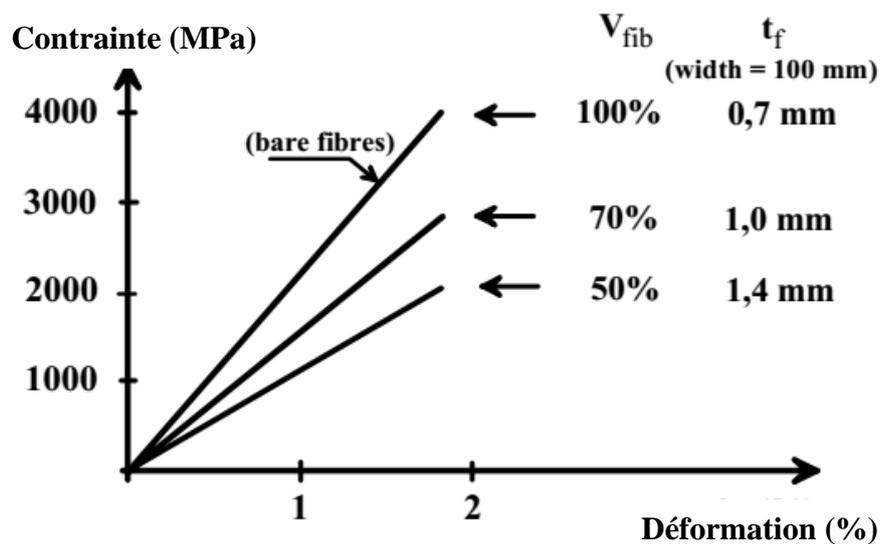
Propriétés choisies pour les matériaux constitutifs du composite en PRF :

$$E_{fib} = 220 \text{ GPa} \quad f_{fib} = 4000 \text{ MPa}$$

$$E_m = 3 \text{ GPa} \quad f_m = 80 \text{ MPa}$$

Surface de section transversale			Propriétés de FRP composite				Charge de rupture	
$A_{fib}$ ( $\text{mm}^2$ )	$A_m$ ( $\text{mm}^2$ )	$A_f^*$ ( $\text{mm}^2$ )	$V_{fib}$ (%)	$E_f$ ( $\text{MPa}$ )	$f_f$ ( $\text{MPa}$ )	Déformation ultime (%)	( $\text{kN}$ )	(%)
70	0	70	100	2220000	4000	1.818	280.0	100.0
70	30	100	70	154900	2824	1.823	282.4	100.9
70	70	140	50	111500	2040	1.830*	285.6	102.0

\* Dans le cas d'une bande d'une largeur de 100 mm, la division de cette valeur par 100 mm donne l'épaisseur de la bande (respectivement 0.7 mm, 1.0 mm et 1.4 mm).



**Figure I.6.** Relations contrainte-déformation correspondant aux différentes fractions volumiques de fibres  $V_{fib}$  dans le Tableau I.5 (*International Federation for Structural Concrete 2001*).

Pour certaines propriétés choisies des fibres et de la matrice, l'effet de la fraction volumique des fibres sur les propriétés des PRF est montré. Pour une quantité constante de

fibres (surface de section =  $70 \text{ mm}^2$ ), la charge de rupture et la déformation à la rupture ne sont que très peu affectées par une augmentation de la quantité de résine. Les propriétés des PRF à utiliser dans les calculs basés sur la surface totale de la section transversale sont toutefois fortement influencées.

L'exemple donné ci-dessus montre que pour une comparaison de matériaux en PRF, ce n'est pas suffisant de comparer uniquement les valeurs de résistance et/ou les relations contrainte-déformation. Il est également important de connaître la composition du matériau FRP auquel appartient la propriété donnée. En cas d'incertitude sur l'épaisseur (comme pour les systèmes imprégnés de résine *in situ*), il peut être plus pratique de baser les calculs sur les propriétés des fibres et leur section transversale que sur les propriétés de l'ensemble du système. Cette dernière approche est encore possible, mais les propriétés et l'épaisseur du matériau (surface de la section transversale) spécifiées par le fabricant doivent alors être utilisées et non l'épaisseur réelle qui est réalisée dans la pratique.

Comme nous l'avons mentionné, dans le cas des systèmes imprégnés *in situ*, on peut calculer les propriétés des PRF en se basant uniquement sur celles des fibres nues. Dans ce cas, le deuxième terme des équations (1) et (2) peut être ignoré,  $V_{fib}$  doit être pris égal à 1 et les dimensions de ce renfort extérieurement collé (par exemple surfaces transversales) sont à calculer en fonction de la dimension nominale du feuillet de fibre. Si cette approche est adoptée, la propriété résultante (p. ex. module d'élasticité, résistance à la traction) doit être multipliée par un facteur de réduction  $r$ , pour tenir compte de l'efficacité du système fibre-résine et de celle du système feuille ou tissu. Ce facteur devrait être fourni par le fournisseur du système de PRF en fonction des essais. Le fournisseur de PRF peut également fournir directement les propriétés du système imprégné *in situ* (p. ex. l'épaisseur, le module d'élasticité, la résistance à la traction) sur la base des essais. Pour illustrer cela, on peut supposer qu'une feuille a une épaisseur nominale  $t_{fib}$  et un module élastique  $E_{fib}$  (les deux calculés sur la base des propriétés des fibres nues). Après imprégnation, le PRF a une épaisseur  $t_f$  et un module élastique  $E_f$ . Les deux systèmes sont équivalents selon la condition :  $t_{fib}E_{fib}r = t_fE_f$ .

Comme on l'a déjà mentionné, il existe différents systèmes de renforcement par collage extérieure de renfort FRP (EBR) liés aux matériaux constitutifs, à la forme et à la technique du renforcement FRP. En général, ces systèmes peuvent être subdivisés en systèmes "à couche humide" (ou "imprégnés *in situ*") et en systèmes "préfabriqués" (ou "précuits"). On trouvera ci-après un aperçu des différentes formes de ces systèmes.

### I.7.1 Systèmes de couches humides

- Feuille de fibres unidirectionnelles sèche et tissu semi-unidirectionnel (tissé ou tricoté), où les fibres s'étendent principalement dans une direction. L'installation sur la surface de béton nécessite l'utilisation d'une résine saturante, généralement après l'application d'un apprêt. Deux procédés différents peuvent être utilisés pour appliquer le tissu :
  - le tissu peut être appliqué directement dans la résine qui a été appliquée uniformément sur la surface du béton,
  - le tissu peut être imprégné avec la résine dans une machine de saturation et ensuite appliqué humide sur le substrat scellé.
- Tissu sec multidirectionnel (tissé ou tricoté), où les fibres s'étendent dans au moins deux directions. L'installation nécessite une résine saturante. Le tissu est appliqué à l'aide de l'un des deux procédés décrits ci-dessus.
- Feuille ou tissu unidirectionnel pré-imprégné de résine non durcie, où les fibres s'écoulent principalement dans une direction. L'installation peut se faire avec ou sans résine supplémentaire.
- Feuille ou tissu multidirectionnel pré-imprégné de résine non durcie, où les fibres s'écoulent principalement dans les deux sens. L'installation peut se faire avec ou sans résine supplémentaire.
- Câbles de fibres sèches (faisceaux non torsadés de fibres continues) qui sont enroulés ou autrement placés mécaniquement sur la surface du béton. La résine est appliquée sur la fibre pendant l'enroulement.
- Les câbles de fibres pré-imprégnés qui sont enroulés ou autrement placés mécaniquement sur la surface du béton. L'installation du produit peut être réalisée avec ou sans résine supplémentaire.

### I.7.2 Éléments préfabriqués

- Bandes droites pré-usinées et durcies, qui sont installées à l'aide d'adhésifs. Elles se présentent généralement sous la forme de rubans minces ou de grilles qui peuvent être livrées sous forme de bobines laminées. Dans le cas où les bandes sont stratifiées, le terme stratifié peut également être utilisé à la place de bande.
- Coques, gaines ou cornières pré-usinées et polymérisées, qui sont installées à l'aide d'adhésifs. Il s'agit généralement d'éléments courbes ou profilés ou de coquilles fendues fabriqués en usine qui peuvent être montées autour de poteaux ou d'autres éléments.

Une comparaison entre ces deux systèmes est montrée dans le **Tableau I.6**.

**Tableau I.6.** *Caractéristiques principales et applications typiques du FRP EBR (technique de base) (Burgoyne 2001)*

	Éléments préfabriqués	Systèmes de couches humides
<b>Forme</b>	Bandes ou stratifiés.	Feuilles ou tissus.
<b>Épaisseur</b>	Environ 1,0 à 1,5 mm.	Environ 0,1 à 0,5 mm.
<b>Utilisation</b>	Collage simple des éléments fabriqués en usine à l'aide de colle.	Collage et imprégnation des feuilles ou tissus avec la résine (façonnée et durcie in situ).
<b>Exemples d'application</b>	Si elle n'est pas préformée uniquement pour les surfaces planes.	Quelle que soit leur forme, les angles vifs doivent être arrondis.
	Adhésif thixotrope pour collage.	Résine à faible viscosité pour le collage et l'imprégnation.
	Normalement 1 couche, plusieurs couches possibles.	Souvent plusieurs couches.
	La rigidité de la bande et l'utilisation d'adhésif thixotrope permettent une certaine irrégularité de surface.	Souvent, un mastic est nécessaire pour éviter le décollement dû à l'inégalité.
	Simplicité d'utilisation, garantie de qualité supérieure (système préfabriqué).	Très flexible dans l'utilisation, nécessite un contrôle de qualité rigoureux.

Contrôle de la qualité (mauvaise application et mauvaise exécution = perte de l'action composite entre le FRP EBR et le substrat/structure, manque d'intégrité à long terme du système, etc.).

### I.8. Conclusion

Les adhésifs structuraux ont une longue histoire d'utilisation dans la construction, les adhésifs époxy ont été utilisés dans le renforcement des éléments en béton à collage externe depuis quatre siècles. Le renforcement par collage représente la méthode naturelle d'assemblage de matériaux dissemblables tels que le béton et les composites polymères. Les

composites polymères renforcés de fibres sont de plus en plus utilisés en raison de leurs avantages évidents : rapport résistance/poids élevé, liberté de conception, facilité de manipulation et résistance à la corrosion. Le module et les exigences de résistance des renforts à liaison externe imposent généralement l'utilisation de composites renforcés avec des fibres de carbone. Les composites produits par pultrusion et pré imprégnés présentent une fraction volumique élevée de fibres, d'excellentes propriétés mécaniques dans le sens des fibres et une grande fiabilité et qualité. Ils doivent cependant être manipulés avec précaution lors de leur montage, usinage et perçage.

Le contrôle de l'opération de collage est crucial pour sa fiabilité et durabilité. De nombreux aspects doivent être pris en compte, notamment le stockage des matériaux, la protection de l'environnement de travail, la préparation de la surface des composants, le mélange, la distribution et l'application des adhésifs, l'ajustement des joints, le contrôle de l'épaisseur de la ligne de collage et le durcissement. Lors du collage des métaux en particulier, l'un des aspects les plus difficiles à contrôler sur le chantier est la préparation de la surface, mais l'utilisation d'une couche préalable à la surface de renforts composites garantit une technique de préparation fiable et pratique sur site.



---

# Chapitre II.

## REVUE DE LITTÉRATURE SUR LE CONFINEMENT DES BETONS

---



---

---

## CHAPÎTRE II.

### REVUE DE LITTÉRATURE SUR LE CONFINEMENT DES BÉTONS

---

---

---

II.1. Introduction.....	25
II .2. Béton confiné sous charge de compression axiale .....	25
II .3. Béton confiné en acier .....	27
<b>II .3.1. Modèle de Mander <i>et al.</i>, (1988) .....</b>	<b>27</b>
II .4. Béton confiné en PRF dans des poteaux circulaires sous compression axiale .....	30
<b>II .4.1. Comportement du confinement du tissu en PRF .....</b>	<b>30</b>
<b>II .4.2. Déformation à la rupture du composite PRF .....</b>	<b>32</b>
<b>II .4.3. Relation contrainte – déformation .....</b>	<b>33</b>
<b>II .4.4. Effet de la taille de poteau.....</b>	<b>34</b>
<b>II .4.5. Épaisseur du composite PRF.....</b>	<b>35</b>
II .5. Béton confiné en PRF dans des poteaux non circulaires sous compression axiale	35
<b>II .5.1. Comportement du confinement du composite PRF.....</b>	<b>35</b>
<b>II .5.2. Effet du rayon de la courbure .....</b>	<b>38</b>
<b>II .5.3. Relation contrainte-déformation .....</b>	<b>38</b>
II .6. Conclusion .....	39

---

### II.1. Introduction

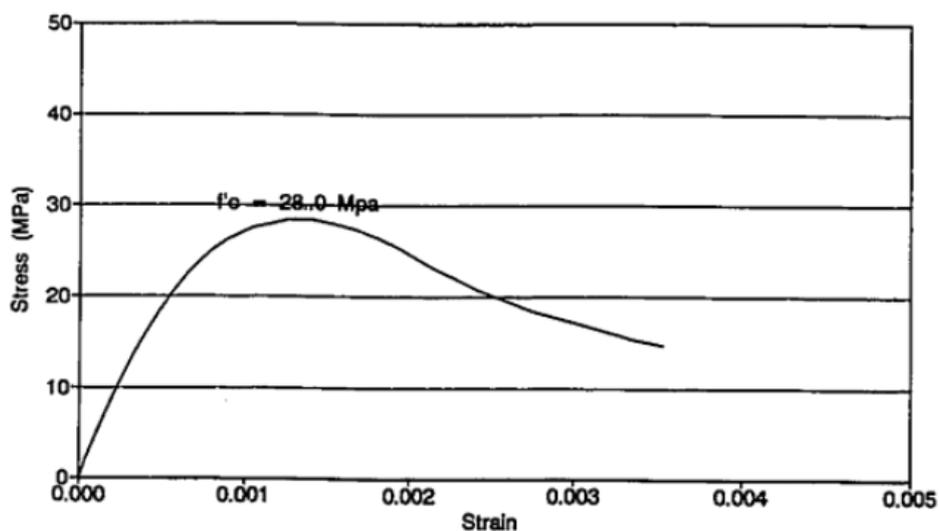
En général, la philosophie de base de toutes les dispositions relatives aux conceptions civiles et à la conception sismique en particulier est de faire en sorte que les éléments structuraux se comportent de manière ductile afin qu'ils soient capables d'absorber et de dissiper une quantité appréciable de l'énergie imposée par un séisme. Ce comportement ductile retarde et minimise l'effondrement de cet élément structural lorsqu'il est frappé par un séisme grave.

Pour les éléments structuraux en béton tels que les poteaux, il a été constaté que le confinement du noyau en béton est une approche efficace pour obtenir le comportement ductile (Pham *et al.*, 2015b). Différentes méthodes ont été utilisées pour assurer ce confinement pour le noyau en béton, telles que l'armature transversale interne (spirale ou arceaux) et les enveloppes externes (confinement en acier ou en FRP) (Saraswathi, 2016; Del Zoppo *et al.*, 2018).

Ce chapitre donne un bref aperçu du comportement général des poteaux en béton, du concept de confinement latéral et des paramètres qui influencent l'efficacité de ce confinement. Cette étude s'appuie sur des recherches antérieures effectuées sur des poteaux confinés en PRF.

### II.2. Béton confiné sous charge de compression axiale

Lorsque le béton brut est soumis à une compression axiale, il subit à une certaine déformation axiale proportionnelle à la charge appliquée. En conséquence de cette déformation axiale générée, basée sur l'effet de Poisson, la déformation latérale (allongement) est développée dans le béton. Parce que le béton est très faible en traction, une fois qu'il atteint sa contrainte limite en traction, des fissures verticales se développent et se propagent de façon spectaculaire jusqu'à ce que le béton perde complètement son intégrité (Wu, 2002). Autrement dit, la contrainte maximale ne peut être maintenue avec la déformation croissante comme illustré dans la Figure II.1. Par conséquent, avec le béton ordinaire, le comportement ductile ne peut être atteint, dans ce cas, le béton est soumis à une contrainte axiale (Saatcioglu & Razvi, 1992).



**Figure II.1.** Réponse contrainte-déformation d'un cylindre en béton ordinaire (Tankut & Arslan, 1992)

En revanche, le béton est soumis à une contrainte triaxiale lorsqu'il est soumis à une charge de compression axiale avec l'existence de tout type d'armature transversale. Par exemple, la tendance du béton à se dilater latéralement lorsqu'il est soumis à une compression axiale est contrebalancée par la pression latérale générée par la contrainte de traction dans l'armature transversale du confinement. Ce type d'action de confinement est appelé confinement passif puisqu'il est activé par la dilatation latérale du noyau de béton enfermé par l'armature transversale. Il en résulte une augmentation de la résistance à la compression du béton (Tankut & Arslan, 1992).

La quantité de la force gagnée est proportionnelle au niveau de la pression latérale générée. Richart *et al.*, (1929) ont analysé les données de leurs essais expérimentaux sur des poteaux de béton confinés en spirale et ont conclu que la relation entre la pression de confinement latérale et la résistance à la compression du béton confiné peut être présentée par l'équation suivante avec quelques modifications et notations Richart *et al.*, (1929):

$$f'_{cc} = f'_{co} + 4.1f_l \quad \text{Eq. II.1}$$

où

$f'_{cc}$ : Résistance à la compression du béton confiné.

$f'_{co}$ : Résistance à la compression du béton non confiné (résistance des cylindres en béton).

$f_l$ : Pression de confinement latéral.

De plus, l'action de confinement latéral améliore le comportement post-crête du poteau en béton armé en augmentant sa capacité de déformation axiale sans dégradation significative de sa résistance. En d'autres termes, il améliore la ductilité du béton. La ductilité est un paramètre essentiel des approches de conception sismique.

### II.3. Béton confiné en acier

Quelle que soit la forme de la section transversale d'un poteau en béton armé, qu'elle soit circulaire, carrée ou rectangulaire, et quelle que soit la configuration de l'armature transversale utilisée pour le confinement, le concept de confinement du béton doit répondre aux deux conditions principales suivantes. La première condition est que la résistance axiale acquise grâce au confinement compense la perte de résistance due à la dégradation du béton près de la surface extérieure. La deuxième condition est que le confinement doit permettre d'obtenir une plus grande capacité de déformation axiale sans perte de résistance considérable (Sheikh & Uzumeri, 1980). Les moyens les plus utilisables pour le renforcement transversal par aciers sont les spirales et les cerceaux carrés/rectangulaires en acier. En plus de l'action du confinement, l'autre raison de prévoir des armatures transversales dans les poteaux en béton est d'empêcher le flambement des armatures longitudinales et d'augmenter la résistance au cisaillement des poteaux (Narayanan, 2011). Puisque la compréhension de l'action du confinement de ce type d'armature latérale est essentielle dans toute disposition de conception sismique, de nombreux modèles théoriques ont été développés pour expliquer le comportement des poteaux en acier et prévoir la pression latérale induite par les spirales et cerceaux non circulaires de confinement.

#### II.3.1. Modèle de Mander *et al.*, (1988)

Ce modèle théorique est le modèle le plus connu pour prédire la courbe contrainte-déformation du béton confiné en acier. Il a toujours été la base de la plupart des modèles les plus récents. Mander *et al.*, ont mis au point un modèle contrainte-déformation unifié pour le béton confiné, tel qu'illustré à la Figure II.2, qui peut être appliqué aux armatures transversales de forme circulaire et rectangulaire. Ce modèle est basé sur le modèle contrainte-déformation du béton développé par Popovics, (1973) sous charge monotone. L'expression suggérée de la contrainte de compression du béton  $f_c$  est donnée par :

$$f_c = \frac{f'_{cc} X_\gamma}{\gamma - 1 + X^\gamma} \quad \text{Eq. II.2}$$

Où :

$f'_{cc}$  : Résistance à la compression du béton confiné.

$$X = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \tag{Eq. II.3}$$

Où :

$\varepsilon_c$ : Déformation axiale à la compression du béton.

$\varepsilon_{cc}$ : Déformation axiale du béton correspondant à  $f'_{cc}$ .

Où :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left[ 1 + 5 \left( \frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right) \right] \tag{Eq. II.4}$$

$$\gamma = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \tag{Eq. II.5}$$

Où :  $E_c$  est le module d'élasticité du béton

$$E_c = 57000 \sqrt{f'_{co}} \tag{Eq. II.6}$$

$$E_{sec} = \frac{f'_{cc}}{\varepsilon_{cc}} \tag{Eq. II.7}$$

$f'_{co}$  et  $\varepsilon_{co}$  sont définis comme la résistance à la compression du béton non confiné et la déformation correspondante, respectivement.  $\varepsilon_{co}$  est supposé être de 0,002.

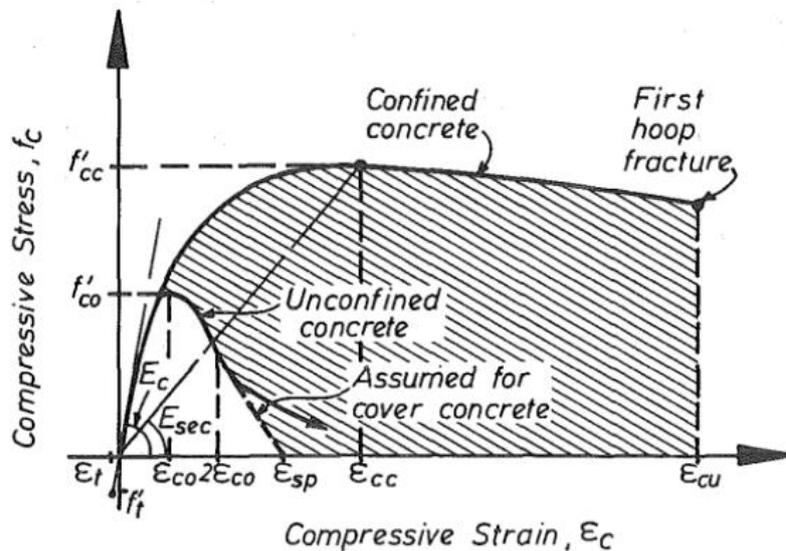


Figure II.2. Modèle contrainte-déformation du béton confiné proposé par (Mander et al., 1988)

Pour déterminer la pression latérale effective du confinement et le facteur d'efficacité de confinement, Mander et al., (1988) ont adopté une approche proposée par Sheikh &

**Uzumeri, (1980)**. Selon cette approche, en raison de l'action de voûte comme le montre la **Figure II.3**, la plus grande surface du cœur en béton effectivement confinée ( $A_e$ ) est la surface de la section transversale du cœur au niveau des arceaux ou spirales en acier qui confinent transversalement les pièces de la paroi. Cependant, la plus petite zone effectivement confinée est celle située à mi-hauteur entre deux cerceaux consécutifs. Ce concept s'applique aussi bien aux cerceaux circulaires qu'aux cerceaux rectangulaires en acier. La zone confinée du noyau en béton ( $A_{cc}$ ) est définie comme la zone délimitée par l'axe central de l'arceau d'armature transversal. Tenir compte du fait que  $A_e < A_{cc}$ , la pression latérale effective du confinement est donnée par :

$$f'_l = f_l k_e \quad \text{Eq. II.8}$$

$f_l$  est la pression de confinement latérale de l'armature transversale qui est supposée être uniformément répartie sur la zone du cœur en béton,  $k_e$  est l'efficacité du confinement :

$$k_e = \frac{A_e}{A_{cc}} \quad \text{Eq. II.9}$$

Pour les poteaux non circulaires (rectangulaires/carrés), la surface de béton effectivement confinée ( $A_e$ ) peut être donnée par :

$$A_e = \left( b_c d_c - \sum_{i=1}^n \frac{(w'_i)^2}{6} \right) \left( 1 - \frac{s'}{2b_c} \right) \left( 1 - \frac{s'}{2d_c} \right) \quad \text{Eq. II.10}$$

Où  $b_c$ ,  $d_c$ ,  $w'$  et  $s'$  sont définis à la **Figure II.3**.

La pression de confinement latérale sur le béton dans le sens X est :

$$f_{lX} = \frac{A_{SX}}{s d_c} f_{yh} \quad \text{Eq. II.11}$$

Et dans la direction Y, en tant que

$$f_{lY} = \frac{A_{SY}}{s b_c} f_{yh} \quad \text{Eq. II.12}$$

Par conséquent, la pression latérale effective de confinement est :

$$f'_{lX} = f_{lX} k_e \quad \text{Eq. II.13}$$

$$f'_{lY} = f_{lY} k_e \quad \text{Eq. II.14}$$

Où  $A_{SX}$  et  $A_{SY}$  sont respectivement la surface totale de l'armature transversale et  $f_{yh}$  est la limite d'élasticité des cerceaux en acier.

**Mander et al., (1988)** ont adopté une équation proposée par **Willam & Warnke, (1975)** et par **Schickert & Winkler, (1977)** pour déterminer la résistance à la compression du béton confiné ( $f'_{cc}$ ). Parce qu'il a montré un excellent accord avec les données d'essais triaxiaux.

Cette équation convient à la situation où le noyau de béton confiné est placé en compression triaxiale avec un confinement efficace égal ( $f'_l$ ) de l'acier d'armature transversal. L'équation adoptée ici est :

$$f'_{cc} = f'_{co} \left( -1.254 + 2.254 \sqrt{1 + \frac{7.94f'_l}{f'_{cc}}} - 2 \frac{f'_l}{f'_{co}} \right) \quad \text{Eq. II.15}$$

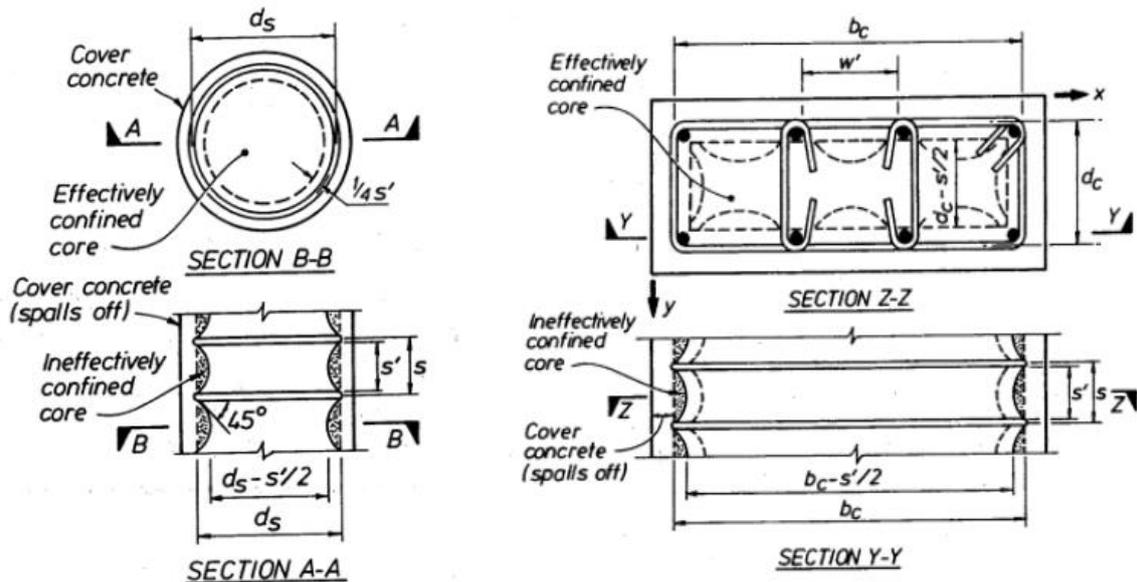


Figure II.3. Surface du noyau en béton efficacement confinée pour les cerceaux circulaires et rectangulaires (Mander et al., 1988).

## II.4. Béton confiné en PRF dans des poteaux circulaires sous compression axiale

### II.4.1. Comportement du confinement du matériau PRF

La nature de l'action de confinement latéral qu'un composite PRF fournit est passive. Ainsi, lorsqu'un poteau est enveloppé d'un composite «PRF» et ensuite soumis à une charge de compression axiale, le composite «PRF» confine le béton pendant que le béton se déforme. Contrairement au comportement de l'enveloppe en acier, où la pression de confinement reste constante après avoir atteint la limite élastique du matériau en acier, la pression de confinement en PRF augmente avec l'augmentation de la dilatation du béton jusqu'à la rupture de l'enveloppe en PRF. En d'autres termes, l'action du confinement de l'enveloppe est activée une fois le béton atteint sa déformation maximale qui correspond à sa contrainte axiale maximale ( $f_c$ ) (Micelli & Modarelli, 2013). Après ce point, la résistance à la compression axiale du poteau en béton confiné en PRF continue d'augmenter linéairement jusqu'à ce que le matériau en PRF atteigne sa résistance à la rupture. La Figure II.4 montre une relation de la déformation sous un chargement axial d'un poteau en béton confiné en PRF.

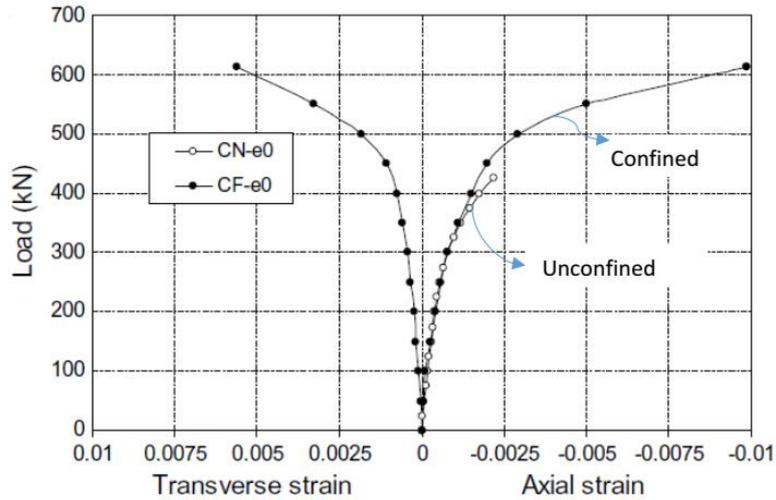


Figure II.4. Courbe de déformation de la charge axiale (El Maaddawy & Sherif, 2009)

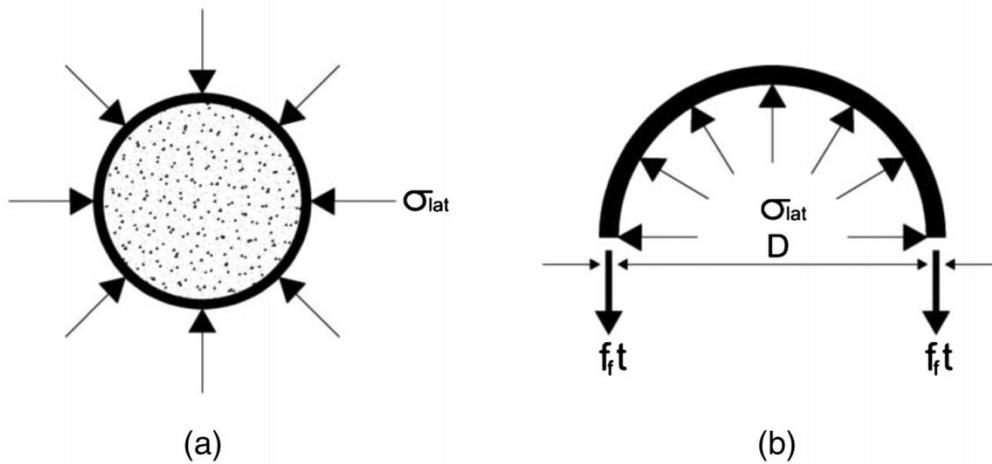


Figure II.5. Action du confinement de l'enveloppe en PRF (Guler & Ashour, 2016)

La Figure II.5 illustre l'action du confinement de l'enveloppe en PRF sur un poteau à section circulaire.

La pression latérale de confinement peut être calculée en tenant compte de l'équilibre des contraintes et de la compatibilité des déplacements radiaux entre le noyau en béton et l'enveloppe. En raison du comportement linéaire du matériau en PRF, la pression due à la traction du composite «PRF»,  $\sigma_h$  est une fonction de la déformation du composite «PRF»,  $\epsilon_h$ .

$$\sigma_h = E_{frp} \epsilon_h \tag{Eq.II.16}$$

Où,  $E_{frp}$  est le module élastique du matériau en PRF.

La pression de confinement latérale ultime,  $f_l$  peut être donnée par :

$$f_l = 2 \frac{E_{frp} \varepsilon_{h\text{rup}} \cdot t_f}{D} \quad \text{Eq. II.17}$$

Où  $\varepsilon_{h\text{rup}}$  est la déformation de traction ultime du composite «PRF» (à la rupture),  $t_f$  est l'épaisseur du composite, et  $D$  est le diamètre du noyau en béton. La répartition de cette pression latérale de confinement est considérée comme uniforme sur le périmètre de la section circulaire, ce qui signifie que cette pression est appliquée uniformément sur le noyau en béton.

#### II.4.2. Déformation à la rupture du composite PRF

Il y a eu beaucoup de recherches pour mesurer la résistance à la traction ultime du composite PRF, c'est-à-dire la contrainte à laquelle le composite «PRF » s'est rompue. Une rupture soudaine et explosive de l'enveloppe «PRF » est le mode de défaillance dominant dans presque tous les poteaux en béton confiné testés (Xiao & Wu, 2000; Liang *et al.*, 2012; Wu & Jiang, 2013; Micelli & Modarelli, 2013). Par conséquent, il est crucial de connaître la capacité de déformation du matériau en PRF. Plusieurs méthodes pour mesurer la résistance à la traction ultime du composite en PRF sont utilisées. La méthode la plus courante est l'essai à coupon fixe ASTM D3039 (2008) et les normes NF EN ISO 527-1 à 5, recommandées par l'AFGC32 2003. Lors de cet essai, une pièce plate en composite de PRF est saisie à ses deux extrémités et soumise à une charge de traction jusqu'à la rupture. La déformation jusqu'à la rupture est mesurée au moyen de jauges de contrainte montées à mi-hauteur du coupon. Toutefois, les enquêtes ont révélé que la déformation à laquelle l'enveloppe en PRF est rompue est inférieure à la déformation mesurée par le test du coupon (Lam & Teng, 2003; Guo *et al.*, 2019). Xiao & Wu, (2000) ont effectué un travail expérimental sur des échantillons cylindriques de petite taille confinés par un matériau composite en CFRP et testés sous charge axiale. Il a été noté que la déformation à la rupture mesurée de l'enveloppe était inférieure de 20 à 50 % à celle obtenue lors de l'essai aux coupons de traction. Les chercheurs ont proposé plusieurs causes possibles pour expliquer cette réduction de déformation : l'enveloppe en PRF n'est pas seulement soumise à une contrainte de traction pure mais elle peut également être affectée par une contrainte axiale et une pression latérale de confinement agissant sur sa surface interne ; par l'effet de la déformation non uniforme du béton ; par l'effet de courbure de l'enveloppe et l'effet du mauvais alignement des fibres sur l'enveloppe (Xiao & Wu, 2000; Jiang, 2008; Wu & Jiang, 2013). Par conséquent, la plupart des

modèles d'analyse et de conception de confinement suggèrent d'utiliser un facteur d'efficacité dans le calcul de la pression de confinement effective pour tenir compte de cette réduction de la déformation ultime des PRF. Par exemple, ([American Concrete Institute & ACI Committee 440 2017](#)) recommandent d'utiliser un facteur d'efficacité de déformation de 0,55 dans leur modèle axé sur la conception, il est pris entre 0,274 et 1,133 par ([Xiao & Wu, 2000; Lam & Teng, 2004; Lam et al., 2006; Smith et al., 2010; Rousakis & Karabinis, 2012; Wu & Jiang, 2013](#)). [Xiao & Wu, \(2003\)](#) ont limité le facteur d'efficacité de la déformation du composite PRFC  $k_\varepsilon$  entre 0.5 et 0.8, [Benzaid et al., \(2010\)](#) le prennent égal à 0.73. Toutefois, on a constaté que le nombre et la répartition des jauges de contrainte utilisées pour mesurer la déformation de rupture en PRF jouent un rôle important dans la réduction de la différence entre la déformation ultime indiquée et celle mesurée. Plus les jauges de contrainte utilisées sont nombreuses, plus la déformation de l'enveloppe capturée converge vers la déformation mesurée par le test du coupon plat. Cela signifie qu'en utilisant un plus petit nombre de jauges de contrainte, la probabilité de capturer la contrainte de rupture réelle est moindre ([Xiao & Wu, 2000; Pham et al., 2015b](#)).

#### II.4.3. Relation contrainte - déformation

La réponse contrainte-déformation axiale est un aspect important pour étudier le comportement compressif axiale des poteaux circulaires confinés en PRF. Généralement, la courbe type de déformation sous contrainte de ce genre de poteaux a une tendance presque bilinéaire. Il se compose de deux régions principales ; la première région (initiale) est une courbe ascendante régie par la rigidité du béton non confiné. Cette zone se termine lorsque le béton atteint sa résistance à la compression ( $f_{co}$ ). Ensuite, l'action de confinement FRP est activée et entraîne une autre courbe ascendante mais avec une pente plus faible. La tendance ascendante de la deuxième ligne indique une augmentation de la résistance à la compression et de la déformation du poteau confiné. La deuxième région est principalement régie par la rigidité de l'enveloppe de confinement et la formation de fissures dans le noyau en béton. Lorsque le matériau en PRF atteint le point de rupture, la courbe montre une chute soudaine considérable de la contrainte axiale ([Xiao & Wu, 2000; Benzaid et al., 2010; Liang et al., 2012](#)). Ce comportement bilinéaire ascendant est parfaitement valable pour les poteaux circulaires en béton à faible résistance ([Figure II.4](#)).

Cependant, pour les poteaux en béton à haute résistance, la courbe contrainte-déformation montre une deuxième branche descendante avec un petit plateau plat suivi d'une chute

soudaine de la ductilité. Malgré la tendance à la baisse, la courbe présente une contrainte maximale supérieure à la résistance à la compression des poteaux non confinés, mais avec une faible résistance ultime à la rupture. Ce phénomène a été observé par (Xiao & Wu, 2000; Benzaid et al., 2010; Hadi & Widiarsa, 2012; Micelli & Modarelli, 2013). La faible capacité de déformation de ce type de poteaux pourrait être due à la plus grande rigidité du béton à haute résistance, ce qui limite la dilatation de la lame qui active l'action de confinement de l'enveloppe en PRF. Ce comportement est illustré à la Figure II.6 et montre la relation contrainte-déformation pour un poteau en béton confiné en PRF à haute résistance ( $f_{co} = 79,5$  MPa).

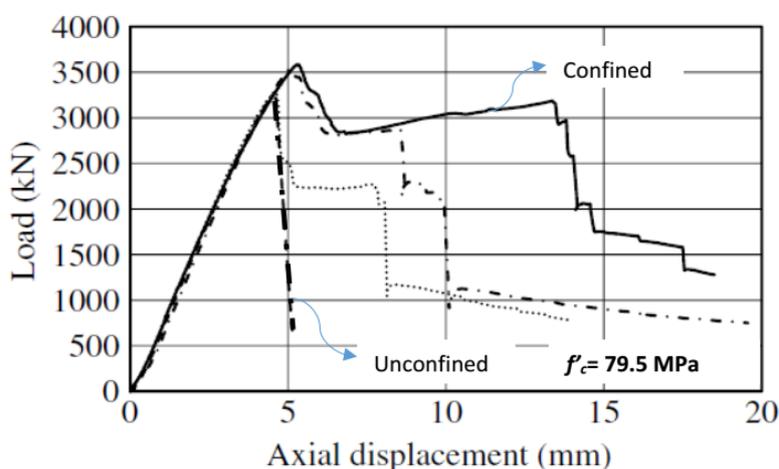


Figure II.6. Courbe de déformation de la charge axiale pour un poteau confiné en PRF à haute résistance (Hadi & Widiarsa, 2012)

#### II.4.4. Effet de la taille des poteaux

La majorité des recherches sur le comportement des poteaux de béton confinés en PRF ont été menées sur des éprouvettes à petite échelle ( $h/R=2$ ) (Guo et al., 2019; Babba & Merdas, 2019). Par conséquent, la plupart des modèles de confinement en PRF ont été dérivés de ces résultats. Toutefois, la pertinence d'application de ces modèles à des éprouvettes de grande taille n'est toujours pas confirmée. Néanmoins, des recherches récentes ont été menées pour étudier l'effet de la taille de l'échantillon d'essai dans les poteaux de béton enveloppé de PRF (Liang et al., 2012; Elsanadedy et al., 2012; Wang et al., 2016a; Guo et al., 2019). Les résultats expérimentaux montrent qu'il n'y a pas d'effet de taille significatif sur les modes de défaillance des poteaux confinés de PRF. L'effet de la taille de l'échantillon sur les courbes contrainte-déformation n'est pas clair. De plus, le gain en résistance à la compression et en ductilité est presque le même dans les échantillons de petite et de grande taille. Cependant, Elsanadedy et al., (2012) ont constaté que l'effet de la taille est prononcé pour le béton non

confiné. Par conséquent, les chercheurs suggèrent qu'il n'est pas nécessaire d'introduire le facteur taille lorsque on utilise des modèles de confinement en PRF avec des poteaux à grande échelle (Elsanadedy et al., 2012 ; Guo et al., 2019).

#### II.4.5. Épaisseur du composite PRF

L'un des facteurs les plus efficaces qui influencent la performance d'un composite PRF est son épaisseur. L'épaisseur de l'enveloppe est généralement définie par le nombre des couches appliquées autour du poteau confiné. La contrainte de confinement fournie par tout composite PRF est linéairement proportionnelle à son épaisseur :

$$f_l = 2 \frac{E_{frp} \varepsilon_{h\ rup} \cdot t_f}{D} \quad \text{Eq. II.18}$$

Ainsi, l'augmentation de l'épaisseur de l'enveloppe entraîne une pression latérale de confinement plus élevée, ce qui, à son tour, améliore l'efficacité de confinement. Cette amélioration se traduit par une augmentation de la résistance à la compression et de la ductilité, comme le montre la Figure II.7.

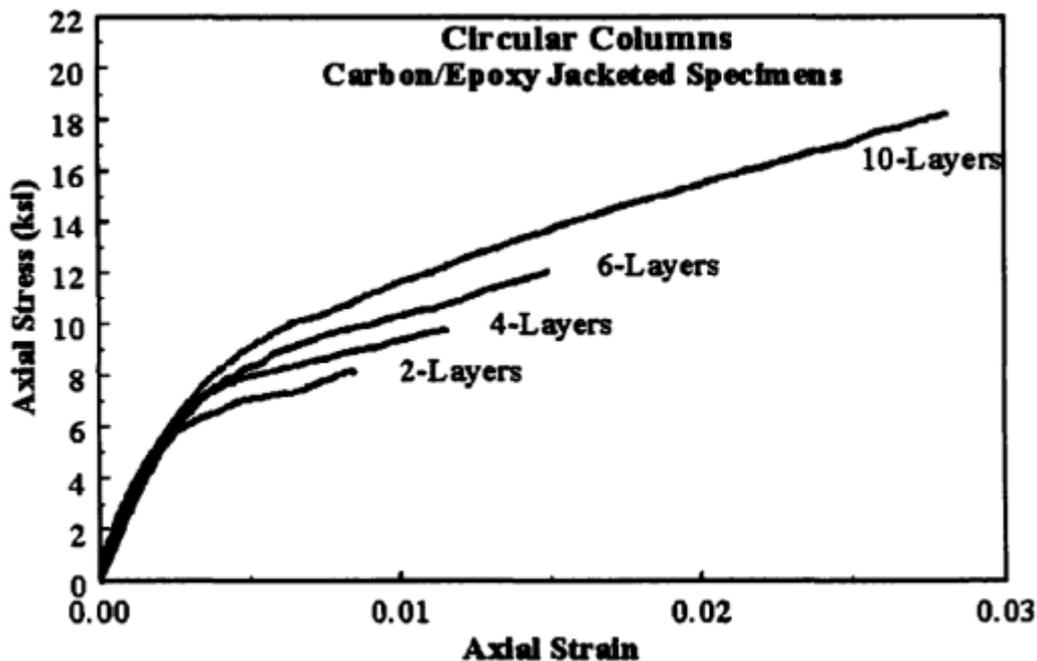


Figure II.7. Courbe contrainte-déformation d'un poteau circulaire en béton confiné par PRFC (Youssef et al., 2007)

### II.5. Béton confiné en PRF dans des poteaux non circulaires sous compression axiale

#### II.5.1. Comportement du confinement du composite PRF

Comme les poteaux carrés et rectangulaires sont les types des poteaux les plus utilisables dans les structures civiles, des recherches ont été effectuées pour étudier le comportement de

ces types de poteaux lorsqu'ils sont confinés par des enveloppes en PRF. Contrairement aux poteaux circulaires, l'enveloppe en PRF exerce une pression latérale non uniforme sur le béton en raison de la dilatation non uniforme du béton (Wang et al., 2012).

Les coins sont soumis à une pression plus élevée que les côtés plats, l'effort est concentré dans les coins, en raison de la géométrie de la section transversale et de la distribution non uniforme de la pression du confinement, seul un pourcentage de la surface de la section transversale est effectivement confiné comme montré dans la Figure II.8. Par conséquent, l'action du confinement, dans ce cas, est moins efficace que dans le cas des poteaux circulaires. Une autre raison de cette moindre efficacité est que dans les poteaux circulaires, l'action du confinement repose principalement sur la rigidité à la traction de l'enveloppe en PRF, alors que dans les poteaux rectangulaires/carrées, elle repose sur la rigidité à la flexion de l'enveloppe, qui est beaucoup plus faible que la rigidité à la traction (Doan, 2013).

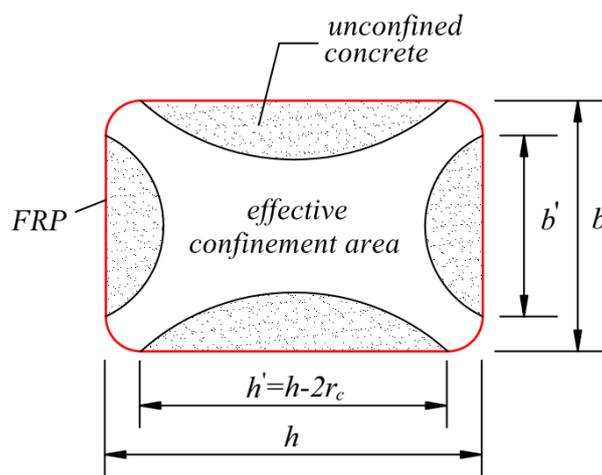


Figure II.8. Béton effectivement confiné dans un poteau rectangulaire (Zeng et al., 2017)

La plupart des modèles utilisés dans la littérature technique pour décrire le comportement d'un poteau en béton non circulaire confiné en PRF recommandent d'appliquer un facteur de forme pour tenir compte de distribution non uniforme de la pression de confinement. Pour l'instant, dans le modèle de Lam & Teng, (2003) adopté par la suite par plusieurs chercheurs dans leurs modèles et codes comme l'ACI 440-2R-08 (American Concrete Institute & ACI Committee 440 2017), le facteur de forme proposé est fonction du rapport entre la surface du béton effectivement confinée ( $A_e$ ) et la surface brute d'une section circulaire équivalente ( $A_c$ ), comme le montre la Figure II.9. Le même concept que celui de la section circulaire est appliqué pour déterminer la pression du confinement effectif, à l'exception de l'application du facteur de forme.

$$f_l = 2 \frac{E_{frrp} \varepsilon_{h rup} \cdot t}{D} \quad \text{Eq. II.19}$$

Où  $D$  est le diamètre de la section circulaire équivalente :

$$f_{le} = Ka(f_l) \quad \text{Eq. II.20}$$

$$D = \sqrt{h^2 + b^2} \quad \text{Eq. II.21}$$

Où :

$f_{le}$  : est la pression du confinement effectif

$Ka$  : est le facteur de la forme

$$Ka = \frac{Ae}{AC} \left(\frac{b}{h}\right)^2 \quad \text{Eq. II.22}$$

$$\frac{Ae}{AC} = \frac{1 - \left[ \left(\frac{b}{h}\right)(h-2r_c)^2 + \left(\frac{h}{b}\right)(b-2r_c)^2 \right]}{3A_g} - \rho_s \quad \text{Eq. II.23}$$

Où :

$\rho_s$  : est le rapport des armatures longitudinales

$r_c$ : est le rayon d'angle

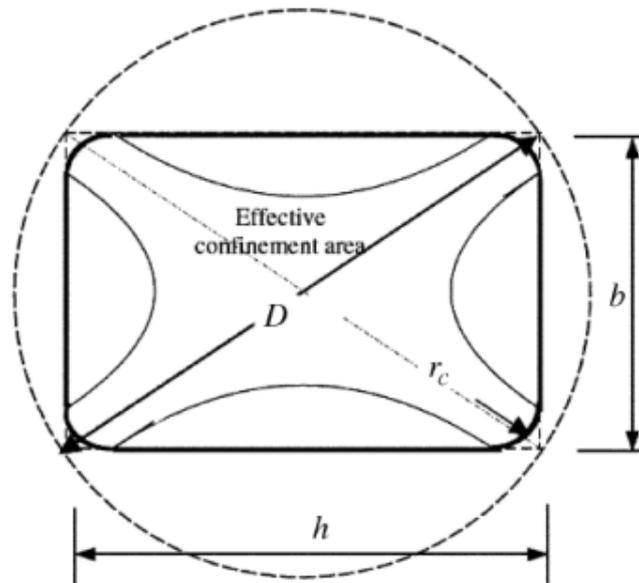


Figure II.9. Coupe transversale circulaire équivalente (Wang et al., 2012)

### II.5.2. Effet du rayon de la courbure

Les coins anguleux ont un effet de couteau sur le composite PRF, ce qui provoque une concentration de contraintes dans les coins, cette concentration entraîne une rupture prématurée de l'enveloppe lorsque la charge de compression sur le poteau est accrue. Par conséquent, il réduit l'efficacité du confinement. Pour soulager cette concentration de contraintes, il est toujours recommandé d'arrondir les coins à un certain rayon avant d'appliquer l'enveloppe en PRF (Mostofinejad *et al.*, 2015). De nombreuses recherches ont portées sur l'effet du rayon des coins sur l'efficacité de l'action de confinement des PRF. Wang & Wu, (2008) ont étudié expérimentalement l'effet du rayon de coin sur l'efficacité de confinement en PRF en testant un certain nombre d'échantillons carrés et rectangulaires avec différents rayons de coin et en les comparant avec un échantillon circulaire. Les résultats des essais ont montré que pour les éprouvettes ayant des angles vifs, il n'y avait pas d'amélioration significative en résistance à la compression due au confinement. Toutefois, comme le montre la Figure II.10, pour une épaisseur du composite donnée, on a constaté que l'augmentation du rayon de courbure des coins augmentait l'efficacité du confinement, ce qui augmentait la résistance à la compression et la ductilité. Cet effet est également observé par (Micelli & Modarelli, 2013; Mostofinejad *et al.*, 2015).

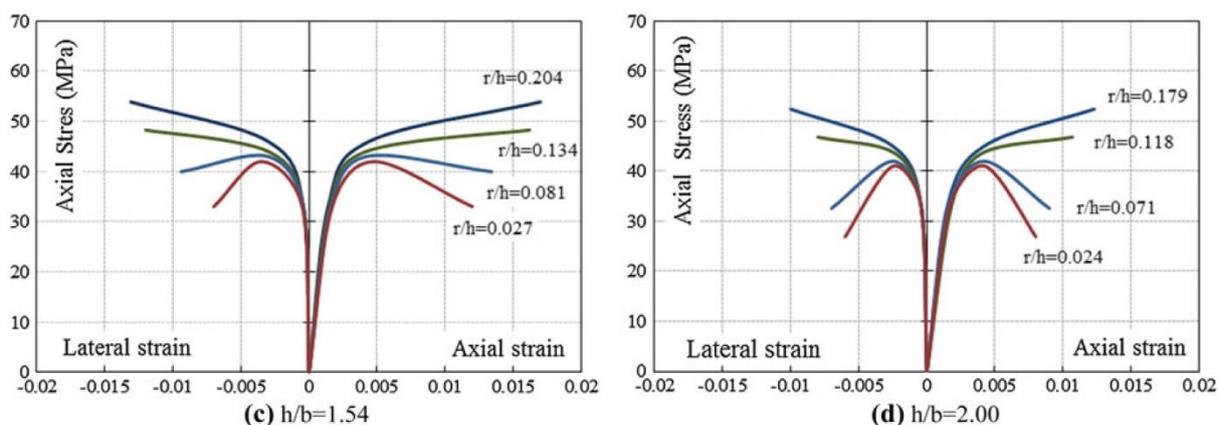


Figure II.10. Effet de rayon du coin sur l'efficacité du confinement (Mostofinejad *et al.*, 2015)

### II.5.3. Relation contrainte-déformation

Comme pour les poteaux circulaires, les courbes contrainte-déformation des poteaux carrés confinés en PRF sont pour la plupart bilinéaires. Elles sont composées de deux zones ; la zone initiale est régie par la rigidité du béton non confiné. Dans cette zone, le béton subit une faible valeur de déformation latérale, de sorte que l'effet de confinement des PRF n'est pas encore activé. La deuxième zone commence lorsque le béton non confiné atteint sa résistance

à la compression. Dans cette zone, l'augmentation de la charge de compression entraîne une déformation latérale plus importante dans le béton, ce qui active la pression latérale de l'enveloppe en PRF. Cet effet de confinement, en général, améliore la résistance à la compression et la ductilité jusqu'à la rupture. Toutefois, pour les poteaux carrés, le degré de cette amélioration dépend du niveau de confinement qui, à son tour, est influencé par deux facteurs principaux : le rayon du coin et l'épaisseur du composite PRF. Dans le cas d'angles vifs et de faibles épaisseurs de composite (confinement insuffisant), la deuxième branche de la courbe contrainte-déformation tend à avoir une tendance descendante jusqu'à la rupture. Par conséquent, la résistance à la compression confinée ultime est inférieure à la résistance à la compression non confinée (Benzaid & Mesbah, 2013). Pour les coins bien arrondis et les poteaux carrés bien confinés, la deuxième branche a une pente positive jusqu'à la rupture. Ce comportement se traduit par une résistance à la compression supérieure à celle d'un matériau non confiné. La Figure II.10 illustre les relations contrainte-déformation des poteaux carrés avec différents niveaux de confinement.

#### II.6. Conclusion :

Ce chapitre présente une revue des études existantes sur les poteaux en béton confinés par des composites en polymères renforcés de fibres (PRF) soumis à des charges de compression. Les études expérimentales connexes disponibles ont été présentés et discutés. On a expliqué le mécanisme de confinement et le comportement général de cette technique. Par conclusion, les paramètres influant le comportement du béton confiné en PRF sont les suivants :

- La nature des charges et leur excentricité.
- Les dimensions de l'éprouvette.
- Le nombre des couches (épaisseur de PRF).
- La forme de la section transversale.
- La courbure des coins.
- Résistance initiale de béton.



---

# Chapitre ïï.

## RÉTROSPECTIVES DES MODÈLES CONTRAÎNTE-DÉFORMATION

---



---

---

## CHAPÎTRE **iii.**

### RÉTROSPECTIVES DES MODÈLES CONTRAÎNTE-DÉFORMATION

---

---

---

<b>iii.1.</b>	<b>Introduction</b> .....	41
<b>iii.2.</b>	<b>Mécanisme de confinement</b> .....	42
<b>iii.3.</b>	<b>Modèles contrainte-déformation pour béton confiné PRF</b> .....	52
<b>iii.3.1.</b>	<b>Modèles orientés conception</b> .....	52
iii.3.1.1.	<i>Types de courbes contrainte-déformation utilisées par les modèles orientés conception</i> .....	52
iii.3.1.1.1.	<i>Courbes de type I</i> .....	52
iii.3.1.1.2	<i>Courbes de type II</i> .....	53
iii.3.1.1.3	<i>Courbes de type III</i> .....	54
iii.3.1.2.	<i>Aspects importants des courbes contrainte-déformation</i> .....	57
iii.3.1.3.	<i>Modèles de conditions ultimes</i> .....	58
<b>iii.3.2.</b>	<b>Modèles axés sur l'analyse</b> .....	59
Comportement à la dilatation du béton confiné en PRF	.....	61
<b>iii.3.3.</b>	<b>Modèles basés sur d'autres approches</b> .....	62
<b>iii.4</b>	<b>Conclusion</b> .....	63

---

### III.1. Introduction

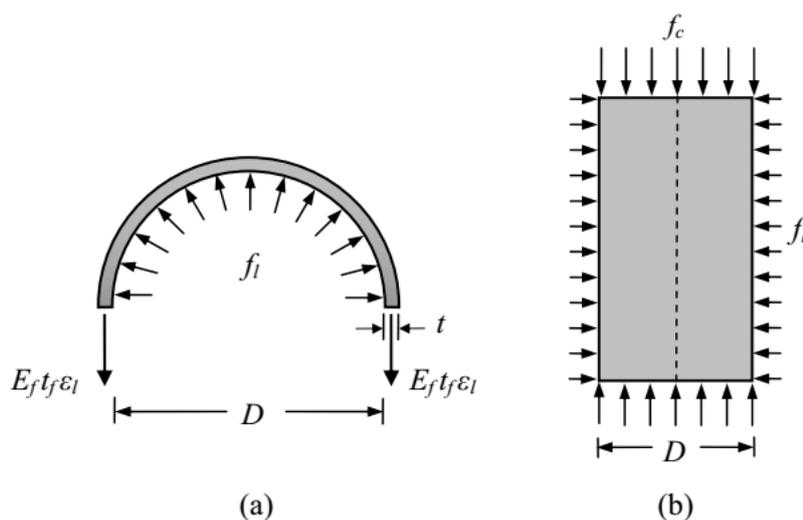
Dans ce chapitre nous allons évoquer un état de l'art sur des différents modèles disponibles jusqu'à maintenant sur le comportement contrainte-déformation. Il est clair que le confinement latéral du béton peut améliorer considérablement sa résistance et sa ductilité (Choi *et al.*, 2015; Zhou *et al.*, 2017; Del Zoppo *et al.*, 2017; Ilki *et al.*, 2018). Lors de l'introduction des composites de polymères renforcés en fibres (PRF) dans l'industrie de la construction, l'utilisation des PRF comme matériaux de confinement a tiré beaucoup d'attention. Au cours des quatre dernières décennies, un grand nombre d'études expérimentales et analytiques ont été menées pour comprendre et modéliser le comportement en compression du béton confiné avec des PRF. Ces études ont mené à l'élaboration de 96 quatre-vingt-seize modèles de contrainte axiale, appelés ici modèles contrainte-déformation.

Les premiers modèles proposés pour le béton confiné en PRF (Fardis & Khalili, 1982; Ahmad *et al.*, 1991; Saadatmanesh *et al.*, 1994) ont directement adopté les modèles contrainte-déformation élaborés pour le béton confiné activement ou le béton confiné en acier (Richart *et al.*, 1928; Ahmad & Shah, 1982; Mander *et al.*, 1988; Wu & Wei, 2015; Sayed & Diab, 2019). Les inconvénients de cette approche sont devenus évidents dans les études suivantes. Les efforts de recherche subséquents ont mené à l'élaboration d'un grand nombre de modèles analytiques de contraintes-déformations spécifiques au béton confiné à l'aide de composite PRF. Toutefois, un bon nombre de ces modèles étaient fondés à partir des données d'essais expérimentaux limitées, souvent obtenues uniquement à partir des essais effectués par les auteurs du modèle. Comme Lam & Teng, (2003), De Lorenzis & Tepfers, (2003) et Bisby *et al.*, (2005), les performances de ces modèles se dégradent considérablement lorsque les modèles sont évalués par rapport à des bases de données plus vastes couvrant des études paramétriques plus larges. Étant donné l'ampleur de la recherche menée sur le béton confiné du composite en PRF au cours des quatre dernières décennies, il est devenu essentiel de procéder à un examen exhaustif de la documentation technique, où les modèles existants peuvent être classés par groupes en fonction de leurs similitudes et de leurs différences, pour avoir une idée plus claire sur les efforts de recherche existants dans ce domaine.

Ce chapitre vise à fournir une revue des modèles existants qui ont été proposés pour prédire le comportement en compression du béton confiné en PRF des sections circulaires. Dans cette recherche, 96 modèles au total sont d'abord examinés puis classés en catégories.

### III.2. Mécanisme de confinement

Dans les sections circulaires du béton confiné par composite en PRF, on peut supposer que la pression de confinement latéral ( $f_l$ ) fournie par l'enveloppe en PRF est uniformément répartie sur la circonférence (**Figure III.1**). L'action de confinement exercée par l'enveloppe en PRF sur le noyau en béton est de type passif, c'est-à-dire que cette pression résulte de l'expansion latérale du béton sous compression axiale. Comme l'enveloppe en PRF est soumise à une tension dans le sens de la fibre, la pression de confinement ( $f_l$ ) augmente proportionnellement à la dilatation latérale jusqu'à la rupture éventuelle du système lorsque l'enveloppe en PRF se rompt. En se basant sur la compatibilité de la déformation entre l'enveloppe du confinement et la surface du béton, la pression de confinement latérale appliquée au béton par l'enveloppe en PRF au niveau ultime ( $f_{lu}$ ) peut théoriquement être calculée à partir de l'équation **Eq.III.1** en fonction de la déformation ultime des fibres à la traction ( $\varepsilon_f$ ). Cependant, il a été rapporté dans un certain nombre d'études antérieures que la déformation ultime mesurée sur l'enveloppe en PRF au moment de la rupture de matériau composite PRF ( $\varepsilon_{h,rupt}$ ) est inférieure à la déformation ultime en traction des fibres ( $\varepsilon_f$ ) ou du matériau en PRF ( $\varepsilon_{frp}$ ) (**Pessiki et al., 2001; De Lorenzis & Tepfers, 2003; Lam & Teng, 2003; Guo et al., 2019; Ismail et al., 2019**). Afin d'établir la relation entre la déformation de rupture de l'enveloppe en PRF ( $\varepsilon_{h,rupt}$ ) et la déformation de traction ultime du matériau ( $\varepsilon_f$ ), un facteur de réduction de la déformation ( $k_\varepsilon$ ) a été introduit par **Pessiki et al., (2001) (Eq.III.2)**. **Lam & Teng, (2003)** ont ensuite défini un terme de pression de confinement réelle ( $f_{lu,a}$ ) (**Eq.III.3**), en remplaçant la contrainte de traction ultime du matériau ( $\varepsilon_f$ ) par la contrainte de rupture de l'enveloppe en PRF ( $\varepsilon_{h,rupt}$ ) à l' **Eq.III.1**.



**Figure III.1.** Action du confinement de l'enveloppe en PRF sur le noyau en béton : (a) enveloppe en PRF ; (b) noyau en béton (**Ozbakkaloglu & Lim, 2013**)

$$f_{lu} = \frac{2E_f t_f \varepsilon_f}{D} \quad \text{Eq. III.1}$$

$$\varepsilon_{h,rup} = k_\varepsilon \varepsilon_f \quad \text{Eq. III.2}$$

$$f_{lu,a} = \frac{2E_f t_f \varepsilon_{h,rup}}{D} \quad \text{Eq. III.3}$$

Tableau III.1. Modèles existants du béton confiné en PRF axés sur la conception

Modèle	Expression de la courbe contrainte-déformation axiale	Type de courbe	expressions de condition ultime	
			Résistance	Déformation
(Fardis et Khalili 1982)	$f_c = \frac{E_c \varepsilon_c}{1 + \varepsilon_c \left( \frac{E_c}{f_{lu}} - \frac{1}{\varepsilon_{cu}} \right)}$	I	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 4.1 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)$	$\varepsilon_{cu} = 0.002 + 0.001 \left( \frac{E_f t_f}{D f'_{co}} \right)$
(Karbhari et Gao 1997)	$f'_{cl} = f'_{co} + 4.1 f'_{co} v_c \left( \frac{E_f t_f}{D E_c} \right)$ $\varepsilon_{cl} = \frac{f'_{cl}}{E_{eff}}$	II	$f'_{cl} = f'_{co} + 3.1 f'_{co} v_c \left( \frac{E_f t_f}{D E_c} \right) + f_{lu}$	$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{co} + 0.01 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)$
(Jolly et Lilistone 1998)	$f_c = 0.67 \frac{f'_{co}}{\gamma_m} \left[ 2 \frac{\varepsilon_c}{0.002} - \left( \frac{\varepsilon_c}{0.002} \right)^2 \right] + E_p \varepsilon_c$ <i>si</i> $0 < \varepsilon_c < 0.002$ $f_c = 0.67 \frac{f'_{co}}{\gamma_m} + E_p \varepsilon_c$ <i>si</i> $0.002 < \varepsilon_c < \varepsilon_{cu}$	IIIa	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + \left( \frac{2 t_{frp}}{D} \right) \left( \frac{E_{frp} \varepsilon_{lu}}{f'_{co}} \right)$ $\varepsilon_{lu} = 0.0117 + 0.0321 \left( \frac{2 t_{frp}}{D} \right) \frac{E_{frp}}{E_c}$	N/D
(Toutanji 1999)	$f'_{cl} = f'_{co} \left[ 1 + 0.0213 \left( \frac{E_{frp} t_{frp}}{D f'_{co}} \right)^{0.84} \right]$ $\varepsilon_{cl} = \varepsilon_{co} \left[ 1 + 0.0783 \left( \frac{E_{frp} t_{frp}}{D f'_{co}} \right)^{0.84} \right]$ $E_{c1} = 10200 (f'_{co})^{\frac{1}{3}} \quad E'_{c2} = 0.272 \left( \frac{f'_{co}}{\varepsilon_{co}} \right)$	IIIc	$f'_{cc} = f'_{co} + k_1 f_{lu}$ $k_1 = 3.5 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)^{0.15}$	$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{co} \left[ 1 + k_2 \left( \frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right) \right]$ $k_2 = 310.57 \varepsilon_{lu} + 1.9$
(Ilki <i>et al.</i> , 2002)	N/D	N/D	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 2.227 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 15.156 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)^{0.735}$

(Lam & Teng, 2002)	N/D	N/D	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 2 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)$	N/D
(Li <i>et al.</i> , 2003)	$f_c = f'_{cc} \left[ 2 \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu}} - \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu}} \right)^2 \right] \quad \text{si } 0 < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$ $f_c = f'_{cc} + E_{des}(\varepsilon_c - \varepsilon_{cc}) \quad \text{si } \varepsilon_{cc} < \varepsilon_c < \varepsilon_{cu}$	I	$f'_{cc} = f'_{co} + f_{lu} \left( \tan \left( 45 + \frac{\theta}{2} \right) \right)^2$ $\theta = 36^\circ + 1^\circ \frac{f'_{co}}{35} \leq 45^\circ$	$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left[ 1 + 2.24 \left( \tan \left( 45 + \frac{\theta}{2} \right) \right)^2 \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right]$
(Lam & Teng, 2003)	$f_c = E_{c1} \varepsilon_c - \frac{(E_{c1} - E_{c2})^2}{4f_0} \varepsilon_c^2 \quad \text{si } 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$ $f_o = f'_{co} f_c = f'_{co} + E_{c2} \varepsilon_c \quad \text{si } \varepsilon_{c1} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$ $\varepsilon_{c1} = \frac{2f'_{co}}{E_{c1} - E_{c2}} \quad E_{c2} = \frac{f'_{cc} - f'_{co}}{\varepsilon_{cu}}$	IIIb	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.3 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right)$	<p>pour l'enveloppement par PRF</p> $\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 12 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right) \left( \frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right)^{0.45}$ <p>pour l'enveloppement par PRFC</p> $\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 5.53 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right) \left( \frac{\varepsilon_{frp}}{\varepsilon_{co}} \right)^{0.45}$
(Wu & Wang, 2009)	N/D	N/D	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 2.23 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)^{0.96}$	N/D
(Wu <i>et al.</i> , 2009)	$E_{c1} = 3320 \sqrt{f'_{co}} + 6900 \quad (ACI 363R - 84)$ $E_{c2} = \frac{f'_{cc} - f'_{co}}{\varepsilon_{cu}} \quad n = 2.5$ $f'_o = 0.872 f'_{co} + 0.371 f'_{lu} + 6.258$	IIIb	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.2 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 9.5 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)$
(Benzaid <i>et al.</i> , 2010)	N/D	N/D	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 2.2 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right)$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 7.6 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right)$
(Fahmy & Wu, 2010)	$E_{c2} = m_2 (245.61 f'_{co}{}^{m_1} + 0.6728 E_1)$ $m_1 = 0.5, \quad m_2 = 0.83 \quad \text{si } f'_{co} \leq 40MPa$ $m_1 = 0.2, \quad m_2 = 1.73 \quad \text{si } f'_{co} > 40MPa$	IIIb	$f'_{cc} = f'_{co} + k_1 f_{lu}$ $k_1 = 4.5 f_{lu}^{-0.3} \quad \text{si } f'_{co} \leq 40MPa$ $k_1 = 3.75 f_{lu}^{-0.3} \quad \text{si } f'_{co} > 40MPa$	$\varepsilon_{cu} = \frac{f'_{cc} - f'_{co}}{E_{c2}}$

(Mohamed & Masmoudi, 2010)	N/D	N/D	$f'_{cc} = f'_{co} \left[ 0.7 + 2.7 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right)^{0.7} \right]$	N/D
(Wu & Wang 2010)	(Wu et al. 2009)	IIIb	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.4 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)$	(Wu et al. 2009)
(Wu & Zhou, 2010)	N/D	N/D	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = \frac{f_{lu}}{f'_{co}} + \sqrt{\left( \frac{16.7}{f'_{co}{}^{0.42}} - \frac{f'_{co}{}^{0.42}}{16.7} \right) \frac{f_{lu}}{f'_{co}}} + 1$	N/D
(Cevik, 2011)	N/D	N/D	$f'_{cc} = (f_{lu})^{1.5} + [\ln f'_{co}]^3 + 2 \ln(f_{lu}) - 13.65 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right) + \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)^{1.5}$ $f'_{cc} = -93.53 + 2.44 f_{lu} + 40.11 \ln f'_{co} - 27.03 \left( \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)$	N/D
(Park et al., 2011)	N/D	N/D	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 0.7 + 3.7 \frac{f_{lu}}{f'_{co}}$	N/D
(Realfonzo & Napoli, 2011)	N/D	N/D	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.49 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right)^{0.86}$ $\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.57 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right)$	N/D
(Wang & Wu, 2011)	$f'_{c1} = \frac{(1.2 + 3.85 \frac{f_{lu}}{f'_{co}}) f'_{co}}{\sqrt{1 + \frac{(H-D)}{545}}}$	N/D	$f'_{cc} = \frac{(1 + 5.54 \frac{f_{lu}}{f'_{co}}) f'_{co}}{\sqrt{1 + \frac{(H-D)}{545}} \left( 1 - 1.49 \frac{f_{lu}}{f'_{co}} \right)}$	N/D
(Yu & Teng, 2011)	(Lam et Teng 2003)	IIIb	$f'_{cc} = f'_{co} + 3.5 E_l \left( 1 - 6.5 \frac{f'_{co}}{E_l} \right) \varepsilon_{h,rup}$	$\varepsilon_{cu} = 0.0099 + 0.6 \left( \frac{E_l}{f'_{co}} \right)^{0.8} (\varepsilon_{h,rup})^{1.45}$

<p>(CNR-DT 200 R1 2013)</p>	$\frac{f_c}{f_{co}} = \begin{cases} \frac{a\varepsilon_c - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}}\right)^2}{\varepsilon_{co}} & 0 < \varepsilon_c < \varepsilon_{co} \\ 1 + b \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} & \varepsilon_{co} < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc} \end{cases}$ $a = 1 + \frac{f_{co} + E_2 \varepsilon_{co}}{f_{co}}$ $b = \frac{f_{co} + E_2 \varepsilon_{co}}{f_{co}} - 1$ $E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc}}$	<p>IIIa</p>	$f_{cc} = f_{co} + 2.6 f_{co} \left(\frac{f_l}{f_{co}}\right)^{2/3}$	$\varepsilon_{cc} = 0.0035 + 0.015 \sqrt{\frac{f_l}{f_{co}}}$
<p>(Pham <i>et al.</i>, 2016)</p>	<p>N/D</p>	<p>N/D</p>	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.3 k_e \frac{f_l}{f_{co}}$	$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} + \frac{2ktf_{fe}\varepsilon_{fe}}{df_{co} + 3.3tf_{fe}}$
<p>(American Concrete Institute et ACI Committee 440 2017)</p>	$f_c = \begin{cases} E_c \varepsilon_c - \left(\frac{(E_c - E_2)^2}{4f_{co}}\right) \varepsilon_c^2 & 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_t \\ f_{co} + E_2 \varepsilon_c & \varepsilon_t \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc} \end{cases}$ $E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc}}$ $\varepsilon_t = \frac{2f_{co}}{E_c - E_2}$	<p>IIIb</p>	$f_{cc} = f_{co} + \psi 3.3 \kappa_a f_l$	$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left(1.5 + 12 \kappa_b \frac{f_l}{f_{co}} \left(\frac{\varepsilon_{fe}}{\varepsilon_{co}}\right)^{0.45}\right)$

<p>(Abd El Fattah,2018)</p>	<p>proposer les points:  <math>(0; 0), (\varepsilon_o; f'_c), (\varepsilon_{cc}; f'_{cc}), (\varepsilon_{cu}; f_{cu})</math>  <math>\varepsilon_{cc} = 30\varepsilon_o \left(\frac{f'_l}{f'_c}\right)^{0.95}</math>  <math>f_{cu} = 1.8f'_{cc}{}^{0.8}</math></p>	<p>IIIb</p>	$f'_{cc} = f'_c \left(1 + k_c k_{R1} \frac{f'_l}{f'_c}\right)$	$\varepsilon_{cu} = \begin{cases} \varepsilon_l + 0.75\omega^{-0.95} \left(\frac{f'_l}{f'_c}\right)^{0.9} 1.1^{(5-n_f)} k_{R2} & \text{pour } n_f \geq 5 \\ \varepsilon_l + 0.75\omega^{-0.95} \left(\frac{f'_l}{f'_c}\right)^{0.9} 2^{(5-n_f)} k_{R2} & \text{pour } n_f < 5 \end{cases}$
<p>(Wang <i>et al.</i> 2018)</p>	$f_c = \begin{cases} E_c \varepsilon_c - \left(\frac{(E_c - E_2)^2}{4f_{co}}\right) \varepsilon_c^2 & 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_t \\ f_{co} + E_2 \varepsilon_c & \varepsilon_t \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc} \end{cases}$ $E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc}}$ $\varepsilon_t = \frac{2f_{co}}{E_c - E_2}$	<p>IIIb</p>	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.3k_e \frac{f_l}{f_{co}}$ $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.3 \frac{f_{lf} + k_e f_{lf}}{f_{co}}$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 12 \left(\frac{f_{lf}}{f_{co}}\right) \left(\frac{\varepsilon_{h,rupt}}{\varepsilon_{co}}\right)^{0.45}$
<p>(Guo <i>et al.</i> 2019)</p>	$f_c = \begin{cases} E_c \varepsilon_c - \left(\frac{(E_c - E_2)^2}{4f_{co}}\right) \varepsilon_c^2 & 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_t \\ f_{co} + E_2 \varepsilon_c & \varepsilon_t \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc} \end{cases}$ $E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc}}$ $\varepsilon_t = \frac{2f_{co}}{E_c - E_2}$	<p>IIIb</p>	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2(\rho_{Ke} - 0.01)\rho_\varepsilon$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 5.5\rho_{Ke}^{0.8}\rho_\varepsilon^{1.45}$

N/D :non décrit.

Tableau III.2. Résumé des modèles existants de béton confiné en PRF axés sur l'analyse

Modèle	Équation contrainte-déformation de la courbe de base	Expressions des points de crête pour les courbes de base		Expression de dilatation
		Contrainte	Déformation	
(Marques <i>et al.</i> 2004)	$E_c = 3320 \sqrt{f'_{co}} + 6900$ <p>(ACI 363R-84)</p>	$f'_{cc}{}^* = f'_{co} + k_1 f_l^*$ $k_1 = 6.7 f_l^{*-0.17}$	$\varepsilon_{cc}^* = \varepsilon_{co} \left( 1 + 5k_1 k_3 \frac{f_l^*}{f'_{co}} \right)$ $k_3 = \frac{40}{f'_{co}} \leq 1$	<p>pour <math>\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c,cr}</math> : <math>\varepsilon_l = v_c \varepsilon_c</math>                      pour <math>\varepsilon_{c,cr} \leq \varepsilon_c</math> :</p> $\varepsilon_l = v_c \varepsilon_c + \frac{1 - 2v_c}{2} \varepsilon_{c,vo} \left( \frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{c,cr}}{\varepsilon_{c,vo} - \varepsilon_{c,cr}} \right)^2$ <p>Pour <math>\varepsilon_c &gt; \varepsilon_{c,vo}</math> on a</p> $\varepsilon_l = \frac{1}{2} \left( \frac{E_c \varepsilon_c}{\alpha f_c} - \frac{1}{\alpha} \right)^{\frac{1}{\Psi}}$ $\Psi = \frac{1}{2} \frac{E_c \varepsilon_{co}}{E_c \varepsilon_{co} - f'_{co}} \frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{c,cr}}{[(1 - v_c) - v_c \varepsilon_{c,cr}]}$ $\alpha = \frac{E_c \varepsilon_{co} - f'_{co}}{f'_{co}} (\varepsilon_{co})^{-\Psi}$
(Binici, 2005)	$f_c = E_c \varepsilon_c$ $E_c = 4750 \sqrt{f'_{co}} \quad \text{pour } \varepsilon_c \leq \varepsilon_{c,e}$ $f_c = f_{c,e} + (f'_{cc}{}^* - f_{c,e}) \left( \frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{c,e}}{\varepsilon_{cc}^* - \varepsilon_{c,e}} \right)^r$ $\times \frac{1}{r - 1 + \left( \frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{c,e}}{\varepsilon_{cc}^* - \varepsilon_{c,e}} \right)^r}$	$f'_{cc}{}^* = f'_{co} \left[ \sqrt{1 + 9.9 \left( \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right)^2} + \frac{f_{lu,a}}{f'_{co}} \right]$	<p>(Richart <i>et al.</i> 1928) (Eq. III.20)</p>	$\mu_{su} = \mu_{s,max} - (\mu_{s,max} - v_c) \exp \left[ - \left( \frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{c,cr}}{\Delta} \right)^2 \right]$ $\mu_{s,max} = \mu_{sl} + \frac{1}{\left( \frac{f_l}{f'_{co}} + 0.85 \right)^4}$ $\Delta = \frac{\varepsilon_{cl} - \varepsilon_{c,cr}}{\sqrt{-\ln \beta_2}}$ $\beta_2 = \frac{\mu_{s,max} - \mu_{sl}}{\mu_{s,max} - v_c}$ $\mu_{sl} = 0.5$
(Albanesi <i>et al.</i> 2007)	N/D	$\frac{f'_{cu}}{f'_{co}} \cong 1 + 3.609 \frac{f_{lu}}{f'_{co}}$ <p>pour <math>\frac{f_{lu}}{f'_{co}} \leq 0.7</math></p>	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} \cong 1 + 18.045 \frac{f_{lu}}{f'_{co}}$ <p>pour <math>\frac{f_{lu}}{f'_{co}} \leq 0.7</math></p>	$\frac{\mu_s}{v_c} \cong \left[ \frac{1.914 \left( \frac{f_l}{f'_{co}} \right) + 0.719}{1 + 18.045 \left( \frac{f_l}{f'_{co}} \right)} \right] \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} + 1$

(Teng <i>et al.</i> 2007)	(Popovics 1973) (Eq. III.17)	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.5 \frac{f_l^*}{f'_{co}}$	(Richart <i>et al.</i> 1928) (Eq. III.20)	$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} = 0.85 \left(1 + 8 \frac{f_l}{f'_{co}}\right) \times \left\{ \left[1 + 0.75 \left(\frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_{co}}\right)^{0.7}\right] - \exp \left[-7 \left(\frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_{co}}\right)\right] \right\}$
(Jiang & Teng 2007)	(Popovics 1973) (Eq. III.17)	(Teng <i>et al.</i> 2007)	$\frac{\varepsilon_{cc}^*}{\varepsilon_{co}} \cong 1 + 17.5 \left(\frac{f_l^*}{f'_{co}}\right)^{1.2}$	(Teng <i>et al.</i> 2007)
(Aire <i>et al.</i> 2010)	$E_c = 3320 \sqrt{f'_{co}} + 6900$	(Mander <i>et al.</i> M. J. N. 1988) (Eq. III.19)	$\varepsilon_{cc}^* = \varepsilon_{co} \left(1 + 5k_1 k_3 \frac{f_l^*}{f'_{co}}\right)$ $k_1 = 6.7(f_l)^{-0.17}$ $k_3 = \frac{40}{f'_{co}} \leq 1$	$\varepsilon_f = \frac{1}{2} \left(\frac{E_c \varepsilon_c}{f_c} - \frac{1}{\alpha}\right)^{\frac{1}{\psi}}$ $\psi = \frac{1}{4 - 6\nu_c} \left(1 + \frac{f'_{co}}{E_c \varepsilon_{co} - f'_{co}}\right)$
(Xiao <i>et al.</i> 2010)	(Popovics 1973) (Eq. III.17) avec $E_c = 4700 \sqrt{f'_{co}}$	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.24 \left(\frac{f_l^*}{f'_{co}}\right)^{0.80}$	$\frac{\varepsilon_{cc}^*}{\varepsilon_{co}} = 1 + 17.4 \left(\frac{f_l^*}{f'_{co}}\right)^{1.06}$	(Teng <i>et al.</i> 2007)
(Teng <i>et al.</i> 2015a)	(Popovics 1973) (Eq. III.17)	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.5 \frac{f_l^*}{f'_{co}}$	(Richart <i>et al.</i> 1928) (Eq. III.20)	$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} = 0.85 \left(1 + 8 \frac{f_{lf}}{f'_{co}} + \alpha \frac{f_{ls}}{f'_{co}}\right) \left\{ \left[1 + 0.75 \left(\frac{\varepsilon_h}{\varepsilon_{co}}\right)^{0.7}\right] - \exp \left[-7 \left(\frac{\varepsilon_h}{\varepsilon_{co}}\right)\right] \right\}$ $\alpha = 1.59 + 15.1 \rho_f$
(Lim & Ozbakkaloglu 2015a)	$f_c = \frac{f_{cc}^* (\varepsilon_c / \varepsilon_{cc}^*) r}{r - 1 + (\varepsilon_c / \varepsilon_{cc}^*) r}$ si $0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc}^*$ $f_c = f_{cc}^* - \frac{f_{cc}^* - f_{c,res}}{1 + \left(\frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{cc}^*}{\varepsilon_{c,j} - \varepsilon_{cc}^*}\right)^{-2}}$ si $\varepsilon_c > \varepsilon_{cc}^*$ $r = \frac{E_c}{E_c - f_{cc}^* / \varepsilon_{cc}^*}$ $E_c = 4.400 \sqrt{f'_{co}}$	$f_{cc}^* = 5.2 f'_{co} 0.91 \left(\frac{f_l^*}{f'_{co}}\right)^a$ Quand $a = f'_{co}^{-0.06}$	$\varepsilon_{cc}^* = \varepsilon_{co} + 0.045 \left(\frac{f_l^*}{f'_{co}}\right)^{1.15}$	$\varepsilon_c = \frac{\varepsilon_l}{\vartheta_i \left[1 + \left(\frac{\varepsilon_l}{\vartheta_i \varepsilon_{co}}\right)^n\right]^{1/n}} + 0.04 \varepsilon_l^{0.7} \left[1 + 21 \left(\frac{f_l}{f'_{co}}\right)^{0.8}\right]$ $\vartheta_i = 8 \times 10^{-6} f'_{co}{}^2 + 0.0002 f'_{co} + 0.138$ $n = 1 + 0.03 f'_{co}$

(Lin <i>et al.</i> 2016)	$\sigma_c = \begin{cases} E_c \varepsilon_c & \text{pour } 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_0 \\ f_0 + E_c(\varepsilon_c - \varepsilon_0) + a(\varepsilon_c - \varepsilon_0)^n & \text{pour } \varepsilon_0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_t \\ f_t + E_2(\varepsilon_c - \varepsilon_0) & \text{pour } \varepsilon_t \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \end{cases}$ $n = \frac{E_2 - E_c}{E_{sec} - E_c}$ $a = \frac{E_{sec} - E_c}{(\varepsilon_t - \varepsilon_0)^{n-1}} \text{ et } E_{sec} = \frac{f_t - f_0}{\varepsilon_t - \varepsilon_0}$	$\frac{\Delta f'_{cs}}{f'_{co}} = 3.12 \left[ \frac{f'_{ls,y}}{f'_{co}(1 + 7.07\rho_f^{1.60})} \right]^{0.736}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 3.89 \left( \frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right)^{1.2}$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 0.85 \left( 1 + 8 \frac{f'_{lf,rup}}{f'_{co}} + \alpha \frac{f'_{ls,y}}{f'_{co}} \right) \left[ 1 + 0.465 \left( \frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right) \right]$
(Cascardi <i>et al.</i> 2017)	N/D	$f_{cc,k} = f_{co} + 6.7 f_{l,k}^{0.587}$	$\varepsilon_{cc,k} = \varepsilon_{co} \left[ 1 + \left( \frac{f_{l,k}}{f_{co}} \right)^{0.5} \right]$	$\frac{v_{cc,k}}{v_{co}} = 1 + \frac{\varepsilon_{c,k}}{\varepsilon_{cc,k}} \left( 0.719 + 1.914 \frac{f_{l,k}}{f_{co}} \right)$
(Pan <i>et al.</i> 2017)	N/D	$\frac{f'_{cc}}{f_{co}} = 1.0 + 3.3 k_f \frac{f_l}{f_{co}}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.0 + 7.04 k_p \left( \frac{f_l}{f_{co}} \right)^{1.28} \left( \frac{E_l}{E_{co}} \right)^{-0.41}$	$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} = 0.85 \left( 1 + 8 \frac{f_{lf}}{f'_{co}} + \alpha \frac{f'_{ls}}{f'_{co}} \right) \left\{ \left[ 1 + 0.75 \left( \frac{\varepsilon_h}{\varepsilon_{co}} \right) \right]^{0.7} - \exp \left[ -7 \left( \frac{\varepsilon_h}{\varepsilon_{co}} \right) \right] \right\}$
(Rong & Shi 2018)	N/D	$f'_{cc} = f_{lu,a} + a + \sqrt{b f_{lu,a} + c}$	N/D	N/D

N/D : non décrit.

### III.3. Modèles contrainte-déformation pour béton confiné PRF

La majorité des modèles existants peuvent être classés en deux grandes catégories en utilisant les noms de catégories suggérés précédemment par **Lam & Teng, (2003)**, à savoir les modèles axés sur la conception et axés sur l'analyse. Parmi les modèles examinés, 26 appartenaient à la catégorie des modèles axés sur la conception, et les détails de ces modèles sont présentés au **Tableau III.1**. La plupart de ces modèles consistent en des équations de forme fermée qui ont été développées par des analyses de régression et calibrées à partir des résultats d'essais de compression axiale sur du béton confiné en PRF. Par conséquent, la précision de ces modèles dépend grandement de la taille et de la fiabilité de la base de données d'essai ainsi que de la plage paramétrique des données d'essai utilisées dans l'élaboration du modèle. Les 13 autres modèles se composent de modèles classés comme modèles axés sur l'analyse, dont les détails sont résumés au **Tableau III.2**. La plupart des modèles axés sur l'analyse saisissent l'interaction entre le dispositif du confinement en PRF et le noyau en béton par l'équilibre des forces et la compatibilité des déformations de chaque élément tel que défini à **Eq.III.1** ou à **Eq.III.3** et illustré à la **Figure III.1**.

#### III.3.1. Les modèles axés sur la conception

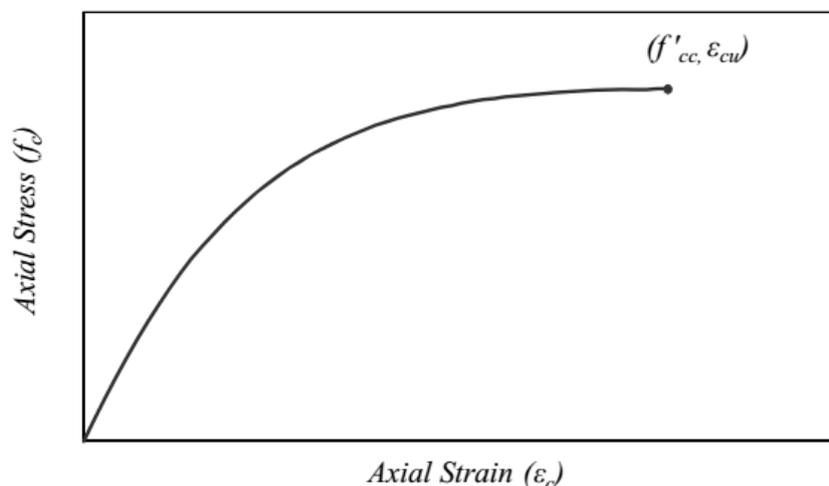
III.3.1.1. Types de courbes contrainte-déformation utilisées par les modèles axés sur la conception

La progression de la recherche sur le béton confiné en PRF a permis d'observer une grande quantité et une grande variété de relations contraintes-déformations. Les modèles axés sur la conception sont classés en trois grandes catégories selon la forme géométrique des courbes à savoir (**Ozbakkaloglu et al., 2013**): parabolique, bilinéaire et combinée (combinaison des deux), soit les types I, II et III. Les modèles basés sur les courbes de type III sont ensuite divisés en trois sous-catégories selon l'approche qu'ils ont adoptée dans l'élaboration de leurs courbes proposées, à savoir les types IIIa, IIIb et IIIc. Les aspects importants de ces courbes sont abordés.

##### III.3.1.1.1. Courbes de type I

Dans les premières études sur le confinement en PRF, les modèles élaborés pour le béton activement confiné ou le béton confiné en acier (**Popovics, 1973; Ahmad & Shah 1982**) ont été appliqués pour décrire le comportement contrainte-déformation du béton confiné en PRF (**Fardis & Khalili, 1982; R. Ahmad et al., 1991; Saadatmanesh et al., 1994; Li et al., 2003; ACI 2017**). Ainsi, les courbes contrainte-déformation données par ces premiers modèles

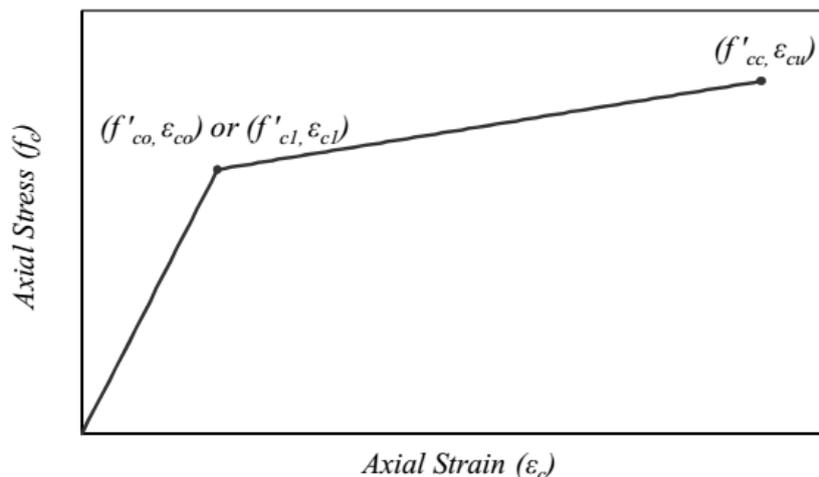
présentent des courbes paraboliques semblables à celles du béton activement confiné (**Figure III.2**). Ce type de courbes est classé dans la catégorie I. Comme on pouvait s'y attendre, ces modèles contrainte-déformation ne saisissent pas avec précision la forme bilinéaire typique des courbes contrainte-déformation du béton confiné en PRF.



**Figure III.2.** Courbe contrainte-déformation du béton confiné en PRF à base des modèles en acier ou en béton activement confiné - Type I (**Ozbakkaloglu et al., 2013**)

#### III.3.1.1.2. Courbes de type II

Les courbes bilinéaires contrainte-déformation sont apparues plus fréquemment dans les études subséquentes sur le béton confiné en PRF (**Demers & Neale, 1994; Nanni & Bradford, 1995; Karbhari & Gao, 1997**). Ces premières études ont reconnu que le béton confiné en PRF développait une réponse contrainte-déformation significativement différente de celle du béton activement confiné. Le comportement du béton confiné en PRF était simplement représenté par une courbe bilinéaire définie par un point de transition ( $f'_{c1}, \epsilon_{c1}$ ) près de l'emplacement de la contrainte maximale du béton non confiné et un point final à la condition ultime ( $f'_{cc}, \epsilon_{cu}$ ), voir la **Figure III.3**. Comme il est indiqué au **Tableau III.1**, certains des modèles n'ont pas tenu compte de l'augmentation de la résistance due au confinement au point de transition et ont défini le point de transition en utilisant la contrainte ( $f'_{co}$ ) et la contrainte ( $\epsilon_{co}$ ) correspondantes du béton non confiné.



**Figure III.3.** Courbe de contrainte-déformation bilinéaire du béton confiné en PRF - Type II (Ozbakkaloglu et al., 2013)

### III.3.1.1.3. Courbes de type III

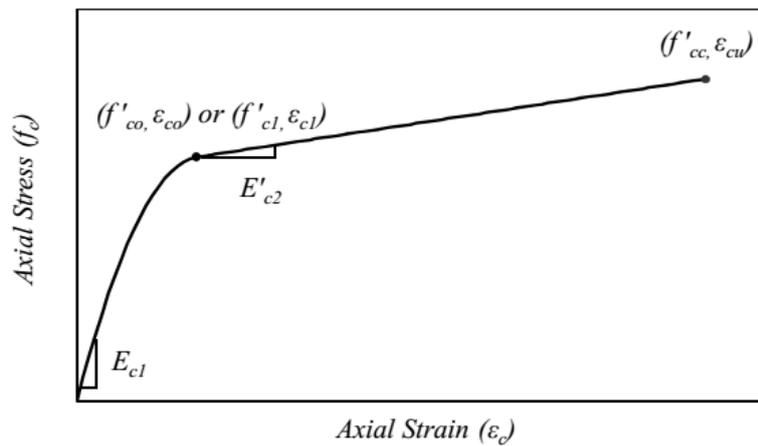
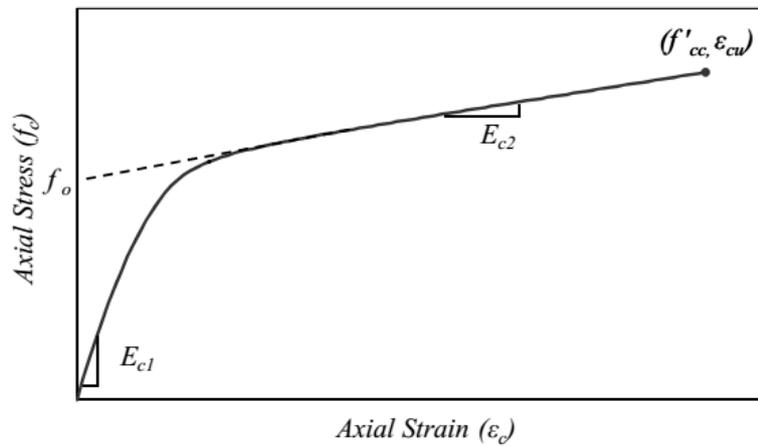
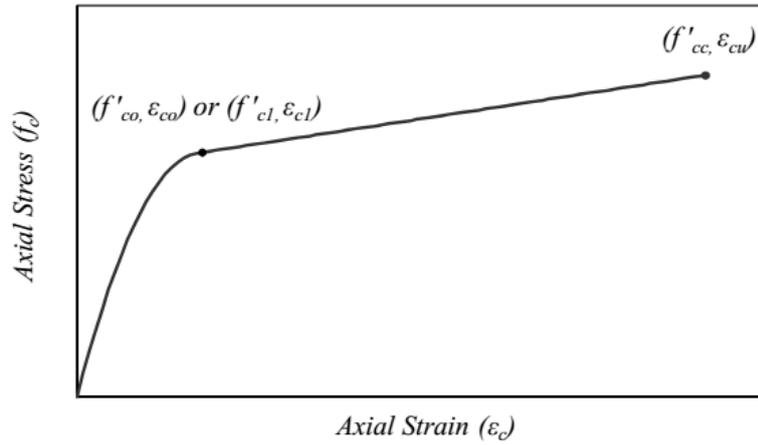
Dans la plupart des études ultérieures, les modèles contrainte-déformation du béton confiné en PRF ont encore été améliorés par une modélisation plus précise de la partie ascendante initiale des courbes contrainte-déformation. Ces modèles décrivaient la région ascendante initiale comme une parabole, suivie d'une deuxième région à peu près linéaire (Figures III.4 (a) à (c)). Comme indiqué précédemment, plusieurs approches différentes ont été utilisées pour établir les courbes de contrainte-déformation de type III, qui sont ensuite classées en tant que courbes des types IIIa, IIIb et IIIc.

**Courbes de type IIIa :** La parabole de Hognestad, (1951) a été utilisée par plusieurs chercheurs pour modéliser la partie ascendante initiale de la courbe contrainte-déformation du béton confiné en PRF (Miyachi et al., 1997; Matthys et al., 2006; Youssef et al., 2007). La deuxième branche de la courbe contrainte-déformation a été obtenue en reliant le pic initial à la condition ultime ( $f'_{cc}$ ,  $\epsilon_{cu}$ ) par une droite définie par Eq.III.5. Dans le Tableau III.1, ce type de courbe est classé dans la catégorie IIIa. La forme de la courbe et les notations pertinentes sont illustrées à la Figure III.4 (a).

$$f_c = f'_{c1} \left[ 2 \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c1}} \right) - \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c1}} \right)^2 \right] \quad \text{pour } \epsilon_c \leq \epsilon_{c1} \quad \text{Eq.III.4}$$

$$f_c = f'_{c1} + E_{c2}(\epsilon_c - \epsilon_{c1}) \quad \text{pour } \epsilon_c > \epsilon_{c1} \quad \text{Eq.III.5}$$

$$\text{ou } E_{c2} = \frac{f'_{cc} - f'_{c1}}{\epsilon_{cu} - \epsilon_{c1}} \quad \text{Eq.III.6}$$



**Figure III.4.** Courbes contrainte-déformation du béton confiné en PRF avec branche ascendante initiale parabolique, linéaire et quasi linéaire : a) type IIIa ; b) type IIIb ; c) type IIIc (Ozbakkaloglu et al., 2013)

**Courbes de type IIIb :** Dans le modèle original, le comportement contrainte-déformation du béton confiné en PRF était décrit par deux pentes, à savoir la pente de la partie élastique de la branche ascendante initiale ( $E_{c1}$ ) et la branche post-crête seconde ( $E_{c2}$ ) (**Figure III.4(b)**), selon la forme donnée à l'**Eq.III.7**. Dans ces courbes, une constante polynomiale ( $n$ ) (**Eq.III.9**) a été utilisée pour ajuster une courbe de transition lisse entre les deux segments. L'expression donnée par **ACI 318-95** pour le module d'élasticité du béton  $E_c = 4730\sqrt{f'_{co}}$  a été utilisée par la plupart des modèles examinés, les modèles pour déterminer la pente de la branche ascendante initiale ( $E_{c1}$ ).

$$f_c = \frac{(E_{c1}-E_{c2})\varepsilon_c}{\left\{1+\left[\frac{(E_{c1}-E_{c2})\varepsilon_c}{f_o}\right]^n\right\}^{\frac{1}{n}}} + E_{c2}\varepsilon_c \quad \text{Eq.III.7}$$

$$f_o = f'_{cc} - E_{c2}\varepsilon_{cu} \quad \text{Eq.III.8}$$

$$n = 1 + \frac{1}{\frac{E_{c1}}{E_{c2}} - 1} \quad \text{Eq.III.9}$$

**Courbes de type IIIc :** S'inspirant de l'expression générale développée par (**Sargin, 1971**) (**Eq.III.10**). **Ahmad & Shah, (1982)** proposent un modèle contrainte-déformation pour le béton confiné par des spirales en acier. Le modèle **Ahmad & Shah, (1982)** a ensuite été modifié par **Toutanji, (1999)** pour le béton confiné en PRF selon la forme donnée à l'**Eq.III.11**, qui a ensuite été adoptée par plusieurs chercheurs dans leurs modèles pour décrire la relation contrainte-déformation du béton confiné en PRF (**Figure III.4c**). Ces modèles utilisent les pentes de la branche ascendante initiale ( $E_{c1}$ ) et de la branche post-crête ( $E'_{c2}$ ) pour décrire la courbe contrainte-déformation. Il convient de noter que dans ces modèles, la pente de la deuxième branche ( $E'_{c2}$ ) fait référence à la pente tangentielle de la courbe contrainte-déformation prise immédiatement après que la contrainte maximale initiale du béton ( $f'_{c1}$ ) est atteinte (**Figure III.4(c)**).

$$\frac{f_c}{f'_{co}} = \frac{A_i\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}}\right) + (D_i - 1)\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}}\right)^2}{1 + (A_i - 2)\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}}\right) + D_i\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}}\right)^2} \quad \text{Eq.III.10}$$

$$f_c = \frac{A_j\varepsilon_c}{1 + C_j\varepsilon_c + D_j\varepsilon_c^2} \quad \text{Eq.III.11}$$

$$\text{ou} \quad A_j = E_{c1} \quad \text{Eq.III.12}$$

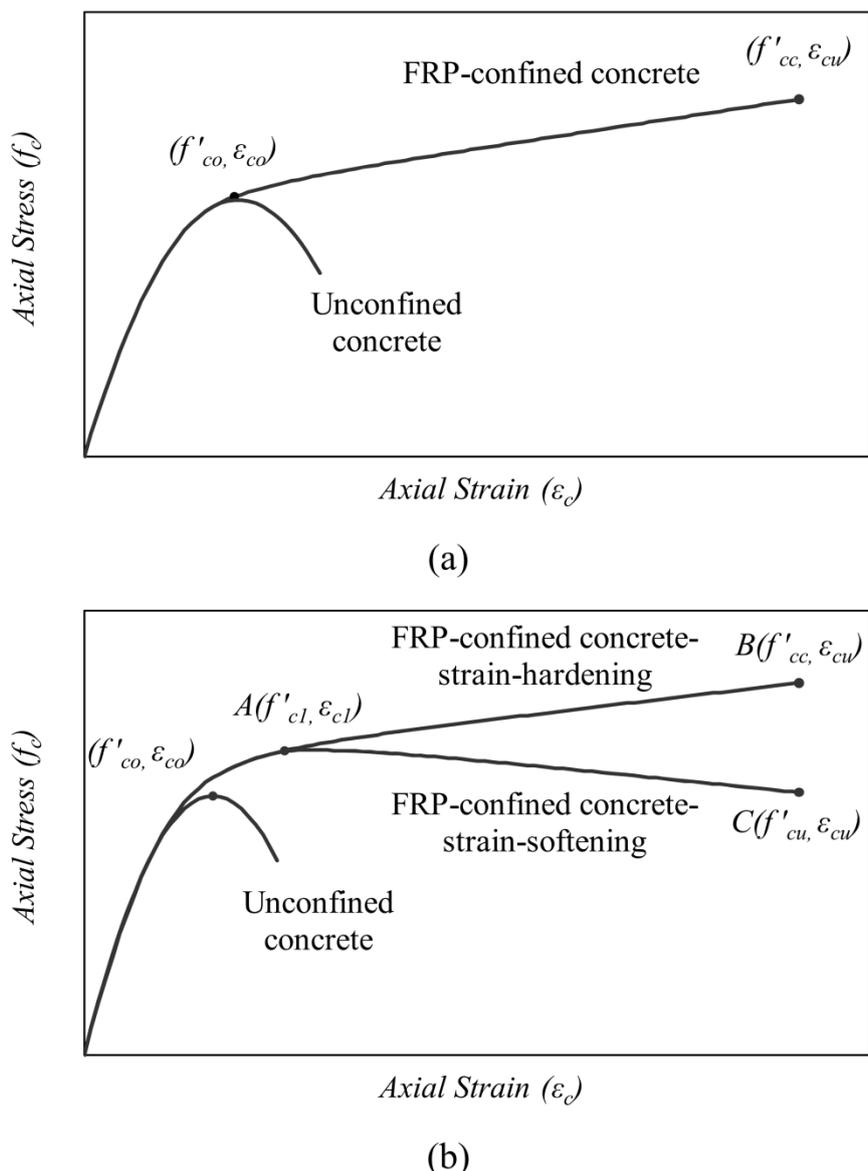
$$C_j = \frac{E_{c1}}{f'_{c1}} - \frac{2}{\varepsilon_{c1}} + \frac{E_{c1}E'_{c2}\varepsilon_{c1}}{f'_{c1}{}^2} \quad \text{Eq.III.13}$$

$$D_j = \frac{1}{\varepsilon_{c1}{}^2} + \frac{E_{c1}E'_{c2}}{f'_{c1}{}^2} \quad \text{Eq.III.14}$$

## III.3.1.2. Aspects importants des courbes contrainte-déformation :

Les courbes de contrainte-déformation axiale typiques du béton confiné en PRF sont illustrées à la **Figure III.5**. Dans certains modèles examinés dans le présent chapitre, on a supposé que le comportement du béton confiné en PRF à la partie ascendante initiale de la relation contrainte-déformation était semblable à celui du béton non confiné (**Figure III.5(a)**) (**Miyauchi et al., 1997; Ilki et al., 2004; Matthys et al., 2006**). Cette supposition reposait sur l'hypothèse que le confinement assuré par l'enveloppe en PRF était négligeable le long de la branche initiale parce que la déformation latérale du béton confiné et la pression de confinement latérale qui en résultait étaient faibles pendant cette étape. Par conséquent, la résistance axiale initiale et l'augmentation de la déformation ont été considérées comme négligeables par ces modèles. Un certain nombre de modèles ont également tenu compte de l'effet de renforcement du confinement en PRF sur la partie initiale ascendante de la courbe de contrainte et de déformation, comme illustré sur la **Figure III.5(b)** (**Toutanji, 1999; Saafi et al., 1999; Manfredi & Realfonzo, 2001; Lam & Teng, 2003; Wu et al., 2009; Teng et al., 2009; Wu & Wang, 2010; Wang et al., 2018; Guo et al., 2019**).

Après la zone de transition qui commence vers la fin de la branche ascendante, le béton fissuré se dilate rapidement et la dilatation latérale déclenche le mécanisme du confinement passif de l'enveloppe en PRF. En retour, la pression du confinement latérale ( $f_l$ ) générée par le composite PRF compense la dégradation de la rigidité axiale du noyau en béton et empêche le noyau de perdre son intégrité. Ce mécanisme de confinement conduit souvent à un plateau ductile dans la courbe contrainte-déformation axiale après la branche ascendante initiale, qui est souvent appelée la deuxième branche. Si le niveau du confinement fourni par l'enveloppe en PRF est supérieur au niveau du confinement seuil, la deuxième branche de la courbe contrainte-déformation présente un comportement ascendant post-crête, appelé écrouissage (ligne A-B de la **Figure III. 5(b)**). Inversement, si le niveau de confinement est inférieur à la valeur seuil, on observe un comportement descendant post-crête connu sous le nom d'assouplissement de la déformation (ligne A-C de la **Figure III. 5(b)**). À l'exception des modèles proposés par (**Li et al., 2003; Wu et al., 2006; Binici 2008; Teng et al., 2009**).



**Figure III.5.** Courbes contrainte-déformation du béton confiné en PRF : (a) le premier pic correspondant à celui du béton non confiné ; (b) en tenant compte de l'effet de renforcement du confinement au premier pic (Ozbakkaloglu et al. 2013)

### III.3.1.3. Modèles de conditions ultimes

Parmi les modèles résumés dans le **Tableau III.1**, dix (10) n'étaient composés que d'expressions données pour déterminer l'état final (c.-à-d. la résistance maximale ( $f'_{cc}$ ) et la déformation ultime ( $\epsilon_{cu}$ )) du béton confiné de PRF. La relation contrainte-déformation complète n'a pas été décrite dans ces modèles, et certains d'entre eux n'ont donné qu'une expression pour la résistance ultime, à l'exclusion de la déformation ultime. Ces détails (pour quelques modèles) sont tous mis en évidence dans le **Tableau III.1**, où les modèles de l'état final étaient marqués "N/D: non décrit" dans la colonne " type de courbe " du **Tableau III.1**.

La majorité de ces modèles étaient basés sur la forme générale des expressions proposées par **Richart *et al.*, (1928)** pour le calcul de la résistance à la compression ( $f'_{cc}$ ) et de la déformation correspondante ( $\epsilon_{cc}$ ) du béton activement confiné. La forme générale de ces modèles de condition ultime est décrite par les **Eq. III.15** et **16**.

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = c_1 + k_1 \frac{k_{\epsilon} f_{lu}}{f'_{co}} \quad \text{Eq. III.15}$$

$$\frac{\epsilon_{cu}}{\epsilon_{co}} = c_2 + k_2 \frac{k_{\epsilon} f_{lu}}{f'_{co}} \quad \text{Eq. III.16}$$

Où  $c_1$  et  $c_2$  sont des constantes d'étalonnage, et  $k_1$  et  $k_2$  sont respectivement des coefficients de résistance et d'allongement pour le béton confiné en PRF.

Ces modèles ont été étalonnés à l'aide des données enregistrées sur les contraintes et les déformations des éprouvettes à la rupture. Comme les expressions de la condition ultime ont été élaborées de façon empirique, leur exactitude dépend de la taille et de la fiabilité de la base de données utilisée pour leur étalonnage. Certains de ces modèles ont été élaborés à partir de données d'essai plutôt limitées, souvent à partir d'essais effectués par les auteurs du modèle (**Fardis & Khalili, 1982; Miyauchi *et al.*, 1997; Toutanji, 1999; Saafi *et al.*, 1999**). Plusieurs chercheurs, par contre, ont mis au point leurs expressions de l'état final à l'aide de bases de données d'essai plus vastes qu'ils ont rassemblées à partir de la littérature technique publiée (**De Lorenzis & Tepfers 2003; Lam & Teng 2003; Teng *et al.*, 2007; Wu & Wang 2009; Xiao *et al.*, 2010**).

### III.3.2. Modèles axés sur l'analyse

Les modèles axés sur l'analyse tiennent compte de l'interaction entre l'enveloppe du confinement externe et le noyau interne de béton. Des procédures numériques itératives incrémentielles ont souvent été utilisées pour résoudre l'équilibre des forces et la compatibilité des contraintes entre les deux éléments (**Lim & Ozbakkaloglu, 2015a; Pan *et al.*, 2017; Cascardi *et al.*, 2017**). Ces modèles sont capables d'assurer un traitement unifié du béton bien confiné avec une courbe contrainte-déformation ascendante continue et du béton faiblement confiné avec une courbe contrainte-déformation d'une branche descendante. Ces modèles ont également le potentiel de prédire le comportement du béton confiné avec différents matériaux à condition que des relations constitutives appropriées soient utilisées pour le matériau confiné. Comme l'indiquent **Teng *et al.*, (2007)**, ces caractéristiques rendent les modèles axés sur l'analyse plus polyvalents et puissants que les modèles axés sur la conception. D'autre part, la plupart des modèles orientés vers l'analyse sont construits sur l'hypothèse de

l'indépendance du chemin de contrainte. Cette dernière suppose que la contrainte axiale et la déformation axiale du béton confiné en PRF à une contrainte latérale donnée sont les mêmes que celles du béton confiné activement avec une pression de confinement constante égale à celle fournie par la feuillie PRF (Teng *et al.*, 2007, 2015a). Sur la base des observations des recherches sur le béton à haute résistance confiné avec des PRF, Xiao *et al.*, (2010) ont déclaré que l'hypothèse de l'indépendance du chemin de contrainte était incorrecte dans le cas du béton à haute résistance confiné à l'aide de PRF, et ont laissé entendre que l'efficacité du confinement du béton à haute résistance confiné à l'aide de PRF pourrait être inférieure à celle du béton activement confiné à l'aide de béton haute résistance (BHR). Xiao *et al.*, (2010) ont en outre conclu que l'hypothèse de l'indépendance du chemin de contrainte s'écartait plus significativement du comportement réel lorsque l'enveloppe en PRF de confinement était plus molle et/ou lorsque la résistance du béton non confiné était supérieure. Bien qu'il ait été plus facile de reconnaître l'effet de la dépendance du chemin dans les BHR confinés en raison de la demande intrinsèquement élevée de confinement du BHR, cela ne doit pas être interprété car cet effet est limité aux BHR, et pour les bétons ordinaires confinés avec de faibles rapports de confinement nominaux ( $f_{lu}/f_{co}$ ) les écarts peuvent également être significatifs. Par conséquent, outre les avantages susmentionnés des modèles axés sur l'analyse, les limites susmentionnées des modèles devraient également être reconnues.

Dans l'élaboration de modèles orientés vers l'analyse pour le béton confiné en PRF, les courbes contrainte-déformation du béton activement confiné sont utilisées comme courbes de base (Figure III.6(a)). La courbe de contrainte-déformation axiale du béton confiné en PRF est ensuite obtenue par une approche incrémentale, la courbe résultante traversant une famille de courbes de contrainte-déformation pour le même béton sous différents niveaux de pression de confinement actif (Figure III.6(a)). Cette approche exige la déformation axiale à latérale (c.-à-d. la relation de dilatation ( $\mu$ )) du béton confiné en PRF comme une entrée. Le processus itératif impliqué dans la détermination des courbes contrainte-déformation du béton confiné en PRF peut être résumé comme suit : si la relation entre la déformation latérale et la déformation axiale est connue, pour une déformation axiale donnée ( $\epsilon_{c,A}$ ), la déformation latérale correspondante ( $\epsilon_{l,A}$ ) peut être déterminée comme illustré sur la Figure III.6(b). La pression de confinement en PRF peut alors être calculée à l'aide de cette déformation. La courbe de contrainte-déformation du béton activement confiné correspondant à cette pression de confinement peut alors être sélectionnée dans la famille des courbes, telle que la courbe A de la Figure III.6(a), et peut être utilisée pour déterminer la contrainte axiale du béton

confiné en PRF ( $f_{c,A}$ ) pour la déformation axiale donnée ( $\varepsilon_{c,A}$ ). La pression de confinement dans le béton confiné en PRF varie continuellement avec la déformation axiale, par conséquent les étapes ci-dessus doivent être répétées pour générer la courbe contrainte-déformation complète. Enfin, la courbe contrainte-déformation du béton confiné en PRF se termine au point où la déformation latérale  $\varepsilon_{c,A}$  atteint la déformation de rupture du cerceau en PRF ( $\varepsilon_{h,rupt}$ ).

Il ressort clairement du résumé ci-dessus que la précision des modèles axés sur l'analyse est très sensible à la fois aux courbes de base du confinement actif et aux relations de la déformation latérale à axiale utilisées dans les modèles. Le **Tableau III.2** récapitule les expressions utilisées par chaque modèle axé sur l'analyse pour établir les courbes de base du béton activement confiné et modéliser la relation de la déformation latérale à axiale du béton confiné en PRF.

### Comportement à la dilatation du béton confiné en PRF

Dans les modèles orientés vers l'analyse, la relation de la déformation latérale à axiale du béton confiné en PRF fournit le lien essentiel entre la réponse du cœur en béton et le confinement passif en l'enveloppe PRF. Les modèles existants axés sur l'analyse utilisaient soit des relations explicitement dérivées (**Teng et al., 2007**), soit ils les donnaient implicitement (**Spoelstra & Monti, 1999; Albanesi et al., 2007; Xiao et al., 2010**), dans la majorité des modèles, en modifiant les expressions initialement données par des modèles du béton activement confiné. La plupart des modèles explicites sont capables de capturer avec précision le comportement de dilatation du béton confiné en PRF dans la phase finale du comportement, où la dilatation rapide du béton est stabilisée par le confinement en PRF, et le rapport de déformation latérale à axiale se rapproche asymptotiquement d'une valeur constante (tend à se rapprocher d'une droite sans jamais l'atteindre). La prédiction précise du comportement de la dilatation dans cette région est très importante pour la précision globale du modèle. La plupart des modèles implicites, par contre, ne sont pas en mesure de saisir le comportement de dilatation dans cette région, car ils prédisent souvent un comportement de dilatation qui ressemble à celui observé dans le béton activement confiné, où la dilatation du béton se poursuit à un rythme croissant jusqu'à sa rupture éventuelle. Différentes expressions proposées pour le comportement à la dilatation du béton confiné en PRF sont résumées dans **Tableau III.2**.

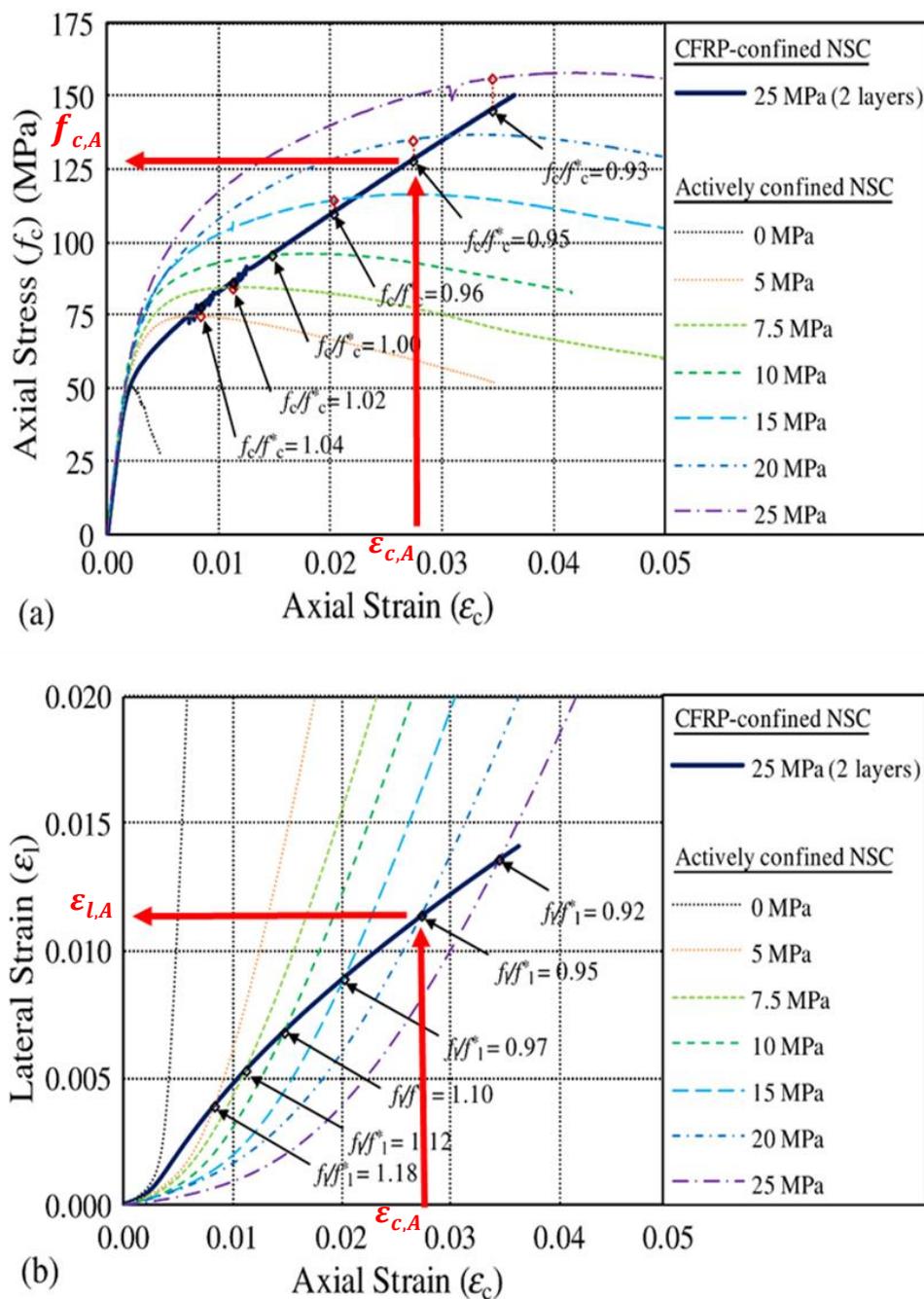


Figure III.6. Détermination des courbes de contrainte-déformation du béton confiné en PRF à l'aide de modèles axés sur l'analyse: a) Courbes de contrainte-déformation axiale; b) Courbes de déformation latérale-axiale (Lim & Ozbakkaloglu, 2015b)

### III.3.3. Modèles basés sur d'autres approches

En plus des modèles axés sur la conception et l'analyse examinés ci-dessus, quelques autres modèles de béton confiné en composite PRF ont été également élaborés à l'aide d'un certain nombre de chercheur par des approches différentes. Le modèle développé par Harmon *et al.*, (1998) était basé sur le concept de glissement et de séparation des fissures dans le béton. Dans ce modèle, la relation entre la déformation latérale et la déformation

axiale n'a pas été donnée explicitement, mais définie en fonction de la trajectoire de séparation des fissures par glissement. Les modèles analytiques développés par (Karabinis & Rousakis, 2002; Rousakis *et al.*, 2008) étaient basés sur l'approche de plasticité, qui impliquait une intégration numérique. Dans ces modèles, on suppose que le béton se comporte comme un matériau élastoplastique selon le critère de rendement Drucker-Prager. Le critère de Drucker-Prager a également été utilisé par les modèles proposés par (Ding *et al.*, 2018; Piscesa *et al.*, 2018; Mohammadi *et al.*, 2019). Becque *et al.*, (2003) ont modifié les modèles octaédriques de contrainte-déformation de Kurt H. Gerstle, (1981) en adoptant l'expression de Manfredi & Realfonzo, (2001) pour la résistance ultime afin de définir la surface de rupture du béton confiné avec des PRF. Le modèle basé sur les dommages développé par Moran & Pantelides, (2005) était basé sur l'étendue des dommages internes dans le cœur en béton confiné. De plus, un certain nombre de modèles par éléments finis ont été développés tels que ceux proposés par (Yu *et al.*, 2010b, a; Dandapat *et al.*, 2011; Cho & Kwon, 2011; Jiang *et al.*, 2011; Csuka & Kollár 2012; Hu & Barbato 2014; Teng *et al.*, 2015b; Ibrahim *et al.*, 2016; Gholampour & Ozbakkaloglu, 2018).

#### III.4. Conclusion :

Au cours des deux dernières décennies, beaucoup d'efforts de recherche ont été consacrés à la compréhension du comportement en compression axiale du béton confiné en PRF. En conséquence, des modèles ont été développés pour prédire le comportement du béton confiné en PRFV dans des sections circulaires. Le présent document présente des modèles existants ont été classés dans les catégories appropriées. Les principales caractéristiques de chaque modèle ont été résumées, leur fondement théorique a été discuté et toute relation entre le modèle et les autres modèles a été identifiée.

Les deux approches axées sur la conception et orientés analyse sont les plus utilisés pour élaborer des modèles contrainte-déformation. Des autres approches sont aussi utilisées. Selon la forme de la courbe contrainte-déformation, les modèles axés sur la conception peuvent être divisés à trois classes.



---

# Chapitre IV.

## COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BÉTON PARTIELLEMENT CONFINÉS PAR DES BANDES HORIZONTALES ET SPÉRALES EN PRFC



---

---

---

# CHAPÎTRE IV.

## COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BÉTON PARTIELLEMENT CONFINÉS PAR DES BANDES HORIZONTALES ET SPIRALES EN PRFC

---

---

---

IV.1. Introduction .....	65
IV.2. Propriétés des matériaux .....	65
IV.3. Programme expérimental .....	67
IV.4. Modes de rupture .....	71
IV.5. Comportement contrainte-déformation .....	73
<b>IV.5.1. Comportement Contrainte-déformation d'un cylindre de béton partiellement confiné par des bandes horizontales en PRFC .....</b>	<b>73</b>
<b>IV.5.2. Comportement Contrainte-déformation d'un cylindre de béton partiellement confiné avec des bandes spirales en PRFC .....</b>	<b>75</b>
IV.6. Résultats et discussion .....	76
<b>IV.6.1. Effet de l'espacement entre bandes sur le confinement partiel .....</b>	<b>76</b>
<b>IV.6.2. Influence de l'orientation des bandes .....</b>	<b>78</b>
<b>IV.6.3. Comparaison des performances de résistance entre confinement complet et confinement partiel en PRFC .....</b>	<b>79</b>
IV.7. Modèle contrainte-déformation du béton confiné en PRFC .....	80
<b>IV.7.1. Modèle contrainte-déformation par (FIB, 2001) .....</b>	<b>80</b>
<b>IV.7.2. Modèle contrainte-déformation de ACI (ACI, 2017) .....</b>	<b>81</b>
<b>IV.7.3. Modèle contrainte-déformation de CSA (CSA S806-2012, (R2017)) .....</b>	<b>81</b>
<b>IV.7.4. Modèle contrainte-déformation de (Pellegrino and Modena, 2010) .....</b>	<b>81</b>
<b>IV.7.5. Modèle contrainte-déformation de (Wang et al., 2018) .....</b>	<b>81</b>
<b>IV.7.6. Modèle contrainte-déformation de (Guo et al., 2019) .....</b>	<b>82</b>
IV.8. Vérification numérique .....	82
IV.9. Conclusion .....	86

---

---

---

### IV.1. Introduction

Au cours des dernières années, les polymères renforcés de fibres (PRF) ont été couramment utilisés pour renforcer les poteaux existants en béton. Dans de tels cas, le PRF est un matériau de renforcement pour les éléments structuraux dans lequel l'effet de renforcement entraîne une augmentation de la résistance et de la ductilité (Merdas *et al.*, 2015; Zeng *et al.*, 2018 ; Douadi *et al.*, 2019). Dans les premières études expérimentales qui portaient sur la modernisation des poteaux avec des PRF, les poteaux étaient généralement totalement enveloppés avec des composites PRF. Cette façon d'enveloppement assure un confinement continu aux poteaux le long de leur axe longitudinal. La plupart des études de la littérature se concentrent uniquement sur des poteaux totalement enveloppés de PRF (Hadi, 2006; Hadi *et al.*, 2013; Pham & Hadi, 2014b; Wang *et al.*, 2016b). De plus, il a également été démontré que les poteaux partiellement enveloppés de PRF présentent une résistance et une ductilité accrues par rapport aux poteaux non confinés (Campione *et al.*, 2015; Triantafyllou *et al.*, 2015; Saljoughian & Mostofinejad, 2016; Lin *et al.*, 2016; Ouyang *et al.*, 2017; Zeng *et al.*, 2017; Isleem *et al.*, 2018; Li *et al.*, 2018; Babba & Merdas, 2019). Murugadoss *et al.* (2015) ont déduit que l'utilisation d'une bande de PRFC de 20 mm pour renforcer le béton peut augmenter la capacité de charge de plus de 34%. Cependant, un espacement accru entre les bandes de PRFC diminue la capacité de résistance de l'élément. Barros & Ferreira, (2008) ont rapporté que le confinement partiel en PRFC à l'aide d'une bande horizontale permet d'augmenter la résistance jusqu'à trois fois celle d'un échantillon de béton non confiné. Cette constatation est conforme à celles de (Pham *et al.*, 2015b; Babba & Merdas, 2019) dans lesquelles les paramètres de résistance et d'espacement du confinement partiel en bandes horizontales de PRFC ont suffisamment amélioré la résistance du béton.

Bien que la plupart des travaux de recherche antérieurs aient porté sur le confinement total, certains ont également porté sur le confinement partiel (Park *et al.*, 2008; Wei *et al.*, 2009; Pham *et al.*, 2015b; Zeng *et al.*, 2017) mais sont extrêmement limités. Les travaux de recherche antérieurs ont tendance à mettre en valeur le mode de bandes horizontales de PRFC partiellement confinées de différents espacements. De plus, les codes de conception disponibles pour les poteaux enveloppés de PRF (CSA S806-2012, (R2017); FIB 2001; ACI, 2017) sont utilisées pour estimer les capacités des échantillons partiellement enveloppés de PRF. Parmi ces études, le code de conception CSA S806-2012, (R2017) et le code de conception ACI, (2017) ne fournissent pas d'informations sur l'effet de confinement

des poteaux en béton partiellement confinés de PRF. Par ailleurs, la **FIB, (2001)** suggère un facteur de réduction pour tenir compte de l'effet de confinement partiel.

Cette étude vise à évaluer deux modes de confinement des éprouvettes partiellement confinées en PRFC, soit le confinement horizontal et le confinement spiral, et à comparer les résultats à ceux des éprouvettes non confinées et totalement confinées. Les modes de rupture, le comportement contrainte-déformation et les contraintes et déformations axiales ultimes ont été décrits en détail. Une comparaison a été faite pour prévoir l'amélioration de la résistance entre trois codes de conception et trois modèles existants de béton confiné en PRFC sous charge de compression axiale. La fiabilité des modèles existants a également été examinée dans le béton totalement confiné et dans le béton partiellement confiné.

#### IV.2. Propriétés des matériaux

Un béton ordinaire a été utilisé dans cette recherche. Ce béton a été préparé et collé au niveau du laboratoire de recherche de département de génie civil, université Sétif1 et au niveau de l'Unité de Recherche Matériaux Émergents, Université Ferhat Abbas Sétif 1, il est obtenu à partir d'un mélange de granulats concassés d'une granulométrie maximale de 15 mm et de granulats fins (sable) passant par un tamis de 3 mm. Les détails de la formulation sont présentés au **Tableau IV.1**. La résistance moyenne des cylindres est  $f_{co} = 21,42$  MPa correspondant à une déformation  $\varepsilon_{co} = 0,408\%$ .

Le tissu unidirectionnel de fibres de carbone « SikaWrap-230C/45 » provenant de Sika est le tissu utilisé dans cette étude, ses propriétés sont listées dans le **Tableau IV.2**. La résine époxy Sikadur-330 avec un rapport de mélange de 1:4 (durcisseur époxy : résine) a été utilisée comme adhésif (**Tableau IV.3**).

**Tableau IV.1.** Proportions du mélange et caractéristiques du béton utilisé.

<b>Ciment* (kg/m3) :</b>	210
<b>Eau (kg/m3) :</b>	160
<b>Gravier concassé (kg/m3) :</b>	
<b>Ø 3/8</b>	218.68
<b>Ø 8/15</b>	977.06
<b>Sable Ø 0/3 (kg/m3) :</b>	847.24
<b>E/C :</b>	0.761
<b>Résistance à la compression, <math>f_{co}</math> (MPa) :</b>	21.42
<b>Déformation ultime, <math>\varepsilon_{co}</math> (%) :</b>	0,408

\* Ciment Portland: CPJ CEM II R 42.5 MPa.

*Tableau IV.2. Propriétés du tissu SikaWrap-230C/45 (Sika France, 2011).*

<b>Résistance à la traction (MPa) :</b>	4 300
<b>Module d'élasticité en traction (MPa):</b>	234 000
<b>Allongement à la rupture :</b>	1.8%
<b>Densité des fibres (g/cm<sup>3</sup>) :</b>	1.76
<b>Épaisseur du tissu (mm) :</b>	0.13

*Tableau IV.3. Propriétés de la résine Sika Dur 330 (Sika France, 2018).*

<b>Densité (kg/l):</b>	1,30
<b>Résistance à la traction (MPa):</b>	> 30
<b>Adhérence au béton (MPa):</b>	> 4
<b>Module d'Élasticité (MPa):</b>	
<b>Flexion</b>	3800
<b>Traction</b>	4500

Les propriétés mécaniques du composite PRFC (tissu +résine) ont été obtenues à travers l'essai de coupon conformément à la norme NF EN ISO 527- (recommandations 1, 2 and 5) (**Tableau IV.4**).

*Tableau IV.4. Propriétés mécaniques du composite PRFC.*

<b>Épaisseur du composite PRFC <math>t_f</math> (par pli) (mm):</b>	1
<b>Module d'élasticité <math>E_f</math> (MPa):</b>	34900
<b>Résistance à la traction <math>f_{prfc}</math> (MPa):</b>	480
<b>Déformation ultime <math>\epsilon_{fu}</math>:</b>	2%

### IV.3. Programme expérimental

Au total, des éprouvettes cylindriques en béton d'une hauteur de 320 mm et d'un diamètre de 160 mm ont été préparées et devisées en 8 groupes. Les types utilisés dans le confinement sont : total et partiel par des bandes horizontales et spirales. Les paramètres étudiés dans le confinement partiel sont l'espacement entre les bandes, l'inclusion des bandes par rapport l'horizon et la quantité de matériau PRFC utilisé.

Une largeur de bande constante de 30 mm a été utilisée tout au long de l'expérience, tandis que l'espacement variait entre 30, 45 et 65 mm pour les bandes partielles horizontales et spirales. Les extrémités des échantillons partiellement spiralées ont été confinés avec une couche supplémentaire de bandes en PRFC de 20 mm de largeur.

La désignation était représentée par ordre alphabétique, les première, deuxième, troisième et les quatrième lettres indiquant : le confinement, le type de confinement, le

---

---

mode de confinement, l'espacement entre les bandes, respectivement. Les détails de l'arrangement du confinement sont présentés à la **Figure IV.1** et **Figure IV.3**.

Les essais de compression de tous les échantillons ont été effectués à l'aide d'une machine d'essai universelle MCC8 d'une capacité de 3000 kN sous une charge de compression pilotée en charge avec un taux d'augmentation égal à 0,5 MPa/s (**Figure IV.2**) conformément à la réglementation en vigueur. La position des bandes a été tracée à l'aide d'une technique simple en utilisant un scotch sur la surface du béton (**Figure IV.4**). Les échantillons ont été traités avec du soufre à haute résistance pour assurer un contact complet entre la cellule de charge et l'échantillon (**Figure IV.2**). La mesure de déplacement axiale a été effectuée à l'aide de trois transducteurs différentiels linéaires variables (LVDT) qui ont été fixées à mi-hauteur (**Figure IV.2**).

Tous les échantillons confinés ont été chevauchés de 150 mm suivent la fiche technique de tissu SikaWrap-230C/45, ils ont été laissés durcir à température ambiante dans les conditions environnementales du laboratoire pendant 7 jours pour que l'époxy atteigne sa pleine résistance avant les essais.

Dans ce chapitre, les abréviations utilisées pour distinguer les séries sont :

- NC : sont les cylindres non confinés.
- CT : cylindres totalement confinés par une couche.
- Les cas des séries partiellement confinés, les nomenclatures sont devisées à trois parties, la première est CP : partiellement confiné, la deuxième est H ou I : des bandes horizontales ou inclinés (confinement spiral) respectivement, la troisième partie c'est un nombre représente l'espacement (pas) entre les bandes (30, 45 ou 65 mm). Par exemple CPH45 sont les séries confinées partiellement par des bandes horizontales avec un espacement de 45 mm.

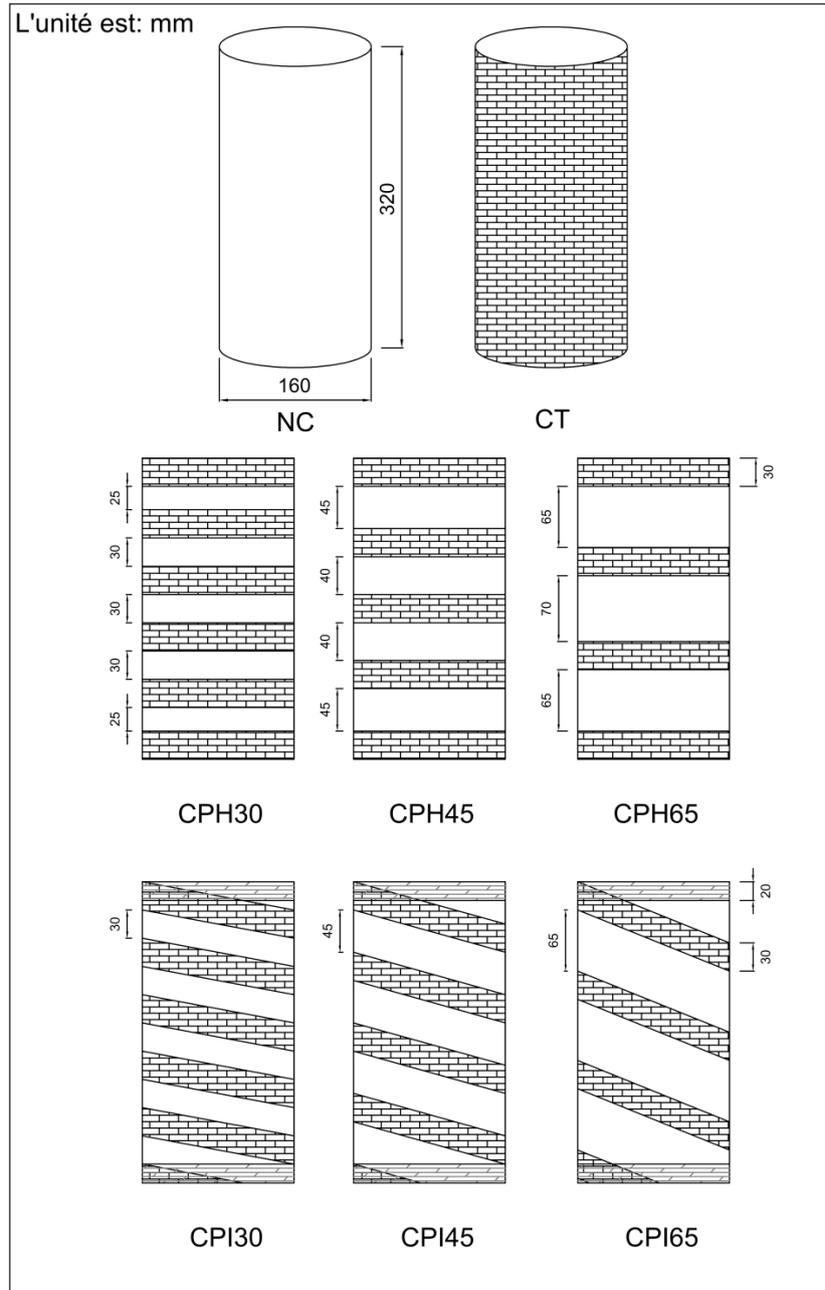


Figure IV.1. Les détails de l'arrangement de confinement



Figure IV.2. Surfçage des éprouvettes, et montage des LVDTs



*Figure IV.3. Aspect des différents groupes partiellement confinés*



*Figure IV.4. Exemple de traçage de position des bandes PRFC*

---

---

#### IV.4. Modes de rupture

Les groupes présentent de différents modes de rupture typiques comme il est illustré dans la **Figure IV.5**, où :

Les dommages subis les échantillons non confinés NC ont commencé par des fissures inclinées dans le béton, et le mode de rupture a été classé comme un effondrement par écrasement du béton (**Figure IV.5-a**).

Pour les échantillons totalement confiné CT, la rupture du PRFC est localisée à mi-hauteur. La concentration du confinement latéral a causé une rupture soudaine de PRFC suivie d'une forte explosion (**Figure IV.5-b**).

Les deux groupes enveloppés partiellement par des bandes avec espacement 65cm CPH65 et CPI65, sont généralement rompus en raison de l'écrasement du béton. Les fissures dans le béton se sont formées entre deux bandes de PRF adjacents lorsque la contrainte axiale moyenne s'est approchée de la résistance du béton non confiné. Le mode de rupture du cylindre en béton était surtout typique de fendage avec la rupture en cisaillement diagonale (**Figure IV.5-c et d**).

Les échantillons partiellement confinés avec des bandes horizontales ou spirales en PRFC « CPH30, CPI30, CPH45 et CPI45 » présentaient une rupture des bandes PRFC due à la tension des bandes à mi-hauteur (**Figure IV.5 e-h**). Les défaillances ont été observées au noyau de béton qui s'est complètement désagrégé en mode de fissuration conique (**Figure IV.6**).

Les groupes soumis à une charge de compression présentaient une rupture soudaine et explosive après la rupture de composite PRFC. On peut ajouter aussi que le béton arraché est adhérent au composite PRFC. Ce qui montre que le composite PRFC est bien adhérent au béton (**Figure IV.5**). On a observé des bandes intactes dans plusieurs éprouvettes provenant d'explosions.

De plus, la rupture du PRF n'a pas été produite aux extrémités du cylindre en raison de la présence de frictions supplémentaires provenant des plateaux de chargement près des deux extrémités, comme l'expliquent **Teng et al., (2015b)**.

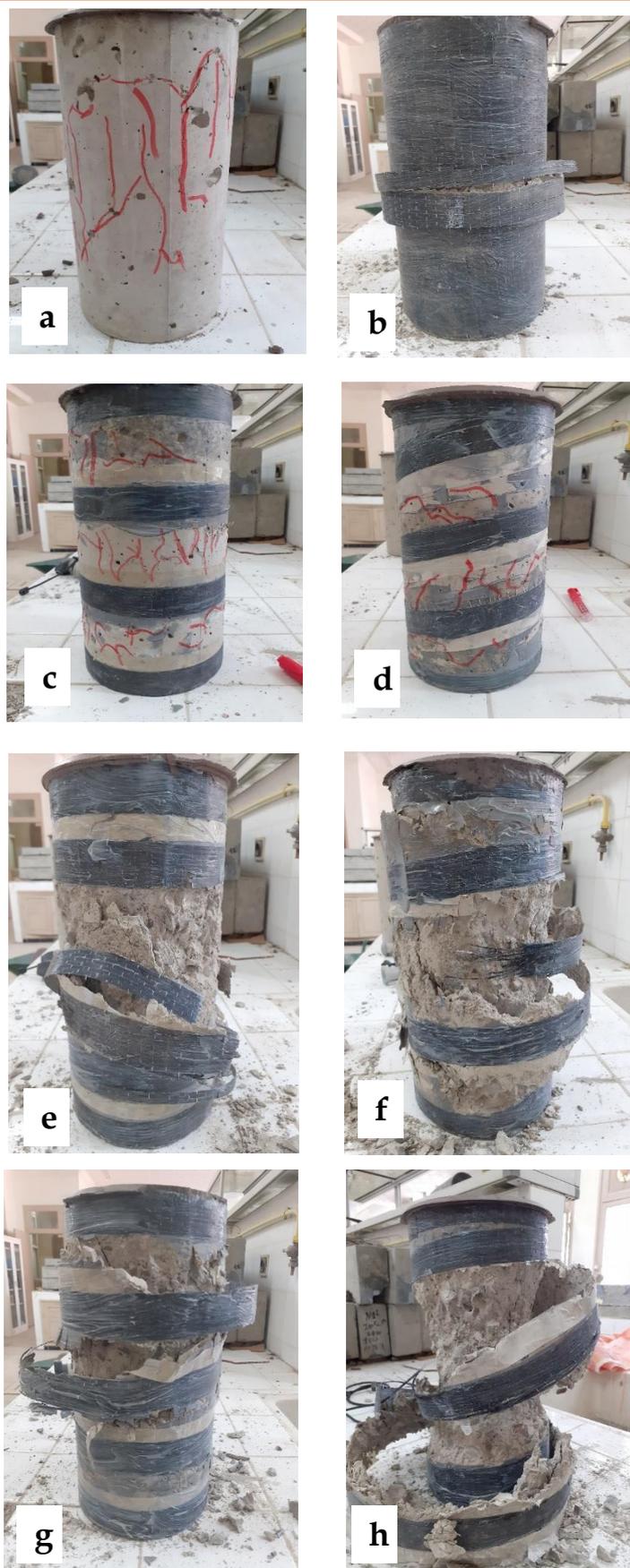


Figure IV.5. Modes des ruptures des éprouvettes



Figure IV.6. Mode de rupture conique

#### IV.5. Comportement contrainte-déformation

##### VI.5.1. Comportement Contrainte-déformation d'un cylindre en béton partiellement confiné par des bandes horizontales en PRFC

La Figure IV.7 montre la réponse contrainte-déformation de tous les groupes étudiés. Les déformations axiales sont mesurées par les LVDT, par conséquent, les déformations axiales présentées à la Figure IV.7 ont été obtenues à partir des lectures des trois LVDT à mi-hauteur, comme l'ont suggéré de nombreux chercheurs (Chen *et al.*, 2016; Zeng *et al.*, 2018).

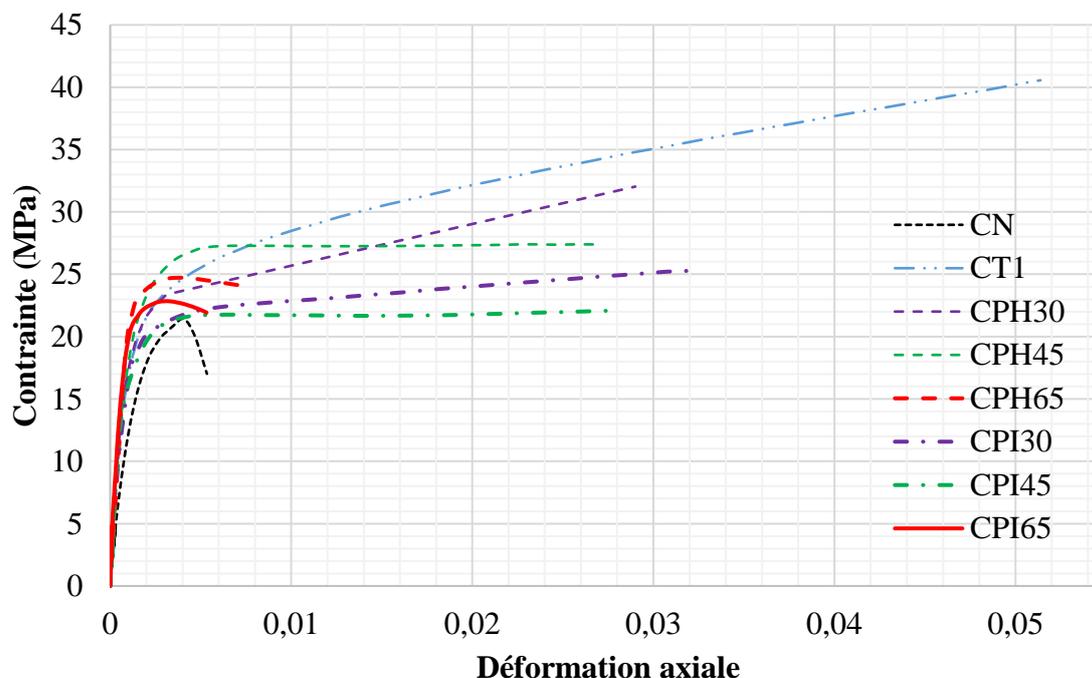


Figure IV.7. Courbes contrainte-déformation de tous les groupes

Comme l'illustrent la **Figures IV.7**, les courbes de contrainte-déformation axiale des cylindres totalement confinés par le composite PRFC comportent une partie ascendante suivie d'une deuxième branche présentant la première zone de ramollissement de la contrainte.

Cependant, dans le béton partiellement confiné, les courbes de contrainte-déformation axiale se manifestent différemment (**Figures IV.8**). Les courbes contrainte-déformation ont montré une tendance bilinéaire typique avec écrouissage jusqu'à la rupture (rupture en PRFC). Au début, la première partie de la courbe s'est comportée de façon linéaire dominée par la résistance du béton non confiné, ce qui implique que le confinement en PRFC n'a pas été activé par la dilatation latérale du béton qui est négligeable. Au fur et à mesure que le béton se dilatait et produisait des déformations latérales de plus en plus importantes, une réponse non linéaire s'est produite dans la partie de transition. Le confinement en PRFC a appliqué une pression latérale après l'atteinte de la résistance ultime du béton non confiné ( $f_{co} = 21,42$  MPa), en raison du niveau suffisant de confinement latéral en PRFC. A ce stade, des fissures plus nombreuses sont formées, ce qui a entraîné une réduction de la rigidité du béton.

Pour les bandes horizontales en PRFC avec un espacement de 30 mm, la contrainte a continué d'augmenter linéairement avec une pente graduelle jusqu'à la rupture ( $f_{cc} = 32,03$  MPa) (**Figures IV.8**). Le béton a donc été entièrement fissuré et le confinement en PRFC a été activé pour fournir une capacité de charge supplémentaire. Ce comportement à l'écrouissage permet d'augmenter considérablement la résistance à la compression et la ductilité du béton fragile.

Pour les éprouvettes qui étaient partiellement confinées avec des bandes horizontales en PRFC à un espacement de 45 mm, les courbes de contrainte-déformation ont montré une tendance bilinéaire avec une grande ductilité, qui est donc restée constante jusqu'à la défaillance à 27,4 MPa (**Figures IV.8**). Toutefois, la contrainte finale à la rupture s'est produite à une valeur nettement supérieure à celle de la résistance ultime non confinée. Ce phénomène a démontré que les éprouvettes étaient suffisamment confinées.

Avec un espacement de 65 mm (**Figures IV.8**), pour les courbes de contrainte-déformation, les éprouvettes ont rencontré une branche descendante jusqu'à la rupture où un ramollissement de contrainte peut être observé. Le béton confiné peut encore résister à une

fraction de la charge axiale appliquée après que la résistance maximale de 24,71 MPa a été atteinte, mais la résistance a diminué jusqu'à ce que le béton se rompe sous la contrainte de 23,84 MPa, ce qui était légèrement plus élevé que la résistance du béton non confiné ( $f_{co} = 21,42$  MPa). Par conséquent, le niveau de confinement était toujours considéré comme suffisamment maintenu.

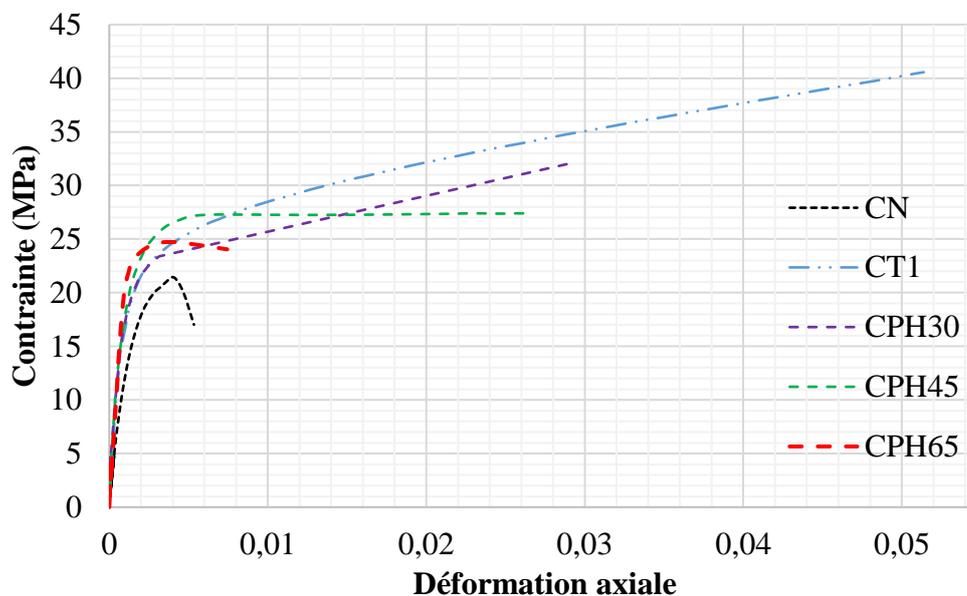


Figure IV.8. Courbes contrainte-déformation des groupes horizontalement confinés

### VI.5.2. Comportement Contrainte-déformation d'un cylindre de béton partiellement confiné avec des bandes spirales en PRFC

La Figure IV.9 compare les courbes contrainte-déformation des cylindres partiellement confinés avec des bandes PRFC inclinées par rapport l'horizon. Dans chaque groupe, les espacements entre les bandes PRFC sont différentes et donc l'angle d'inclinaison, ce qui conduit à une comparaison directe entre les séries. Comme montre la Figure IV.9, le comportement contrainte-déformation axiale de ces éprouvettes testées a évolué linéairement comme un échantillon non confiné dans la première partie. Pour les éprouvettes avec un espacement de 30 et 45 mm, les courbes contrainte-déformation ont montré une tendance bilinéaire avec un grand adoucissement de la déformation jusqu'à la rupture. La contrainte finale à la rupture s'est produite à une valeur légèrement supérieure à celle de la résistance ultime du béton non confiné. Les bandes spirales avec un espacement de 65 mm (CPI65) présentent une branche courte descendante jusqu'à la rupture où un ramollissement de la déformation peut être observé, ces courbes sont semblables à celles de CPH65.

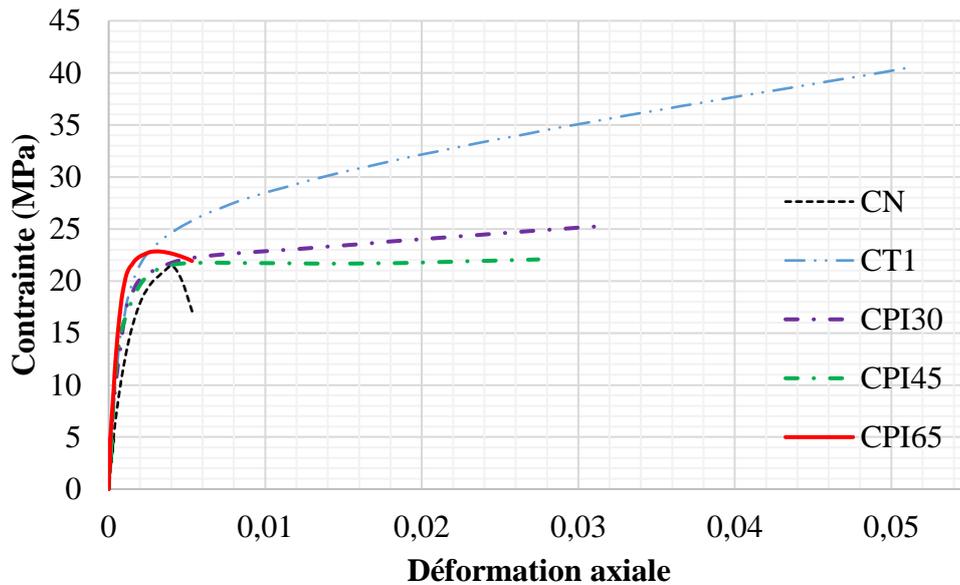


Figure IV.9. Courbes contrainte-déformation des groupes spiralés confinés.

Les **Figures IV.7, IV.8 et IV.9** montrent que les courbes contrainte-déformation du béton confiné en PRFC présentent deux parties typiques avec une deuxième partie ascendante ou descendante. Pour la plupart des éprouvettes, les contraintes axiales montrent une ascension monotone jusqu'à la rupture, tandis que seules les courbes contrainte-déformation des éprouvettes CPH65 et CPI65 montrent une seconde partie descendante. En effet, les rapports volumétriques des PRFC appliqués aux deux séries précédentes sont relativement faibles et les confinements en PRF ne sont pas suffisants pour obtenir un comportement monotone ascendant. Il convient de noter que le rapport volumétrique des PRF est défini comme  $\rho_f = \frac{A_f \pi D}{(\pi D^2 / 4)} = \frac{4b_f n t_f}{DS}$  (FIB, 2001).

Le niveau de confinement de l'échantillon avec un espacement de 65 mm se rapproche de la limite d'un confinement insuffisant, où on peut prévoir une augmentation réduite de la résistance. Pour un niveau de confinement suffisant, la résistance à la compression et la déformation ultime sont considérablement augmentées dans le cylindre confiné par une couche de confinement total et un espacement réduit (30 mm et 45 mm) en confinement partiel.

## IV.6. Résultats et discussion

### IV.6.1. Effet de l'espacement entre bandes sur le confinement partiel

Le **Tableau IV.5** montre les valeurs moyennes des résultats de la résistance à la compression, les déformations obtenues pour tous les échantillons à étudier. De toute évidence, le confinement partiel et total en PRFC augmente considérablement la

---

---

résistance ultime à la compression des échantillons par rapport aux éprouvettes non confinées. Les cylindres totalement confinés en PRFC ont donné les meilleurs résultats, atteignant 89,36% en termes de résistance. Les échantillons confinés avec des bandes horizontales de PRFC à un espacement libre de 30 mm, ce qui s'est notamment traduit par une amélioration d'environ 49,53% de la résistance à la compression, ont montré la meilleure amélioration dans les groupes des échantillons partiellement confinés par rapport aux échantillons non confinés. Ce résultat a montré que la valeur de l'échantillon partiellement confiné en PRFC était inférieure d'environ 21,03% à celle de l'échantillon entièrement confiné en PRFC, et cette différence n'était pas assez grande par rapport aux économies réalisées sur la moitié du matériau utilisé. De plus, l'échantillon présentait une augmentation de 610,78% de la déformation axiale par rapport à l'échantillon non confiné, ce qui indique une valeur inférieure de 43,56% de celle de l'échantillon entièrement confiné en PRFC.

La relation entre l'augmentation de l'espacement horizontal et la déformation maximale a été claire et visible, afin que la capacité de déplacement ait augmenté de près de 556,48% et 106,40% avec un espacement de 45 mm et 65 mm respectivement.

Pour les cylindres confinés avec des bandes spirales de PRFC, les résultats de la résistance ont été relativement difficiles à évaluer parce que la résistance a augmenté de 3,03% avec un espacement de 45 mm et a augmenté de 6,58% avec un espacement de 65 mm. Bien que la valeur ne soit pas aussi élevée que celle obtenue dans l'éprouvette avec des bandes horizontales de PRFC, une augmentation maximale de la résistance de 21,90% par rapport à la valeur du béton non confiné a été enregistrée. La relation entre l'augmentation de l'espacement spirales et la déformation ultime a été clairement visible, le déplacement augmentait avec la diminution de l'espacement entre les bandes spirales, la déformation a été augmenté de 591,42% avec un espacement de 30 mm, de 572,67% avec un espacement de 45 mm et de 30,47% avec un espacement de 65 mm. Une déformation de 0,00408 a été enregistrée pour le béton non confiné ; des déformations de 0,0514 et de 0,029 ont été enregistrées comme étant les plus grands dans le confinement total et dans toutes les configurations de confinement partiel, respectivement.

Tableau IV.5. Résumé des résultats expérimentaux par rapport aux cylindres non confinés

Le groupe	Résistance (MPa)		Déformation	
	$f_{cc}$	Amélioration	$\epsilon_{cu}$	Amélioration
CT	40,56	89,36%	0,051381	1159,34%
CPH30	32,03	49,53%	0,029	610,78%
CPH45	27,4	27,92%	0,026784	556,48%
CPH65	24,71	15,36%	0,008421	106,40%
CPI30	26,11	21,90%	0,02821	591,42%
CPI45	22,07	3,03%	0,027445	572,67%
CPI65	22,83	6,58%	0,005323	30,47%

\* l'amélioration est par rapport aux cylindres non confinés

#### IV.6.2. Influence de l'orientation des bandes

Les Figures IV.10, IV.11 et IV.12 et le Tableau IV.5 montrent l'influence de l'inclinaison des bandes PRFC, une comparaison entre CPH30 et CPI30, CPH45 et CPI45 et entre CPH65 et CPI64. En général, les bandes horizontales présentent des améliorations plus intéressantes que les bandes inclinées. Les déformations ultimes augmentaient avec une diminution de l'angle entre les bandes PRFC et l'horizon. Cependant, les éprouvettes confinées par bandes spirales ont montré une augmentation de la résistance qui était nettement inférieure à celle observée dans les cylindres confinés par des bandes horizontales. Cette constatation a été attribuée à la réduction de la pression causée par l'influence de l'orientation des fibres, qui a été moins efficace pour limiter la dilatation latérale du béton.

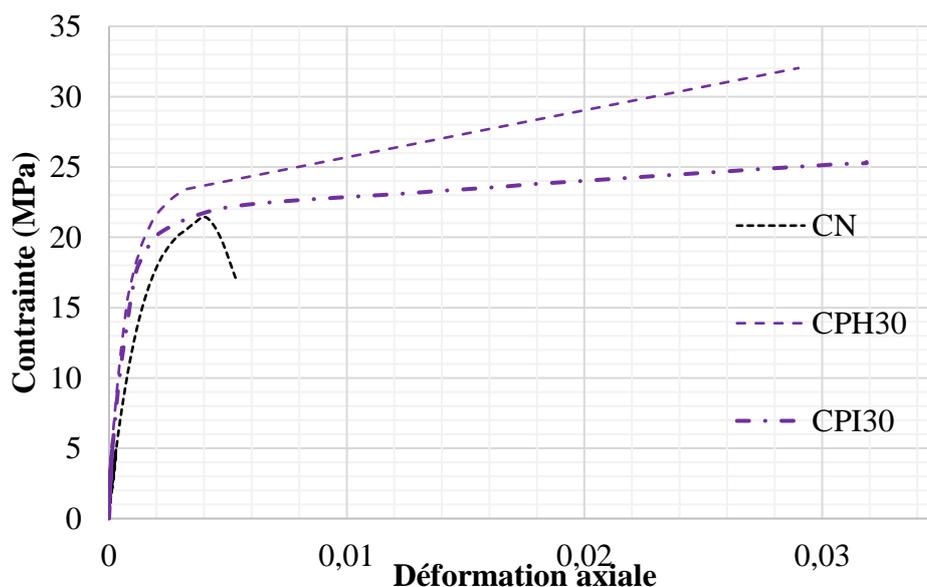


Figure IV.10. Courbes contrainte-déformation des groupes confinés avec espacement 30mm

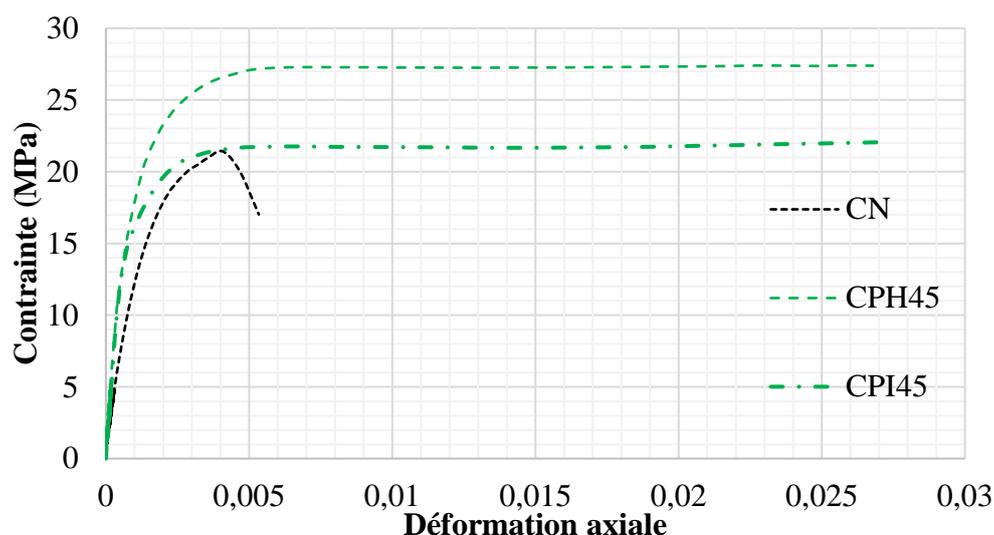


Figure IV.11. Courbes contrainte-déformation des groupes confinés avec espacement 45mm

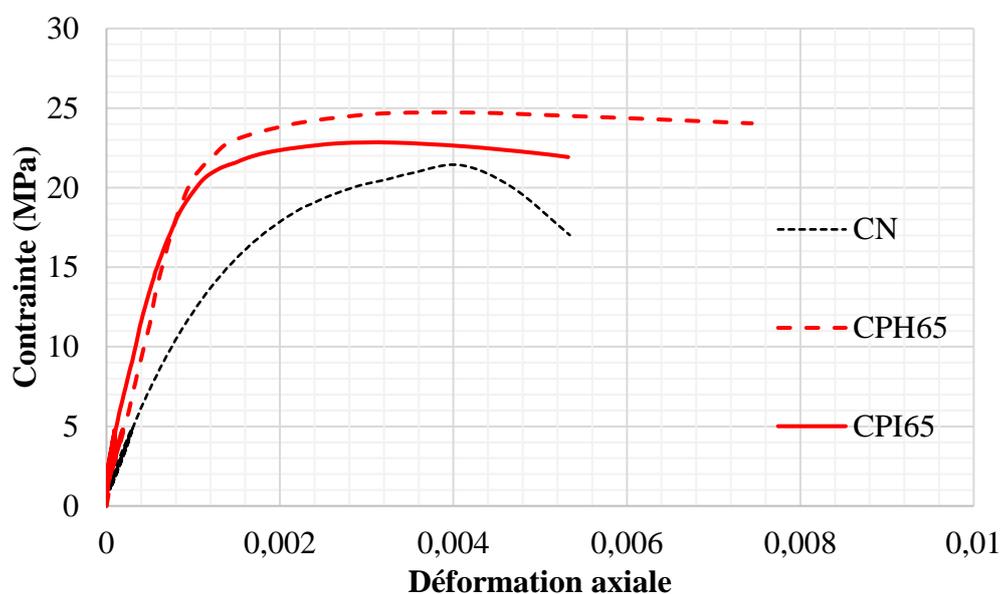


Figure IV.12. Courbes contrainte-déformation des groupes confinés avec espacement 65mm

#### IV.6.3. Comparaison des performances de résistance entre confinement complet et confinement partiel en PRFC

Le **Tableau IV.6** présente la différence de l'amélioration de la résistance entre les échantillons totalement confinés et partiellement confinés. Une différence de -21,03% a été observée entre les échantillons confinés par des bandes horizontales en PRFC avec un espacement de 30 mm et les échantillons totalement confinés en PRFC dont la quantité de matériaux composite PRFC est plus de la moitié de la quantité utilisée dans le confinement total. Les éprouvettes partiellement confinées se sont révélées aussi efficaces pour renforcer le cylindre en béton.

D'après les résultats, la plus faible amélioration de résistance enregistrée est celle de l'échantillon CPI45 qui est inférieure de -45,59% par rapport au béton totalement confiné. Il est intéressant de noter que le confinement partiel en PRFC avec une bande horizontale donne des meilleurs résultats par rapport au confinement partiel avec une bande spirale.

*Tableau IV.6. Résumé de résultats expérimentaux par rapport aux cylindres totalement confinés*

Le groupe	Résistance (MPa)		Déformation	
	$f_{cc}$	Amélioration*	$\epsilon_{cu}$	Amélioration*
CT	40,56		0,051381	
CPH30	32,03	-21,03%	0,029	-43,56%
CPH45	27,4	-32,45%	0,026784	-47,87%
CPH65	24,71	-39,08%	0,008421	-83,61%
CPI30	26,11	-35,63%	0,02821	-45,10%
CPI45	22,07	-45,59%	0,027445	-46,59%
CPI65	22,83	-43,71%	0,005323	-89,64%

\* l'amélioration est par rapport aux cylindres totalement confinés

#### IV.7. Modèle contrainte-déformation du béton confiné en PRFC

Ce travail de recherche tient compte de trois codes de conception, qui comprennent le (FIB, 2001), le (ACI, 2017) et le (CSA S806-2012, R2017). Ces codes de conception sont couramment utilisés dans le confinement des poteaux par PRFC. Trois autres modèles de contrainte-déformation (Pellegrino & Modena, 2010; Wang *et al.*, 2018; Guo *et al.*, 2019) ont également été étudiés. Le Tableau IV.7 résume les équations utilisées pour la section circulaire. Parmi les modèles énumérés ci-dessous, seul le modèle (FIB, 2001) est présenté avec l'équation de contrainte-déformation prédictive en béton partiellement confiné en PRF (Zeng *et al.*, 2017).

##### IV.7.1. Modèle contrainte-déformation par (FIB, 2001)

FIB, (2001) spécifiait les directives pour le renforcement en compression axiale pour le confinement partiel avec PRF. Le modèle développé par FIB est basé sur l'analyse de régression réalisée par Spoelstra & Monti, (1999). Le facteur de réduction  $k_e$  a été introduit dans le FIB, (2001) pour améliorer la prévision de l'effet du confinement partiel en PRF du poteau en béton. Le béton confiné par du PRF a donné une résistance à la compression en (FIB, 2001) telle que développée par Matthys *et al.*, (1999) et convient à des fins de conception. Cependant, (Guler & Ashour, 2016), comparant diverses normes et codes internationales de conception en PRFC, a rapporté que la prédiction par (FIB, 2001) est très peu fiable, surtout pour le béton à très haute résistance.

---

---

#### IV.7.2. Modèle contrainte-déformation de (ACI, 2017)

Le code de conception (ACI, 2017) a utilisé la formulation développée par Mander *et al.*, (1988) pour la résistance à la compression ultime du béton confiné en PRF. La formulation a d'abord été mise au point pour le confinement des chemises en acier et s'est avérée applicable aux enveloppement en PRF (Spoelstra & Monti, 1999). Le modèle de Lam & Teng, (2003) a également été adapté dans le (ACI, 2017) avec quelques modifications. Le renforcement par le confinement partiel en PRF n'a pas été pris en compte dans le (ACI, 2017). Toutefois, la directive de conception différencie le facteur d'efficacité pour les sections circulaires et non circulaires.

#### IV.7.3. Modèle contrainte-déformation de (CSA S806-2012, R2017)

Cette norme définit les exigences relatives à la conception et à l'évaluation des éléments de construction en polymères renforcés de fibres (PRF) dans les bâtiments et des éléments de construction renforcés de matériaux en PRF. Il est fondé sur les principes de conception des états limites et est conforme au Code national du bâtiment du Canada.

#### IV.7.4. Modèle contrainte-déformation de (Pellegrino et Modena, 2010)

C'est un modèle analytique permettant de prédire la résistance, la ductilité et de générer une courbe de contrainte-déformation complète pour les éléments confinés en PRF chargés axialement pour les sections circulaires et rectangulaires, avec une insistance particulière au rôle du renforcement interne existant, tenant compte des interactions, non envisagées dans les principaux modèles et codes, entre renforcement interne/en acier et coulage externe de composite PRFC.

Puisque les poteaux rectangulaires présentent généralement une augmentation de résistance inférieure à celle des poteaux circulaires correspondants et une augmentation de ductilité supérieure à celle des poteaux circulaires correspondants. Le modèle analytique propose donc différentes expressions pour les quatre typologies des poteaux en béton confinés en composite PRF circulaires et rectangulaires, avec et sans armature interne en acier. En ce qui concerne l'apport du béton non confiné, par souci de simplicité, il a été supposé qu'il ne dépende pas de l'état de déformation actuel, qui est difficile à prévoir lors de la phase de conception.

#### IV.7.5. Modèle contrainte-déformation de (Wang *et al.*, 2018)

Ce modèle est le modèle de Lam & Teng, (2003) avec l'addition de expression du confinement partiel avec un coefficient d'efficacité vertical fourni par FIB, (2001). Le modèle de Lam & Teng, (2003) a été développé à partir d'une base de données des cylindres de béton

confinés en PRF. L'expression de ce modèle inclut l'effet de la rigidité du confinement en PRF sur les deux conditions de la déformation axiale ultime et de la résistance à la compression du béton confiné en PRFC. Le modèle proposé par **Lam & Teng, (2003)** est l'un des modèles les plus performants en raison de sa forme simple et capable de fournir une prédiction précise de la section circulaire de poteau (**Teng et al., 2009; Ozbakkaloglu & Lim, 2013**).

#### IV.7.6. Modèle contrainte-déformation de (**Guo et al., 2019**)

Un modèle orienté vers la conception est développé dans cette étude pour prédire le comportement contrainte-déformation du béton confiné en PRF dans des poteaux circulaires partiellement enveloppés en composite PRF. Ce modèle se compose d'expressions de forme fermée qui sont générées à partir des résultats des poteaux de différentes dimensions. Le modèle proposé est établi à partir du modèle de **Teng et al., (2009)** en tenant compte du coefficient d'efficacité vertical. Dans le modèle de **Teng et al., (2009)**, la courbe contrainte-déformation axiale se compose d'une partie initialement parabolique et suivie d'une partie linéaire. Par conséquent, il suppose que la courbe contrainte-déformation est la même que celle du modèle de **Teng et al., (2009)**. En fin, seuls les spécimens avec des confinements en PRF suffisants sont utilisés dans le développement de ce modèle de conception.

#### IV.8. Vérification numérique

Les **Tableaux IV.7** et **IV.8** présentent le rapport ( $\frac{\Delta f_{cc}}{f_{cc,exp}}$ ) entre la résistance maximale théorique  $f_{cc,thé}$  et la résistance maximale expérimentale  $f_{cc,exp}$  de trois codes de conception et trois modèles de béton confiné en PRFC sous charge de compression axiale ( $\Delta f_{cc} = f_{cc,thé} - f_{cc,exp}$ ). La plupart des prédictions relatives à la résistance à la compression du béton confiné en PRFC semblaient prudentes comparativement à la résistance expérimentale, étant donné que les résultats de prévision variaient généralement entre 19% et -2% pour le confinement partiel horizontale, mais des valeurs un peu loin pour le confinement total.

Indépendamment de ce résultat, il était encore capable de fournir la meilleure prédiction de confinement partiel horizontal, où les valeurs de prédiction étaient très proches avec un rapporte entre -2% et 4% avec une différence maximale de 1MPa. Cependant, les résultats du béton totalement confiné en PRFC sont surestimés et ont été plus élevées par 20% lorsque le modèle (**FIB, 2001**) a été utilisé.

Bien que le code (**ACI, 2017**) ne tienne pas compte des facteurs de confinement partiel et de réduction de l'orientation des fibres, Pour cela, pour le béton partiellement confiné en PRFC avec des bandes horizontales et spirales, la position de la bande a été considérée en

---

---

utilisant le coefficient  $k_e$  du (FIB, 2001). La résistance du confinement prévue pour la plupart des éprouvettes demeure dans la plage de -16% et 19%. En général, les valeurs prévues à l'aide du code (ACI, 2017) sont très proches de (CSA S806-2012, R2017) et supérieures à celles prévues par le code FIB dans la plupart des échantillons. Cependant, à travers ces résultats, on a constaté que le FIB, (2001) fournit une valeur de prédiction plus précise de la résistance au confinement, surtout pour le béton partiellement confiné en PRFC, comparativement au (CSA S806-2012, R2017) et à (ACI, 2017).

Les modèle de Pellegrino & Modena, (2010) et celui de Wang *et al.*, (2018), proposent d'utiliser le coefficient  $k_e$  (FIB, 2001) pour l'effet de l'espacement entre les bandes. Ces deux modèles permettent de prédire suffisamment le béton partiellement confiné en PRFC par des bandes horizontales où le rapport entre les résultats expérimentaux et théoriques est entre (0 et 10%) et (1 et 8%) avec une différence maximale de 4 MPa et 2 MPa pour les modèles (Pellegrino & Modena, 2010) et (Wang *et al.*, 2018), respectivement. Cependant, le modèle contrainte-déformation du béton confiné en PRFC de Guo *et al.*, (2019) n'a pas donné de bonnes prévisions sauf pour le cas de confinement total. La résistance à la compression ultime du béton partiellement confiné en PRFC prévue par ce modèle est extrêmement forte par rapport aux données expérimentales.

Bien que le FIB, (2001) différencie le coefficient  $k_e$  pour le confinement partiel par des bandes PRF horizontales et spirales, la différence des valeurs pour les bandes spirales était trop faible. En tenant compte du pas des bandes en spirale de PRFC, le coefficient  $k_e$  calculé est resté approximativement égal à 1 quel que soit le pas d'espacement de la bande. Par conséquent, le (FIB, 2001) et les autres codes et modèles ont évidemment surestimé la contrainte axiale ultime.

Tableau IV.7. Récapitule des codes des conceptions et modèles de béton confiné en PRFC

Modèle	Résistance	Déformation	Coefficients
<b>FIB, (2001)</b>	$f_{cc} = f_{co} \left( 0.2 + 3 \sqrt{\frac{f_l}{f_{co}}} \right)$	$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{co} \left( 2 + 1.25 \frac{E_c}{f_{co}} \varepsilon_{fe} \sqrt{\frac{f_l}{f_{co}}} \right)$	$f_l = k_e \frac{\rho_f E_f \varepsilon_{fe}}{2}$ <p><math>k_e = 1</math> pour confinement total  <math>k_e = \left( 1 - \frac{s'}{2D} \right)^2</math> pour confinement partiel avec des bandes horizontales  <math>k_e = \left[ 1 - \left( \frac{p}{\pi D} \right)^2 \right]^{-1}</math> pour confinement partiel avec des bandes spirale</p> $\varepsilon_{fe} = k_\varepsilon \times \varepsilon_f$ <p>Proposer d'estimer le facteur d'efficacité de la déformation de composite PRFC <math>k_\varepsilon</math> à partir des essais. On a utilisé un facteur <math>k_\varepsilon = 0.75</math></p>
<b>La norme CAN/CSA S806-12 (CSA S806-2012 ,(R2017))</b>	$f_{cc} = 0.85 f_{co} + k_l k_c f_l$	/	$k_l = 6.7 (k_c f_l)^{-0.17}$ <p><math>k_c = 1</math> pour le section circulaire</p> $f_l = \frac{2nt_f f_f}{D}$ <p><math>f_f = \min \left\{ \begin{array}{l} \phi_f f_{fu} \\ 0.006 E_f \end{array} \right.</math> Contrainte admissible  <math>\phi_f = 0.65</math> Coefficient de résistance</p>
<b>ACI code 2017, (ACI 2017)</b>	$f_{cc} = f_{co} + 3.1 \kappa_a f_l$	$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{co} \left[ 1.5 + 12 \kappa_b \frac{f_l}{f_{co}} \left( \frac{\varepsilon_{fe}}{\varepsilon_{co}} \right)^{0.45} \right] \leq 0.01$	$f_l = \frac{(2E_f n t_f \varepsilon_{fe})}{D}$ <p><math>\varepsilon_{fe} = k_\varepsilon \times \varepsilon_f</math>  <math>k_\varepsilon = 0.55</math> et <math>\frac{f_l}{f_{co}} \geq 0.08</math></p> <p>Pour la section circulaire  <math>\kappa_a = \kappa_b = 1</math></p>

<b>Pellegrino and Modena, (2010)</b>	$\frac{f_{cu}}{f_{co}} = 1 + k_1 \frac{P_u}{f_{co}}$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 2 + B \left( \frac{P_u}{f_{co}} \right)$	$k_1 = k_A k_R ; \quad k_A = A \left( \frac{P_u}{f_{co}} \right)^{-\alpha}$
			$k_R = 1 - 2.5(0.3 - 2r/b) \quad \text{pour } 2r/b < 0.3$ $k_R = 1 \quad \text{pour } 2r/b \geq 0.3$
			$P_u = f_{lf} + f_{ls} \cdot A_{cc}/A_g$
			$f_l = k_e \frac{\rho_f E_f \varepsilon_{fe}}{2}$
			$k_e = 1 \quad \text{confinement total}$
			$k_e = \left( 1 - \frac{s'}{2D} \right)^2 \quad \text{confinement partiel}$
			$k_\varepsilon = 0.5$
			Pour un poteau circulaire sans ferrailage (table1)
			$\frac{2r}{b} = 1; A = 3.55 ; \alpha = -0.15 \quad \text{et } B = 23$

<b>Wang et al., (2018)</b>	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.3k_e \frac{f_l}{f_{co}}$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 12 \left( \frac{f_l}{f_{co}} \right) \left( \frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right)^{0.45}$	$f_l = \frac{2E_f t_f \varepsilon_{h,rup}}{d} \frac{b_f}{b_f + s'}$
			$k_e = 1 \quad \text{confinement total}$
<b>Lam &amp; Teng, (2003)</b>			$k_e = \left( 1 - \frac{s'}{2D} \right)^2 \quad \text{confinement partiel}$
			$\varepsilon_{h,rup} = k_\varepsilon \times \varepsilon_f \quad \text{sachant que } k_\varepsilon = 0.586$

<b>Guo et al., (2019)</b>	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2(\rho_{Ke} - 0.01)\rho_\varepsilon$	$\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 5.5\rho_{Ke}^{0.8}\rho_\varepsilon^{1.45}$	$\rho_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}}$
			$\rho_{Ke} = k_e \frac{E_f t_f}{(f'_{co}/\varepsilon_{co})R}$
			$k_e = 1 \quad \text{confinement total}$
			$k_e = \left( 1 - \frac{s'}{2D} \right)^2 \cong \left( 1 - \frac{s-b_f}{2D} \right)^2 \quad \text{confinement partiel}$
			$\varepsilon_{h,rup} = k_\varepsilon \times \varepsilon_f \quad \text{sachant que } k_\varepsilon = 0.68$

Tableau IV.8. Vérification des codes de conceptions par les résultats expérimentaux

	$b_f$ (mm)	$s'$ (mm)	Expérimental	FIB, (2001)		CSA S806-2012, (R2017)		ACI, (2017)	
			$f_{cc,exp}$ (MPa)	$f_{cc,thé}$ (MPa)	$\frac{\Delta f_{cc}}{f_{cc,exp}}$	$f_{cc,thé}$ (MPa)	$\frac{\Delta f_{cc}}{f_{cc,exp}}$	$f_{cc,thé}$ (MPa)	$\frac{\Delta f_{cc}}{f_{cc,exp}}$
CT	/	/	40,56	48,83	20%	33,70	-17%	44,82	11%
CPH30	30	30	32,03	32,83	2%	31,36	-2%	40,64	27%
CPH45	30	45	27,4	28,50	4%	30,25	10%	38,70	41%
CPH65	30	65	24,71	24,23	-2%	28,83	17%	36,28	47%
CPI30	30	30	26,11	35,73	37%	33,65	29%	44,76	71%
CPI45	30	45	22,07	32,41	47%	33,65	52%	44,76	71%
CPI65	30	65	22,83	29,27	28%	33,65	47%	44,76	71%

Tableau IV.9. Vérification des modèles contrainte-déformation par les résultats expérimentaux

	$b_f$ (mm)	$s'$ (mm)	Expérimental	Pellegrino and Modena, (2010)		Wang <i>et al.</i> , (2018)		Guo <i>et al.</i> , (2019)	
			$f_{cc,exp}$ (MPa)	$f_{cc,thé}$ (MPa)	$\frac{\Delta f_{cc}}{f_{cc,exp}}$	$f_{cc,thé}$ (MPa)	$\frac{\Delta f_{cc}}{f_{cc,exp}}$	$f_{cc,thé}$ (MPa)	$\frac{\Delta f_{cc}}{f_{cc,exp}}$
CT	/	/	40,56	54,16	34%	47,96	18%	38,45	-5%
CPH30	30	30	32,03	28,80	-10%	32,32	1%	35,11	10%
CPH45	30	45	27,4	26,47	-3%	29,26	7%	33,57	23%
CPH65	30	65	24,71	24,66	0%	26,74	8%	31,64	28%
CPI30	30	30	26,11	30,64	17%	34,64	33%	38,38	47%
CPI45	30	45	22,07	28,55	29%	32,00	45%	38,38	74%
CPI65	30	65	22,83	26,85	18%	29,77	30%	38,38	68%

#### IV.9. Conclusion

Les résultats des essais de compression axiale de 8 groupes d'éprouvettes cylindriques en béton avec des paramètres d'espacement cohérents et différents schémas de confinement partiel en PRFC ont été présentés dans ce chapitre. Une étude comparative de deux modes différents de confinement partiel et de confinement total en PRFC a été réalisée dans le cadre de ce travail de recherche. Trois codes de conception et trois modèles existants de prévision de la résistance ultime à la compression de béton confiné par PRFC sont également comparés avec les résultats expérimentaux. Sur la base de ses résultats les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- 
- Les éprouvettes partiellement confinées en PRFC avec des bandes horizontales de 30 mm ont atteint une amélioration de 49,53% de la résistance maximale à la compression par rapport aux éprouvettes non confinées, inférieur de 21,03% par rapport à celle des éprouvettes totalement confinées en PRFC.
  - Pour le confinement partiel en PRFC avec des bandes horizontales, la résistance ultime à la compression était de 22,67% supérieure à celle des bandes spiralées avec un espacement de 30 mm entre elles. Cette constatation a été attribuée à une bande de PRFC se chevauchant de 150 mm pour chaque bande horizontale, alors que des bandes spirales ont été collées en continue du haut vers le bas de l'éprouvette.
  - La courbe de contrainte-déformation axiale pour les deux modes d'éprouvettes de béton partiellement confinées en PRFC a connu deux étapes de comportement bilinéaire. Une augmentation de l'espacement des bandes a diminué la résistance ultime à la compression des bandes horizontales et spirales, ce qui est en accord avec [Barros & Ferreira, \(2008\)](#), [Pham et al., \(2015b\)](#) et [Babba & Merdas, \(2019\)](#).
  - En utilisant des éprouvettes ayant un béton et des dimensions différentes, largeur et propriétés du matériau composite distinctes, et même avec un renforcement des extrémités des échantillons partiellement spiraux confinés. Les résultats expérimentaux confirment l'autre de [Guo et al., \(2019\)](#).
  - La comparaison globale des trois codes de conception et des trois modèles ([CSA S806-2012, \(R2017\)](#); [FIB, 2001](#); [Pellegrino & Modena, 2010](#); [ACI, 2017](#); [Wang et al., 2018](#); [Guo et al., 2019](#)) avec les données expérimentales montre que la prédiction de la résistance ultime du béton confiné en PRFC pour les bandes spirales n'est pas pertinente en raison du coefficient inadéquat utilisé. Comme pour les bandes horizontales, seul le code [FIB, \(2001\)](#) avec un facteur d'efficacité de la déformation de composite PRFC  $k_{\varepsilon} = 0.75$  et les modèle de [Pellegrino & Modena, \(2010\)](#) et de [Wang et al., \(2018\)](#) fournissent une prédiction suffisante alors que les autres modèles ont échoué.
  - Pour le confinement complet en PRFC, sauf [Guo et al., \(2019\)](#) a pu prédire une résistance à la compression ultime suffisante par rapport aux données expérimentales des essais.



---

# Chapitre V.

## EFFET DE LARGEUR DES BANDES EN PRFC SUR LE COMPORTEMENT DES CYLINDRES EN BÉTON SOUS COMPRESSION

---



---

---

## CHAPÎTRE V.

### EFFET DE LARGEUR DES BANDES EN PRFC SUR LE COMPORTEMENT DES CYLINDRES EN BÉTON SOUS COMPRESSION

---

---

---

V.1. Introduction .....	90
V.2. Caractéristiques des matériaux.....	92
<b>V.2.1. Mélanges de béton</b> .....	92
<b>V.2.2. Composites PRFC</b> .....	92
V.3. Fabrication d'échantillons .....	93
V.4. Description .....	94
V.5. Programme expérimental .....	95
V.6. Modes de défaillance .....	95
V.7. Comportement contrainte-déformation .....	97
V.8. Résultats et discussions.....	99
V.9. Modélisation numérique.....	101
<b>V.9.1. Définition et modélisation des matériaux</b> .....	102
V.9.1.1. Matériau PRFC .....	102
V.9.1.2. La résine époxy .....	102
V.9.1.3. Béton .....	102
<b>V.9.2. Résultats et discussions</b> .....	103
V.10. Conclusion.....	106

---

### V.1. Introduction

Des études scientifiques et des experts ont montré qu'il est urgent de développer diverses techniques de renforcement et de réhabilitation afin d'augmenter les capacités structurelles nécessaires pour résister aux contraintes auxquelles elles sont soumises. Depuis plusieurs années, de grands efforts ont été consacrés à l'étude de diverses techniques qui sont souvent considérées dans l'utilisation des matériaux composites. L'une de ces méthodes consiste à réhabiliter ou à augmenter la capacité portante des poteaux en béton en appliquant un renforcement réalisé par confinement et collage d'un tissés en polymère renforcé de fibres de carbone (PRFC) et en polymère renforcé de fibres de verre (PRFV) avec technique EBR, par exemple (Li, 2006; Rousakis & Karabinis, 2008; Abdelrahman & El-Hacha, 2011; Triantafyllou *et al.*, 2014; Huang *et al.*, 2015; Pham *et al.*, 2015a). Plusieurs études de recherche ont déjà démontré le bien-fondé de cette approche pour le renforcement ou la réparation des poteaux en béton sous les différentes nature des charges et contraintes monotones ou cycliques en compression axiale ou excentrique (De Luca *et al.*, 2010; Gu *et al.*, 2010; El Sayed & El Maaddawy, 2011; Wang *et al.*, 2011; Parvin & Brighton, 2014; Li & Wu, 2015, 2016). Des études expérimentales et numériques ainsi que des modèles proposés ont été réalisés pour prédire le comportement des poteaux confinés (Xiao & Wu, 2000; Chaallal *et al.*, 2006; Doran *et al.*, 2009; Turgay *et al.*, 2009; El Sayed & El Maaddawy, 2011; Benzaid & Mesbah, 2012, 2014; Farghal & Diab, 2013; Pham & Hadi, 2013, 2014a; Lim *et al.* 2016; Mesbah & Benzaid, 2017).

Un certain nombre d'études expérimentales évaluent l'influence de paramètres tels que :

(1) Degré de confinement : est le rapport de la surface composite PRFC à la surface latérale du béton, une relation proportionnelle entre ce paramètre et la performance a été rapportée dans (Matthys *et al.*, 2006; Benzaid *et al.*, 2010; Turgay *et al.*, 2010; Wu & Wei, 2010; Chikh *et al.*, 2012a; Benzaid & Mesbah, 2014).

(2) Nombre de couches d'enveloppement : des articles réalisés sur le nombre de couches d'enveloppement 0, 1, 2 ou 3 couches pour déterminer leur influence sur les caractéristiques mécaniques ont été étudiés. Des tests expérimentaux montrent que la performance des poteaux augmente avec le nombre de couches (Chaallal *et al.*, 2006; Benzaid *et al.*, 2010; Turgay *et al.*, 2010; Wu & Wei, 2010; Chikh *et al.*, 2012a; Belouar *et al.*, 2013; Vasumathi *et al.*, 2014).

(3) Espacement entre les bandes : l'influence est claire, l'augmentation de l'espacement diminue la résistance et la ductilité (Vasumathi *et al.*, 2014; Murugadoss *et al.*, 2015).

(4) Forme de la section transversale : des études antérieures indiquent que la forme de la section transversale a un effet sur les propriétés souhaitées. Les formes étudiées étaient circulaires, carrées et rectangulaires. La comparaison s'effectue selon des paramètres similaires tels que le nombre de couches, les échantillons totalement confinés, la résistance initiale du béton...etc. Après les essais, la section circulaire fournit les meilleurs résultats (**Matthys et al., 2006; Ilki et al., 2008; Toutanji et al., 2009; De Luca et al., 2010; Benzaid & Mesbah, 2014**).

(5) L'élançement géométrique des poteaux : est le rapport entre le diamètre (ou le côté) et sa hauteur. La majorité des études portaient sur l'élançement des poteaux entre (2 et 6,45) et (2 et 7,14) en section circulaire et en section carrée et rectangulaire, respectivement. En général, les résultats ont révélé que ce rapport n'a pas beaucoup d'influence (**Chaallal et al., 2006; Wu & Wei, 2010; Akogbe et al., 2011; Chikh et al., 2012a, b; Siddiqui et al., 2014**).

(6) Résistance initiale du béton : en utilisant des poteaux et en ne modifiant que le paramètre de résistance du béton, plusieurs recherches ont démontré que l'effet du confinement sur la résistance et la ductilité du béton des poteaux est davantage nommé pour les échantillons à faible résistance (**Chaallal et al., 2006; Matthys et al., 2006; Ilki et al., 2008; Benzaid et al., 2010; Chikh et al., 2012a; Belouar et al., 2013; Vincent & Ozbakkaloglu, 2013a**).

Dans les travaux précédents, et en particulier ceux de **Vasumathi et al., (2014)** et de **Murugadoss et al., (2015)** et le travail dans le chapitre précédent, deux paramètres ont été modifiés simultanément ; espacement entre les bandes et quantité utilisée de matériaux composites, cette comparaison est injuste car cette dernière n'est pas la même. Pour ce faire, le but de ce travail est, entre autres, d'évaluer l'influence de la largeur des bandes de PRFC en utilisant la même quantité de composite de PRFC (**Babba & Merdas, 2019**).

De plus, la plupart des données expérimentales disponibles concernant les cylindres en béton confiné en PRFC ont été obtenues à partir des essais sur des échantillons de béton de petite taille qui se rompent par la rupture de composite PRF observée à mi-hauteur (**Ilki et al., 2008; Benzaid et al., 2010; Chikh et al., 2012a; Vincent & Ozbakkaloglu, 2013b; Li & Wu, 2016; Jiang et al., 2017**). C'est pourquoi nous avons décidé de mener des recherches pour renforcer davantage cette zone médiane.

Dans la présente étude, une modélisation du comportement des cylindres (320\*160 mm) en béton à 20MPa de résistance, confinés par composite PRFC est considérée pour déterminer l'influence de la largeur de bandes PRFC. En utilisant un calcul en éléments finis au moyen du code de calcul ABAQUS. Le comportement du béton y est décrit à l'aide d'un modèle de

plasticité couplé à l'endommagement implanté dans le code aux éléments finis ABAQUS, les bandes PRFC sont supposées comme étant élément lamina. Dans cette étude les mêmes séries ont été effectuées, soumis à un chargement progressif monotone jusqu'à la rupture

## V.2. Caractéristiques des matériaux

### V.2.1. Mélanges de béton

Un mélange de béton a été utilisé pour obtenir la gamme souhaitée de résistance du béton non confiné (20 MPa), comme le montre le **Tableau V.1**. Les mélanges ont été préparés en laboratoire à l'aide d'un malaxeur mécanique et ont servi à couler les échantillons de béton qui ont été enveloppés par composite PRFC après séchage.

*Tableau V.1. Proportions de mélange et caractéristiques du béton utilisé.*

<b>Résistance à la compression, <math>f_{co}</math> (MPa) :</b>	20,47
<b>Ciment* (kg/m<sup>3</sup>) :</b>	350
<b>Eau (kg/m<sup>3</sup>) :</b>	165
<b>Gravier concassé (kg/m<sup>3</sup>) :</b>	
<b>Ø 3/8</b>	167
<b>Ø 8/15</b>	572
<b>Ø 15/25</b>	320
<b>Sable Ø 0/3 (kg/m<sup>3</sup>) :</b>	917
<b>E/C :</b>	0.47

\* Ciment Portland: CPJ CEM II R 42.5 MPa.

### V.2.2. Composites PRFC

Le tissu en fibre de carbone utilisé dans cette étude était le produit SikaWrap-230C/45, un tissu unidirectionnel (voir **Tableau V.2**). Le système de résine utilisé pour coller le tissu de carbone sur les éprouvettes dans ce travail était la résine Medapoxy Rep composée de deux composants, résine et durcisseur (le rapport de mélange en poids était de 1:1).

*Tableau V.2. Propriétés du tissu SikaWrap-230C/45 (Sika France, 2011).*

<b>Résistance à la traction (MPa) :</b>	4 300
<b>Module d'élasticité en traction (MPa):</b>	234 000
<b>Allongement à la rupture :</b>	1.8%
<b>Densité des fibres (g/cm<sup>3</sup>) :</b>	1.76
<b>Épaisseur du tissu (mm) :</b>	0.13

Le SikaWrap-230C/45 a été stratifié à l'aide d'une résine Medapoxy Rep pour former une enveloppe de polymère renforcé de fibres de carbone (PRFC) qui a servi à renforcer les échantillons de béton.

Les propriétés de la résine sont décrites dans le **Tableau V.3**.

*Tableau V.3. Propriétés de la résine Medapoxy Rep (Granitex Algérie, 2013).*

<b>Densité :</b>	1.4±0.05
<b>Résistance à la compression (MPa):</b>	> 68
<b>Résistance à la traction (MPa):</b>	> 22
<b>Adhérence au béton (MPa):</b>	> 3

Ces propriétés mécaniques du composite PRFC sont résumées dans le **Tableau V.4**, les résultats des essais de traction ont été réalisés essentiellement selon les recommandations NF EN ISO 527-(1, 2, et 5) :

*Tableau V.4. Propriétés mécaniques du composite PRFC.*

<b>Épaisseur du composite PRFC <math>t_f</math> (par pli) (mm):</b>	1
<b>Module d'élasticité <math>E_f</math> (MPa):</b>	34200
<b>Résistance à la traction <math>f_{PRFC}</math> (MPa):</b>	470
<b>Déformation ultime <math>\varepsilon_{fu}</math>:</b>	1.4%

### V.3. Fabrication d'échantillons

Dans ce chapitre, on utilise des éprouvettes en béton à petite échelle d'un rapport géométrique égale à 2, d'un diamètre de 160 mm et d'une hauteur de 320 mm. En outre, cinq séries différentes de tests ont été effectuées. Ainsi, la première série de cylindres non confinés est considérée comme une référence. Les quatre autres séries renforcées avec des composites PRFC utilisant la technique EBR sont présentées comme suit :

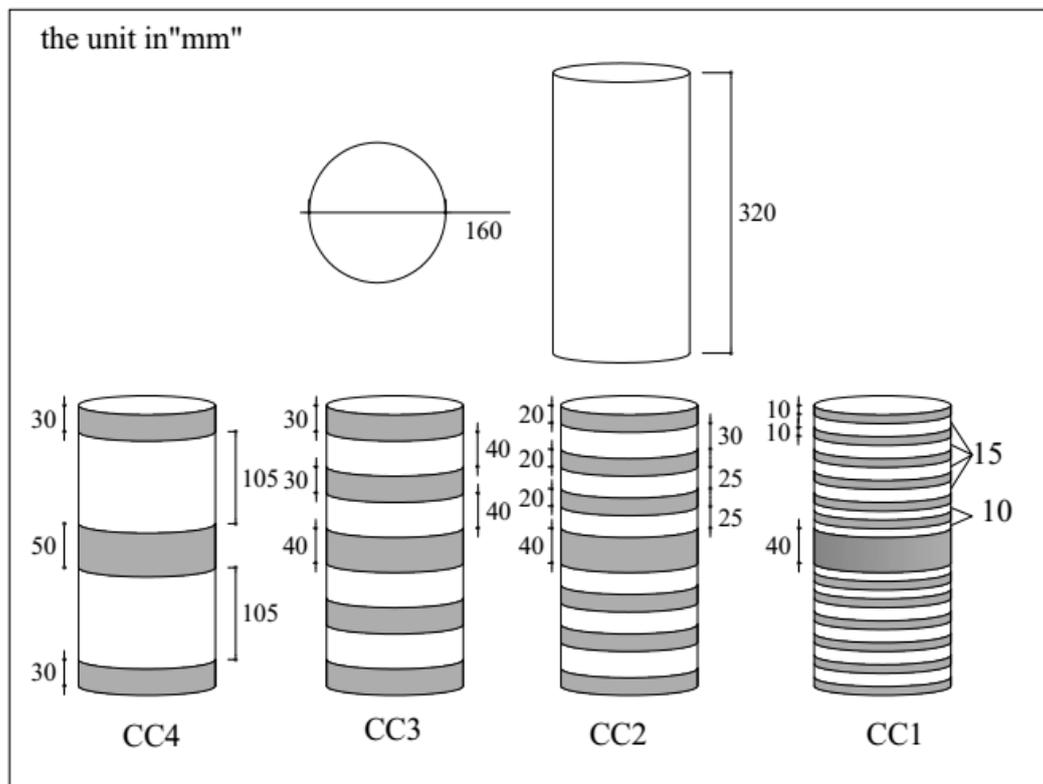
- Trois séries sont confinées avec le même degré de confinement (égal à 50%), qui est défini comme le rapport entre la surface composite PRFC et la surface latérale du cylindre. Sur cette base, nous avons confiné 50% de la surface latérale de l'échantillon avec une surface totale de 96000 mm<sup>2</sup> (la surface des composites PRFC utilisés à une dimension de 160 mm × 600 mm). Ils sont enveloppés d'une bande de 40 mm de large, située à mi-hauteur des éprouvettes. En plus des bandes a une largeur de 10 mm, 20 mm ou 30 mm avec des espacements sont ajoutés pour maintenir le même degré de confinement (50%). De tels cas sont donc illustrés dans les **Figure V.1** et **Figure V.2**.

- La cinquième série, les éprouvettes sont confinées avec la même quantité de composite PRFC utilisé dans les trois autres séries de  $96000 \text{ mm}^2$  (la surface du composite PRFC est d'environ  $=160 \text{ mm} \times 600 \text{ mm}$ ). Cependant, la configuration choisie pour la série mentionnée consiste en une largeur de bande de 50 mm en deux couches à mi-hauteur de cylindre et une bande de largeur 30 mm en une seule couche aux deux extrémités de cylindre (voir **Figure V.1** et **Figure V.2**). Ainsi, le degré de confinement de cette série est de 34 %.

#### V.4. Description

Le mini-glossaire qui suit présente les définitions de bon nombre des nomenclatures utilisées dans le présent document :

- **CNC** est l'abréviation du cylindre de control (témoin).
- **CC1**, **CC2** et **CC3** sont des cylindres confinés par des bandes d'une largeur de 10, 20 et 30 mm, successivement (voir **Figure V.1**).
- **CC4** est la cinquième configuration où les cylindres sont confinés par deux couches qui ont une bande de largeur 50 mm à mi-hauteur du cylindre et une bande de largeur 30 mm aux deux extrémités (voir **Figure V.1**).



**Figure V.1.** Schémas explicatifs du montage des séries CNC, CC1-CC4

La longueur des bandes composites PRFC est de 600 mm, y compris la longueur de chevauchement, qui est d'environ 1/5 du périmètre (environ 100 mm) pour assurer une bonne

adhérence entre les deux surfaces composites PRFC. La valeur de recouvrement (100 mm) est choisie selon le fiche technique "SikaWrap-230C / 45".



*Figure V.2. Éprouvettes CNC, CC1-CC4 après séchage.*

### V.5. Programme expérimental

Tous les cylindres sont soumis à une charge de compression axiale en deux parties ; cette charge est contrôlée avec un taux d'accroissement 0,5 MPa/s. La première partie comprend la charge axiale cyclique entre 5% et 30% de la résistance maximale pour déterminer le module élastique des cylindres. La deuxième partie comprend une charge axiale monotone appliquée jusqu'à la rupture.

Ensuite, Les essais sont effectués sous une machine de compression MCC8 d'une capacité de 3000 kN. Les instruments utilisés pour enregistrer les déplacements axiaux sont trois LVDT placés à mi-hauteur de cylindre avec une ouverture maximale de 50 mm, espacés d'une distance égale à 1/3 du périmètre de cylindre.

### V.6. Modes de rupture

Les différents tests effectués nous ont permis de lister les remarques suivantes concernant les modes de défaillance :

Série CNC : aucun son n'a été entendu lors de l'essai d'écrasement du cylindre. Il est à noter que la résistance à la chute est causée par des dommages au béton. Par ailleurs, il convient de noter qu'il existe une proportionnalité entre la déformation du béton et la charge appliquée (**Figure V.3a**).

Séries CC1, CC2 et CC3 : dans tous les cas, un son a été entendu pendant l'essai d'écrasement. Malgré tout, ces séries présentent une différence de mode de défaillance.

- Série CC1 : après les tests, nous avons découvert une rupture de 2 à 3 bandes de 10 mm de largeur sous et au-dessus de la bande moyenne (40 mm) où ni cette dernière ni la surface de béton non confinée ne présentent de fissures nettes (voir **Figure V.3b**).

- Série CC2 : nous avons remarqué lors du test que les fractures n'étaient pas seulement dans la bande moyenne (40 mm de largeur) mais aussi dans la bande de 20 mm de largeur placée sous ou au-dessus de cette bande moyenne, ainsi. Par conséquent, nous avons également découvert que la surface de béton non confinée révèle également des fissures peu claires (**Figure V.3c**).

- Série CC3 : à ce niveau, une fracture de la bande moyenne de 40 mm de largeur a été observée. Dans cette série, le béton présentait des fissures intéressantes à une hauteur de 120 mm au niveau du milieu du cylindre (voir **Figure V.3d**).

- Série CC4 : un son a été entendu après le début du test. Il n'y avait pas de déformation nette des bandes en PRFC. La résistance à l'effondrement se produit toutefois après l'endommagement du béton, ce qui entraîne des fissures très nettes sur sa surface non confinée (voir **Figure V.3e**).

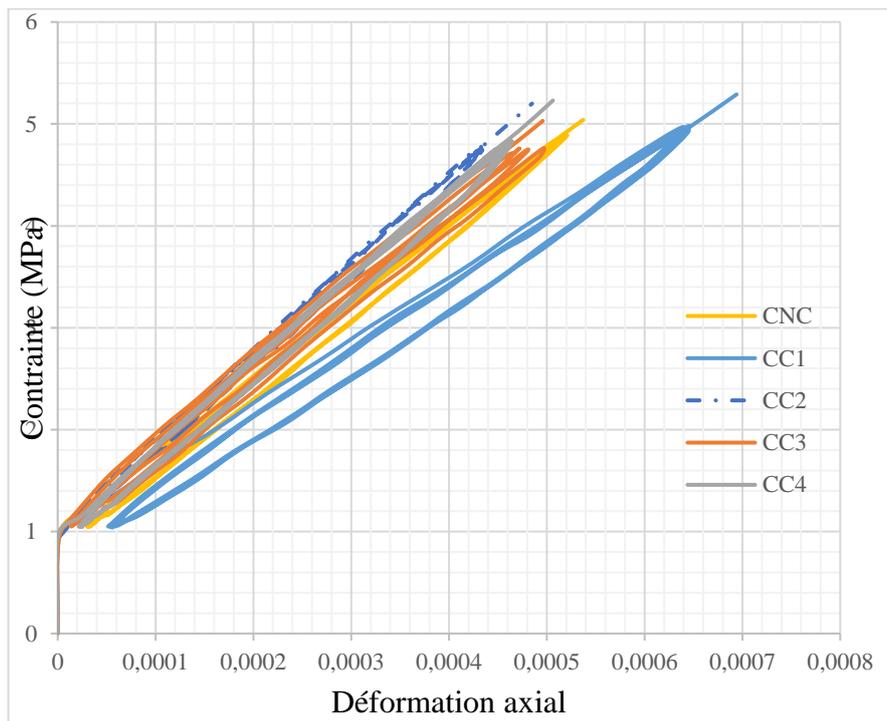
En général, les échantillons confinés en PRFC se sont rompus d'une manière soudaine et explosive et n'ont été précédés que de son de claquement. La même observation a été rapportée dans des travaux antérieurs (**Turgay et al., 2010; Yaqub & Bailey, 2011; Benzaid & Mesbah, 2014; Jiang et al., 2017**).



**Figure V.3.** Modes de défaillance des échantillons - les cinq séries CNC, CC1-CC4.

### V.7. Comportement contrainte-déformation

Les **Figures V.4** et **V.5** représentent les courbes contrainte-déformation des cylindres. Les échantillons sont soumis à une charge cyclique comprise entre 5% et 30% de la résistance moyenne maximale des cylindres témoins, **Figure V.4**, qui décrit le comportement des séries CNC, CC1, CC2, CC3 et CC4. Il est à noter que ces quatre dernières séries confinées présentaient à peu près le même comportement que celui des cylindres de control (CNC). Les courbes montrent le comportement élastique et proportionnel des cylindres, où les déformations augmentent avec l'augmentation des contraintes et diminuent avec elles.



**Figure V.4.** Courbes contrainte-déformation sous charge cyclique - les cinq séries CNC, CC1-CC4.

La 2ème partie : le comportement des cylindres sous une charge monotone accrue avec un taux d'augmentation de 0,5 MPa/s jusqu'à la défaillance.

La **Figure V.5** donne un exemple de cylindres de contrôle CNC ; la courbe obtenue a un comportement linéaire jusqu'à environ 1/3 de la résistance maximale. Après cela, le comportement devient excessivement non linéaire jusqu'au pic et provoque immédiatement un dommage sur le béton sans grande plage plastique. De plus, la perte de résistance indirecte de l'échantillon traduit la présence du point de pic.

Néanmoins, il faut noter que les courbes contraintes-déformations obtenues des bétons confinés par composites PRFC (CC1, CC2, CC3 et CC4) sont bilinéaires. La première zone présente essentiellement une réponse linéaire régie par la rigidité du béton non confiné qui se traduit par le fait que le confinement en PRFC inactivé puisque les déformations latérales du

béton sont très faibles. La deuxième phase représente un plateau plastique (ductile) à l'extrémité avant la phase de fracturation ; le comportement des cylindres confinés CC1, CC2, CC3 et CC4 devient plastique tant que le cylindre continue à se déformer avec de petites charges croissantes. Ce comportement s'explique par l'effet de renforcement par des couches PRFC qui ne sont activées que dans la mesure où la résistance à la compression maximale du béton est atteinte et que les déformations transversales du béton activent l'enveloppe de PRFC. Dans cette zone, de petites augmentations de charge produisent de grandes dilatations latérales et, par conséquent, conduisent à une pression de confinement plus élevée. Ainsi, la deuxième partie de la courbe bilinéaire passe du durcissement à un plateau plat.

Il est à noter qu'à cet égard, une brusque chute de la résistance a été observée. Après les valeurs les plus élevées, les courbes des cylindres CC1, CC2, CC3 et CC4 montrent une déformation plastique continue jusqu'à la rupture sans diminution des contraintes.

Il convient également de noter, comme le montre la Figure ci-dessous, que les cylindres confinés développent une large gamme plastique lorsqu'elles atteignent une capacité de déformation sans compromettre leur résistance, contrairement à la courbe en béton non confiné dont la perte de performance est observée avec une déformation limitée due à l'absence de confinement. En général, le confinement après un point donné tend à exercer une pression latérale circonférentielle fournie par les bandes composites PRFC sur les cylindres et à ramener ces dernières à un état tridimensionnel.

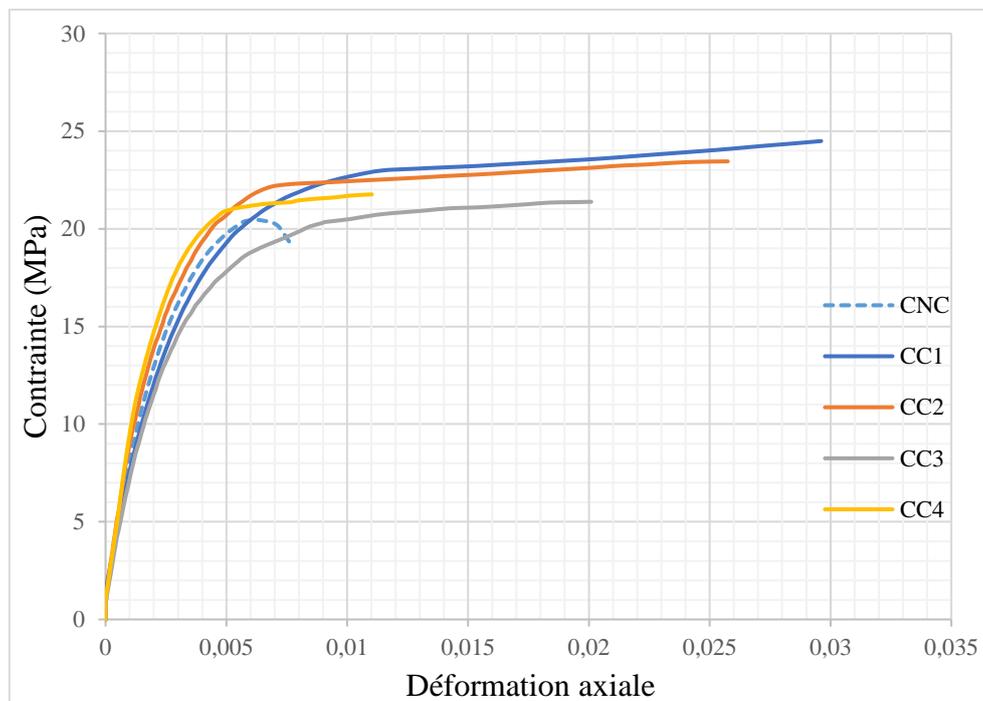


Figure V.5. Courbes contrainte-déformation sous charge monotone - les cinq séries CNC, CC1-CC4.

### V.8. Résultats et discussions

Afin d'évaluer l'influence de la largeur des bandes composites PRFC utilisées pour renforcer les cylindres en béton non armé sur leur résistance ultime et leurs améliorations, nous avons réalisé plusieurs expériences et comparé les résultats avec des cylindres de contrôle CNC. Pour les valeurs résultantes, voir le **Tableau V.5**.

*Tableau V.5. Résultats expérimentaux des séries.*

Série	Q (kN)	$\sigma$ (MPa)	Augmentation de la résistance	$\epsilon_{cu}$	$\epsilon_{cu}$ %	E (MPa)
CNC	411,37	20,47		0,00621		7663,83
CC1	492,15	24,49	19,64%	0,02961	377%	6383,26
CC2	471,25	23,45	14,56%	0,02575	315%	8602,89
CC3	429,65	21,38	04,45%	0,02010	224%	7603,01
CC4	437,29	21,76	06,30%	0,01102	77%	8347,89

Note : Q= charge ultime,  $\sigma$ = résistance maximale,  $\epsilon_{cu}$ = déformation axiale des cylindres à mi-hauteur,  $\epsilon_{cu}\%$ = gains de déformation par rapport à l'échantillon de référence, E = module d'élasticité des cylindres.

Comme prévu, la résistance ultime des cylindres augmente modérément et l'amélioration de la résistance a atteint 19,64%, 14,56% et 04,45% pour les cylindres : CC1, CC2 et CC3, respectivement.

Comme le montrent le **Tableau V.5** et la **Figure V.5**, la résistance maximale des cylindres a augmenté lorsque la largeur des bandes a été réduite. Pour expliquer le résultat, une simulation a été réalisée.

Lorsque la largeur des bandes  $b_f$  diminue (avec la même quantité de matériaux utilisés), l'espacement entre les bandes  $s'$  va diminuer et donc le coefficient d'efficacité de confinement  $k_e$  augmente. Ainsi, la pression latérale de confinement  $f_l$  augmentera, **Eq.V.1 (FIB, 2001)**.

$$f_l = k_e \frac{\rho_f E_f \epsilon_{fe}}{2} \quad \text{Eq.V.1}$$

Où  $\epsilon_{fe}$  est la déformation effective de la feuille de PRFC collée à la rupture, présentée par **Eq.V.2** ;  $\rho_f$  est le rapport de confinement en PRFC, donné par **Eq.V.3 (FIB, 2001)**.

$$\epsilon_{fe} = 0.75 \epsilon_{fu} \quad \text{Eq.V.2}$$

$$\rho_f = \frac{A_f \pi D}{(\pi D^2 / 4)} = \frac{4 b_f n t_f}{D S} \quad \text{Eq.V.3}$$

Le coefficient d'efficacité de confinement  $k_e$  est obtenu selon **Eq.V.4 (FIB, 2001)**.

$$k_e = \frac{A_e}{A_c} = \frac{\left(1 - \frac{s'}{2D}\right)^2}{1 - \rho_{sg}} \cong \left(1 - \frac{s - b_f}{2D}\right)^2 < 1.0 \quad \text{Eq.V.4}$$

Où :

$A_f$  est la surface de composite PRF ;

$A_e$  est surface de béton effectivement confiné ;

$A_c$  est la surface nette du béton ;

$D$  est le diamètre du cylindre ;

$n$  est le nombre des couches PRFC ;

$S$  est l'espacement entre le centre et le centre des bandes de PRFC, et

$\rho_{sg}$  représente le taux de renforcement de l'armature longitudinale en acier.

Les résultats globaux des calculs sont résumés dans le **Tableau V.6**.

**Tableau V.6.** Calcul de la pression latérale de confinement  $f_l$ .

$b_f$ (mm)	$s$ (mm)	$D$ (mm)	$n$	$t_f$ (mm)	$E_f$ (MPa)	$\varepsilon_{fu}$	$\varepsilon_{fe}$	$\rho_f$	$k_e$	$f_l$ (MPa)
<b>10</b>	25	160	1	1	34200	1,4‰	1,05‰	0,01	0,908	0,0816
<b>20</b>	50	160	1	1	34200	1,4‰	1,05‰	0,01	0,821	0,0737
<b>30</b>	70	160	1	1	34200	1,4‰	1,05‰	0,01	0,766	0,0687

La 5ème configuration CC4, qui était basée sur le renforcement du milieu de cylindre considéré comme la zone où le matériau a commencé la rupture, la résistance augmente de 06,30% par rapport aux cylindres de control CNC.

Comme le montrent le **Tableau V.5** et la **Figure V.5**, la configuration donnée révèle des résultats proches de ceux de CC3 (04,45%).

Pour la déformation, le **Tableau V.5** indique les valeurs moyennes des déformations axiales  $\varepsilon_{cu}$ . En général, les LVDT enregistrent une déformation égale à 0,00621, 0,02961, 0,02575, 0,02010 et 0,001102 pour les séries CNC, CC1, CC2, CC3 et CC4, avec une augmentation successive de 377%, 315%, 224% et 77% respectivement CC1, CC2, CC3 et CC4, par rapport aux séries control. Les résultats montrent un effet de confinement clair sur la capacité de déformation des cylindres, notamment des séries CC1 et CC2 qui présentent un pourcentage d'augmentation plus élevé.

Ce Tableau montre que les valeurs de module d'élasticité des séries CNC, CC1, CC2, CC3 et CC4 sont 7663.83, 6383.26, 8602.89, 7603.01, et 8347.89 successivement. Sinon, les résultats du module d'élasticité sont proches, ce qui signifie que le composite PRFC n'a aucun effet dans la plage de 5% à 1/3 de la résistance maximale.

De plus, les auteurs soulignent que les résultats de CC1, CC2 et CC3 sont dus à la diffusion de la tension latérale (la pression de confinement) exercée par le composite PRFC qui est supposée être une parabole avec une pente initiale de 45 dans le béton (FIB, 2001), comme le montre la Figure V.6.

Pour CC4, même s'il est pleinement garanti que la zone médiane a été renforcée plus que les séries CC1, CC2 et CC3 (voir Figure V.1) la distance entre les bandes conduit à un mode de défaillance différent de celui de CC1 et CC2, où les chutes de résistance sont une conséquence des fissures qui pourraient se développer sur les surfaces en béton.

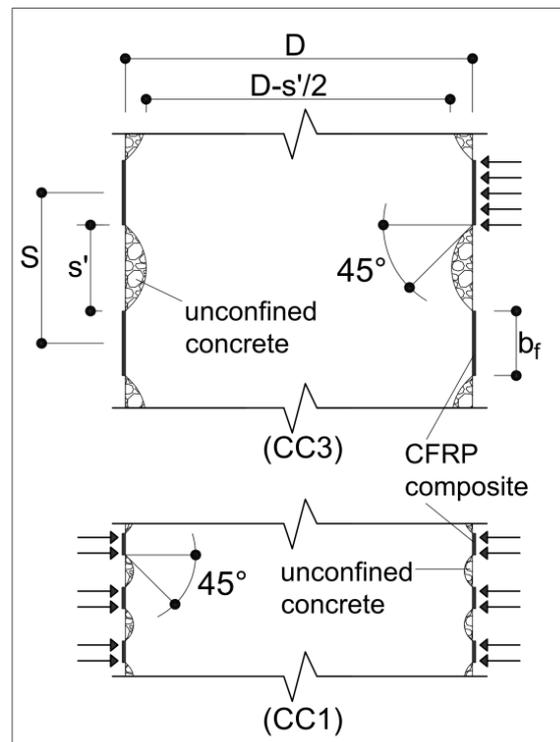


Figure V.6. Pression de confinement exercée par le composite PRFC (FIB, 2001)

### V.9. Modélisation numérique

Les cylindres étudiés expérimentalement sont modélisés afin d'évaluer les résultats expérimentaux et déterminer l'influence de la largeur des bandes PRFC. En utilisant un calcul par éléments finis au moyen du code de calcul ABAQUS, une modélisation numérique du

---

---

comportement des cylindres en béton de 20 MPa de résistance et des dimensions 320 mm d'hauteur et 160 mm de diamètre.

### V.9.1. Définition et modélisation des matériaux

#### V.9.1.1. Matériau PRFC

Le matériau en PRFC utilisé est un tissu unidirectionnel à base de fibres de carbone nommé SikaWrap ®-230 C/45, destiné au renforcement des structures qui est réuni dans une matrice en résine époxy nommé Medapoxy Rep.

Dans ce travail, on a introduit le composite PRFC dans le Logiciel ABAQUS comme étant un matériau élastique lamina avec les caractéristiques suivantes : Densité 1,76 g/cm, module d'élasticité  $E_1=E_2=34200$  MPa, la résistance de rupture en traction 470 MPa et 0.1 MPa en compression. Comme montre la **Figure V.7**.

#### V.9.1.2. La résine époxy

C'est une matière plastique de composition chimique utilisée comme une colle pour assurer la bonne adhérence entre le composite PRFC et le béton. Pour les liens, le comportement sera adhérent linéaire avec une résistance égale pour la direction normale au niveau d'adhésion et les deux directions orthogonales dans le même niveau d'adhérence. Dans la modélisation de cette résine nous avons créé un type d'interaction contacte avec un comportement cohésif où la résistance d'adhérence sur béton est supérieure à 3MPa.

#### V.9.1.3. Béton

La modélisation du comportement de béton dans l'Abaqus est difficile à cause de ces paramètres hétérogènes tels que : : l'hétérogénéité des matériaux constituant le béton, la dissymétrie de son comportement en compression et en traction, les microfissures qui sont réparties d'une manière aléatoire (**Sahar Radfar et al., 2012**).

Par conséquent, plusieurs lois du comportement de béton sous un chargement de compression monotone croissant ont été développées, sont des relations basées sur la résistance ultime du matériau en compression et en déformation associé. Le modèle utilisé dans le cadre de ce travail est un modèle de plasticité couplé à l'endommagement en utilisant les relations de **Carreira & Chu, (1985)** mentionnées en (**Aslani F et al., 2012**). Le béton modélisé a une densité égale à 2.4 et une résistance de 20MPa avec coefficient de Poisson égale 0.15. Les relations empiriques proposées par **Carreira & Chu, (1985)**, sont des relations construites à partir de résultats expérimentaux, qui s'associe très bien à leurs résultats expérimentaux (**Aslani F et al., 2012**).

$$\frac{\sigma_c}{f'_c} = \frac{n(\varepsilon_c/\varepsilon'_c)}{n-1+(\varepsilon_c/\varepsilon'_c)^n} \quad \text{Eq.V.5}$$

$$n = n_1 = [1.02 + 1.17(E_{sec}/E_c)]^{-0.74} \text{ if } \varepsilon_c \leq \varepsilon'_c \quad \text{Eq.V.6}$$

$$n = n_2 = n_1 + (a + 28b) \text{ if } \varepsilon_c \geq \varepsilon'_c \quad \text{Eq.V.7}$$

où

$$a = 3.5(12.4 - 1.66 + 10^{-2}f'_c)^{-0.46} \quad \text{Eq.V.8}$$

$$b = 0.83 * \exp\left(-\frac{911}{f'_c}\right) \quad \text{Eq.V.9}$$

$$r = \frac{f'_c}{E_c} + 0.8 \quad \text{Eq.V.10}$$

$$\varepsilon'_c = \left(\frac{f'_c}{E_c}\right)\left(\frac{r}{r-1}\right) \quad \text{Eq.V.11}$$

$$E_{sec} = f'_c/\varepsilon'_c \quad \text{Eq.V.12}$$

$$E_c = 3320(f'_c)^{0.5} + 6900 \quad \text{Eq.V.13}$$

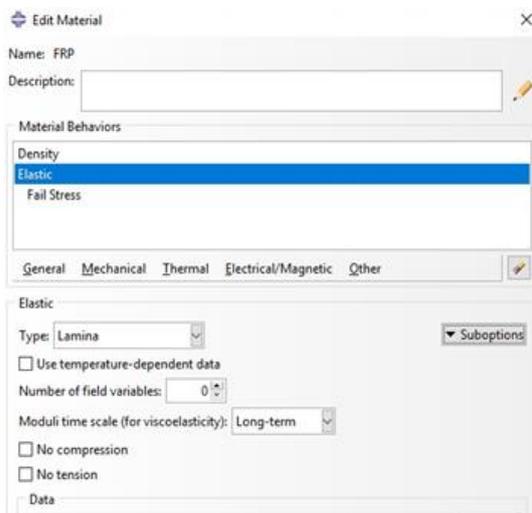


Figure V.7. La modélisation du composite PRFC

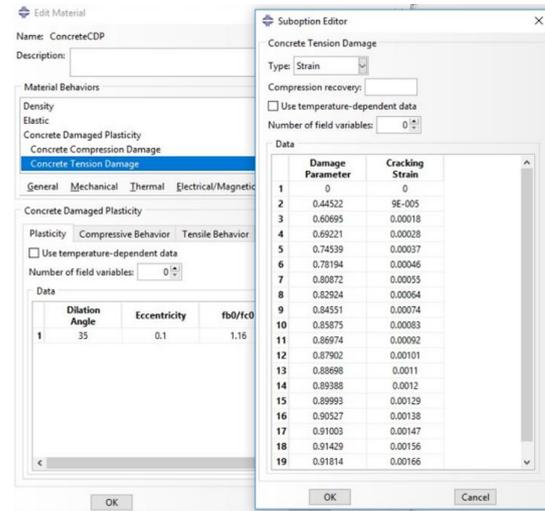


Figure V.8. La modélisation du béton

### V.9.2. Résultats et discussions

La Figure V.9 montre les formes de déformation et les contraintes dans le béton et le composite PRFC. Pour les cylindres confinés, les dilatations dans la direction radiale sont presque uniformes, et les contraintes dans les bandes PRFC sont uniformément réparties. Cependant, le béton adjacent au composite PRFC se dilate plus que le noyau comme le montre état final de CC3 dans la Figure V.9.

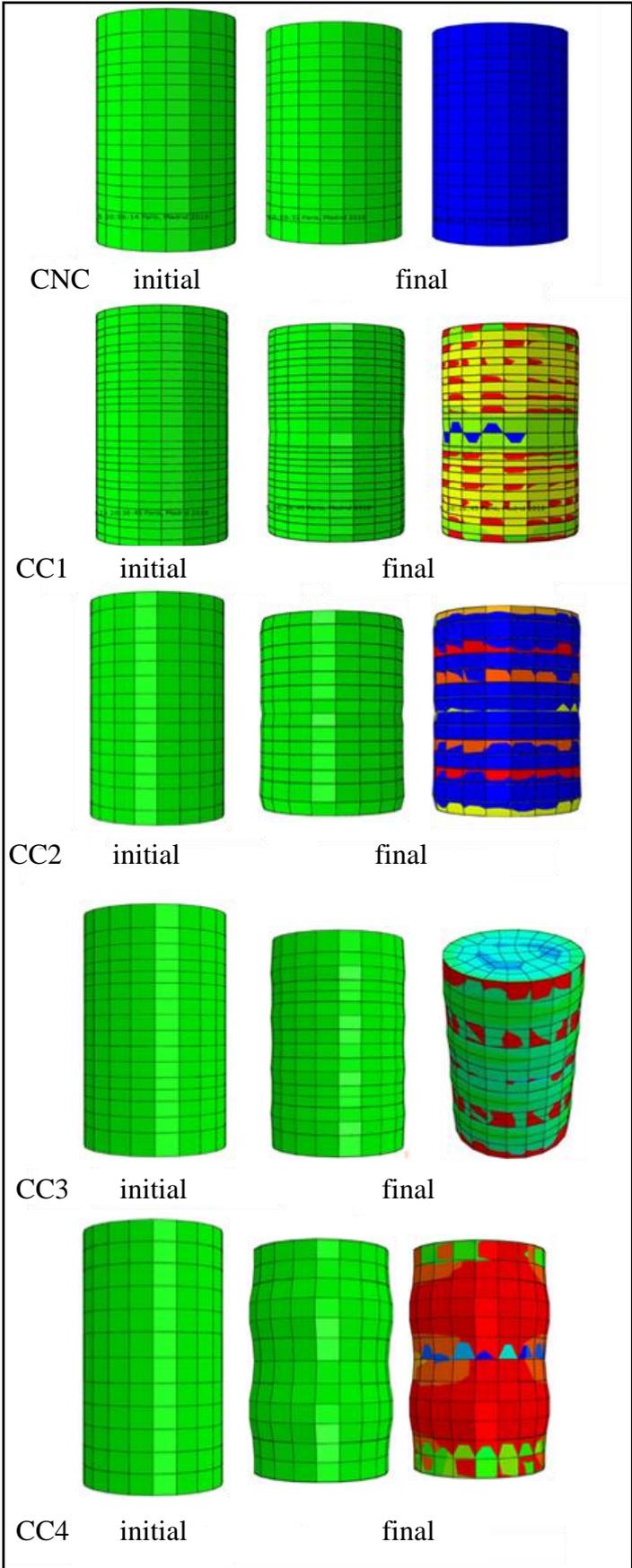
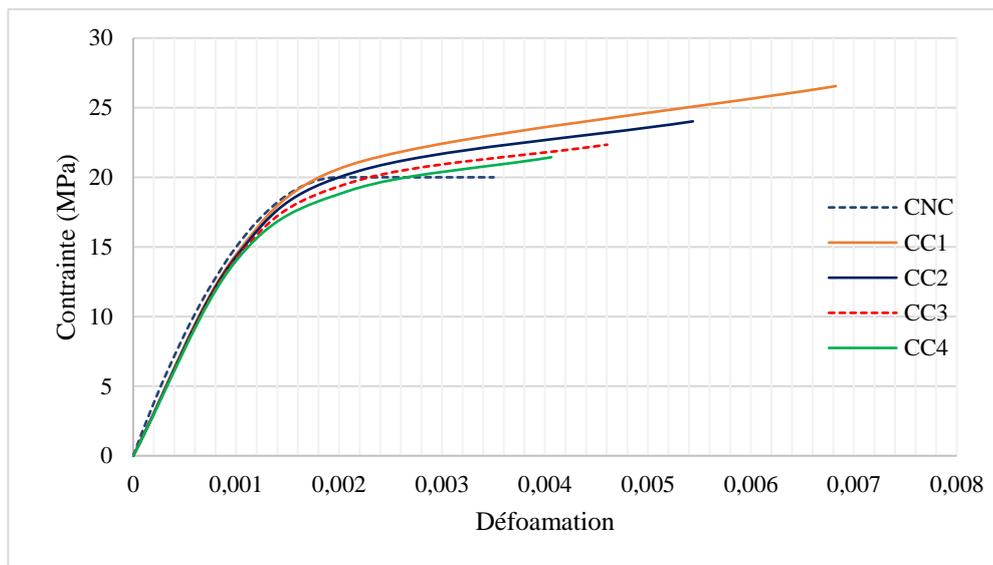


Figure V.9. Les cylindres dans l'Abaqus (état initial et final)

La **Figure V.10** présente les courbes des éprouvettes étudiés, la courbe de CNC est une présentation du comportement contrainte –déformation des éprouvettes témoins non confinés sous une charge de compression axial, ont une résistance de 20 MPa et une déformation ultime de 0.35%. Les courbes de CC1, CC2, CC3, et CC4 sont des courbes bilinéaires représentant le comportement des cylindres confinés en PRF. On observe que les éprouvettes confinés développent une plage plastique large où elles achèvent une capacité de déformation sans perdre leurs résistances.



**Figure V.10.** Courbes contrainte-déformation -ABAQUS- les cinq séries CNC, CC1-CC4

Le **Tableau V.7** montre les détails et les résultats de la modélisation. On peut observer également que la résistance à la compression des cylindres confinés est améliorée en diminuant la largeur des bandes en PRFC. Les améliorations de la résistance atteindront 33%, 20%, 12% et 7% correspondant à une amélioration de déformation de 241%, 172%, 130% et 103% pour les éprouvettes CC1, CC2, CC3 et CC4 respectivement. Les résultats obtenus numériquement mentionnés, ci-dessus, sont très concordants avec les résultats expérimentaux.

**Tableau V.7.** Résultats numériques des éprouvettes -ABAQUS-.

Éprouvette	Résistance (MPa)		Déformation	
	$f_{cc}$	Amélioration*	$\epsilon_{cu}$	Amélioration*
<b>CNC</b>	20	/	0,00200	/
<b>CC1</b>	26,54	33%	0,00682	241%
<b>CC2</b>	24,02	20%	0,00544	172%
<b>CC3</b>	22,34	12%	0,00460	130%
<b>CC4</b>	21,44	7%	0,00406	103%

\* l'amélioration par rapport au cylindre témoins non confiné

### V.10. Conclusion

Le présent chapitre constitue une modeste contribution à l'étude du comportement des cylindres en béton renforcés par confinement en utilisant des matériaux composites à base de fibres de carbone PRFC d'une manière extérieure.

En effet, des expériences ont été menées sur cinq séries de cylindres de petite taille (160 mm de diamètre et 320 mm de hauteur) avec une résistance faible du béton de 20 MPa (ce qui reflète la résistance réelle des enceins ouvrages existants nécessitant le renforcement) soumises à des charges cycliques et monotones qui conduisent à une rupture progressive par écrasement. Par conséquent, ce travail a été particulièrement utile pour démontrer l'efficacité de la technique proposée pour améliorer la résistance et la ductilité des cylindres en béton renforcé par PRFC.

Par ailleurs, les résultats expérimentaux de ces essais ont été étudiés et analysés puis comparés avec ceux de modélisation pour déterminer l'effet du renforcement par composite PRFC en termes contrainte-déformation et ductilité. De plus, il est à noter qu'une configuration appropriée a également été adoptée pour déterminer la meilleure méthode permettant d'exploiter le matériau composite PRFC en le sollicitant pour atteindre ses états limites ultimes.

D'après les résultats obtenus de notre travail, il est possible de conclure qu'il y a une augmentation considérable des résistances sur les cylindres confinés comparativement aux cylindres témoins non confinés. L'utilisation de renforts composites sous forme de bandes de petites largeurs est également considérée comme une configuration appropriée pour obtenir un comportement adéquat des cylindres renforcés avec la même quantité de composite PRFC qui augmente la résistance des cylindres par la minimisation de l'espace entre les bandes de renforcement.

Les résultats suggèrent donc que cette configuration pourrait également être utile pour exploiter la capacité maximale des renforts composites utilisés (composite PRFC selon la technique EBR) et ainsi économiser les coûts de réhabilitation par l'utilisation de la réparation ou du renforcement.

Les résultats numériques démontrent que le code de calcul par éléments finis ABAQUS simule bien les comportements des cylindres en béton ordinaire confinées par composite PRFC.



---

# Chapitre VI.

EFFET DE LA CONFIGURATION DU  
CONFINEMENT SUR LE  
COMPORTEMENT COMPRESSIF DES  
CYLINDRES EN BETON CONFINES PAR  
COMPOSITE «PRFC»

---



---

---

## CHAPÎTRE VI.

### EFFET DE LA CONFIGURATION DU CONFÎNEMENT SUR LE COMPORTEMENT COMPRESSIF DES CYLINDRES EN BETON CONFÎNES PAR COMPOSITE «PRFC»

---

---

---

VI.1	Introduction .....	108
VI.2	Propriétés des matériaux.....	110
VI.3	Programme expérimental.....	111
VI.4	Dénominations .....	114
VI.5	Instrumentation .....	115
VI.6	Résultats expérimentaux.....	118
<b>VI.6.1</b>	<b>Modes de rupture</b> .....	118
<b>VI.6.2</b>	<b>Courbes contrainte-déformation</b> .....	120
<b>VI.6.3</b>	<b>Analyse et discussions</b> .....	122
VI.7	Vérification analytique .....	126
VI.8	Conclusion .....	128

---

## VI.1. Introduction

Les ingénieurs en génie civil rencontrent souvent des difficultés au cours de l'entretien des structures en béton existantes qui ont déjà subi des dommages dus à des catastrophes naturelles, de l'échec environnemental et/ou de conception... Les polymères renforcés de fibres de Carbone (PRFC) sont utilisés depuis des décennies comme matériaux de renforcement pour les structures en béton en raison de leur ductilité et de leur rapport résistance-poids élevé. Ces avantages ont fait des PRFC des matériaux prometteurs. Les premiers travaux de recherche qui étudient le comportement de la structure confinée en PRF ont été initiés par **Richard Wolf & H.J. Miessler, (1989)**. Par la suite, plusieurs chercheurs ont effectué plus de travaux de recherche afin de comprendre le comportement de PRF en tant que matériau de renforcement structural (**Merdas et al., 2015; Zeng et al., 2018; Douadi et al., 2019**), ce qui permet d'utiliser d'avantage les moyens d'optimiser la capacité du PRF. Le comportement des polymères renforcés de fibres de carbone (PRFC) comme matériaux de renforcement pour les éléments en béton a été extensivement étudiés par des expériences et des investigation numériques (**Xiao & Wu, 2000; Rousakis et al., 2003; Barros & Ferreira, 2008; Benzaid et al., 2010; Sadeghian et al., 2010; Cui & Sheikh, 2010; Seffo & Hamcho, 2012; Ozbakkaloglu et al., 2013; Vincent & Ozbakkaloglu, 2013; Pham et al., 2015**). Selon une étude faite par **Ozbakkaloglu et al., (2013)**, plus de 200 études expérimentales ont été menées au cours des deux dernières décennies, ce qui a donné lieu à plus de 80 modèles de contrainte-déformation. Des études ont montré que les paramètres du PRFC, tels que l'orientation des fibres, la largeur des bandes (**Babba & Merdas, 2019**), schéma de confinement (**Pham et al., 2015**), le nombre de couches et le mode d'application du PRFC, ont une influence sur l'amélioration de résistance. On sait que les déformations de rupture du béton confiné par composite PRF sont toujours inférieures à la déformation ultime de la fibre. le facteur d'efficacité de la déformation de composite PRFC  $k_\epsilon$  est généralement pris entre 0,274 et 1,133 (**Xiao & Wu, 2000; Lam & Teng, 2004; Lam et al., 2006; Smith et al., 2010; Rousakis & Karabinis, 2012; Wu & Jiang, 2013**). **Lim & Ozbakkaloglu, (2015)** ont conclu que le facteur de déformation à la rupture du composite PRF diminue avec l'augmentation de la résistance en béton non confiné et du module élastique de la fibre.

En plus du confinement total, le confinement partiel en PRFC présente également un potentiel élevé d'amélioration de la résistance du béton (**Barros & Ferreira, 2008; Wei et al., 2009; Khan & Zafar, 2011**). Par le confinement partiel, le décollement peut être réduit grâce à la petite surface de collage facilement pressurisée. De plus, l'air emprisonné dans

---

---

les espaces vides peut être éliminée, ce qui permet d'améliorer l'adhérence entre le PRFC, l'adhésif et la surface du béton. [Mander \*et al.\*, \(1983\)](#), [Khan & Zafar, \(2011\)](#) et [Ismail \*et al.\*, \(2019\)](#) ont rapporté que les éléments structuraux partiellement confinés par une bande PRFC augmentent suffisamment la résistance du béton. Cependant, très peu d'études ([Pham \*et al.\*, 2015](#); [Wang \*et al.\*, 2018](#)) comparent l'efficacité du confinement entre les configurations d'enveloppement total, partiel et non uniforme en termes d'optimisation de la quantité du PRF utilisée afin de déterminer un nouveau schéma de confinement. Par conséquent, il est nécessaire d'étudier l'efficacité du confinement partiel et des nouvelles configurations par rapport aux poteaux totalement enveloppés en utilisant la même quantité de PRF.

De plus, les codes de conception existants pour les poteaux en béton partiellement confinés en PRF ont été fournis uniquement par [FIB, \(2001\)](#) mais semblent plausibles même avec des résultats d'essais limités pour valider leur exactitude. Néanmoins, les modèles existants de contrainte-déformation du béton confiné en PRF ont tous été développés à partir d'une base de données sur le béton confiné en PRF. Par conséquent, la validité du modèle de contrainte-déformation existant du béton confiné en PRF sur du béton partiellement confiné en PRF demeure douteuse ([Zeng \*et al.\*, 2017](#)). L'étude de [FIB, \(2001\)](#) adopte une hypothèse proposée par [Mander \*et al.\*, \(1988\)](#) pour l'effet de confinement en acier dans les poteaux armés (RC) afin de prédire l'efficacité des poteaux partiellement confinés en PRF. Par conséquent, il existe un manque de travaux théoriques et expérimentaux sur le béton partiellement confiné avec des PRFC. Pour cette raison, un programme expérimental a été développé dans cette étude pour comparer l'efficacité du confinement des poteaux partiellement confinés et des poteaux non uniformément confinés de PRFC par rapport aux poteaux totalement confinés. La même quantité de PRFC a été enveloppée sur des poteaux de béton identiques par différentes configurations d'enveloppement pour obtenir une conception de confinement optimisée. Les résultats sont comparés avec les prédictions d'un code de conception et un modèle.

## VI.2. Propriétés des matériaux

Un béton ordinaire d'une résistance à la compression de 20 MPa a été formulé pour la confection des éprouvettes. La formulation de composite de béton a été calculée à l'aide de la méthode de Dreux Gorisse ([Tableau VI.1](#)). Après 28 jours de durcissement, les échantillons de béton ont été enveloppés avec du PRFC. Le jour d'essais, la résistance à la compression et

la déformation axiale ultime moyenne du béton était de  $f_{co} = 21,42$  MPa et  $\varepsilon_{co} = 0,408\%$  respectivement. Le **tableau IV.1**, ci-dessous, présente les proportions du mélange utilisé et les caractéristiques du béton obtenu.

**Tableau VI.1.** Proportions et caractéristiques du mélange du béton utilisé.

<b>Ciment* (kg/m<sup>3</sup>) :</b>	210
<b>Eau (kg/m<sup>3</sup>) :</b>	160
<b>Gravier concassé (kg/m<sup>3</sup>) :</b>	
<b>Ø 3/8</b>	218.68
<b>Ø 8/15</b>	977.06
<b>Sable Ø 0/3 (kg/m<sup>3</sup>) :</b>	847.24
<b>E/C :</b>	0.761
<b>Résistance à la compression, <math>f_{co}</math> (MPa) :</b>	21.42
<b>Déformation ultime, <math>\varepsilon_{co}</math> (%) :</b>	0,408

\* Ciment Portlet: CPJ CEM II R 42.5 MPa.

Le tissu de PRFC utilisée dans cette étude est nommé « SikaWrap<sup>®</sup>-230C/45, il a été acheté de l'entreprise SIKA ALGÉRIE<sup>®</sup>. La largeur des rouleaux en tissu de PRFC est de 600 mm, les propriétés des tissus sont montrées dans le **Tableau VI.2**. La résine époxy « Sika Dur 330 » recommandée par le fabricant avec un mélange de résine époxy et de durcisseur dans un rapport de 4:1 respectivement a été utilisée comme adhésif dans ce travail, ses propriétés sont illustrées dans le **Tableau VI.3**.

**Tableau VI.2.** Propriétés du de tissu SikaWrap-230C/45 (Sika France, 2011).

<b>Résistance à la traction (MPa) :</b>	4 300
<b>Module d'élasticité en traction (MPa) :</b>	234 000
<b>Allongement à la rupture :</b>	1.8%
<b>Densité des fibres (g/cm<sup>3</sup>) :</b>	1.76
<b>Épaisseur du tissu (mm) :</b>	0.13

**Tableau VI.3.** Propriétés de la résine Sika Dur 330 (Sika France, 2018).

<b>Densité (kg/l) :</b>	1,30
<b>Résistance à la traction (MPa) :</b>	> 30
<b>Adhérence au béton (MPa) :</b>	> 4
<b>Module d'Élasticité (MPa) :</b>	
<b>Flexion :</b>	3800
<b>Traction :</b>	4500

La résistance à la traction du CFRP a été obtenue conformément à la norme NF EN ISO 527- (recommandations 1, 2 et 5). Pour cela, des coupons en CFRP de 25 mm de largeur et 250 mm de longueur ont été préparés et testés pour chaque échantillon. Les coupons étaient

recouverts aux deux extrémités par des plaques d'aluminium (25×50 mm). Les résultats des essais sont montrés dans le **Tableau VI.4**.

*Tableau VI.4. Propriétés mécaniques des tissus composites en PRFC.*

<b>Épaisseur du composite PRFC <math>t_f</math> (par pli) (mm) :</b>	1
<b>Module d'élasticité <math>E_f</math> (MPa) :</b>	34900
<b>Résistance à la traction <math>f_{PRFC}</math> (MPa) :</b>	480
<b>Déformation ultime <math>\varepsilon_{fu}</math> :</b>	2%

### VI.3. Programme expérimental

Un total de neuf (9) séries de cylindres en béton confiné en PRFC ont été confectionnées, coulées et testées au niveau du laboratoire de département de Génie Civil et du laboratoire d'Unité de Recherche Matériaux Émergents, Université Ferhat Abbas Sétif 1. Les dimensions des éprouvettes cylindriques en béton étaient de 320 mm de hauteur et de 160 mm de diamètre. Toutes les éprouvettes ont été coulées dans le même lot du béton. La résistance à la compression du cylindre le jour d'essais était en moyen de  $f_{co} = 21,42$  MPa. Le programme expérimental était composé de neuf séries de cylindres afin d'évaluer l'efficacité du confinement des configurations de confinement total, confinement partiel et confinement non uniforme en termes d'optimisation des configurations d'enveloppement.

Chaque échantillon a d'abord été chargé par une charge cyclique de 5% à environ 30 % de la capacité des éprouvettes non confinée pour vérifier l'alignement et calculer le module d'élasticité d'éprouvette. Les essais ont été réalisés sous une charge de compression cyclique puis monotone jusqu'à la rupture, la charge est contrôlée avec une vitesse de 0,5 MPa/s.

Le **Tableau VI.5**, et les **Figures VI.1** , **VI.2** présentent les détails des séries expérimentales. Les échantillons partiellement confinés contiennent des bandes de composite PRFC d'une largeur de 20, 30 et 35mm espacées régulièrement sur toute la hauteur de l'échantillon. Afin d'analyser l'efficacité du confinement entre les différentes configurations de confinement, les séries ont été divisées en quatre groupes (comme le montre le **Tableau VI.5**) de sorte que les échantillons de chaque groupe incorporent la même quantité de PRF avec des différentes configurations d'enveloppement, soit total (les séries TC1, TC2), partiel (les séries PC2.0 et PC0.2) soit non uniforme (TPC2.1, TPC1.2, TPC3.1 et TPC1.3).

Ces neuf séries sont divisées en quatre groupes selon le nombre de couche équivalent, Le premier groupe est considéré comme témoin (aucun renforcement n'a été effectué). Les séries de deuxième groupe sont les séries confinées par une quantité de composite PRFC, qui est

nécessaire pour faire une seule couche de confinement sur la totalité des parois d'éprouvette, sont les séries TC1, PC2.0 et PC0.2. La quantité de PRFC pour les éprouvettes du troisième groupe est équivalente à un-et-demi ( $3/2$ ) de la quantité utilisée par une couche d'enveloppe totale, ce sont les séries TPC2.1 et TPC1.2. De même, le quatrième groupe est confiné par le composite PRFC dont la quantité utilisée équivaut deux couches d'enveloppement complet (TC2, TPC3.1 et TPC1.3).

*Tableau VI.5. Détails des configurations étudiées*

Groupe	Série	Quantité équivalente	Type de confinement	Désignation
1	NC	0	Non confiné	
2	TC1	1	Total	Totalement confinée par une seule couche.
	PC2.0	1	Partiel	Partiellement confinée par deux couches, commencé par extrémités confinés.
	PC0.2	1	Partiel	Partiellement confinée par deux couches, commencé par extrémités non-confinés.
3	TPC2.1	1.5	Non uniforme	Totalement confinée par une seule couche + un confinement partiel par une couche, commencé par extrémités confinés.
	TPC1.2	1.5	Non uniforme	Totalement confinée par une seule couche + un confinement partiel par une couche, commencé par extrémités non-confinés.
4	TC2	2	Total	Totalement confinée par deux couches.
	TPC3.1	2	Non uniforme	Totalement confinée par une seule couche + un confinement partiel par deux couches, commencé par extrémités confinés.
	TPC1.3	2	Non uniforme	Totalement confinée par une seule couche + un confinement partiel par deux couches, commencé par extrémités non-confinés.

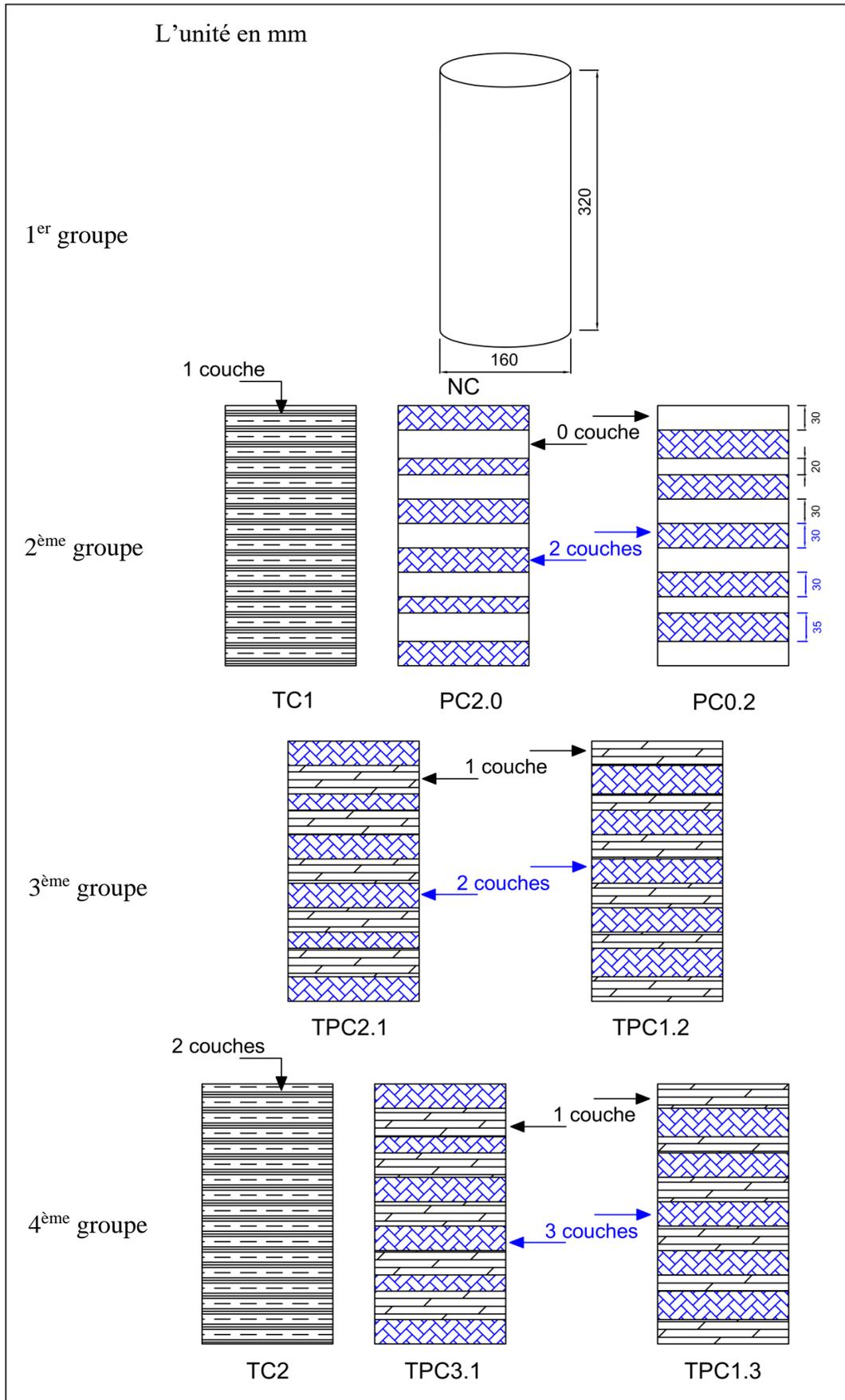


Figure VI.1. Détails de configurations des groupes étudiés



*Figure VI.2. Photos de différentes séries d'éprouvettes réalisées*

#### VI.4. Dénominations

Les dénominations des séries se composent de deux parties : la première partie concerne les lettres NC, TC, PC et TPC indiquant le type de confinement, à savoir la série des éprouvettes non confinées (NC), la série des cylindres totalement confinés (TC), la série des cylindres partiellement confinés (PC) et les cylindres non uniformément confinés (TPC) ; la deuxième partie de la notation des séries est un chiffre qui indique le nombre des couches de

---

---

PRFC. Les éprouvettes partiellement enveloppées et non uniformément confinées incluent deux chiffres dans la notation indique le nombre des couches.

La bande la plus épaisse est appelée bande de liaison et la bande la plus fine est appelée bande de recouvrement. Prenons l'exemple de l'échantillon TPC1.3 : les bandes de liaison ont trois couches de PRFC, tandis que les bandes de recouvrement ont une couche de PRFC, comme illustré à la **Figure VI.1**.

### VI.5. Méthodologie expérimentale et instrumentations

La **Figure VI.3**, ci-dessous, montre les tâches entreprises lors de la préparation des échantillons pour effectuer les essais. Après 28 jours, les spécimens ont été nettoyés puis enveloppés de PRFC selon les configurations susmentionnées. Avant le coulage du composite PRFC sur l'éprouvette, un dépoussiérage à l'aide de l'air comprimé a été réalisé pour le nettoyage de la surface latérale afin d'assurer une bonne adhérence ; l'emplacement des bandes est tracé en utilisant du scotch sur la surface du béton, cas des séries PC2.0 et PC0.2, sur la première couche de composite PRFC, cas des séries TPC2.1, TPC1.2, TPC3.1 et TPC1.3 comme montré sur la **Figure VI.4**.

Un mélange de résine époxy et de durcisseur avec un rapport 4:1 respectivement selon la recommandation du fournisseur a été utilisé comme adhésif (**Figure VI.5**). Avant de fixer la première couche de PRFC, l'adhésif est étalé sur la surface de l'échantillon et du tissu (**Figure VI.5**), puis on applique le PRFC sur la surface du béton tout en respectant le sens principal des fibres, orientées dans la direction du cercle (**Figure VI.6**). Après le dépôt de la première couche, l'adhésif doit être étalé de nouveau sur la surface de cette dernière et sur le PRFC pour coller la deuxième couche et vice-versa (imprégnation). Selon la fiche technique du fabricant, une longueur de chevauchement de 150 mm est appliquée chaque fois pour assurer une bonne adhérence et éviter le décollement prématuré du tissu.

Par la suite, les éprouvettes ont été surfacées au moyen d'un enduit au soufre en utilisant un pot chauffant et un dispositif adéquat (**Figure VI.7**), le surfacage a pour but d'aplanir les surfaces de l'éprouvette auxquelles sera appliquée la charge de compression d'une manière uniformément réparties.

Pour caractériser la résistance à la compression et le module d'élasticité des bétons utilisés, des essais de compression uniaxiale ont été réalisés sur des éprouvettes cylindriques conformément à la norme NF P 18-406 (**Figure VI.8**). Les éprouvettes sont surfacées avec du soufre qui est préalablement chauffé jusqu'à sa température de liquéfaction. Une fois les éprouvettes surfacées, il faut attendre au moins 2 heures pour réaliser l'essai mécanique. Ce

délai sert au durcissement du soufre. Au bout de ces deux heures, nous pouvons procéder aux essais proprement dits. Les essais de compression de tous les échantillons ont été effectués à l'aide d'une presse hydraulique nommée MCC8 de 3000 kN de capacité assistée par ordinateur. La résistance en compression du béton est déterminée en effectuant la moyenne des valeurs obtenues sur les éprouvettes de la même configuration. La mesure du module d'élasticité est ensuite effectuée. Le test consiste en 3 cycles de chargement-déchargement entre 0.5 MPa et le tiers de la résistance en compression du béton déterminée préalablement. Les vitesses de montée en charge et de déchargement sont de 0.5 MPa/s. Pendant l'essai, trois extensomètres longitudinaux d'ouverture égale à 150 mm de course et une précision de 1  $\mu\text{m}$  situés à 120° l'une de l'autre ont été utilisés. Ils sont reliés à un conditionneur délivrant une tension électrique de 10 volts, lui-même relié à un ordinateur pour l'enregistrement des données, (**Figure VI.8**)

Les lectures des charges et les déplacements ont été effectuées à l'aide d'une cellule de charge et des LVDT, respectivement, via une chaîne d'acquisition numérique liée à l'ordinateur de commande.



*Figure VI.3. Préparation de surface latérale des éprouvettes (nettoyage et dépoussiérage)*



Figure VI.4. Traçage et positionnement des bandes CFRP



Figure VI.5. Travaux d'adhésive, malaxage et imprégnation



Figure VI.6. Techniques de confinement des éprouvettes par PRFC



Figure VI.7. Surfaçage d'éprouvette au soufre

(Dispositif et pot chauffant)



Figure VI.8. Montage des LVDTs

## VI.6. Résultats expérimentaux

### VI.6.1. Modes de rupture

Tous les échantillons ont été préparés puis testés sous charge monotone jusqu'à la rupture. La **Figure VI.9** présente les différents modes de ruptures observés des éprouvettes testées (témoins et renforcées)

Concernant les éprouvettes de références, la série non confinée CN, l'effondrement est causé par l'écrasement du béton par l'apparition et la propagation de nombreuses petites fissures dans le béton et sur la surface (**Figure VI.9.a**). Toutes les éprouvettes totalement confinées de PRFC TC se sont rompues par rupture de PRFC à la mi-hauteur du cylindre. Ces séries se sont rompues d'une façon brutale avec la rupture de PRFC, ce mode de rupture est illustré aux **Figures VI.9.b** et **VI.9.g**.

Les **Figure VI.9.c** et **VI.9.d** montrent la rupture à mi-hauteur d'une seule et de deux bandes de PRFC pour la série PC2.0 et PC0.2 respectivement. On constate, également, que le béton, près des extrémités, pour la série PC0.2, est écrasé alors que celui du noyau reste encore confiné par le PRFC. Le béton, près des extrémités, pour la série PC2.0, n'est pas écrasé, c'est pourquoi, il est préférable de confiner les extrémités supérieures et inférieures des éprouvettes pour éviter la concentration des contraintes, et par conséquent, la localisation des dégradations dans ces zones.

Concernant la série TPC2.1, les éprouvettes ont été rompues après la rupture d'une couche de recouvrement de tissu dans la partie haute ou basse des cylindres (**Figure VI.9.e**). Alors que, la rupture des éprouvettes de la série TPC1.2 est provoquée par la rupture d'une couche de tissu de recouvrement à mi-hauteur comme on peut le voir dans la **Figure VI.9.f**. Ce qu'on a

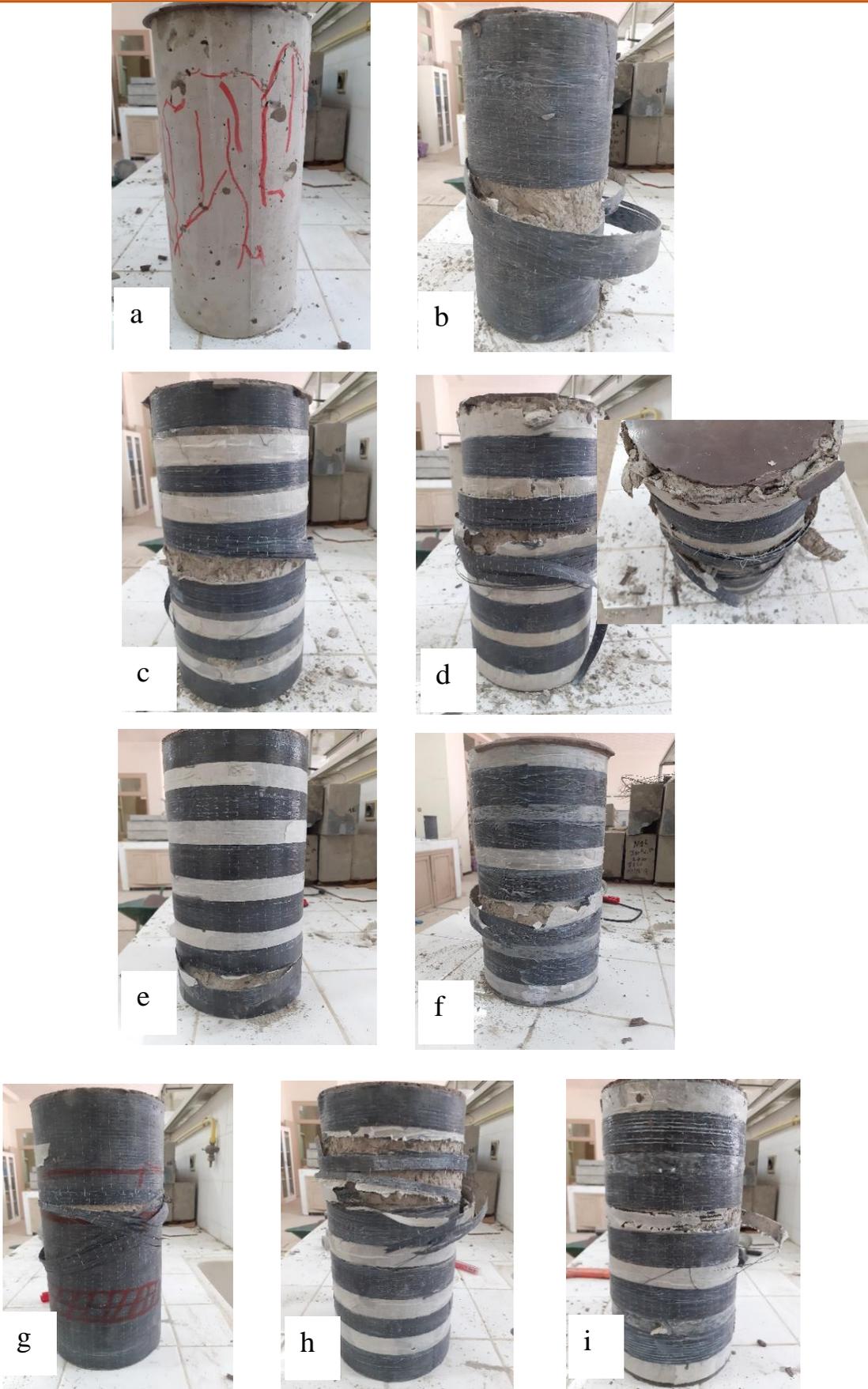


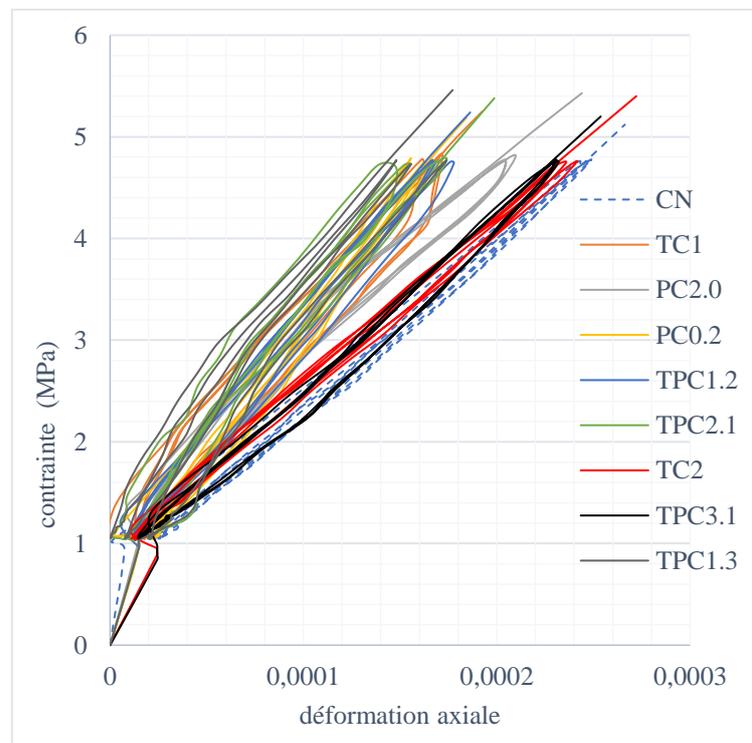
Figure VI.9. Modes de ruptures des différentes séries de béton renforcé par CFRP

remarqué dans la majorité des cas est que l'adhérence des CFRP avec le béton est plus importante que celle avec le CFRP et notamment la couche de recouvrement.

Comme il a été remarqué dans la série TPC2.1, la rupture de PRFC de la série TPC3.1 est localisée à l'une de partie haute ou basse des cylindres, voir la **Figure VI.9.h**. la rupture est constatée au niveau de deux couches de recouvrement et une couche de liaison. La perte de résistance de la série TPC1.3 est causée par la rupture d'une couche de recouvrement à mi-hauteur (**Figure VI.9.g**). Ces deux derniers modes de rupture constatés dans les séries TPC3.1 et TPC1.3 confirme la remarque mentionnée ci-dessus c.-à-d. la couche de recouvrement est le plus faible.

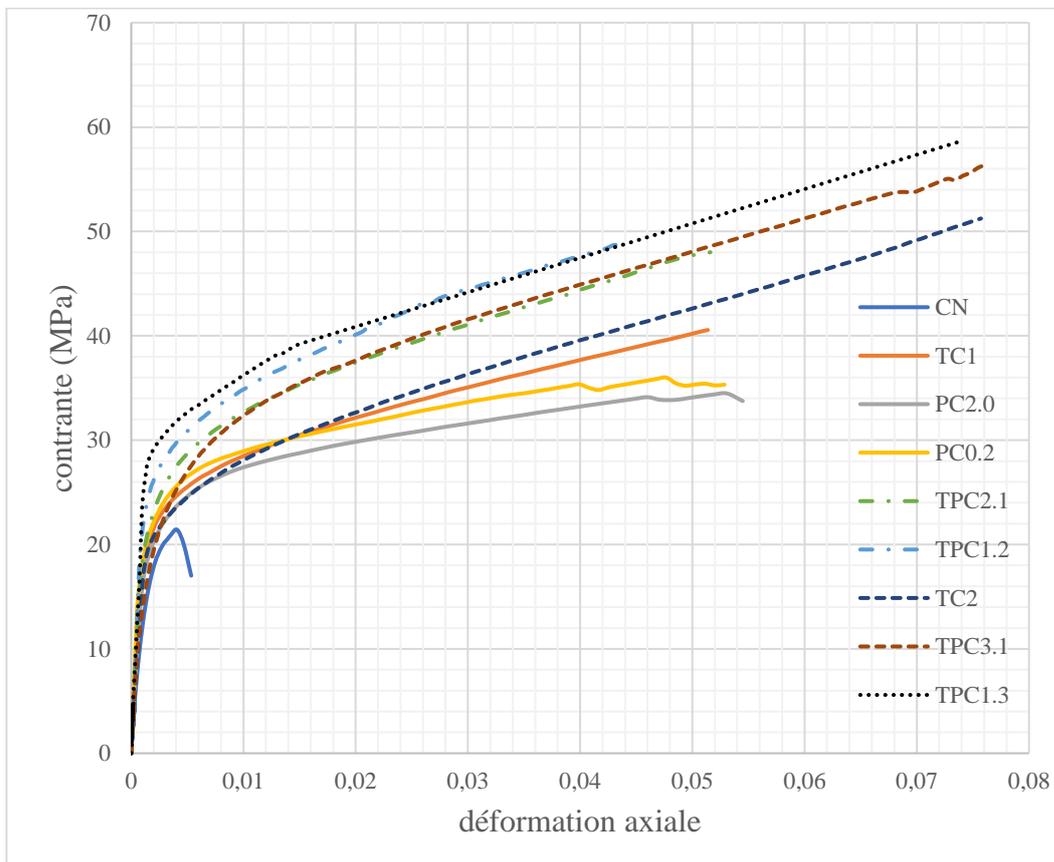
### VI.6.2. Courbes contrainte-déformation

Dans le but d'évaluer le module de Young des éprouvettes, toutes les séries sont soumises à une charge cyclique entre 5% et 30% de la résistance maximale du cylindre non confiné, la **Figure VI.10** présente les comportements élastiques Contrainte - Déformation des échantillons. On peut constater que la déformation augmente avec l'augmentation de la charge et diminue avec la diminution de celle-ci tout en remarquant la même pente des quatre cycles charge-décharge. On peut observer également que toutes les séries ont des comportements similaires, sauf qu'il y a une petite diminution dans les valeurs de déformation concernant les éprouvettes renforcées, cela signifie que le composite PRFC a une légère amélioration dans le stade élastique due au comportement de la résine, les fibres n'ont aucun effet dans cette phase.



**Figure VI.10.** Courbe contrainte-déformation des séries sous charge cyclique

La **Figure VI.11** représente le comportement des éprouvettes cylindriques en béton renforcées et témoins, ces dernières ont un comportement d'un béton ordinaire sous charge de compression avec une rupture fragile. Les échantillons se comportent d'une manière linéaire élastique jusqu'à environ  $\frac{3}{4}$  de leur résistance maximale ( $f_{co}$ ). Au-delà de 30% de  $f_{co}$ , le comportement du béton devient de plus en plus non linéaire. Ce comportement est suivi par l'apparition de microfissures réparties sur l'ensemble du volume du béton. Au-delà de 80% de la charge maximale, le béton devient anisotrope (**Wu, 2002**). Les microfissures de fendage se développent de façon préférentielle, c'est-à-dire parallèlement à la direction de la contrainte maximale de compression. Juste après la résistance maximale (post pic), on observe le phénomène dit « adoucissement », c'est la diminution de la résistance accompagnée à une augmentation des déformations. Dans cette phase les éprouvettes sont très endommagées, c'est la phase dont les fissures se propagent rapidement.



**Figure VI.11.** Courbes contrainte-déformation des séries sous charge monotone

Toutes les courbes contrainte-déformation des éprouvettes testées ont pratiquement la même forme d'allure. Cependant, les cylindres confinés en PRFC présentent une amélioration significative de résistance à la compression et de déformation, seulement, ces courbes n'ont

pas de phases de rupture (des courbes ascendantes), c'est pourquoi, la rupture de ce genre de renforcement est dans la majorité des cas brutale. Cela peut être expliqué par le comportement fragile de FRP.

Toutes les courbes des séries renforcées ont la même forme, on peut les déviser en deux parties, la première est une réponse linéaire régie par la rigidité du béton, dans cette zone les déformations latérales sont très faibles et par conséquent, le confinement n'est pas encore activé. La deuxième partie est une pente positive croissante, avec l'absence du pic, alors que la résistance maximale et la déformation ultime sont atteintes au même point. La **Figure VI.11** montre clairement l'effet du confinement sur les cylindres. La résistance et la capacité de déformation sont améliorées de façon perceptible, cela peut être expliqué par le fait que lorsque l'éprouvette atteint sa résistance maximale, les déformations latérales activent l'effet du confinement, une pression latérale due au composite en PRFC essaye de limiter la dilatation latérale du béton, ce qui permet d'améliorer la résistance à la compression du poteau et de développer un grand plateau plastique.

### VI.6.3. Analyse et discussions

Le **Tableau VI.6** montre les résultats obtenus des différentes séries d'essais effectuées sur des éprouvettes en béton de faibles caractéristiques témoins et renforcées par CFRP tout en comparant les pourcentages d'amélioration de l'effet de retenue en termes de résistance maximale et déformation axiale ultime par rapport à la série de référence NC.

On remarque que l'enveloppement par composite PRFC augmente la résistance maximale de 108,53%, 77,28%, 85,09%, 151,93%, 146,84%, 163,44%, 189,31% et 202,78% pour les séries CT1, PC2.0, PC0.2, TPC2.1, TPC1.2, TC2, TPC3.1 et TPC1.3 respectivement par rapport aux résultats de la série de référence NC. Le confinement influence aussi la capacité de déformation où la déformation des séries CT1, PC2.0, PC0.2, TPC3.1, PC1.3, TC2, TPC3.1 et TPC1.3 a été augmenté par 1159,34%, 1235,67%, 1195,71%, 1164,93%, 987,75%, 1755,94%, 1758,79%, et 1707,80% respectivement.

D'autre part, la résistance ultime à la compression et la déformation axiale ultime de la série CT2 ont respectivement augmenté de 26,33% et 47,37% par rapport à l'échantillon de la série CT1, ce qui montre l'effet de la quantité de matériau sur le comportement des cylindres pour le même type de confinement. La même observation est faite lorsque on compare (PC2.0, TPC2.1 et TPC3.1) et (PC0.2, TPC1.2 et TPC1.3). cette remarque a été également mentionnée dans les travaux de (**Turgay et al., 2010; Wu & Wei, 2010; Benzaid et al., 2010; Benzaid & Mesbah, 2014**). Ces résultats peuvent être expliqués par le fait que la

pression latérale due au composite PRFC augmente quant en augmenté la quantité de matériaux.

**Tableau VI.6.** Résultats obtenus des cylindres renforcés des différentes séries

Séries	Q (kN)	Résistance (MPa)		Déformation		E
		$f_{cc,exp}$	Augmentation*	$\epsilon_{cu,exp}$	Augmentation*	
<b>TC1</b>	815,09	40,56	89,36%	0,05138	1159,34%	19932
<b>PC2.0</b>	692,91	34,48	60,97%	0,05450	1235,67%	16866
<b>PC0.2</b>	723,46	36	68,07%	0,05286	1195,71%	25231
<b>TPC2.1</b>	964,81	48,01	124,14%	0,05161	1164,93%	23634
<b>TPC1.2</b>	984,70	49	128,76%	0,04438	987,75%	22559
<b>TC2</b>	1029,72	51,24	139,22%	0,07572	1755,94%	15650
<b>TPC3.1</b>	1130,80	56,27	162,70%	0,07584	1758,79%	17428
<b>TPC1.3</b>	1183,45	58,89	174,93%	0,07376	1707,80%	22968

\* par rapport la série NC

Le but principal de cette recherche est d'évaluer la faisabilité et l'effet de changement de la configuration de confinement sur le comportement compressif des cylindres en béton à travers un travail comparatif entre les configurations en question à savoir : total, partiel et non uniforme en utilisant la même quantité de matériaux.

Comme il été mentionné précédemment, les éprouvettes des séries TP1, PC2.0 et PC0.2 sont confinées par la même quantité, qui est suffisante pour confiner une éprouvette par une seule couche totale.

La **Figure VI.12** et le **Tableau VI.7** montrent une comparaison du comportement de ces séries avec celle de TP1, Les résistances moyennes obtenues sont 40,56, 34,48 et 36 MPa de TP1, PC2.0 et PC0.2 respectivement. Les deux derniers résultats sont inférieurs aux valeurs obtenues par TP1 de 14,99% et 11,24% respectivement. Cependant, les déformations enregistrées des TP1, PC2.0 et PC0.2 sont 0,051381, 0,054495 et 0,052865 respectivement, les deux derniers résultats sont supérieurs aux valeurs obtenues par TP1 de 6,06% et 2,89%. D'après les résultats de ce deuxième groupe, on constate que le confinement total est plus bénéfique que le confinement partiel.

**Tableau VI.7.** Résultats des essais des séries (TC1, PC2.0, PC0.2)

Séries	Q (kN)	Résistance (MPa)		Déformation	
		$f_{cc,exp}$	Augmentation*	$\epsilon_{cu,exp}$	Augmentation*
<b>TC1</b>	815,09	40,56	-	0,05138	-
<b>PC2.0</b>	692,91	34,48	-14,99%	0,05450	6,06%
<b>PC0.2</b>	723,46	36	-11,24%	0,05286	2,89%

\* par rapport la série TC1

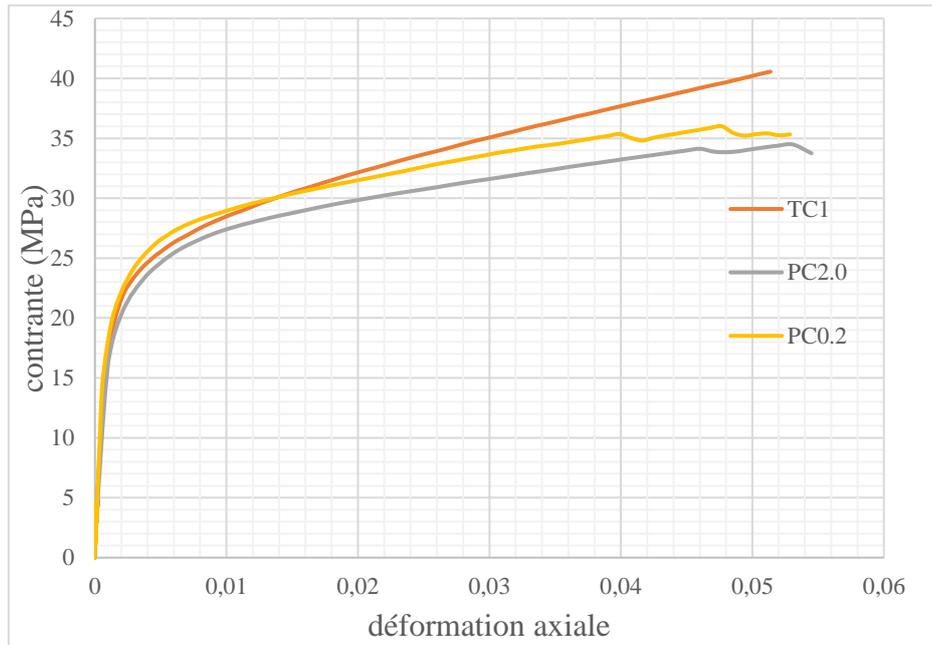


Figure VI.12. Courbes contrainte-déformation des séries (TC1, PC2.0, PC0.2)

En comparant maintenant les séries TPC3.1 et TPC1.3 avec la série TC2 en se basant sur les résultats montrés dans la Figure VI.13 et dans le Tableau VI.8, les séries TC2, TPC3.1 et TPC1.3 se sont rompues à la résistance ultime moyenne à la compression de 51,24, 56,27 et 58,89MPa respectivement, les déformations ultimes correspondantes sont 0,075722, 0,075838 et 0,073758. Les résultats des séries TPC3.1 et TPC1.3 sont supérieurs aux valeurs obtenues par TC2 de 9,82% et 14,93%, respectivement. Dans ce cas, aucune amélioration significative n'a été constatée en termes de ductilité. Cela peut également être constaté en observant la Figure VI.13 et le Tableau VI.8. De même on peut constater que le changement de configuration du confinement total au non uniforme a conduit à une résistance ultime supérieure.

Tableau VI.8. Résultats obtenus des essais des séries (TPC1.2, TPC2.1, TPC3.1, TPC1.3)

Séries	Q (kN)	Résistance (MPa)		Déformation	
		$f_{cc,exp}$	Augmentation*	$\epsilon_{cu,exp}$	Augmentation*
TC2	1029,72	51,24	-	0,07572	-
TPC2.1	964,81	48,01	-6,30%	0,05161	-31,84%
TPC1.2	984,70	49	-4,37%	0,04438	-41,39%
TPC3.1	1130,80	56,27	9,82%	0,07584	0,15%
TPC1.3	1183,45	58,89	14,93%	0,07376	-2,59%

\* par rapport la série TC2

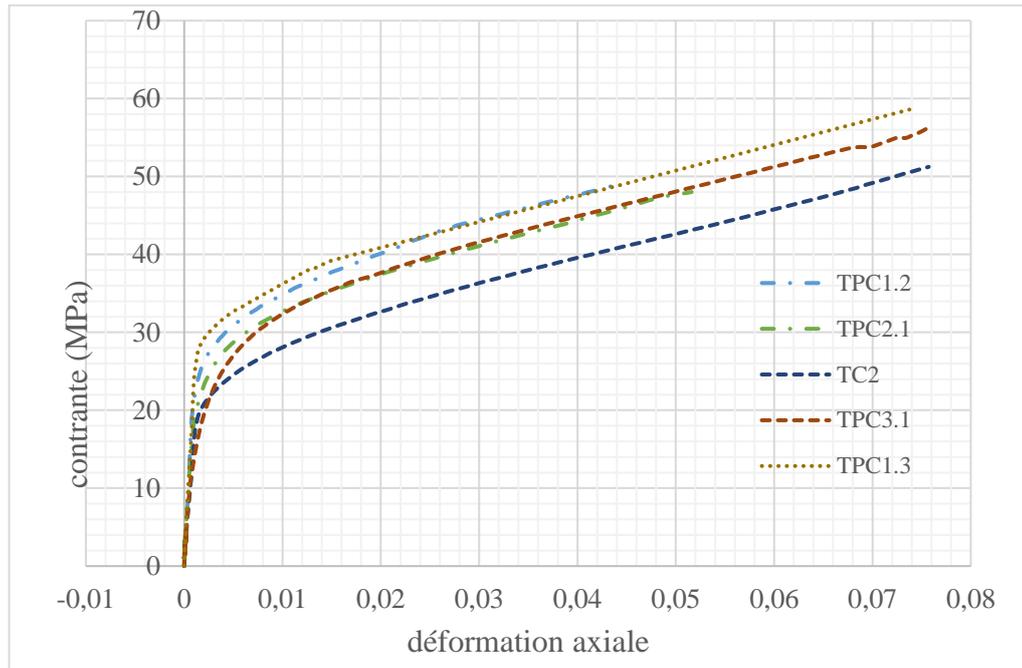


Figure VI.13. Courbe contrainte-déformation des séries (TPC1.2, TPC2.1, TC2, TPC3.1, TPC1.3)

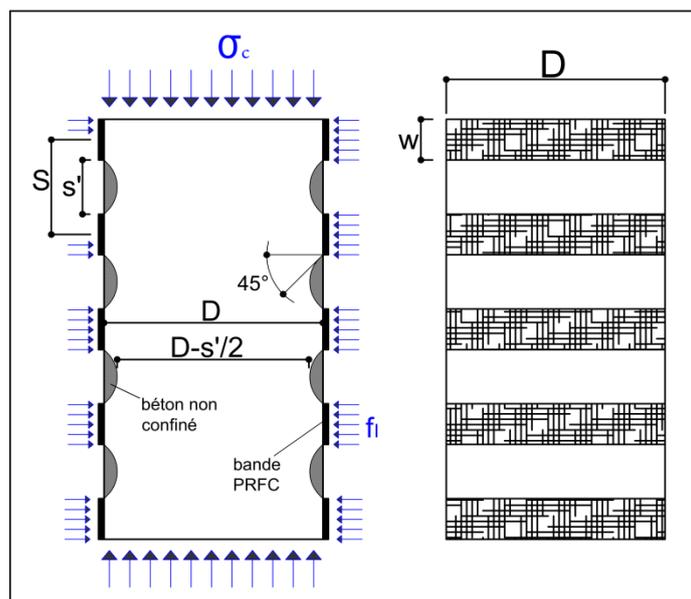
La Figure VI.13 et le Tableau VI.8 montrent aussi le comportement des TPC2.1 et TPC1.2 pour les comparer avec la série TC2, La première est représentée 3/2 de la quantité utilisée pour confiner totalement une éprouvette et la deuxième égale à deux fois la quantité nécessaire pour confiner totalement un échantillon. Les résistances ultimes des séries TC2, TPC2.1 et TPC1.2 sont presque identiques, ils arrivent à 51,24, 49 et 48,01 MPa successivement. Alors qu'il y a une différence dans les déformations ultimes de ces séries qui atteindraient 0,075722, 0,044380 et 0,051609 avec un pourcentage de -41,39% et -31,84% de TPC2.1 et TPC1.2 inférieures à celle de TC2 cette différence n'est pas significative si on prend en considération la distinction entre les quantités de composite utilisée pour les trois séries.

En fin, la comparaison entre TPC2.1 et TPC1.2 ainsi entre TPC3.1 et TPC1.3, qui est une comparaison entre la position des bandes de liaison et des bandes de recouvrement, Les séries TPC1.2 et TPC1.3 ont subi une contrainte maximale légèrement plus élevée que TPC2.1 et TPC3.1. Au contraire des capacités de déformation, on aperçoit l'inverse, ce qui est expliqué par l'augmentation de la pression latérale quand la distance entre les bandes est diminuée comme montre les Figure VI.1 et VI.2 (Babba & Merdas, 2019).

### VI.7. Vérification analytique

Lorsqu'un poteau circulaire en béton est enveloppé horizontalement par composite en PRF sur sa surface extérieure, une pression latérale uniforme se produit sur le long de son axe longitudinal et dans la section transversale exercée par le FRP. Beaucoup de chercheurs à travers le monde ont effectué des recherches pour étudier le comportement des cylindres totalement confinés par PRF pour estimer leurs capacités ([Teng et al., 2009](#); [Pellegrino & Modena, 2010](#); [Wei & Wu, 2012](#); [Ozbakkaloglu et al., 2013](#); [Pham & Hadi, 2014](#); [Pham et al., 2015](#); [Cao et al., 2016](#); [Wang et al., 2018](#); [Guo et al., 2019](#)).

Les cylindres partiellement enveloppés de PRF sont moins efficaces que les cylindres totalement confinés, car il existe à la fois des zones confinées et autres non confinées. La [Figure VI.14](#) montre une schématisation des pressions de confinement d'une éprouvette partiellement confinée par PRF, la pression effective supposée formée efficacement est sur la partie du noyau en béton où la pression de confinement s'est complètement développée en raison de l'effet de voûte. Une parabole du deuxième degré avec une pente initiale de  $45^\circ$  est supposée pour décrire cet effet.



*Figure VI.14. Aire de confinement effective dans un poteau circulaire partiellement confiné en PRFC*

Parmi les études existantes, le modèle proposé par [Wang et al., \(2018\)](#) et le code de conception ([FIB, 2001](#)) sont adoptés dans cette étude pour calculer la résistance à la compression et la déformation ultime des cylindres totalement, partiellement et non uniformément confinés par PRFC des séries TC1, PC0.2, TPC1.2, TC2, TPC1.3. Des

équations ont été proposées que ce soit un confinement total ou partiel. Dans cette estimation on va combiner l'effet des deux pressions au même temps la première est due au confinement total et la deuxième est due au confinement partiel. Les équations adoptées pour calculer la déformation axiale et la résistance en compression du béton confiné sont illustrées dans le **Tableau VI.8**.

La déformation réelle du composite en PRFC est moins de celle calculée à l'aide de l'essai de coupons, pour cela on utilise la déformation effective de composite PRFC  $\epsilon_{fe}$  pour prédire le comportement des éprouvettes en béton confinées par composite (**Tableau VI.8**).

Le facteur d'efficacité de la déformation de composite PRFC  $k_\epsilon$  est généralement pris entre 0,274 et 1,133 (**Xiao & Wu, 2000; Lam & Teng, 2004; Lam et al., 2006; Smith et al., 2010; Rousakis et Karabinis, 2012; Wu & Jiang, 2013**). **Xiao & Wu, (2003)**. La limite du facteur d'efficacité de la déformation de composite PRFC  $k_\epsilon$  est entre 0.5 et 0.8, **Benzaid et al., (2010)** le prennent égal à 0.73.

Concernant l'utilisation du code (**FIB, 2001**) dans les calculs de déformation effective de composite PRFC  $\epsilon_{fe}$ , il est proposé d'estimer le facteur d'efficacité de la déformation de composite PRFC  $k_\epsilon$  à partir des essais. Généralement, ce code est très conservatif (**Guler & Ashour, 2016**), par conséquent, dans ce travail on a utilisé un facteur  $k_\epsilon = 0.75$  légèrement grand. Entre-temps, pour le modèle (**Wang et al., 2018**), le facteur d'efficacité de la déformation de composite PRFC  $k_\epsilon = 0.586$  était le proposé par **Wang et al., (2018)**.

**Tableau VI.8.** Récapitule de code de conception et de modèle de béton confiné en PRFC

Modèle	Les equations	Les coefficients
(FIB, 2001)	Résistance : $f_{cc} = f_{co} \left( 0.2 + 3 \sqrt{\frac{f_l}{f_{co}}} \right)$	$f_l = k_\epsilon \frac{\rho_f E_f \epsilon_{fe}}{2}$ $k_\epsilon = 1$ pour confinement total
	Déformation : $\epsilon_{cu} = \epsilon_{co} \left( 2 + 1.25 \frac{E_c}{f_{co}} \epsilon_{fe} \sqrt{\frac{f_l}{f_{co}}} \right)$	$k_\epsilon = \left( 1 - \frac{s'}{2D} \right)^2$ pour confinement partiel $\epsilon_{fe} = 0.75 \times \epsilon_{fu}$ facteur proposé $k_\epsilon = 0.75$
(Wang et al., 2018)	Résistance : $f_{cc} = f_{co} \left( 1 + 3.3 k_\epsilon \frac{f_l}{f_{co}} \right)$	$f_l = \frac{2E_f t_f \epsilon_{h,rup}}{d} \frac{b_f}{b_f + s'}$ $k_\epsilon = 1$ confinement total
	Déformation : $\epsilon_{cu} = \epsilon_{co} \left( 1.75 + 12 \left( \frac{f_l}{f_{co}} \right) \left( \frac{\epsilon_{h,rup}}{\epsilon_{co}} \right)^{0.45} \right)$	$k_\epsilon = \left( 1 - \frac{s'}{2D} \right)^2$ confinement partiel $\epsilon_{h,rup} = 0.586 \epsilon_f$ (Lam & Teng 2003)

Pour prédire la résistance à la compression des éprouvettes non uniformément confinées TPC1.2 et TPC1.3, on a sommé la pression latérale due au confinement total d'une couche et la pression latérale due au confinement partiel d'une couche et de deux couches, respectivement.

Le **Tableau VI.9** présente les résultats de prédiction de la résistance à la compression et de la déformation des échantillons testés. Ce tableau montre que le code de conception (**FIB, 2001**) donne des résultats très comparables où le pourcentage par rapport aux résultats expérimentaux sont entre 6% et -11% avec une différence maximale de 6MPa pour la résistance, entre 5% et -29% pour la déformation. D'autre part, les résultats du modèle (**Wang et al., 2018**) sont également très voisins aux résultats expérimentaux où le rapport est entre -6% et 0% avec une différence maximale de 2 MPa, à l'exception de CP0.2 qui a une résistance théorique plus grande par rapport à la résistance expérimentale.

**Tableau VI.9.** Prédiction des résultats expérimentaux

Modèle	EX		(FIB, 2001)				(Wang et al., 2018)			
	$f_{cc,exp}$ (MPa)	$\varepsilon_{cu,exp}$	$f_{cc,the}$ (MPa)	$\frac{f_{cc,the}}{f_{cc,exp}}$	$\varepsilon_{cu,the}$	$\frac{\varepsilon_{cu,the}}{\varepsilon_{cu,exp}}$	$f_{cc,the}$ (MPa)	$\frac{f_{cc,the}}{f_{cc,exp}}$	$\varepsilon_{cu,the}$	$\frac{\varepsilon_{cu,the}}{\varepsilon_{cu,exp}}$
<b>TC1</b>	40,56	0,0514	39,80	0,98	0,0533	0,79	38,29	0,94	0,0311	0,50
<b>PC0.2</b>	36,00	0,0529	36,47	1,01	0,0493	0,71	43,59	1,21	0,0442	0,70
<b>TPC1.2</b>	49,00	0,0444	46,47	0,95	0,0612	1,05	49,13	1,00	0,0529	1,01
<b>TC2</b>	51,24	0,0757	54,51	1,06	0,0709	0,72	48,42	0,94	0,0442	0,49
<b>TPC1.3</b>	58,89	0,0738	52,22	0,89	0,0681	0,71	57,45	0,98	0,0660	0,76

## VI.8. Conclusion

Ce chapitre présente une étude expérimentale sur l'optimisation du confinement des cylindres en béton par composite en PRFC. La même quantité de PRFC a été utilisée dans chaque groupe d'échantillons, mais avec des configurations de confinements différentes afin d'étudier l'effet de la configuration la plus efficace du confinement entre un confinement total, partiel et non uniforme proposés pour le renforcement des cylindres en béton. Les conclusions présentées dans cette étude sont résumées ci-dessous :

Tous les résultats obtenus des éprouvettes renforcées par PRFC ont exprimé une amélioration significative par rapport aux éprouvettes non confinées, cela confirme l'efficacité de ce genre de renforcement, EBR, dans le cas des bétons de faible résistance ce qui reflète la résistance du béton de la majorité des anciennes structures nécessitant la réhabilitation.

Tous les échantillons confinés en PRFC ont un comportement plus au moins ductile appartenant une branche ascendante.

D'autre part, les éprouvettes partiellement enveloppées (PC2.0 et PC0.2) présentent une résistance à la compression et une déformation axiale inférieures à celles des éprouvettes totalement confinées TC1.

Pour les échantillons confinés en PRFC (TC2, TPC3.1, TPC1.3), les échantillons non uniformément confinés ont fourni une résistance axiale supérieure à celle des échantillons totalement confinés.

Les éprouvettes partiellement confinées (TPC2.1 et TPC1.2), par 3/2 de la quantité utilisée par une couche totale, donnent des résultats satisfaisants, sont des résultats très proches de ceux obtenus par les éprouvettes confinées totalement par deux couches. On a économisé le quart de la quantité habituel.

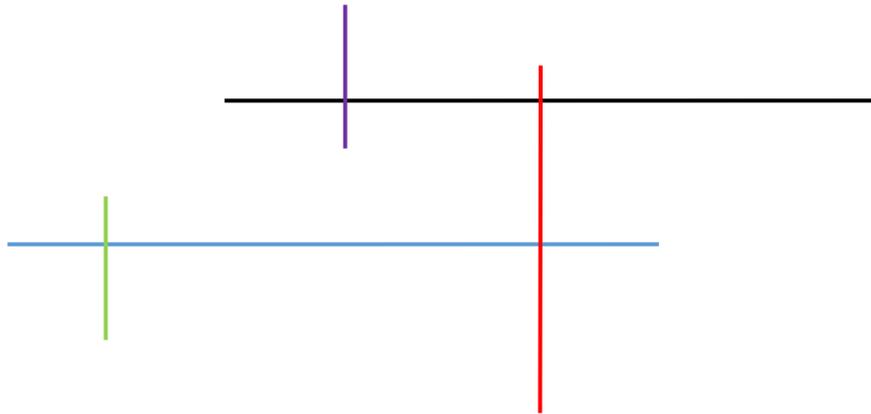
Le code de conception (FIB, 2001) et le modèle de (Wang *et al.*, 2018) utilisés dans ce travail pour estimer la déformation axiale de cylindres en béton partiellement confinés par des PRFC, le modèle (Wang *et al.*, 2018) estime bien la résistance maximale et la déformation ultime correspondante, cependant le code (FIB, 2001) est très conservatif.

Cette étude a proposé une configuration de confinement qui utilise la même quantité de PRFC ainsi que la configuration de confinement total conventionnel, afin d'obtenir une résistance à la compression et une déformation supérieure. Un travail similaire est fait par Pham *et al.*, (2015) mais avec une différente quantité de matériau, la résistance initiale de béton, caractéristiques de renforts PRFC, dimension des éprouvettes et différents schémas.

On propose d'utiliser un facteur d'efficacité  $k_\epsilon = 0.75$  dans les équations du code de conception (FIB, 2001) pour un béton de faible résistance (20 MPa), cette valeur peut être suffisante pour rapprocher aux résultats expérimentaux.

Enfin, la méthode de confinement la plus efficace est celle qui utilise une configuration de confinement non uniforme, c'est la configuration la plus optimisée.

# Conclusion générale



---

---

## **CONCLUSION GÉNÉRALE**

---

---

Le travail réalisé dans le cadre de cette thèse de doctorat est situé dans le contexte large de nombreuses études réalisées sur la réhabilitation des structures en béton par matériaux composites depuis quelques années. Ce domaine de recherche est aujourd'hui particulièrement important dans les sociétés contemporaines confrontées au vieillissement de nombreuses infrastructures (transports, parc immobilier et monument historique...), à leur endommagement sous l'effet de charges accidentelles (par exemple sismiques) ou soumises à un développement de l'activité, les infrastructures existantes sont confrontées au dépassement potentiel des capacités portantes prises en compte pour les ouvrages lors de leur conception. Le coût de la réhabilitation est dans la plupart des cas bien inférieur au coût de remplacement par une nouvelle structure. De plus, la réparation et/ou le renforcement prend généralement moins de temps que le remplacement, ce qui réduit le temps d'interruption des services. Les propriétés mécaniques et physiques supérieures des composite PRF (polymère renforcé par des fibres) en font d'excellents candidats pour la réparation et la rénovation des structures.

Nous avons choisi d'orienter nos travaux vers la technique de renforcement par collage des matériaux composites en surface des éléments de structures en béton à réparer ou renforcer (technique EBR, Externally Bounded Reinforcement). Ce choix est judicieux car la technique EBR, même si elle est déjà opérationnelle sous certaines conditions, il reste encore des points à clarifier.

Du fait, on a proposé de s'intéresser principalement au comportement des cylindres en béton renforcés par des PRFC. Plus particulièrement, on se focalise sur la question du renforcement des cylindres en béton de faibles caractéristiques par matériaux composites où nous avons réalisé sur ce point une étude paramétrique expérimentale. C'est une très bonne approche car le collage de composite, dans le cas de la méthode EBR, présente une configuration très complexe, beaucoup de paramètres interviennent simultanément, entre les différentes interfaces. L'approche expérimentale est justifiée parce qu'elle permet de comprendre la physique des phénomènes mis en jeu dans ce problème d'interaction renforts/adhésif/substrat béton. Elle pourra ultérieurement servir de fondement à une étude numérique sur la question.

Le travail réalisé dans le cadre de cette thèse englobe deux parties, la première concerne des recherches bibliographiques très poussées en ce qui concerne les matériaux composites PRF, l'état de l'art sur l'utilisation des matériaux composite pour le comportement des poteaux et sur les modèles contrainte-déformation des poteaux confinés en sections circulaires. La deuxième partie est consacrée à une étude expérimentale en trois phases elle traite la question de l'effet des taux de confinement, l'orientation de fibres et l'espacement entre les bandes composites.

## Conclusion générale

---

Les résultats ainsi obtenus sont comparés avec ceux obtenus par des prévisions à l'aide de trois codes de conception et trois modèles. On outre, l'effet de la largeur des bandes en CFRP sur le comportement en compression des cylindres en béton, suivie par une modélisation numérique du comportement compressive des cylindres en béton confinés par tissus en CFRP en utilisant le Logiciel ABAQUS a été également étudié. En fin, une étude de l'influence de changement de la configuration du confinement sur l'amélioration gagné en utilisant la même quantité de matériaux a été effectuée.

Après la détermination des principales caractéristiques des matériaux utilisés : béton, renforts composite et résines époxydes, un travail expérimental a été réalisé sur des cylindres de petite taille (160 mm de diamètre et 320 mm de hauteur) avec une résistance du béton de 20 MPa renforcée par matériaux composites selon les différents paramètres puis comparer avec des éprouvettes non renforcées (témoins) en utilisant la même quantité de composite CFRP. Tous les cylindres sont soumis à des charges compression axiale cycliques et monotones jusqu'à la rupture. La charge ultime, la contrainte maximale et la déformation axiale des cylindres à mi-hauteur ont été enregistrées à l'aide d'une cellule de charge et des transducteurs différentiels linéaires variables (LVDT). Le module d'élasticité, les gains en résistance et en déformation ont été calculés. Les modes de ruptures ont également été observées et répertoriées.

À partir des résultats obtenus, on peut conclure que l'efficacité de la technique EBR est montrée par l'augmentation considérable de la ductilité et la résistance sur les cylindres confinés comparativement aux cylindres témoins non confinés soit totalement confinés (ductilité : 1159,34%, résistance : 89,36%) ou partiellement confinés (ductilité : 1195,71%, résistance : 68,07%).

L'augmentation de taux de confinement, la diminution de l'espacement entre les bandes et la réduction de l'angle entre le sens des fibres et l'horizon sont des paramètres influents positivement sur l'amélioration des caractéristiques mécanique des cylindres.

L'utilisation de renforts composites sous forme de bandes de petites largeurs est adoptée comme une configuration appropriée pour obtenir un comportement adéquat des cylindres renforcés. Autrement dit, la résistance des cylindres en béton renforcés par matériaux composites peut être améliorée en jouant sur la distribution de la même quantité du composite sur le long du cylindre à renforcer. Les résultats suggèrent donc que cette configuration pourrait également être utile pour exploiter la capacité maximale des renforts composites en CFRP utilisés selon la technique EBR et économiser les coûts de réhabilitation par réparation ou

## Conclusion générale

---

renforcement. Dans le second volet, une modélisation numérique du comportement de ces cylindres confinés par tissu polymères renforcés en fibres de carbone CFRP a été effectuée pour déterminer l'influence de la largeur de bandes de tissu composite en utilisant un calcul par éléments finis au moyen du code de calcul ABAQUS. Le comportement des cylindres confinés présente des plateaux plastiques en donnant plus de ductilité aux cylindres renforcés. Les résultats obtenus montrent qu'il y a une augmentation considérable de contrainte des cylindres confinés par rapport aux cylindres témoins non confinés. Ces résultats numériques ont été validés expérimentalement par les mêmes configurations.

Le confinement partiel des cylindres en béton permet de confiner leurs noyaux et améliore leurs comportements vis-à-vis à la résistance en compression et conduit à une rupture par propagation des fissurations superficielles, alors que le confinement total améliore mieux ce comportement. Ce mode de rupture est peut-être évité en combinant les deux méthodes afin de supporter une pression plus élevée au noyau du béton en utilisant un confinement total et partiel en PRFC répartis le long des cylindres (confinement non uniforme).

La configuration de confinement non uniforme nous permet d'économiser le quart (25%) de matériau utilisé pour deux couches de confinement total.

Quand on utilise la même quantité de matériau composite, la configuration de confinement non uniforme peut fournir une résistance plus élevée (14,93% par rapport au confinement total).

Nous avons apporté des éléments de réponse à l'effet de certains principaux paramètres sur le comportement des cylindres courts en béton renforcés par CFRP tel que l'effet de la largeur des bandes de tissus composites et l'espacement entre elles comme originale contribution dans ce domaine de recherche.

## Perspectives

Les études des configurations de confinement par la même quantité de matériaux sont très limitées. Par conséquent, des recherches sur les méthodes de confinement et leurs configurations visant de sortir du schéma traditionnel (confinement totale, confinement partiel uniforme) deviennent nécessaires. Il est nécessaire d'étudier ces nouvelles configurations avec d'autres résistances de béton et d'autres types et caractéristiques de composites PRF.

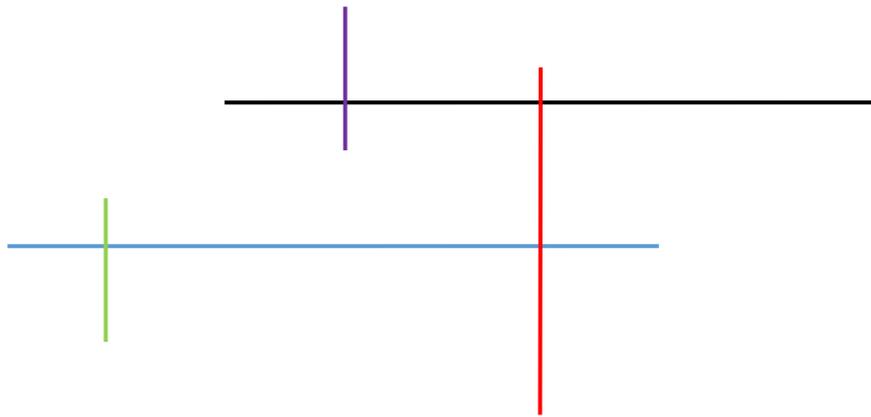
Dans ce travail, on a proposé de sommer la pression latérale due au confinement total par une seule couche avec la pression latérale due à un confinement partiel par une seule ou deux

## Conclusion générale

---

couches, respectivement. Pour cela, on propose de développer et d'unifier un modèle pour prévisionner ce type de configurations.

# Références



---

---

## RÉFÉRENCES

---

---

## Références :

---

- Abd El Fattah A (2018) New axial Stress-Strain model of square concrete columns confined with lateral steel and FRP. *Compos Struct* 202:731–751.  
<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.03.085>
- Abdelrahman K, El-Hacha R (2011) Behavior of large-scale concrete columns wrapped with CFRP and SFRP sheets. *J Compos Constr* 16:430–439
- ACI (2017) Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening existing structures. American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich.
- Ahmad SH, Khaloot AR, Irshaid A (1991) Behaviour of concrete spirally confined by fibreglass filaments. *Magazine of Concrete Research* 43:143–148.  
<https://doi.org/10.1680/mac.1991.43.156.143>
- Ahmad SH, Shah SP (1982) Complete triaxial stress-strain curves for concrete. *J Struct Eng* 108:728–742
- Aire C, Gettu R, Casas JR, et al (2010) Estudio experimental y modelo teórico del hormigón confinado lateralmente con polímeros reforzados con fibras (FRP). *Mater Constr* 60:19–31. <https://doi.org/10.3989/mc.2010.45608>
- Akogbe R-K, Liang M, Wu Z-M (2011) Size effect of axial compressive strength of CFRP confined concrete cylinders. *Int J Concr Struct Mater* 5:49–55
- Albanesi T, Nuti C, Vanzi I (2007) Closed form constitutive relationship for concrete filled FRP tubes under compression. *Construction and Building Materials* 21:409–427.  
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2005.08.004>
- American Concrete Institute, ACI Committee 440 (2017) Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures. American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich.
- Aslani F, Jowkarmeimandi R. Stress–strain model for concrete under cyclic loading. *Mag Concr Res* 2012;64(1). <http://dx.doi.org/10.1680/mac.11.00120>
- ASM International (ed) (1990) ASM handbook, 10th editon. ASM International, Materials Park, Ohio
- Babba R, Merdas A (2019) Width Effect of CFRP Strips on the Compressive Behavior of Plain Concrete Cylinders. *Iran J Sci Technol Trans Civ Eng*.  
<https://doi.org/10.1007/s40996-019-00282-y>
- Barbero, E. (2018). Introduction to Composite Materials Design. Boca Raton: CRC Press, <https://doi.org/10.1201/9781315296494>
- Barros JA, Ferreira DR (2008) Assessing the Efficiency of CFRP Discrete Confinement Systems for Concrete Cylinders. *J Compos Constr* 12:134–148.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2008\)12:2\(134\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2008)12:2(134))

## Références :

---

- Becque J, Patnaik AK, Rizkalla SH (2003) Analytical Models for Concrete Confined with FRP Tubes. *Journal of Composites for Construction* 7:31–38.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2003\)7:1\(31\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2003)7:1(31))
- Belouar A, Laraba A, Benzaid R, Chikh N (2013) Structural performance of square concrete columns wrapped with CFRP sheets. *Procedia Eng* 54:232–240
- Benzaid R, Mesbah H, Nasr Eddine Chikh (2010) FRP-confined Concrete Cylinders: Axial Compression Experiments and Strength Model. *J Reinf Plast Compos* 29:2469–2488.  
<https://doi.org/10.1177/0731684409355199>
- Benzaid R, Mesbah H-A (2012) Modèle de confinement pour les colonnes de section circulaire en béton armé confiné avec des enveloppes en polymère renforcé de fibres de carbone. *MATEC Web Conf* 2:02006.  
<https://doi.org/10.1051/matecconf/20120202006>
- Benzaid R, Mesbah H-A (2013) Circular and Square Concrete Columns Externally Confined by CFRP Composite: Experimental Investigation and Effective Strength Models. In: Masuelli M (ed) *Fiber Reinforced Polymers - The Technology Applied for Concrete Repair*. InTech
- Benzaid R, Mesbah H-A (2014) The confinement of concrete in compression using CFRP composites—effective design equations. *J Civ Eng Manag* 20:632–648
- Binici B (2005) An analytical model for stress–strain behavior of confined concrete. *Eng Struct* 27:1040–1051. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.03.002>
- Binici B (2008) Design of FRPs in circular bridge column retrofits for ductility enhancement. *Engineering Structures* 30:766–776. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2007.05.012>
- Bisby L, Dent AJS, Green M (2005) Comparison of Confinement Models for Fiber-Reinforced Polymer-Wrapped Concrete. *ACI Structural Journal* 102:.  
<https://doi.org/10.14359/13531>
- Bisby L, Fitzwilliam J (2006) *An introduction to FRP composites for construction*. Prepared by ISIS Canada
- Burgoyne CJ (2001) *FRPRCS-5: Fibre-reinforced plastics for reinforced concrete structures Volume 1*. Thomas Telford Publishing
- Campione G, La Mendola L, Monaco A, et al (2015) Behavior in compression of concrete cylinders externally wrapped with basalt fibers. *Compos Part B Eng* 69:576–586.  
<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2014.10.008>
- Cao Y-G, Jiang C, Wu Y-F (2016) Cross-Sectional Unification on the Stress-Strain Model of Concrete Subjected to High Passive Confinement by Fiber-Reinforced Polymer. *Polymers* 8:186. <https://doi.org/10.3390/polym8050186>
- Cascardi A, Aiello MA, Triantafillou T (2017) Analysis-oriented model for concrete and masonry confined with fiber reinforced mortar. *Mater Struct* 50:.  
<https://doi.org/10.1617/s11527-017-1072-0>

## Références :

---

- Cevik A (2011) Modeling strength enhancement of FRP confined concrete cylinders using soft computing. *Expert Syst Appl* 38:5662–5673.  
<https://doi.org/10.1016/j.eswa.2010.10.069>
- Chaallal O, Hassan M, LeBlanc M (2006) Circular columns confined with FRP: Experimental versus predictions of models and guidelines. *J Compos Constr* 10:4–12
- Chen GM, He YH, Jiang T, Lin CJ (2016) Behavior of CFRP-confined recycled aggregate concrete under axial compression. *Constr Build Mater* 111:85–97.  
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.01.054>
- Chikh N, Benzaid R, Mesbah H (2012a) An experimental investigation of circular RC columns with various slenderness confined with CFRP sheets. *Arab J Sci Eng* 37:315–323
- Chikh N, Mesbah H, Gahmous M, Benzaid R (2012b) Performance of externally CFRP confined RC columns with changes in thickness of the wrap, slenderness of the column and shape of the section. *MATEC Web Conf* 2:02001.  
<https://doi.org/10.1051/matecconf/20120202001>
- Cho C-G, Kwon M (2011) Nonlinear failure prediction of concrete composite columns by a mixed finite element formulation. *Engineering Failure Analysis* 18:1723–1734.  
<https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2011.03.018>
- Choi E, Cho B-S, Lee S (2015) Seismic retrofit of circular RC columns through using tensioned GFRP wires winding. *Compos Part B Eng* 83:216–225.  
<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.08.041>
- CNR-DT 200 R1 (2013) Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures. CNR – Advis Comm Tech Recomm Constr CNR-DT 200 R1/2013 154
- CSA S806-2012 (R2017) Design And Construction Of Building Structures With Fibre-Reinforced Polymers); Canadian Standards Association: Ontario, ON, Canada, 2012; (Reaffirmed 2017).
- Csuka B, Kollár LP (2012) Analysis of FRP confined columns under eccentric loading. *Composite Structures* 94:1106–1116.  
<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2011.10.012>
- Cui C, Sheikh SA (2010) Experimental Study of Normal- and High-Strength Concrete Confined with Fiber-Reinforced Polymers. *J Compos Constr* 14:553–561.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000116](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000116)
- Dandapat R, Deb A, Bhattacharyya SK (2011) Failure modes for FRP wrapped cylindrical concrete columns. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 30:561–579.  
<https://doi.org/10.1177/0731684411398165>
- De Lorenzis L, Tepfers R (2003) Comparative Study of Models on Confinement of Concrete Cylinders with Fiber-Reinforced Polymer Composites. *J Compos Constr* 7:219–237.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2003\)7:3\(219\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2003)7:3(219))

## Références :

---

- De Luca A, Nardone F, Matta F, et al (2010) Structural evaluation of full-scale FRP-confined reinforced concrete columns. *J Compos Constr* 15:112–123
- Del Zoppo M, Di Ludovico M, Balsamo A, et al (2017) FRP for seismic strengthening of shear controlled RC columns: Experience from earthquakes and experimental analysis. *Compos Part B Eng* 129:47–57. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.07.028>
- Del Zoppo M, Di Ludovico M, Balsamo A, Prota A (2018) Comparative Analysis of Existing RC Columns Jacketed with CFRP or FRCC. *Polymers* 10:361. <https://doi.org/10.3390/polym10040361>
- Demers, M. et Neale, K.W. (1994) “Strengthening of concrete columns with unidirectional composite sheets” , *Development in short and Medium Span Bridge Engineering* ’94, Canadian Society for Civil Engineering, Montreal, Canada, pp. 895-905.
- Dreux G, Festa J (1998) *Nouveau guide du béton et de ses constitutants*. Eyrolles, Paris.
- Ding F, Lu D, Bai Y, et al (2018) Behaviour of CFRP-confined concrete-filled circular steel tube stub columns under axial loading. *Thin-Walled Struct* 125:107–118. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.01.015>
- Doan, V (2013) Behaviour of shape-modified columns confined with carbon fiberreinforced polymer under eccentric loading. Master’s thesis, University of Wollongong
- Doran B, Koksall HO, Turgay T (2009) Nonlinear finite element modeling of rectangular/square concrete columns confined with FRP. *Mater Des* 30:3066–3075
- DOREL B, NICOLAS T-D, FABIEN C, et al (2015) Influence of kaolin-based fillers on mechanical behaviour of an epoxy resin. *Proceedings of plume 2015* 19–22
- Douadi A, Merdas A, Sadowski Ł (2019) The bond of near-surface mounted reinforcement to low-strength concrete. *J Adhes Sci Technol* 33:1320–1336. <https://doi.org/10.1080/01694243.2019.1592944>
- El Maaddawy T, Sherif S (2009) FRP composites for shear strengthening of reinforced concrete deep beams with openings. *Compos Struct* 89:60–69. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2008.06.022>
- El Sayed M, El Maaddawy T (2011) Analytical model for prediction of load capacity of RC columns confined with CFRP under uniaxial and biaxial eccentric loading. *Mater Struct* 44:299–311
- Elsanadedy HM, Al-Salloum YA, Alsayed SH, Iqbal RA (2012) Experimental and numerical investigation of size effects in FRP-wrapped concrete columns. *Constr Build Mater* 29:56–72. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.10.025>
- Fahmy MFM, Wu Z (2010) Evaluating and proposing models of circular concrete columns confined with different FRP composites. *Composites Part B: Engineering* 41:199–213. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2009.12.001>
- Fardis MN, Khalili HH (1982) FRP-encased concrete as a structural material. *Mag Concr Res* 34:191–202. <https://doi.org/10.1680/macr.1982.34.121.191>

## Références :

---

- Farghal OA, Diab HMA (2013) Prediction of axial compressive strength of reinforced concrete circular short columns confined with carbon fiber reinforced polymer wrapping sheets. *J Reinf Plast Compos* 32:1406–1418
- Fergani H, Di Benedetti M, Miàs Oller C, et al (2018) Durability and degradation mechanisms of GFRP reinforcement subjected to severe environments and sustained stress. *Constr Build Mater* 170:637–648. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.092>
- FIB (ed) (2001) Externally bonded FRP reinforcement for RC structures: technical report on the design and use of externally bonded fibre reinforced polymer reinforcement (FRP EBR) for reinforced concrete structures. fib, Lausanne
- Fink JK (2018) Epoxy Resins. In: *Reactive Polymers: Fundamentals and Applications*. Elsevier, pp 139–223
- Gholampour A, Ozbakkaloglu T (2018) Behavior of steel fiber-reinforced concrete-filled FRP tube columns: Experimental results and a finite element model. *Compos Struct* 194:252–262. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.03.094>
- Gibson RF (2016) *Principles of composite material mechanics*, Fourth edition. CRC Press, Taylor & Francis Group, Boca Raton
- Granitex Algérie (2013) Notice Produit - MEDAPOXY REP. <https://manualzilla.com/doc/6404586/medapoxy-rep>. Accessed 15 Sep 2020
- Gu D-S, Wu G, Wu Z-S, Wu Y-F (2010) Confinement effectiveness of FRP in retrofitting circular concrete columns under simulated seismic load. *J Compos Constr* 14:531–540
- Guler S, Ashour A (2016) Review of Current Design Guidelines for Circular FRP-Wrapped Plain Concrete Cylinders. *J Compos Constr* 20:04015057. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000619](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000619)
- Guo Y-C, Gao W-Y, Zeng J-J, et al (2019) Compressive behavior of FRP ring-confined concrete in circular columns: Effects of specimen size and a new design-oriented stress-strain model. *Constr Build Mater* 201:350–368. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.12.183>
- Guo Z (2014) *Principles of reinforced concrete*, First edition. Elsevier Butterworth-Hein, Oxford
- Hadi MNS (2006) Comparative study of eccentrically loaded FRP wrapped columns. *Compos Struct* 74:127–135. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2005.03.013>
- Hadi MNS, Pham TM, Lei X (2013) New Method of Strengthening Reinforced Concrete Square Columns by Circularizing and Wrapping with Fiber-Reinforced Polymer or Steel Straps. *J Compos Constr* 17:229–238. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000335](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000335)
- Hadi MNS, Widiarsa IBR (2012) Axial and Flexural Performance of Square RC Columns Wrapped with CFRP under Eccentric Loading. *J Compos Constr* 16:640–649. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000301](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000301)

## Références :

---

- Harmon TG, Ramakrishnan S, Wang EH (1998) Confined Concrete Subjected to Uniaxial Monotonic Loading. *Journal of Engineering Mechanics* 124:1303–1309. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(1998\)124:12\(1303\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1998)124:12(1303))
- Hognestad E (1951) A Study of Combined Bending and Axial Load in Reinforced Concrete Members. University of Illinois.
- Hollaway L (1993) *Polymer Composites for Civil and Structural Engineering*. Springer Netherlands, Dordrecht
- Hu D, Barbato M (2014) Simple and efficient finite element modeling of reinforced concrete columns confined with fiber-reinforced polymers. *Eng Struct* 72:113–122. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.04.033>
- Huang L, Sun X, Yan L, Zhu D (2015) Compressive behavior of concrete confined with GFRP tubes and steel spirals. *Polymers* 7:851–875
- Ibrahim AMA, Fahmy MFM, Wu Z (2016) 3D finite element modeling of bond-controlled behavior of steel and basalt FRP-reinforced concrete square bridge columns under lateral loading. *Compos Struct* 143:33–52. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.01.014>
- Ilki, A., N. Kumbasar, and V. Koc. 2002. “Strength and deformability of low strength concrete confined by carbon fiber composite sheets.” In *Proc., 15th ASCE Engineering Mechanics Conf.* New York: Columbia Univ
- Ilki, A., Kumbasar, N., & Koc, V. (2004) Low Strength Concrete Members Externally Confined with FRP Sheets. *Structural Engineering and Mechanics*, 18, 167–194. <https://doi.org/10.12989/SEM.2004.18.2.167>
- Ilki A, Peker O, Karamuk E, et al (2008) FRP retrofit of low and medium strength circular and rectangular reinforced concrete columns. *J Mater Civ Eng* 20:169–188
- Ilki A, Tore E, Demir C, Comert M (2018) Seismic Performance of a Full-Scale FRP Retrofitted Sub-standard RC Building. In: Ptilakis K (ed) *Recent Advances in Earthquake Engineering in Europe*. Springer International Publishing, Cham, pp 519–544
- International Federation for Structural Concrete (ed) (2007) *FRP reinforcement in RC structures*. fib, Lausanne
- Isleem HF, Wang D, Wang Z (2018) Modeling the axial compressive stress-strain behavior of CFRP-confined rectangular RC columns under monotonic and cyclic loading. *Compos Struct* 185:229–240. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.11.023>
- Ismail R, Rashid RSM, Chan WC, et al (2019) Compressive behavior of concrete cylinder fully and partially confined by carbon fibre-reinforced polymer (CFRP). *Constr Build Mater* 201:196–206. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.12.095>
- Jiang C, Wu Y-F, Jiang J-F (2017) Effect of aggregate size on stress-strain behavior of concrete confined by fiber composites. *Compos Struct* 168:851–862

## Références :

---

- Jiang J, Wu Y, Zhao X (2011) Application of Drucker-Prager Plasticity Model for Stress-Strain Modeling of FRP Confined Concrete Columns
- Jiang T (2008) FRP-confined RC columns : analysis, behavior and design. Thesis, The Hong Kong Polytechnic University
- Jiang T, Teng JG (2007) Analysis-oriented stress–strain models for FRP–confined concrete. *Engineering Structures* 29:2968–2986. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2007.01.010>
- Jolly CK, Lilistone D (1998) The stress-strain behavior of concrete confined by advanced fibre composites. Proc 8th BCA Conf High Educ Concr Ind
- K. J. Willam, E. P. Warnke (1975) Constitutive Model for the Triaxial Behavior of Concrete. Proc IABSE Struct Eng Rep 19
- Karabinis AI, Rousakis TC (2002) Concrete confined by FRP material: a plasticity approach. *Engineering Structures* 24:923–932. [https://doi.org/10.1016/S0141-0296\(02\)00011-1](https://doi.org/10.1016/S0141-0296(02)00011-1)
- Karbhari VM, Gao Y (1997) Composite Jacketed Concrete under Uniaxial Compression—Verification of Simple Design Equations. *Journal of Materials in Civil Engineering* 9:185–193. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(1997\)9:4\(185\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(1997)9:4(185))
- Khan AR, Zafar NS (2011) Compressive Strength of Concrete Cylinders Confined with CFRP Wraps. In: Ye L, Feng P, Yue Q (eds) *Advances in FRP Composites in Civil Engineering*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, pp 630–633
- Kumar RN, Pizzi A (2019) *Adhesives for Wood and Lignocellulosic Materials*, 1st edn. Wiley
- Kurt H. Gerstle (1981) Simple Formulation of Biaxial Concrete Behavior. *ACI Journal Proceedings* 78:. <https://doi.org/10.14359/6911>
- J. Carreira, Domingo & Chu, Kuang-Han. (1985). Stress-strain relationship for plain concrete in compression. *Journal of the American Concrete Institute*. 82. 797-804.
- Lam L, Teng JG (2002) Strength Models for Fiber-Reinforced Plastic-Confined Concrete. *J Struct Eng* 128:612–623. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2002\)128:5\(612\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2002)128:5(612))
- Lam L, Teng JG (2003) Design-Oriented Stress-Strain Model for FRP-Confined Concrete in Rectangular Columns. *J Reinf Plast Compos* 22:1149–1186. <https://doi.org/10.1177/0731684403035429>
- Lam L, Teng JG (2004) Ultimate Condition of Fiber Reinforced Polymer-Confined Concrete. *J Compos Constr* 8:539–548. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2004\)8:6\(539\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2004)8:6(539))
- Lam L, Teng JG, Cheung CH, Xiao Y (2006) FRP-confined concrete under axial cyclic compression. *Cem Concr Compos* 28:949–958. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2006.07.007>
- Li G (2006) Experimental study of FRP confined concrete cylinders. *Eng Struct* 28:1001–1008

## Références :

---

- Li P, Wu Y-F (2015) Stress–strain model of FRP confined concrete under cyclic loading. *Compos Struct* 134:60–71
- Li P, Wu Y-F (2016) Stress–strain behavior of actively and passively confined concrete under cyclic axial load. *Compos Struct* 149:369–384
- Li P, Wu Y-F, Zhou Y, Xing F (2018) Cyclic stress-strain model for FRP-confined concrete considering post-peak softening. *Compos Struct* 201:902–915. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.06.088>
- Li Y-F, Lin C-T, Sung Y-Y (2003) A constitutive model for concrete confined with carbon fiber reinforced plastics. *Mechanics of Materials* 35:603–619. [https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(02\)00288-0](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(02)00288-0)
- Liang M, Wu Z-M, Ueda T, et al (2012) Experiment and modeling on axial behavior of carbon fiber reinforced polymer confined concrete cylinders with different sizes. *J Reinf Plast Compos* 31:389–403. <https://doi.org/10.1177/0731684412439347>
- Liang S (2012) Etude de comportement en fatigue des composites renforcés par fibres végétales : prise en compte de la variabilité des propriétés. Theses, Université de Bourgogne
- Lim JC, Karakus M, Ozbakkaloglu T (2016) Evaluation of ultimate conditions of FRP-confined concrete columns using genetic programming. *Comput Struct* 162:28–37
- Lim JC, Ozbakkaloglu T (2015) Unified Stress-Strain Model for FRP and Actively Confined Normal-Strength and High-Strength Concrete. *J Compos Constr* 19:04014072. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000536](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000536)
- Lim JC, Ozbakkaloglu T (2014) Influence of silica fume on stress–strain behavior of FRP-confined HSC. *Constr Build Mater* 63:11–24. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.03.044>
- Lin G, Yu T, Teng JG (2016) Design-Oriented Stress–Strain Model for Concrete under Combined FRP-Steel Confinement. *J Compos Constr* 20:04015084. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000651](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000651)
- Mallick PK (2008) Fiber-reinforced composites: materials, manufacturing, and design, 3rd ed., [expanded and rev. ed.]. CRC Press, Boca Raton, FL
- Mander JB, Priestley MJN, Park R (1988) Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete. *J Struct Eng* 114:1804–1826. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1988\)114:8\(1804\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1988)114:8(1804))
- Mander JB, Priestley MJN, Park R (1983) BEHAVIOUR OF DUCTILE HOLLOW REINFORCED CONCRETE COLUMNS. 16:273–290
- Manfredi G, Realfonzo R (2001) Models of concrete confined by fiber composites. In: Proc., 5th Annual Symp. on Fibre-Reinforced-Plastic Reinforced for Concrete Structures. Thomas Telford, p 874

## Références :

---

- Marques SPC, Marques DC dos SC, Lins da Silva J, Cavalcante MAA (2004) Model for Analysis of Short Columns of Concrete Confined by Fiber-Reinforced Polymer. *J Compos Constr* 8:332–340. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2004\)8:4\(332\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2004)8:4(332))
- Matthys S, Taerwe L, Audenaert K (1999) Tests on axially loaded concrete columns confined by fiber reinforced polymer sheet wrapping. *Proc Fourth Int Symp Fiber Reinf Polym Reinf Reinf Concr Struct ACI SP-188 Mich USA* 217–229
- Matthys S, Toutanji H, Taerwe L (2006) Stress–strain behavior of large-scale circular columns confined with FRP composites. *J Struct Eng* 132:123–133
- Merdas A, Fiorio B, Chikh N-E (2015) Aspects of bond behavior for concrete beam strengthened with carbon fibers reinforced polymers–near surface mounted. *J Reinf Plast Compos* 34:463–478. <https://doi.org/10.1177/0731684415573814>
- Mesbah H-A, Benzaid R (2017) Damage-based stress-strain model of RC cylinders wrapped with CFRP composites. *Adv Concr Constr* 5:539–561. <https://doi.org/10.12989/acc.2017.5.5.539>
- Micelli F, Modarelli R (2013) Experimental and analytical study on properties affecting the behaviour of FRP-confined concrete. *Compos Part B Eng* 45:1420–1431. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2012.09.055>
- K. Miyauchi, S. Nishibayashi, and S. Inoue (1997) Estimation of Strengthening Effects with Carbon Fiber Sheet for Concrete Column. in *Proceedings of the 3rd International Symposium (FRPRCS-3) on Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures*, vol. 1, pp. 217–224, Sapporo, Japan.
- Mohamed HM, Masmoudi R (2010) Axial Load Capacity of Concrete-Filled FRP Tube Columns: Experimental versus Theoretical Predictions. *J Compos Constr* 14:231–243. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000066](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000066)
- Mohammadi M, Dai J-G, Wu Y-F, Bai Y-L (2019) Development of extended Drucker–Prager model for non-uniform FRP-confined concrete based on triaxial tests. *Constr Build Mater* 224:1–18. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.07.061>
- Moran D, Pantelides C (2005) Damage-Based Stress-Strain Model for Fiber-Reinforced Polymer-Confined Concrete. *ACI Structural Journal* 102:.  
<https://doi.org/10.14359/13530>
- Mostofinejad D, Moshiri N, Mortazavi N (2015) Effect of corner radius and aspect ratio on compressive behavior of rectangular concrete columns confined with CFRP. *Mater Struct* 48:107–122. <https://doi.org/10.1617/s11527-013-0171-9>
- Murugadoss JR, Lee BJ, Bang JW, et al (2015) Performance Analysis of CFRP Composite Strips Confined RC Columns under Axial Compression. *Adv Mater Sci Eng* 2015:1–18. <https://doi.org/10.1155/2015/170295>
- Nanni A, Bradford NM (1995) FRP jacketed concrete under uniaxial compression. *Construction and Building Materials* 9:115–124. [https://doi.org/10.1016/0950-0618\(95\)00004-Y](https://doi.org/10.1016/0950-0618(95)00004-Y)

## Références :

---

- Narayanan S (2011) Design of confinement reinforcement for RC columns. *Indian Concr J* 85:25–36
- NF P 18-406 (1981) Essai de compression - norme français homologuée. In: *dokumen.tips*. <https://dokumen.tips/documents/nf-p-18-406.html>. Accessed 15 Sep 2020F P18-406 (1981) Essai de compression. French.
- Osmani H, Mansour R (2011) L'effet des traitements de surface des fibres sur les propriétés mécaniques de composites polyester-fibres alfa
- Ouyang L-J, Gao W-Y, Zhen B, Lu Z-D (2017) Seismic retrofit of square reinforced concrete columns using basalt and carbon fiber-reinforced polymer sheets: A comparative study. *Compos Struct* 162:294–307. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.12.016>
- Ozbakkaloglu T, Lim JC (2013) Axial compressive behavior of FRP-confined concrete: Experimental test database and a new design-oriented model. *Compos Part B Eng* 55:607–634. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.07.025>
- Ozbakkaloglu T, Lim JC, Vincent T (2013) FRP-confined concrete in circular sections: Review and assessment of stress–strain models. *Eng Struct* 49:1068–1088. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2012.06.010>
- Pan Y, Guo R, Li H, et al (2017) Analysis-oriented stress–strain model for FRP-confined concrete with preload. *Compos Struct* 166:57–67. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.01.007>
- Park J-H, Jo B-W, Yoon S-J, Park S-K (2011) Experimental investigation on the structural behavior of concrete filled FRP tubes with/without steel Re-bar. *KSCE J Civ Eng* 15:337–345. <https://doi.org/10.1007/s12205-011-1040-0>
- Park TW, Na UJ, Chung L, Feng MQ (2008) Compressive behavior of concrete cylinders confined by narrow strips of CFRP with spacing. *Compos Part B Eng* 39:1093–1103. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2008.05.002>
- Parvin A, Brighton D (2014) FRP Composites Strengthening of Concrete Columns under Various Loading Conditions. *Polymers* 6:1040–1056. <https://doi.org/10.3390/polym6041040>
- Pellegrino C, Modena C (2010) Analytical Model for FRP Confinement of Concrete Columns with and without Internal Steel Reinforcement. *J Compos Constr* 14:693–705. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000127](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000127)
- Pessiki S, Harries KA, Kestner JT, et al (2001) Axial Behavior of Reinforced Concrete Columns Confined with FRP Jackets. *J Compos Constr* 5:237–245. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2001\)5:4\(237\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2001)5:4(237))
- Pham TM, Hadi MN (2013) Stress prediction model for FRP confined rectangular concrete columns with rounded corners. *J Compos Constr* 18:04013019
- Pham TM, Hadi MN (2014a) Predicting stress and strain of FRP-confined square/rectangular columns using artificial neural networks. *J Compos Constr* 18:04014019

## Références :

---

- Pham TM, Hadi MN (2014b) Confinement model for FRP confined normal- and high-strength concrete circular columns. *Constr Build Mater* 69:83–90. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.06.036>
- Pham TM, Hadi MNS, Tran TM (2015a) Maximum usable strain of FRP-confined concrete. *Constr Build Mater* 83:119–127. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.03.017>
- Pham TM, Hadi MNS, Youssef J (2015b) Optimized FRP Wrapping Schemes for Circular Concrete Columns under Axial Compression. *J Compos Constr* 19:04015015-. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)cc.1943-5614.0000571](https://doi.org/10.1061/(asce)cc.1943-5614.0000571)
- Pham TM, Youssed J, Hadi MNS, Tran TM (2016) Effect of Different FRP Wrapping Arrangements on the Confinement Mechanism. *Procedia Eng* 142:307–313. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.02.051>
- Piscosa B, Attard MM, Samani AK (2018) 3D Finite element modeling of circular reinforced concrete columns confined with FRP using a plasticity based formulation. *Compos Struct* 194:478–493. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.04.039>
- Popovics S (1973) A numerical approach to the complete stress-strain curve of concrete. *Cement and Concrete Research* 3:583–599. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(73\)90096-3](https://doi.org/10.1016/0008-8846(73)90096-3)
- R. G. Weatherhead (2013) *Frp Technology Fibre Reinforced Resin Systems*. Springer Verlag
- Richard Wolf, H.J. Miessler (1989) HLV-Spannglieder in der Praxis Erfahrungen Mit Glasfaserverbundstaben. *Beton* 2 47–51
- Realfonzo R, Napoli A (2011) Concrete confined by FRP systems: Confinement efficiency and design strength models. *Compos Part B Eng* 42:736–755. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2011.01.028>
- Richrd, R.M. and Abotto, B.J. (1975) Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula. *Journal of Engineering Mechanics*. 101, 511-515.
- Richart Erwin F, Brandtzæg A, Lenoir Brown R (1928) A study of the failure of concrete under combined compressive stresses, *Bulletin* 185
- Rong C, Shi Q (2018) Axial-strength model for FRP-confined concrete based on the improved twin shear strength theory. *Compos Struct* 202:102–110. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.12.020>
- Rousakis TC, Karabinis AI, Kioussis PD, Tepfers R (2008) Analytical modelling of plastic behaviour of uniformly FRP confined concrete members. *Composites Part B: Engineering* 39:1104–1113. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2008.05.001>
- Rousakis T, You CS, De Lorenzis L, et al (2003) Concrete cylinders confined by CFRP sheets subjected to cyclic axial compressive load. In: *Fibre-Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures*. World Scientific Publishing Company, Singapore, pp 571–580

## Références :

---

- Rousakis TC, Karabinis AI (2012) Adequately FRP confined reinforced concrete columns under axial compressive monotonic or cyclic loading. *Mater Struct* 45:957–975. <https://doi.org/10.1617/s11527-011-9810-1>
- Rousakis TC, Karabinis AI (2008) Substandard reinforced concrete members subjected to compression: FRP confining effects. *Mater Struct* 41:1595
- Saadatmanesh H, Ehsani M, W Li M (1994) Strength and Ductility of Concrete Columns Externally Reinforced with Fiber Composite Straps
- Saafi M, Toutanji H, Li Z (1999) Behavior of Concrete Columns Confined with Fiber Reinforced Polymer Tubes. *MJ* 96:. <https://doi.org/10.14359/652>
- Saatcioglu M, Razvi SR (1992) Strength and Ductility of Confined Concrete. *J Struct Eng* 118:1590–1607. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1992\)118:6\(1590\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1992)118:6(1590))
- Sadeghian P, Rahai AR, Ehsani MR (2010) Experimental Study of Rectangular RC Columns Strengthened with CFRP Composites under Eccentric Loading. *J Compos Constr* 14:443–450. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000100](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000100)
- Sahar Radfar, Gilles Forêt, Karam Sab. Modélisation numérique du comportement à rupture (peeling-off) de poutres BA renforcées soumises à un essai de flexion 4-points. *Revue des composites et des matériaux avancés*, Lavoisier, 2012, pp.n°2, 171-185.
- Saljoughian A, Mostofinejad D (2016) Axial-flexural interaction in square RC columns confined by intermittent CFRP wraps. *Compos Part B Eng* 89:85–95. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.10.047>
- Saraswathi M (2016) Strengthening of rc square column using steel angles.
- Sargin M (1971) Stress-strain relationship for concrete and the analysis of structural concrete sections. University of Waterloo. Solid Mechanics Division
- Sayed AM, Diab HM (2019) Modeling of the Axial Load Capacity of RC Columns Strengthened with Steel Jacketing under Preloading Based on FE Simulation. *Model Simul Eng* 2019:1–8. <https://doi.org/10.1155/2019/8653247>
- Schickert, G., and Winkler, H. (1977). “Results of test concerning strength and strain of concrete subjected to multiaxial compressive stresses.” Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Berlin.
- Schwartz MM (ed) (1992) *Composite materials handbook*, 2nd ed. McGraw-Hill, New York
- Seffo M, Hamcho M (2012) Strength of Concrete Cylinder Confined by Composite Materials (CFRP). *Energy Procedia* 19:276–285. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2012.05.207>
- Sheikh S, Uzumeri S (1980) Strength and Ductility of Tied Concrete Columns. *ASCE J Struct Div* 106:1079–1102
- Siddiqui NA, Alsayed SH, Al-Salloum YA, et al (2014) Experimental investigation of slender circular RC columns strengthened with FRP composites. *Constr Build Mater* 69:323–334. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.07.053>

## Références :

---

- Sika France (2018) Fiche technique du produit - Sikadur®-330.  
[https://fra.sika.com/content/dam/dms/fr01/f/sikadur\\_-330.pdf](https://fra.sika.com/content/dam/dms/fr01/f/sikadur_-330.pdf). Accessed 15 Sep 2020
- Sika France (2011) Notice Produit - sikawrap-230-c-45.  
<https://tun.sika.com/dms/getdocument.get/8cf14f0e-078f-3dfd-a65f-fe9c2cc6e331/SikaWrap%C2%AE-230%20C45.pdf>. Accessed 15 Sep 2020
- Smith ST, Kim SJ, Zhang H (2010) Behavior and Effectiveness of FRP Wrap in the Confinement of Large Concrete Cylinders. *J Compos Constr* 14:573–582.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000119](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000119)
- Sonnenschein R, Gajdosova K, Holly I (2016) FRP Composites and their Using in the Construction of Bridges. *Procedia Eng* 161:477–482.  
<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.08.665>
- Spoelstra MR, Monti G (1999) FRP-Confined Concrete Model. *Journal of Composites for Construction* 3:143–150. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(1999\)3:3\(143\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(1999)3:3(143))
- Su L, Zeng X, He H, et al (2017) Preparation of functionalized kaolinite/epoxy resin nanocomposites with enhanced thermal properties. *Appl Clay Sci* 148:103–108.  
<https://doi.org/10.1016/j.clay.2017.08.017>
- Tankut T, Arslan M (1992) Behavior of reinforced concrete beams strengthened by epoxy bonded steel plates. *3:176–185*
- Teng JG, Huang YL, Lam L, Ye LP (2007) Theoretical Model for Fiber-Reinforced Polymer-Confined Concrete. *J Compos Constr* 11:201–210.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2007\)11:2\(201\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2007)11:2(201))
- Teng JG, Jiang T, Lam L, Luo YZ (2009) Refinement of a Design-Oriented Stress–Strain Model for FRP-Confined Concrete. *J Compos Constr* 13:269–278.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000012](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000012)
- Teng JG, Lin G, Yu T (2015a) Analysis-Oriented Stress-Strain Model for Concrete under Combined FRP-Steel Confinement. *J Compos Constr* 19:04014084.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000549](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000549)
- Teng JG, Xiao QG, Yu T, Lam L (2015b) Three-dimensional finite element analysis of reinforced concrete columns with FRP and/or steel confinement. *Eng Struct* 97:15–28.  
<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.03.030>
- Thomason J, Jenkins P, Yang L (2016) Glass Fibre Strength—A Review with Relation to Composite Recycling. *Fibers* 4:18. <https://doi.org/10.3390/fib4020018>
- Tong Z-Z, Zhou B, Huang J, et al (2014) Hierarchical structures of olefinic blocky copolymer/montmorillonite nanocomposites with collapsed and intercalated clay layers. *RSC Adv* 4:15678–15688. <https://doi.org/10.1039/C4RA00628C>

## Références :

---

- Toutanji H (1999) Stress-Strain Characteristics of Concrete Columns Externally Confined with Advanced Fiber Composite Sheets. *ACI Materials Journal* 96:.  
<https://doi.org/10.14359/639>
- Toutanji H, Han M, Gilbert J, Matthys S (2009) Behavior of large-scale rectangular columns confined with FRP composites. *J Compos Constr* 14:62–71
- Triantafyllou GG, Rousakis TC, Karabinis AI (2015) Axially Loaded Reinforced Concrete Columns with a Square Section Partially Confined by Light GFRP Straps. *J Compos Constr* 19:04014035. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000496](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000496)
- Triantafyllou GG, Rousakis TC, Karabinis AI (2014) Axially loaded reinforced concrete columns with a square section partially confined by light GFRP straps. *J Compos Constr* 19:04014035
- Turgay T, Köksal HO, Polat Z, Karakoc C (2009) Stress–strain model for concrete confined with CFRP jackets. *Mater Des* 30:3243–3251
- Turgay T, Polat Z, Koksall HO, et al (2010) Compressive behavior of large-scale square reinforced concrete columns confined with carbon fiber reinforced polymer jackets. *Mater Des* 31:357–364
- Vasumathi AM, Rajkumar K, Ganesh Prabhu G (2014) Compressive Behaviour of RC Column with Fibre Reinforced Concrete Confined by CFRP Strips. *Adv Mater Sci Eng* 2014:1–10. <https://doi.org/10.1155/2014/601915>
- Vincent T, Ozbakkaloglu T (2013a) Influence of concrete strength and confinement method on axial compressive behavior of FRP confined high- and ultra high-strength concrete. *Compos Part B Eng* 50:413–428. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.02.017>
- Vincent T, Ozbakkaloglu T (2013b) Influence of fiber orientation and specimen end condition on axial compressive behavior of FRP-confined concrete. *Constr Build Mater* 47:814–826
- Wang DY, Wang ZY, Smith ST, Yu T (2016a) Size effect on axial stress-strain behavior of CFRP-confined square concrete columns. *Constr Build Mater* 118:116–126.  
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.04.158>
- Wang L-M, Wu Y-F (2008) Effect of corner radius on the performance of CFRP-confined square concrete columns: Test. *Eng Struct* 30:493–505.  
<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2007.04.016>
- Wang W, Martin PR, Sheikh MN, Hadi MNS (2018) Eccentrically Loaded FRP Confined Concrete with Different Wrapping Schemes. *J Compos Constr* 22:04018056.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000898](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000898)
- Wang W, Sheikh MN, Hadi MNS (2016b) Experimental Study on FRP Tube Reinforced Concrete Columns under Different Loading Conditions. *J Compos Constr* 20:04016034. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000690](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000690)

## Références :

---

- Wang Y, Wu H (2011) Size Effect of Concrete Short Columns Confined with Aramid FRP Jackets. *J Compos Constr* 15:535–544. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000178](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000178)
- Wang Z, Wang D, Smith ST, Lu D (2012) CFRP-Confined Square RC Columns. I: Experimental Investigation. *J Compos Constr* 16:150–160. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000245](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000245)
- Wang Z, Wang D, Smith ST, Lu D (2011) CFRP-confined square RC columns. I: Experimental investigation. *J Compos Constr* 16:150–160
- Wei H, Wu Z, Guo X, Yi F (2009) Experimental study on partially deteriorated strength concrete columns confined with CFRP. *Eng Struct* 31:2495–2505. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2009.05.006>
- Wei Y-Y, Wu Y-F (2012) Unified stress–strain model of concrete for FRP-confined columns. *Constr Build Mater* 26:381–392. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.06.037>
- Wu G, Lü ZT, Wu ZS (2006) Strength and ductility of concrete cylinders confined with FRP composites. *Construction and Building Materials* 20:134–148. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2005.01.022>
- Wu H-C (2002) RETROFIT EFFICIENCY USING FRP SHEETS: MECHANICS VIEWPOINT. *Proc 15th ASCE Eng Mech Div Conf*
- Wu H-L, Wang Y-F (2010) Experimental study on reinforced high-strength concrete short columns confined with AFRP sheets. *Steel and Composite Structures* 10:501–516. <https://doi.org/10.12989/SCS.2010.10.6.501>
- Wu H-L, Wang Y-F, Yu L, Li X-R (2009) Experimental and Computational Studies on High-Strength Concrete Circular Columns Confined by Aramid Fiber-Reinforced Polymer Sheets
- Wu Y-F, Wang L-M (2009) Unified Strength Model for Square and Circular Concrete Columns Confined by External Jacket. *J Struct Eng* 135:253–261. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2009\)135:3\(253\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2009)135:3(253))
- Wu Y-F, Jiang J-F (2013) Effective strain of FRP for confined circular concrete columns. *Compos Struct* 95:479–491. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2012.08.021>
- Wu Y-F, Wei Y (2015) General Stress-Strain Model for Steel- and FRP-Confined Concrete. *J Compos Constr* 19:04014069. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000511](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000511)
- Wu Y-F, Wei Y-Y (2010) Effect of cross-sectional aspect ratio on the strength of CFRP-confined rectangular concrete columns. *Eng Struct* 32:32–45
- Wu Y-F, Zhou Y-W (2010) Unified Strength Model Based on Hoek-Brown Failure Criterion for Circular and Square Concrete Columns Confined by FRP. *J Compos Constr* 14:175–184. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000062](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000062)

## Références :

---

- Xiao QG, Teng JG, Yu T (2010) Behavior and Modeling of Confined High-Strength Concrete. *J Compos Constr* 14:249–259. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000070](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000070)
- Xiao Y, Wu H (2000) Compressive Behavior of Concrete Confined by Carbon Fiber Composite Jackets. *J Mater Civ Eng* 12:139–146. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2000\)12:2\(139\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2000)12:2(139))
- Xiao Y, Wu H (2003) Compressive Behavior of Concrete Confined by Various Types of FRP Composite Jackets. *J Reinf Plast Compos* 22:1187–1201. <https://doi.org/10.1177/0731684403035430>
- Yaquib M, Bailey CG (2011) Repair of fire damaged circular reinforced concrete columns with FRP composites. *Constr Build Mater* 25:359–370
- Youssef MN, Feng MQ, Mosallam AS (2007b) Stress–strain model for concrete confined by FRP composites. *Compos Part B Eng* 38:614–628. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2006.07.020>
- Yu T, Teng JG (2011) Design of Concrete-Filled FRP Tubular Columns: Provisions in the Chinese Technical Code for Infrastructure Application of FRP Composites. *J Compos Constr* 15:451–461. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000159](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000159)
- Yu T, Teng JG, Wong YL, Dong SL (2010a) Finite element modeling of confined concrete-I: Drucker–Prager type plasticity model. *Engineering Structures* 32:665–679. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2009.11.014>
- Yu T, Teng JG, Wong YL, Dong SL (2010b) Finite element modeling of confined concrete-II: Plastic-damage model. *Engineering Structures* 32:680–691. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2009.11.013>
- Z. K. Szabó (2013) Bond characteristics of NSM reinforcements based on advanced test method”. PhD thesis. Budapest, Hungary: Budapest University of Technology and Economics
- Zeng J-J, Guo Y-C, Gao W-Y, et al (2017) Behavior of partially and fully FRP-confined circularized square columns under axial compression. *Constr Build Mater* 152:319–332. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.06.152>
- Zeng JJ, Lin G, Teng JG, Li LJ (2018) Behavior of large-scale FRP-confined rectangular RC columns under axial compression. *Eng Struct* 174:629–645. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.07.086>
- Zhou A, Qin R, Feo L, et al (2017) Investigation on interfacial defect criticality of FRP-bonded concrete beams. *Compos Part B Eng* 113:80–90. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.12.055>
- Zoghi M (ed) (2014) The international handbook of FRP composites in civil engineering. CRC Press/Taylor & Francis Group, Boca Raton, Florida

---

## Résumé

Le travail réalisé dans le cadre de cette thèse englobe deux parties, la première concerne des recherches bibliographiques très poussées en ce qui concerne les matériaux entrant dans le renforcement des éléments structuraux. Un état de l'art sur l'utilisation de la technique de collage externe « EBR » dans le renforcement des poteaux en béton. Et finalement, une revue de littérature sur les modèles contrainte-déformation des poteaux confinés en sections circulaires sous une charge de compression axiale. La deuxième partie est consacrée aux études expérimentales traitant les questions sur des paramètres influant le comportement compressif des cylindres confinés d'un côté. Et l'effet de la largeur des bandes PRFC sur le comportement compressif des cylindres en béton d'un autre côté. Dans un autre volet, l'effet de la configuration du confinement sur le comportement compressif des cylindres en béton confinés par composite PRFC a été étudié. Tous ces travaux ont été suivis par une étude numérique en utilisant des codes de conception et des modèles numériques existants.

D'après les résultats obtenus, la technique EBR montre qu'elle est efficace pour renforcer les cylindres en béton, l'augmentation considérable des contraintes sur les cylindres confinés comparativement aux cylindres témoins non confinés est remarquable. En outre, il a été conclu que pour des quantités égales de matériau PRF, le mode de distribution du matériau composite PRF a une grande influence sur le résultat final.

**Mots clés :** poteau, cylindre, béton, renforcement, PRFC, EBR.

---

## Abstract

The work carried out within the framework of this thesis covers two parts, the first concerns very extensive bibliographic research regarding the materials used to reinforce structural elements. A state of the art on the use of the external bonding technique "EBR" in the reinforcement of concrete columns. And finally, a review of the literature on stress-strain models of columns confined in circular sections under an axial compression load. The second part is devoted to experimental studies dealing with questions on parameters influencing the compressive behavior of confined cylinders of a side. And the effect of the width of the CFRP strips on the compressive behavior of the concrete cylinders on the other hand. In another section, the effect of the configuration of confinement on the compressive behavior of concrete cylinders confined by composite CFRP was studied. All this work was followed by a numerical study using existing design codes and numerical models.

According to the results obtained, the EBR technique shows that it is effective for reinforcing concrete posts, the considerable increase in stresses on confined posts compared to unconfined control posts is remarkable. Furthermore, it was concluded that for equal quantities of PRF material, the distribution mode of the PRF composite material has a great influence on the final result.

**Keywords:** column, cylinder, concrete, reinforcement, PRFC, EBR.

---

## ملخص

يغطي العمل المنجز في إطار هذه الأطروحة جزأين، الأول يتعلق بالبحوث الببليوغرافية واسعة النطاق فيما يتعلق بالمواد المستخدمة لتعزيز العناصر الهيكلية. حالة استخدام تقنية EBR في تعزيز المشاركات الملموسة. وأخيراً، مراجعة للأدب على نماذج الإجهاد من الأعمدة المحصورة في أقسام دائرية تحت ضغط الانضغاط المحوري. الجزء الثاني مخصص للدراسات التجريبية التي تتناول أسئلة حول معاملات تؤثر على السلوك الضاغط للاسطوانات من ناحية. وتأثير عرض شرائط CFRP على السلوك الضاغط للاسطوانات الخرسانية من ناحية أخرى. في قسم آخر، تمت دراسة تأثير تكوين الحبس على السلوك الانضغاطي للاسطوانات الخرسانية المحصورة بواسطة CFRP المركب. تبع كل هذا العمل دراسة عددية باستخدام أكواد التصميم الحالية والنماذج العددية للتنبؤ بالظروف النهائية (أقصى قوة وتشوه في نهاية المطاف) من الاسطوانات التي تمت دراستها بشكل تجريبي.

وفقاً للنتائج التي تم الحصول عليها، تُظهر تقنية EBR أنها فعالة في تعزيز المشاركات الملموسة، والزيادة الكبيرة في الضغوط على الوظائف المحصورة مقارنة بمراكز التحكم غير المحصورة ملحوظة. علاوة على ذلك، تم التوصل إلى أنه بالنسبة لكميات المتساوية من مادة PRF، فإن طريقة توزيع المواد المركبة PRF لها تأثير كبير على النتيجة النهائية.

**الكلمات المفتاحية:** عمود، اسطوانة، خرسانة، تقوية، PRFC، EBR.

---