



Contribution à l'Étude des Matériaux Composites Dans le Renforcement et la Réparation Des Éléments Structuraux Linéaires en Béton

Riad Benzaid, Habib Abdelhak Mesbah, Nasr-Eddine Chikh

► To cite this version:

Riad Benzaid, Habib Abdelhak Mesbah, Nasr-Eddine Chikh. Contribution à l'Étude des Matériaux Composites Dans le Renforcement et la Réparation Des Éléments Structuraux Linéaires en Béton. Editions Universitaires Européennes. Editions Universitaires Européennes, pp.264, 2010, 978-613-1-55146-8. <hal-00782103>

HAL Id: hal-00782103

<https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00782103>

Submitted on 30 Jul 2013

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

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



RIAD BENZAID, Habib MESBAH, Nasreddine CHIKH

Ce travail concerne, l'étude du comportement axial et radial résultant de l'effet du confinement externe procuré par une enveloppe en matériau composite à base de fibres de carbone (PRFC) ou de fibre de verre (PRFV). Pour l'ensemble des spécimens testés, l'augmentation de la rigidité du confinement entraîne à la fois une augmentation de la résistance à la compression et de la ductilité. L'effet de la résistance du béton non confiné f_{co} sur l'efficacité du confinement été remarquable pour les deux type de sections étudiées (à savoir les sections circulaires et carrées). Les spécimens en B.A endommagés après avoir été renforcés par 3 couches de composite PRFC, se comportaient d'une manière tout à fait comparable à celle des spécimens similaires non endommagés. Comparés aux spécimens de références, le confinement par composite PRFC été très efficaces pour tous les spécimens quelque soient leurs taux d'endommagement initial (40, 60, 80 ou 100 % de la charge de rupture). A travers ce travail, nous espérons présenter pour les futurs chercheurs une modeste contribution à la compréhension du comportement mécanique du béton confiné avec des composites PRF.

RIAD BENZAID
Habib MESBAH
Nasreddine CHIKH



RIAD BENZAID, Habib MESBAH, Nasreddine CHIKH

Riad BENZAID est Ingénieur en voies et ouvrages d'art de l'Université de Constantine (Algérie). Docteur en Génie Civil de l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes (France) et Docteur Es-Science en Génie Civil de l'Université de Constantine (Algérie). Il est actuellement maître de conférences à l'Université de Jijel (Algérie).



9 786131 551468

978-613-1-55146-8

Les Matériaux Composites "PRF" pour le confinement externe du béton

Les composites "PRF" pour la réparation et le renforcement des colonnes en béton armé

Contribution à l'Étude des Matériaux Composites Dans le Renforcement et la Réparation Des Éléments Structuraux Linéaires en Béton

**Riad BENZAID
Habib Abdelhak MESBAH
Nasr-eddine CHIKH**

SOMMAIRE

INTRODUCTION GÉNÉRALE 1

PARTIE I : SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE 6

Chapitre I.1. GÉNÉRALITÉS 7

I.1.1. Introduction 7

I.1.1.1. La nécessité d'un renfort structurel 7

I.1.1.2. Méthodes de renfort 8

I.1.2. Techniques de renfort des structures en béton armé 9

I.1.2.1. Amélioration des éléments structuraux à l'aide de chemisage en béton armé 9

I.1.2.2. Amélioration des éléments structuraux à l'aide de chemises en acier 9

I.1.2.3. Amélioration des éléments structuraux à l'aide des tôles collées 15

I.1.2.4. Amélioration de la résistance des éléments structuraux porteurs à l'aide de matériaux composites renforcés de fibres 17

I.1.2.5. Renforcement des structures par précontraintes additionnelles 21

Références 24

Chapitre I.2. INTRODUCTION AUX MATÉRIAUX COMPOSITES 27

I.2.1. Matériaux composites 27

I.2.2. Polymères renforcés de fibres « PRF » 27

I.2.2.1. Intérêt des polymères renforcés de fibres dans le bâtiment et les travaux publics 27

I.2.2.2. Les constituants d'un polymère renforcé de fibres 27

I.2.2.4. Propriétés mécaniques des composites «PRF» 30

I.2.2.5. Comparaison des performances pour le renforcement des structures 32

I.2.3. Procédés de mise en œuvre des renforts composites 32

I.2.3.1 Notion de multicouches composites pour la réparation des ouvrages 32

I.2.3.2. Différentes techniques de mise en œuvre 33

Références 37

Chapitre I.3. CONFINEMENT DE COLONNES EN BÉTON ARMÉ AVEC DES MATÉRIAUX COMPOSITES « PRF » 39

I.3.1. Méthodes de confinement 39

I.3.1.1. Stratification au contact 39

I.3.1.2. Enroulement filamentaire 40

I.3.1.3. Chemisage par coquille préfabriquée en «PRF» 40

I.3.1.4. Comparaison des méthodes de renforcement 41

I.3.1.5. Aspects constructifs 42

I.3.1.6. Modification de forme 42

I.3.2. Modes de rupture et comportement type des colonnes en béton confiné avec des composites «PRF» 44

I.3.2.1. Colonnes de section circulaire	44
I.3.2.2. Colonnes de section carrée ou rectangulaire	47
I.3.2.3. Colonnes de section Elliptique	49
I.3.3. Mécanique de rupture du béton confiné sous compression axiale	50
Références	53
Chapitre I.4. TRAVAUX EXPÉRIMENTAUX ANTÉRIEURS PORTANT SUR LES COLONNES EN BÉTON CONFINÉ AVEC DES MATÉRIAUX COMPOSITES « PRF »	55
I.4.1. Revue de littérature	55
Références	73
Chapitre I.5: MODÈLES DE BÉTON CONFINÉ AVEC DES MATÉRIAUX COMPOSITES PRF	78
I.5.1. Introduction	78
I.5.2. Résistance à la compression du béton confiné avec des «PRF»	79
I.5.2.1. Généralités	79
I.5.2.2. Revue des modèles de Résistance	79
I.5.3. Contrainte-déformation du béton confiné avec des composites «PRF»	91
I.5.3.1. Généralités	91
I.5.3.2. Revue des modèles Contrainte-Déformation	91
I.5.4. Résistance en compression axiale des colonnes de section carrée ou rectangulaire confinées avec des matériaux composites « PRF »	101
I.5.4.1. Généralités	101
I.5.4.2. Modèles existants	101
Références	106
PARTIE II : ÉTUDE EXPÉRIMENTALE	111
Chapitre II.1. CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX UTILISÉS	112
II.1.1. Introduction	112
II.1.2. Béton	112
II.1.2.1. Programme expérimental préliminaire	112
II.1.2.2. Programme expérimental principal	112
II.1.2.3. Essai de compression simple	113
II.1.2.4. Essai de traction par fendage	114
II.1.3. Acier des armatures de renforcement	115
II.1.4. Caractéristiques des matériaux composites	115
II.1.4.1. Le tissu en fibres de carbone	115
II.1.4.2. La résine époxy	117
II.1.4.3. Détermination des propriétés mécanique en traction du composite «PRFC»	119
II.1.4.4. Propriétés mécanique en traction du composite «PRFV»	122
Références	123

Chapitre II.2. PROGRAMME EXPÉRIMENTAL 124

II.2.1. Programme préliminaire 124

II.2.1.1. Description des éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés 124

II.2.2. Programme principal 126

II.2.2.1. Essais sur éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés 126

II.2.2.2. Essais sur colonnes en béton armé 126

II.2.2.3. Essais sur cylindres et colonnes en B.A confiné après endommagement 130

II.2.3. Description des essais 132

II.2.3.1. Configuration de l'enveloppe de confinement 132

II.2.3.2. Type de section

II.2.3.3. Fabrication et préparation des spécimens 134

II.2.3.4. Surfaçage des spécimens 134

II.2.3.5. Confinement externe avec des matériaux composites «PRF» 135

II.2.3.6. Chargement et acquisition 138

Références 140

Chapitre II.3. PRÉSENTATION DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET OBSERVATIONS 141

II.3.1. Résultats expérimentaux du programme préliminaire 141

II.3.1.1. Résultats expérimentaux des éprouvettes cylindriques (Ø160 x 320 mm) 141

II.3.1.2. Résultats expérimentaux des spécimens de section carrée (100x100x300 mm) 142

II.3.1.3. Modes de rupture des spécimens confinés avec «PRFV» 143

II.3.2. Résultats expérimentaux du programme principal 145

II.3.2.1. Résultats expérimentaux des éprouvettes cylindriques (Ø160x320 mm) 145

II.3.2.2. Résultats expérimentaux des spécimens de section carrée (140x140x280 mm) 149

II.3.2.3. Résultats expérimentaux des spécimens de section carrée (140x140x560 mm) 152

II.3.2.4. Résultats expérimentaux des colonnes de section carrée (140x140x1000 mm) 155

II.3.2.5. Résultats expérimentaux des colonnes de section circulaire (Ø155x1000 mm) 157

II.3.2.6. Résultats expérimentaux des colonnes de section circulaire (Ø 197x1000 mm) 159

II.3.2.7. Résultats expérimentaux des spécimens en B.A confiné après endommagement 161

II.3.2.8. Modes de rupture des spécimens confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» 164

Chapitre II.4. ANALYSE ET INTERPRÉTATION DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX 172

II.4.1. Déformation des spécimens en fonction de la contrainte axiale de compression 172

II.4.2. Déformation circonférentielle effective du composite 173

II.4.3. Courbes contrainte-déformation 175

II.4.3.1. Courbes contrainte-déformation "type ascendant" 175

II.4.3.2. Courbes contrainte-déformation "type descendant " 177

II.4.4. Effet du nombre de couches «PRF» sur l'efficacité du confinement 179

II.4.5. Effet de la résistance du béton non confiné (f'_{co}) sur l'efficacité du confinement 187

II.4.5.1. Courbes contrainte-déformation 187

II.4.5.2. Résistance et ductilité	189
II.4.6. Effet de la géométrie de la section confinée	193
II.4.6.1. Type de section transversale (circulaire ou carrée)	193
II.4.6.2. Variation du rayon des coins des sections carrées	199
II.4.7. Effet du diamètre sur l'efficacité du confinement	201
II.4.7.1. Colonnes non confinées	201
II.4.7.2. Colonnes confinées avec des matériaux composites «PRFC»	202
II.4.8. Effet de l'élancement géométrique des spécimens sur l'efficacité du confinement	210
II.4.8.1. Gains de résistance et de déformation axiale des spécimens confinés	210
II.4.8.2. Résistance à la compression axiale des spécimens en béton confiné avec PRFC	
II.4.8.3. Courbes contrainte-déformation	213
II.4.9. Effet de l'endommagement initial du béton armé sur l'efficacité du confinement	222
II.4.9.1. Courbes contrainte-déformation	222
II.4.9.2. Résistance à la compression et déformations	223
II.4.9.3. Énergie de déformation	224
PARTIE III : PROPOSITION DE MODÈLES ANALYTIQUES DE CONFINEMENT	228
Chapitre III.1 : MODÈLE CONTRAINTE-DEFORMATION	229
III.1.1. Estimation de l'endommagement des matériaux	230
III.1.2. Proposition d'un modèle contrainte-déformation pour des colonnes confinées avec des matériaux composites tenant compte de l'endommagement initial du béton	232
Chapitre III.2 : MODÈLE DE TYPE RÉSISTANCE	240
III.2.1. Déformation circonférentielle à la rupture du composite PRF	240
III.2.2. Modèle proposé pour les sections circulaires	240
III.2.2.1 Résistance à la compression axiale	240
III.2.2.2 Déformation axiale ultime	243
III.2.3. Validation du modèle proposé	243
Références	246
CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES	247
ANNEXES	252

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Un ouvrage de génie civil est dimensionné pour une durée de vie de cent ans en moyenne. Toutefois, plusieurs types de désordres viennent réduire cette durée de vie prévisionnelle et aujourd'hui, un ouvrage sur trois nécessite une maintenance pour assurer la sécurité des usagers.

La maintenance des ouvrages de génie civil consiste à les protéger en assurant une meilleure étanchéité ou en limitant la corrosion, à les réparer en cherchant à compenser les pertes de rigidité ou de résistance dues à la fissuration, à les renforcer en améliorant les performances et la durabilité des ouvrages (Calgaro et Lacroix 1997). C'est un problème de plus en plus préoccupant dans la mesure où le coût des ouvrages neufs est de plus en plus élevé et les conditions de réparation de plus en plus difficiles. Parmi les techniques disponibles, l'une des plus efficaces pour les désordres structurels est la réparation de structures en béton armé dégradées par placage extérieur en acier. Toutefois, un inconvénient majeur lié à la difficulté de manipulation des plaques en acier compte tenu de leur poids, ainsi que les problèmes de corrosion limite l'utilisation de cette méthode.

Depuis une dizaine d'année, une alternative est proposée : il s'agit de renforcer ou de réparer les ouvrages en béton par des matériaux composites à matrice organique collés extérieurement sur des structures dégradées. Les matériaux composites, en particulier à base de fibres de carbone, de part leur rigidité spécifique, présentent un grand intérêt pour la réparation. De plus, malgré leur prix élevé, ils présentent un avantage économique car ils peuvent être mis en œuvre directement sur les structures par moulage au contact, procédé appelé aussi polymérisation in-situ ou stratification directe. Ceci permet de réduire considérablement les coûts liés à la manipulation des matériaux ainsi que les problèmes liés aux interruptions des activités des ouvrages réparés.

Dans le domaine du génie civil, les matériaux composites sont utilisés pour le renforcement et la réhabilitation d'éléments structuraux en béton armé, tels que les poutres, les dalles, les colonnes et les murs. Les premières recherches sur l'application de ce nouveau matériau destinées aux ouvrages de génie civil datent de 1980, bien que ce soit plutôt vers 1990 que le matériau est utilisé, d'abord sur une base expérimentale, puis progressivement sur une base commerciale.

Le confinement des colonnes en béton se réalise à l'aide d'enveloppes en matériaux composites à base de fibres de verre, de carbone ou d'aramide. Ces enveloppes appliquées aux colonnes améliorent le confinement du béton, ainsi que sa ductilité et sa résistance en compression. Les différents composites offrent des modules d'élasticité et des rigidités variés pouvant modifier le comportement axial et radial du béton confiné.

Ce travail concerne, en particulier, l'étude du comportement axial et radial résultant de l'effet du confinement procuré par une enveloppe en matériau composite à base de fibres de carbone «PRFC» ou de fibres de verre «PRFV». Les gains de résistance en compression du béton et en déformations axiales et radiales sont évalués et analysés en fonction de la quantité de confinement (nombre de plis de l'enveloppe), du rapport de renforcement qui est le rapport de la surface des fibres sur la surface du béton, de la résistance en compression du béton, ainsi que la forme de la section, l'élançement géométrique et le degré d'endommagement des colonnes en béton armé.

▪ **Matériaux composites**

Un matériau composite est constitué de deux matériaux différents et complémentaires permettant d'obtenir un matériau dont la performance dépasse celle des composants pris individuellement. Le matériau composite étudié est donc constitué de fibres qui représentent le renfort et de résine qui représente la matrice. Les comportements mécaniques et physiques peuvent être modulés en modifiant les éléments suivants : la nature des constituants, la proportion des constituants et l'orientation des fibres. Les fibres procurent les principales propriétés mécaniques du matériau

composite, comme la rigidité, la résistance et la dureté. Les fibres de verre, de carbone et d'aramide sont les principaux matériaux de renfort utilisés dans le domaine de la réhabilitation et du renforcement des structures de ponts ou de bâtiments. La matrice constitue le matériau de liaison assurant la cohésion et le transfert des contraintes à l'ensemble du matériau composite, elle procure aussi une protection contre les agressions du milieu. La matrice de type époxy occupe présentement la plus grande part du marché pour ce qui est de l'application de renforts structuraux externes. D'autres types de résines, tels que les résines à base de polyester et vinylester, sont également utilisés.

▪ **Problématique de la réhabilitation avec des matériaux composites**

La majorité des dommages des structures en béton sont causés par des déficiences au niveau de détails de construction des éléments structuraux. Bien que les causes qui conduisent à un renfort structurel soient aussi nombreuses que le nombre de structures elles-mêmes. Citons par exemple : l'accroissement des charges qui sollicitent la structure, la rénovation des structures anciennes, le changement de la forme de la structure, les dégâts dans la structure, la nécessité d'améliorer les conditions en service. Les travaux de réhabilitation ou de réparation des colonnes ont conduit à la recherche de nouvelles méthodes de renforcement à partir de méthodes connues, telles que l'installation des chemises en acier (*steel jacket*) autour des colonnes en béton. L'intérêt pour des matériaux composites collés offre des avantages évidents. Entre autres, ils permettent une facilité d'installation et une durabilité accrue comparativement à l'enveloppe d'acier conventionnelle.

Dès 1980, plusieurs chercheurs et manufacturiers développent des techniques d'utilisation adaptées au nouveau matériau. Mais, c'est depuis 1990 que l'utilisation des composites connaît sa véritable croissance comme méthode de réhabilitation. Les composites couramment utilisés sont à base de fibres de carbone ou de fibres de verre. Ces fibres ont une résistance en traction, dans le sens longitudinal, supérieure à celle de l'acier de structure. Par contre, ils ont des modules d'élasticité généralement inférieurs à ceux de l'acier. Les propriétés mécaniques et chimiques varient selon le type et le volume de fibres et de résine, ainsi que de la qualité de la production. Ces facteurs influencent différemment le comportement des structures en béton renforcées par matériaux composites. La conception de renforcement en composites exige une connaissance approfondie du comportement global de la structure renforcée à l'aide de ces matériaux qui ont un comportement à la rupture fondamentalement différent de celui des renforcements conventionnels. Les matériaux composites exigent donc des précautions spécifiques supplémentaires lors de leur utilisation. Par exemple, les fibres présentent généralement un type de rupture fragile et brusque, comparativement à l'acier qui offre une ductilité beaucoup plus grande.

Les composites sont principalement utilisés comme renforcement à la traction, dans le sens longitudinal de la fibre. Les propriétés mécaniques des composites varient énormément suivant leur sens d'utilisation car se sont des matériaux fortement anisotropes. L'orientation des fibres a toute son importance car elle peut modifier le comportement structural du composite. Par exemple, des fibres orientées dans le sens transversal ne contribuent pratiquement pas à la résistance en flexion dans le sens longitudinal, mais offre un confinement intéressant dans le sens transversal. Par ailleurs, l'utilisation des composites à base de fibres bidirectionnelles (fibres orientées dans les deux directions) peut être une solution avantageuse pour améliorer le comportement aussi bien axial que transversal.

Finalement, les enveloppes de matériaux composites répondent généralement aux besoins que nécessitent les réhabilitations actuelles de colonnes en béton armé. Cette méthode permet d'augmenter la résistance en compression axiale et les déformations ultimes avant rupture. De plus, selon la littérature, le comportement sismique de la colonne confinée par matériaux composites est grandement amélioré et permet ainsi de satisfaire aux normes de dimensionnement.

▪ Renforcement des colonnes en béton à l'aide de matériaux composites

Le changement des codes de béton, la détérioration des colonnes et les exigences de réhabilitation sismiques requièrent un renforcement des colonnes qui peut être procuré par un confinement additionnel, afin d'assurer une résistance et une capacité de déformation adéquate. Les enveloppes de matériaux composites appliquées aux colonnes augmentent le confinement du béton. Jusqu'à ce jour, les expériences conduites par plusieurs chercheurs ont démontré une augmentation significative en ductilité et en résistance reliée à l'utilisation d'enveloppe de composites.

Les bénéfices de cette technique de renforcement sont multiples :

1. L'augmentation de la ductilité :
 - en raison du confinement, le béton se rompt à un plus haut niveau de déformation qu'un béton non confiné;
 - selon le degré de confinement, la déformation à la rupture du béton peut être augmentée plusieurs fois.
2. L'augmentation de la résistance :
 - la pression latérale exercée par l'enveloppe de composites augmente la résistance en compression du noyau du béton et de la section de béton constituant l'enrobage;
 - la capacité axiale et latérale de la colonne est, par conséquent, plus élevée.
3. L'application aux colonnes circulaires et carrées : la flexibilité des composites permet d'envelopper les colonnes de différentes géométries.
4. La légèreté : la faible densité des composites simplifie la mise en œuvre.
5. L'esthétique : l'enveloppe de composites ne modifie pas l'apparence des colonnes ou des structures.
6. La durabilité : Certaines, comme les fibres de carbone, résistent très bien aux variations de température, aux cycles de gel-dégel et à l'humidité.

▪ Objectifs recherchés

L'objectif général de cette étude est d'évaluer le comportement des colonnes en béton confinées à l'aide d'enveloppes en matériaux composites collées en surface. Les objectifs spécifiques de l'étude sont :

- Évaluer l'influence du nombre de couches de renfort sur le comportement des colonnes confinées et l'efficacité du confinement;
- Évaluer l'influence de la résistance en compression du béton non confiné (f'_{co}) sur la performance des colonnes confinées avec des matériaux composites «PRF»;
- Évaluer l'influence de la forme de la section (circulaire et carrée) sur la performance du confinement ;
- Évaluer l'influence du rayon de courbure des coins pour les sections carrées confinées avec des matériaux composites «PRF»;
- Évaluer l'influence du rapport volumétrique du «PRF» sur la performance du confinement ;
- Évaluer l'influence de l'élancement géométrique (rapport longueur sur diamètre: L/D) sur le comportement et la performance des spécimens confinés avec des matériaux composites «PRF»;
- Évaluer l'influence du degré d'endommagement sur le comportement et la performance des spécimens confinés avec des matériaux composites «PRF»;
- Proposer un nouveau modèle de confinement.

▪ **Présentation des différentes parties de l'ouvrage**

Le travail est présenté sous forme de chapitre liés bien entendu les uns aux autres, mais présentant en même temps chacun un aspect bien déterminé de la thématique générale qui concerne le renforcement ou la réparation des éléments structuraux en béton ou en béton armé par les matériaux composites. Le livre se divise en trois grandes parties (partie I : synthèse bibliographique, partie II : étude expérimentale et partie III : modèle empirique) et s'articule en dix chapitres :

- il commence par une **introduction générale** dont on définit au préalable la problématique du sujet et les objectifs recherchés.
- **le chapitre I.1** présente les différentes techniques employées dans les travaux de renforcement ou de réparation des structures en béton armé. Il montre aussi quelques causes qui conduisent à un renfort structurel toute en présentant de différentes procédures de renforcement et de réparation des structures y compris celle de l'utilisation des polymères renforcés de fibres «PRF».
- **le chapitre I.2** présente une introduction aux matériaux composites, les constituants, les propriétés mécaniques et les différents procédés de mise en œuvre des renforts composites. Il met en évidence l'intérêt des polymères renforcés de fibres «PRF» dans le domaine du bâtiment et des travaux publics.
- **le chapitre I.3** donne un aperçu des avantages de l'utilisation des matériaux composites dans les structures du génie civil et permet de situer parmi les nombreuses possibilités d'utilisation de ces matériaux, la technique de confinement externe des colonnes en béton ou en béton armé étudiées dans cette thèse. Ce chapitre présente aussi une illustration du comportement mécanique et de la pression de confinement exercée par une enveloppe composite sur le béton confiné avec ces matériaux. Le but est de montrer les tendances des relations contrainte-déformation et de comprendre d'avantage la mécanique de rupture du béton confiné avec des matériaux composites sous une compression axiale.
- **le chapitre I.4** est une revue de la littérature sur les travaux expérimentaux antérieurs portant sur les colonnes confinées avec des matériaux composites. Il montre les résultats de quelques chercheurs dans le domaine de la réhabilitation ou le renforcement des colonnes en béton ou en béton armé à l'aide des polymères renforcés de fibres collés en surface toute en présentant les paramètres étudiés, les dimensions des spécimens testés et les conclusions de ces travaux de recherches.
- **le chapitre I.5** présente une étude bibliographique détaillée sur le développement des différents modèles de résistance ou de type contrainte-déformation établis pour le béton confiné avec des matériaux composites. L'étude prend en compte et recense les différents paramètres utilisés dans l'établissement de chaque modèle. Ce chapitre permet de cerner d'avantage l'option de proposer un nouveau modèle de confinement.
- **le chapitre II.1** est consacré exclusivement à la caractérisation physique élastique et mécanique des matériaux (béton, acier, fibres de carbone, résine époxy et composite «PRF») qui constituent les corps d'épreuve. Cette caractérisation classique du comportement mécanique (traction axiale, compression simple et fendage) a conduit à étudier les propriétés physiques élastiques et mécaniques ainsi que la rupture de chaque matériau. Les résultats obtenus, sur chaque constituant, fourniront pour la suite de l'étude des informations indispensable à la compréhension du comportement mécanique et des mécanismes de rupture des éléments étudiés.

- **le chapitre II.2** a pour but de présenter le programme expérimental réalisé dans le cadre de ce travail, avec d'une part la description détaillée des dimensions, du nombre de couches «PRF» et de la classe du béton des différentes éprouvettes testées, et d'autre part la présentation des moyens d'essai, des étapes de confection des spécimens confinés avec des «PRF» et des dispositifs de mesure. Le programme expérimental a été réalisé en deux parties : un programme préliminaire contenant des échantillons de faible hauteur en béton confiné avec un polymère renforcé de fibres de verre «PRFV» réalisé à l'université Mentouri-Constantine (Algérie) et un programme principal réalisé à l'INSA¹ de Rennes (France) où nous avons travaillé sur des échantillons et des colonnes en béton confiné avec un polymère renforcé de fibres de carbone «PRFC».

- **le chapitre II.3** rapporte les résultats expérimentaux obtenus dans le cadre de ce travail. Il est organisé en deux parties. La première concerne les résultats du programme préliminaire (série a et b) et la deuxième présente les résultats des spécimens testés dans le programme principal (séries 1, 2, 3 et la série 4 consacrée à l'étude de l'effet d'endommagement). Les modes de rupture observés pour chaque série d'essai sont aussi reportés. Les résultats des essais de laboratoire sont présentés numériquement dans des tableaux qui montrent les gains de résistances et de déformations et graphiquement sous forme de courbes contrainte-déformation. Sur ces courbes, les déformations « axiale » et « radiale » sont tracées en fonction de la contrainte axiale appliquée.

- **le chapitre II.4** est consacré à l'analyse, la discussion et l'interprétation des résultats expérimentaux. Ces résultats sont analysés en termes de niveau de confinement, de résistance en compression, de déformation axiale et radiale, de type de la section (circulaire ou carrée), de l'élançement géométrique (L/D) et de degré d'endommagement initial du béton.

- **La partie III** propose un premier modèle de confinement type contrainte-déformation (chapitre III.1) résultant d'une modification d'un modèle existant avec l'introduire du degré d'endommagement initial des colonnes en béton armé réparé par les composites «PRF» et un deuxième modèle de type résistance (chapitre III.2) pour les besoins de dimensionnement pratique des colonnes en béton armé confiné avec des matériaux composites « PRF ».

Ce travail est finalisé par une conclusion générale et des perspectives.

Références

Calgaro, J.A. et Lacroix, R. (1997) "Maintenance et réparation des ponts", *Presse de l'École Nationale des Ponts et Chaussées (ENPC)*, 666 p.

¹ INSA : Institut National des Sciences Appliquées

PARTIE I
SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

Chapitre I.1. GÉNÉRALITÉS

I.1.1. Introduction

Bien qu'appelé « pierre artificielle », le béton est un matériau 'vivant' qui se modifie tout au long de sa vie utile. Il change car la structure dont il fait partie subit elle-même des changements. Ces changements proviennent soit de modifications ou de rénovations, soit d'une altération de sa capacité de support par un accroissement des charges. Dans la plupart des cas, ils nécessitent un renfort (Vizueté 2000).

Le renforcement d'une structure en béton consiste à améliorer les caractéristiques mécaniques des éléments qui la composent, de manière à ce qu'elle offre une meilleure solidité aussi bien en état de service qu'en état de résistances ultimes. Cette partie présente les méthodes les plus utilisées dans le domaine de renfort des structures. Il s'agit principalement des techniques de renfort avec une incorporation de profils métalliques, ou bien une modification de la section structurelle et la plus récente qui utilise des matériaux composites en tant que renfort externe.

Le projet d'une structure consiste à définir avec précision chacun des éléments qui la composent ainsi que la manière de la construire, le tout en accord avec son usage ou sa fonction finale. Le schéma de sa conception et, plus tard, de sa construction est toujours le même :

- résoudre un schéma structurel,
- comparer les charges majorées et les résistances minorées,
- dimensionner les éléments résistants,
- rédiger le projet,
- exécuter la structure,
- surveiller sa vie en service,
- assurer l'entretien approprié.

Si une structure est bien conçue et correctement exécutée, elle n'aura besoin d'aucun renforcement au moment de sa mise en service. Cependant, suite à des erreurs dans le projet ou dans l'exécution, ou suite à diverses circonstances lors de la vie en service (chargements maximums dépassés, changement des conditions d'exploitation, fluage, fatigue, attaques chimiques dues à l'environnement...), des renforts peuvent s'avérer nécessaires. Ce changement de circonstances implique que la nouvelle structure, issue du « projet actualisé », soit plus exigeante que l'antérieure (Avril 2002).

I.1.1.1. La nécessité d'un renfort structurel

Les causes qui conduisent à un renfort structurel sont aussi nombreuses que le nombre de structures elles-mêmes, chaque cas doit être considéré comme un cas particulier. Les plus fréquentes sont :

- Accroissement des charges qui sollicitent la structure :
 - Changement d'usage de la structure (exemple: bâtiment d'habitation réhabilité en centre commercial),
 - Augmentation du niveau d'activité dans la structure (exemple: anciens ponts soumis au trafic actuel),
 - Installation de machinerie lourde dans les bâtiments industriels.
- Défauts dans le projet ou dans l'exécution :
 - armature insuffisante ou mal placée,
 - mauvais matériaux,
 - dimensions insuffisantes des éléments structurels.

- Rénovation des structures anciennes :
 - prise en compte de renforts par des sollicitations non considérées au moment du projet ou de la construction (vibration, actions sismiques et autres),
 - connaissance des insuffisances de la méthode de calcul utilisée lors de la conception, ainsi que des limitations montrées par des structures calculées durant une époque ou une période,
 - vieillissement des matériaux avec une perte des caractéristiques initiales.
- Changement de la forme de la structure :
 - suppression de poteaux, piliers, murs porteurs, élargissement de portées de calcul,
 - ouverture de passages en dalles pour escaliers ou ascenseurs.
- Dégâts dans la structure :
 - corrosion et diminution de la section des armatures dans le béton,
 - impacts contre la structure,
 - incendies.
- Nécessité d'améliorer les conditions en service :
 - diminuer les déformations et flèches,
 - réduire l'intensité des contraintes sur les armatures,
 - diminuer l'ouverture des fissures.

I.1.1.2. Méthodes de renfort

Dans le domaine de la construction, il existe de nombreuses procédures de renforcement ou de réparation des structures (Vizuet 2000, Foo et al. 2001), les plus courantes sont :

1. Incorporation de profils en acier : il s'agit de construire une structure parallèle à celle déjà existante qui supporte les charges. Ce type de structure demande beaucoup d'espace, il est seulement viable pour de grands renforcements.
2. Collage d'éléments préfabriqués : cette méthode nécessite des ouvrages spéciaux associés.
3. Addition d'armatures en acier sans augmentation de la section en béton : cette technique est normalement employée pour le remplacement d'une ancienne armature, en cas de corrosion.
4. Augmentation de la section en béton avec ou sans addition d'armature en acier. Le béton peut être coulé ou projeté.
5. Adjonction de platines en acier. L'acier collé au béton augmente la section structurelle résistante. On l'utilise dans les poutres, dalles, murs, piliers.
6. Adjonction de lamelles, bandes ou tissus de matériaux composites. Le concept est le même que dans le cas précédent, à la différence que l'élément résistant incorporé est fait de matériaux composites (habituellement, de résine époxy et de fibres de carbone, verre ou d'aramide).
7. Amélioration des structures par précontrainte extérieure.
8. Amélioration de la structure des bâtiments à l'aide de dispositifs amortisseur.

I.1.2. Techniques de renfort des structures en béton armé

I.1.2.1. Amélioration des éléments structuraux à l'aide de chemisage en béton armé

Le chemisage en béton armé consiste en une augmentation considérable des sections (Figure I.1.1) par la mise en œuvre d'un ferrailage additionnel à l'ancien élément et d'un nouveau béton d'enrobage pour favoriser l'accrochage, ce dernier sera mis en œuvre après la confection du coffrage (Fukuyama et Sugano 2000, Monti 2003).

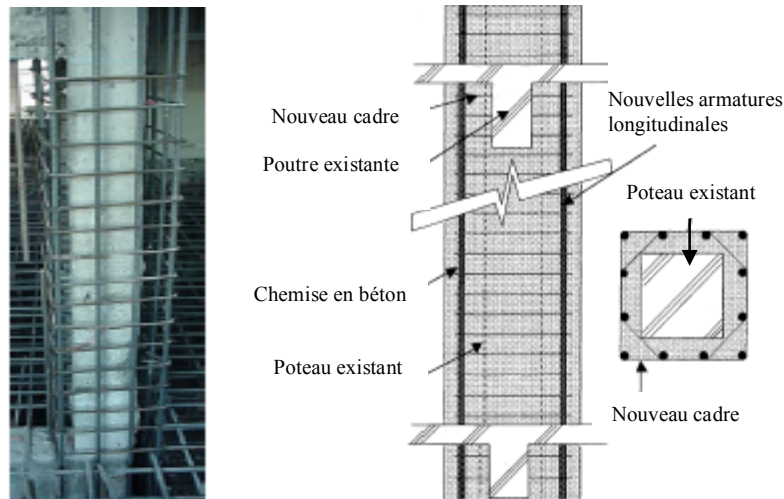


Figure I.1. 1: Chemisage en béton armé (Fukuyama et Sugano 2000)

Avantages et inconvénients du chemisage en béton armé

Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> - Technique peu coûteuse du fait des matériaux utilisés. - Main d'œuvre peu qualifiée. 	<ul style="list-style-type: none"> - Augmentation considérable des sections donc du poids de la structure. - Les éléments sont plus encombrants et moins esthétiques. - Nécessité de mettre hors service l'ouvrage à renforcer pendant la durée des travaux qui est généralement longue. - Transport des matériaux. - Nécessité de coffrages. - Mise en œuvre souvent difficile.

I.1.2.2. Amélioration des éléments structuraux à l'aide de chemises en acier

Le renforcement des poteaux de sections circulaires ou rectangulaires avec des chemises en acier permet d'améliorer considérablement la résistance sismique des poteaux. L'efficacité des chemises en acier a été clairement démontrée, à la fois par les recherches expérimentales et par des observations sur le terrain effectuées durant le séisme de Northridge en 1994. Plusieurs ponts dont les piles étaient renforcées avec des chemises en acier se trouvaient dans des régions ayant subi des secousses intenses qui ont atteint une accélération maximale de 0,25 g. Aucun de ces piles ne semble avoir subi de dommages importants (Chai, 1996).

Toutefois, cette technique est coûteuse et exigeante en main-d'œuvre. Compte tenu de la grande efficacité de cette technique et de son coût, les chemises en acier pourraient éventuellement être utilisées dans les installations industrielles possédant un nombre restreint de poteaux nécessitant un renforcement. Cependant, dans le cas des bâtiments types où plusieurs poteaux doivent être renforcés, cette technique s'avère trop onéreuse.

Les chemises en acier rectangulaires destinées au renforcement des poteaux rectangulaires améliorent aussi la résistance et la ductilité des poteaux. Toutefois, les résultats des recherches ont démontré que les chemises rectangulaires sont moins efficaces que les chemises elliptiques.

Peu de recherches ont été effectuées sur le renforcement des assemblages poteau-poutre des bâtiments plus anciens. Le renforcement au moyen de chemises en acier ondulées semble être un moyen efficace de renforcer les assemblages poteau-poutre. Toutefois, cette technique a été développée dans un but particulier, c'est à dire pour des assemblages poteau-poutre sans dalles de plancher. Les systèmes de dalles employés dans les structures de bâtiments ordinaires rendraient difficiles les opérations de renforcement des assemblages poteau-poutre.

▪ Technique d'amélioration

Les chemises en acier sont largement utilisées pour accroître la résistance des poteaux aux séismes ou pour les réparer. Les caractéristiques des différentes chemises en acier (telles que la géométrie des chemises et les propriétés du coulis) peuvent varier, bien que la procédure et le fondement de la plupart des systèmes de gainage d'acier soient plus ou moins similaires.

Un poteau circulaire déficient est enveloppé de couches (ou chemises) d'acier préfabriquées soudées ou jointes mécaniquement. Le mince espace entre la chemise et le poteau, généralement inférieur à 10 mm, est rempli de coulis de ciment afin d'assurer la continuité entre la chemise et le poteau. La nouvelle section de poteau, qui se compose de la section de poteau existante et de la nouvelle couche d'acier externe, est aussi plus solide (possède une résistance à la charge plus élevée) et plus rigide (attire des charges plus élevées, ce qui n'est pas souhaitable) que le poteau original.

Pour les poteaux circulaires, les chemises prennent la forme de deux demi-couches légèrement surdimensionnées pour faciliter leur installation, soudées sur place aux jointures verticales. Pour les poteaux rectangulaires, la chemise est habituellement roulée en forme elliptique et les espaces les plus larges entre le tubage et le poteau sont remplis de béton plutôt que de coulis de ciment (Figure I.1.2). La forme elliptique est nécessaire pour appliquer une pression de confinement par retenue passive dans les régions de rotules plastiques. Afin d'empêcher la chemise de s'appuyer sur la semelle lors de la compression, un espace vertical d'environ 25 mm est généralement prévu entre la chemise et la semelle. La Figure I.1.3 montre un poteau rectangulaire renforcé avec une chemise en acier elliptique à la base de la barre de recouvrement appropriée (Priestley et al. 1996).

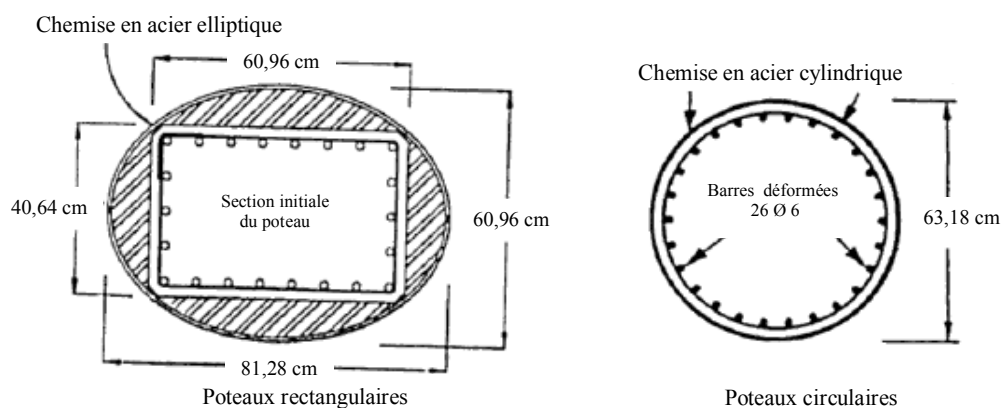


Figure I.1. 2: Renforcement de poteaux circulaires et rectangulaires avec des chemises en acier (Priestley et al. 1994 a, 1994 b)

D'autre part Fukuyama et Sugano (2000) et par la suite Monti (2003) on décrit une autre manière de chemisage en acier qui consiste à souder des cornières longitudinales avec des aciers plats transversaux autour des poteaux rectangulaires, avec la possibilité de précontrainte (Figure I.1.4).



Figure I.1. 3: Barre de recouvrement d'une base de poteau rectangulaire renforcé avec une chemise en acier (Priestley et al. 1996).

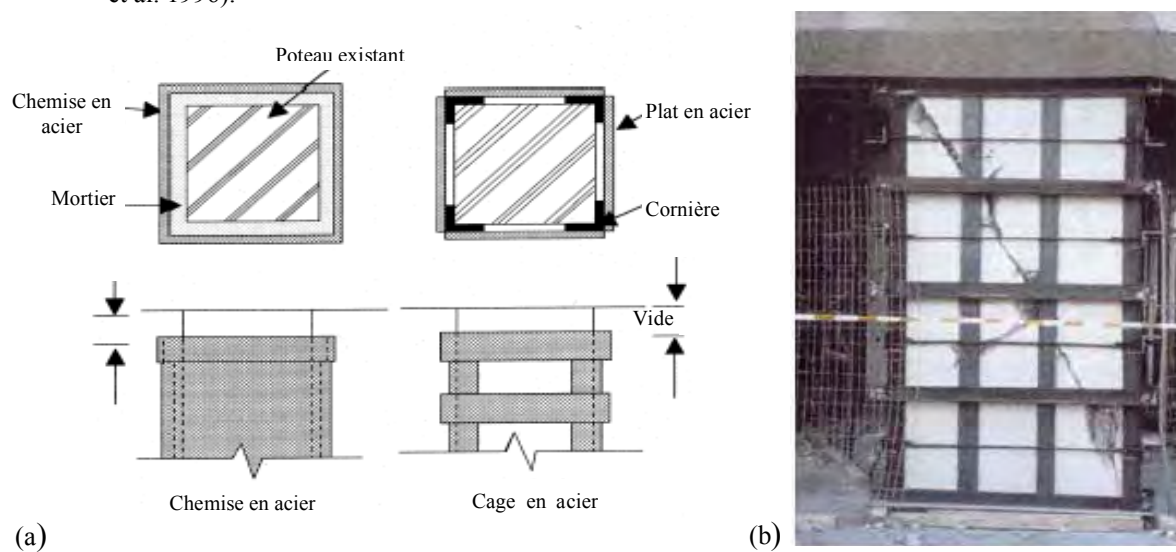


Figure I.1. 4: Chemisage en acier pour poteaux de section rectangulaire, (a) la proposition de Fukuyama et Sugano (2000), (b) les travaux de Monti (2003)

▪ Chemisage en acier des poteaux

L'efficacité du gainage d'acier pour le renforcement de poteaux en béton armé a été étudiée par plusieurs chercheurs. En 1987, l'université de Californie à San Diego a entrepris un important programme de recherche consistant à examiner diverses techniques de renforcement pour les poteaux de ponts en vue d'améliorer la performance sismique des ponts existants. L'université de Californie a effectué des essais sur plusieurs poteaux enveloppés d'acier afin d'examiner la possibilité d'utiliser les chemises en acier pour renforcer la résistance à la flexion et la résistance au cisaillement des poteaux et pour prévenir le décollage des barres de recouvrement dans les poteaux des ponts plus anciens.

- **Flexion** : Chai et al. (1991) ont effectué des vérifications expérimentales de la performance des poteaux circulaires renforcés avec des chemises en acier. Un groupe d'essais portait particulièrement sur l'amélioration de la résistance à la flexion des poteaux. La figure I.1.5 présente la géométrie et le renforcement des poteaux utilisés pour les essais sur la flexion. La longueur de la chemise employée pour renforcer le poteau était de 1,2 m, de façon à ce que le moment situé juste au-dessus de la chemise ne soit pas supérieur à 75% de la résistance à la flexion.

- **Cisaillement** : Priestley et al. (1994 a, 1994 b) ont étudié l'efficacité des chemises en acier pour les poteaux renforcés, aux tensions de cisaillement insuffisantes. Les essais ont été effectués à la fois sur des poteaux circulaires et rectangulaires (figure I.1.2), à l'aide de chemises en acier appliquées sur toute la longueur. Des chemises circulaires ont été utilisées pour renforcer les poteaux circulaires et des chemises elliptiques ont servi au renforcement des poteaux rectangulaires.

- **Décollage des barres de recouvrement** : Chai et al. (1991) ont également étudié l'efficacité des chemises en acier circulaires sur le plan de l'amélioration de la performance des poteaux circulaires ayant des barres de recouvrement inadéquates. Les poteaux construits possédaient des barres de recouvrement 20 fois plus grandes que le diamètre de la barre longitudinale située dans la région de la rotule plastique (c'est à dire juste au-dessus de la semelle), ce qui était une pratique courante dans l'industrie de la construction avant les années 70. La longueur de la chemise était de 1,20m, tel que l'indique la Figure I.1.5.

- **Chemises en acier rectangulaires** : D'après la documentation publiée, les recherches menées sur le renforcement des poteaux en béton armé réalisées à l'université de Californie à San Diego sont principalement associées à l'usage de chemises en acier circulaires et elliptiques. Les recherches sur les poteaux rectangulaires sont très limitées. Priestley et al. (1994 a) ont mentionné que «...les essais antérieurs réalisés principalement au Japon et en Nouvelle-Zélande ont montré que le gondolement des chemises rectangulaires tendait à survenir dans la région des rotules lorsque les poteaux subissaient des décalages latéraux cycliques importants, même lorsque de larges chemises étaient utilisées. Par conséquent, les chemises rectangulaires n'ont pas provoqué un confinement adéquat du béton, ni un renforcement de la compression dans la région de la rotule plastique...». Cela est présenté sur la Figure I.1.6.

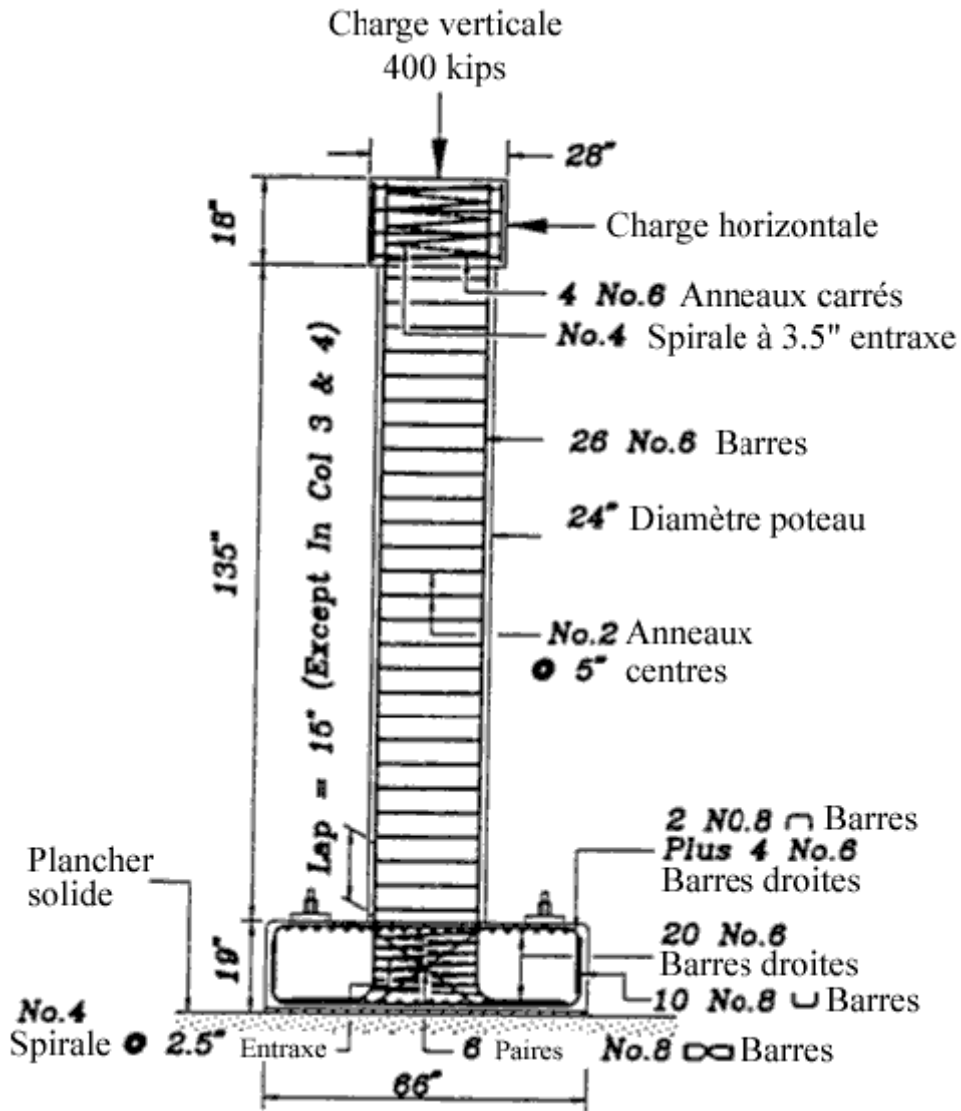


Figure I.1. 5: Géométrie et renforcement d'un poteau circulaire utilisé pour le renforcement de flexion et le renforcement des barres de recouvrement, à l'aide de chemises circulaires en acier (Chai et al. 1991)

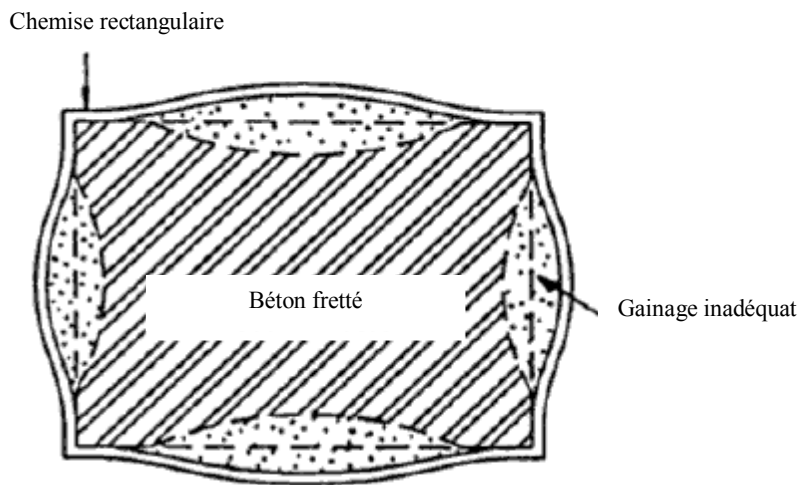


Figure I.1. 6: Section rectangulaire enveloppée par une chemise rectangulaire (Priestley et al. 1994 a)

▪ Assemblages poteau-poutre

Au cours des dernières décennies, plusieurs études expérimentales portant sur la réaction des assemblages intérieurs et extérieurs types auxquels étaient appliquées des charges cycliques ont été effectuées. Toutefois, très peu de recherches et d'études expérimentales ont été effectuées sur les techniques de renforcement des assemblages. Un examen de la documentation a révélé que l'université de Mac Master a effectué l'une des études les plus complètes sur le renforcement des assemblages poutre-poteau (Ghobarah et al. 1996, 1997, Biddah 1997). Toutefois, ces études ont été entreprises pour une application particulière, c'est à dire pour des joints de cadres brutes (sans dalle), soutenant les larges conduits en béton des centrales nucléaires; ainsi, nul n'a examiné les problèmes relatifs au renforcement des joints pour les structures de bâtiments possédant des dalles de plancher. La méthode sous-entend l'usage du système des chemises en acier ondulées, tel que cela est indiqué Sur la Figure I.1.7. La chemise ondulée est rigide et exerce une pression de confinement en appliquant une retenue passive dans la région de confinement.

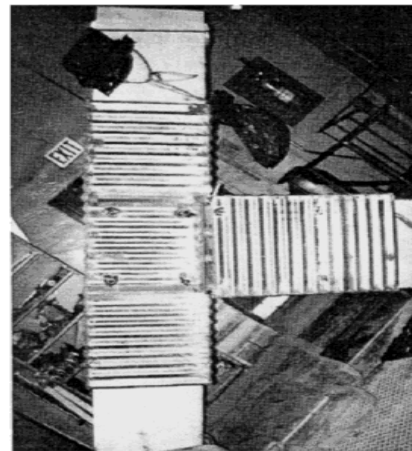
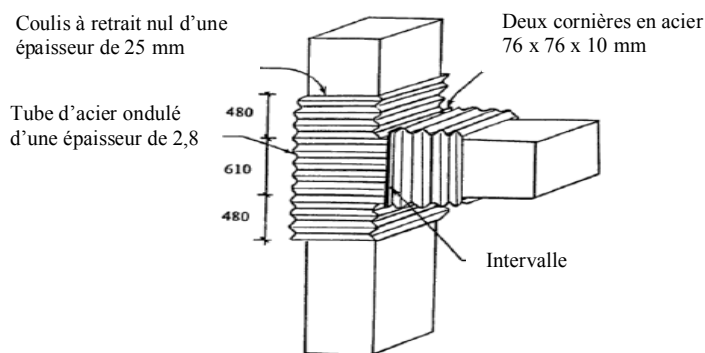


Figure I.1. 7: Dimensions des spécimens d'essai (Ghobarah et al. 1996)

▪ Avantages et inconvénients du chemisage en acier

Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> - Courte durée de réalisation par rapport au chemisage en béton. - Bonne performances des éléments renforcés (bonne ductilité). - Faible augmentation des sections. 	<ul style="list-style-type: none"> - Coûts relativement élevé. - Nécessité de soudure donc une main-d'œuvre qualifiée. - Problème de corrosion ce qui nécessite un entretien régulier. - Poids des chemises et difficulté de découpage. - Augmentation de la rigidité en flexion ce qui n'est pas souhaité dans le cadre du renforcement parasismique (augmentation de l'énergie restituée élastiquement), sauf cas particuliers (corrosion ou manque initial des armatures longitudinales).

I.1.2.3. Amélioration des éléments structuraux à l'aide des tôles collées

▪ Rappels historiques

Les adhésifs furent utilisés très tôt dans l'histoire de la construction, mais ce n'est que dans la première moitié du vingtième siècle qu'ils connurent une utilisation importante avec le développement de deux activités : la construction aéronautique et la chimie de synthèse. Avec l'apparition, après la seconde guerre mondiale, de composants adhésifs susceptibles de polymériser à froid, leur utilisation s'est développée dans le domaine de la construction puis de génie civil. Les premières utilisations, du fait de la faible résistance des composées, étaient surtout centrées sur le collage de certains matériaux de second œuvre tels que le carrelage par exemple. Plus tard, avec l'apparition de composants offrant des pouvoirs adhérents importants et de très bonnes résistances mécaniques, l'utilisation des adhésifs s'est développée dans le domaine du génie civil pour le renforcement et la réparation des structures en particulier.

▪ Développement de la technique des plats collés

L'Hermite (1967) s'est intéressé, dès le début des années soixante, à l'utilisation de ces composés adhésifs polymérisant à froid pour associer du béton à des composants d'acier disposés extérieurement (Figure I.1.8). D'abord utilisée dans le « béton plaqué » (collage de béton sur des tôles d'acier jouant à la fois le rôle de coffrage et d'armatures externes), cette technique fut étendue, sous l'impulsion de Bresson (1971), au renforcement et à la réparation des structures en béton armé.

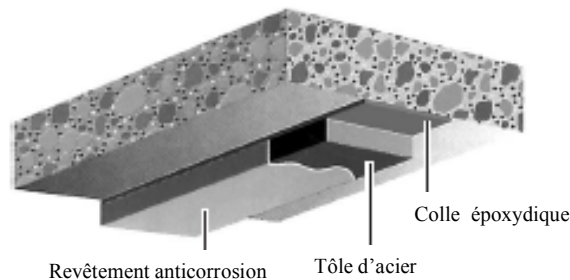


Figure I.1. 8: Application de plats métalliques selon le procédé L'Hermite (Hamelin 2002)

Ce type de renforcement consiste à pallier les insuffisances locales ou globales des structures en béton par des tôles d'acier (voir d'autres matériaux) collées en surface du béton. Il fut appliqué très rapidement pour des renforcements de poutres de pont-roulent dans une cimenterie, puis pour le renforcement d'ouvrages d'art dont le niveau de service n'était plus suffisant compte tenu de l'évolution du trafic supporté (Theillout 1997).

▪ Problèmes rencontrés lors de son utilisation

Le succès rencontré par cette technique conduisant à cette époque à envisager son utilisation pour la réparation d'ouvrages d'art en béton précontraint. Ce fut en particulier le cas pour le viaduc d'accès au pont de Gennevilliers en 1978. Des insuffisances locales de précontraintes au droit des sections de couplage faisaient craindre une rupture par fatigue des câbles dans ces zones. Des tôles furent alors collées à cheval sur ces fissures afin de limiter les risques. Des mesures faites lors de la réception des travaux mirent en évidence une forte flexion locale des tôles aux droits des fissures. Des études plus approfondies, menées au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, ont permis de mieux comprendre le fonctionnement de ce type de réparation et de cerner, avec une plus grande précision, les domaines d'emploi de cette technique.

▪ Conditions d'emploi et domaine d'application

La technique des tôles collées, qui fut utilisée d'abord dans le domaine du bâtiment industriel (Bresson 1971), s'est très vite répandue dans le domaine des ouvrages d'art où dans bien des cas elle a permis soit d'accroître la capacité portante d'un ouvrage, soit de renforcer localement une structure présentant des insuffisances de résistance.

Des emplois quelque peu hasardeux voir totalement inadaptés aux problèmes posés ont pu, durant quelque temps, laisser entendre que cette technique n'était pas fiable. Elle a cependant continué à être utilisée avec succès dans le domaine du bâtiment industriel et commercial où le faible encombrement de ce type de renforcement est un atout majeur et ceci malgré les précautions qu'il convient de prendre pour isoler le renforcement vis-à-vis des risques d'incendie.

L'utilisation de ce type de renforcement devrait voir son emploi augmenté avec :

- une meilleure connaissance du fonctionnement mécanique ;
- l'amélioration continue des adhésifs et de leurs conditions d'utilisation ;
- les recherches menées sur l'emploi de matériaux nouveaux pour remplacer l'acier.

Cependant, il reste des pans entiers à exploiter pour l'utilisation de cette technique. Il s'agit principalement de connaître ses capacités à renforcer des structures qui ont subi des dommages dus aux séismes. En second lieu, il conviendrait de mieux connaître le comportement de tels renforcements dans des structures soumises à des atmosphères agressives.

▪ Avantages et inconvénients des tôles collées (Luyckx 1999) :

Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> - il n'exige que des interventions mineures sur la structure ; - il est d'un emploi souple ; - les renforts sont peu encombrants. 	<ul style="list-style-type: none"> - sensibilité de l'acier à l'oxydation (il demande donc une protection et un entretien soigné) ; - impossibilité de mobilisation de toute la résistance en traction des tôles, même sous faible épaisseur (solllicitation le long d'une face) ; - nécessité d'une préparation spécifique de la surface à traiter (la raideur des tôles nécessite une surface parfaitement plane pour assurer l'uniformité de l'épaisseur de l'adhésif) ; - nécessité d'un collage sous pression (vérins), pour assurer une adhésion suffisante et éviter les bulles d'air dans la couche de résine de collage ; - impossibilité de généraliser cette technique à des surfaces importantes (masse manipulées trop importantes), ce qui limite d'autant les possibilités de réparation (Figure I.1.9a).

Pour améliorer la technique du collage et éviter une partie des problèmes évoqués plus haut, en France, Freyssinet International a amélioré le procédé, en 1977, en perforant les tôles collées (Figure I.1.9b).



Figure I.1. 9: Tôles collées ; (a) difficulté de manutention ; (b) Renforcement du viaduc de Terrenoire par tôles collées perforées -Brevet Freyssinet- (Luyckx 1999)

I.1.2.4. Amélioration de la résistance des éléments structuraux porteurs à l'aide de matériaux composites renforcés de fibres

La technologie du renforcement par les polymères renforcés de fibres est l'une des technologies les plus efficaces d'accroissement de la résistance des éléments structuraux porteurs. Son application est relativement simple, très peu dérangement pour les utilisateurs des ouvrages renforcés et peu exigeante en main-d'œuvre. Ainsi, elle représente l'une des solutions de rechange les plus souhaitables en matière d'accroissement de la résistance des ouvrages existants. Les caractéristiques non corrosives des fibres de carbone et leur résistance à la plupart des substances chimiques donnent à ce système de renforcement une durée de vie bien plus longue que celle des matériaux conventionnels tels que l'acier, c'est à dire une valeur plus économique à long terme.

Les termes «matériau composite renforcé de fibres», «composite amélioré» ou «polymère renforcé de fibres : «PRF» » sont généralement employés pour désigner les matériaux en fibres synthétiques telles que la fibre de verre, la fibre de carbone et la fibre d'aramide enchâssée dans une matrice (résine époxy ou vinylester). Les composites de fibres possèdent habituellement un rapport résistance-poids plus élevé que celui des matériaux de construction conventionnels tels que l'acier, et une excellente résistance à la corrosion.

Ces matériaux ont initialement été développés pour les industries aérospatiales et de la défense. C'est la hausse de la demande des matériaux de construction efficaces et durables qui entraîne une plus grande utilisation de ces matériaux composites améliorés dans les constructions civiles (Foo et al. 2001, Teng et al. 2002). De récentes recherches et tentatives de développement ont révélé que ces matériaux permettraient de renforcer plusieurs structures en béton armé existantes (exemple : Kachlakev et McCurry 2000, Parvin et Granata 2000, Teng et al. 2002, Alampalli et al. 2002, Nassif et Najm 2003, Hag-elsafi et al. 2003, Hwang et Yun 2004).

Les lamelles en polymère renforcé de fibres collées à l'extérieur, ont été introduites en Allemagne et en Suisse vers le milieu des années 80 comme solution de rechange au procédé consistant à renforcer les poutres en béton à l'aide de tôles d'acier (Buyukozturk et al. 2004).

Dans le secteur de la construction, les lamelles en composite sont désormais préférées aux tôles en acier car elles sont plus faciles à utiliser et offrent plus de possibilités. Tandis que les tôles sont des matériaux plus appropriés aux surfaces plates et aux poutres, les lamelles en composite sont plus efficaces sur les surfaces rondes, telles que les poteaux, ou les surfaces plus larges, telles que les murs, (Foo et al. 2001, Teng et al. 2002).

▪ Techniques de renforcement

Bien que l'installation du système de renforcement avec des matériaux composites varie d'un fabricant ou d'un installateur à l'autre, le processus passe généralement par les étapes suivantes (Carolin 2003) :

1. Inspecter la surface de l'élément de structure à renforcer.
2. Réparer les fissures et les surfaces effritées avec une injection d'époxy et de mortier à base de résine époxy.
3. Préparer la surface de l'élément de structure (avec des meules et du sablage humide au besoin) en éliminant les saillies et en s'assurant que le profil est adéquat.
4. Appliquer une couche d'apprêt puis du mastic de vitrier afin d'assurer l'adhérence des tissus de fibres.
5. Appliquer une première couche d'agent d'imprégnation.
6. Appliquer les tissus de fibres sur la surface, comme s'il s'agissait de papier peint.
7. Appliquer une deuxième couche d'agent d'imprégnation, une fois que les tissus auront bien durci, généralement au bout d'une heure.
8. Répéter les étapes 6 et 7, jusqu'à ce que toutes les couches de fibres soient installées.

▪ Quelques applications des matériaux composites « PRF » en génie civil

Le génie civil est actuellement peu consommateur de matériaux composites comparativement à d'autres secteurs tels que l'industrie de l'automobile ou celle de l'aérospatiale. Cependant, il existe de réelles perspectives dans les prochaines années quant à leur utilisation structurelle pour la réhabilitation des constructions civiles et industrielles. D'où l'intérêt et l'engouement apporté par les différents centres et laboratoires de recherche à travers le monde, pour étudier les différents aspects d'éléments structuraux en béton renforcés ou réparés par des «PRF».

D'une manière générale, les matériaux composites du type polymère renforcé de fibres «PRF» présentent des avantages considérables dès qu'il s'agit de la protection, la réparation et le renforcement d'ouvrages ou d'éléments d'ouvrages en béton armé tels que poutre, poteau, dalle ou mur.

➤ **Les poutres**

Le renforcement vis à vis la résistance à la flexion d'une poutre en béton armé simplement appuyée en utilisant les composites «PRF» est généralement réalisé par collage externe des lamelles «PRF» sur le support de la poutre concernée (Figure I.1.10). Avant l'application de la lamelle «PRF», le support doit être préparé. Le but de la préparation d'une surface adéquate est d'enlever la couche faible de la surface du béton et d'exposer la totalité du béton pour améliorer la liaison avec le «PRF», et de fournir une surface uniforme (Steiner 1996, Teng et al. 2002).

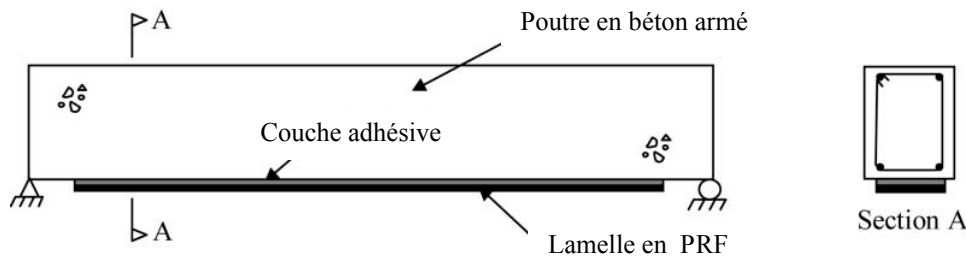


Figure I.1. 10: Une poutre en béton armé renforcée par une lamelle en PRF (Smith et Teng 2002)

Les plaques «PRF» peuvent être préfabriquées, dans ce cas, quelques préparations de la surface de liaison de cette dernière peuvent être nécessaires. D'autre part, la plaque «PRF» peut être construite sur place par un procédé de stratification direct. Il y a plusieurs variations de la procédure de base. Ceux-ci incluent la précontrainte de la plaque, et la prévision d'ancrages tel que les bandes en U aux fins de la plaque pour réduire le risque des ruptures par décollement comme le montre la figure I.1.11 (Arduini et Nanni 1997, Spadea et al. 1998, Mukhopadhyaya et al. 1998, Teng et al. 2003).

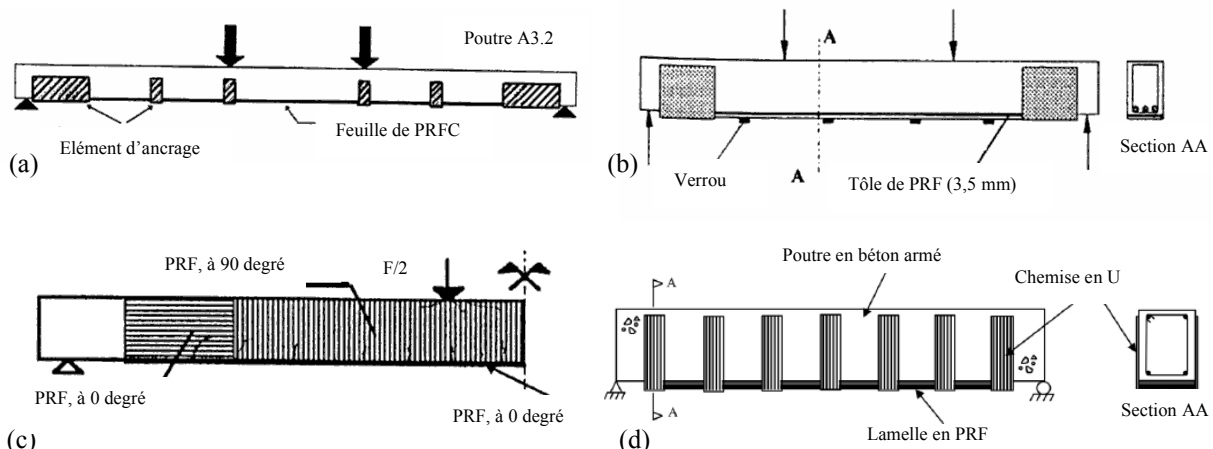


Figure I.1. 11 : Trois types d'ancrages utilisés ; (a) ancrage avec des chemises en U et des bandes en acier (Spadea et al. 1998), (b) ancrage avec des chemises en U et des verrous en acier (Mukhopadhyaya et al. 1998), (c) ancrage avec des tissus de «PRF» enroulés autour des trois côtés (Arduini et Nanni 1997), (d) ancrage par des chemises de «PRF» en forme de U (Teng et al. 2003)

La Figure I.1.12 montre des courbes typiques de charge-déflexion à mi-travée pour des poutres simplement appuyées renforcées par des lamelles «PRF» chargées par quatre points. Comparée à la poutre témoin, la poutre plaquée par «PRF» a enregistré un gain de force de 76%, mais avec une réduction de ductilité. Le gain de la capacité portante et la réduction de la ductilité sont les deux conséquences principales du renforcement des poutres par des plaques «PRF» (Hau 1999).

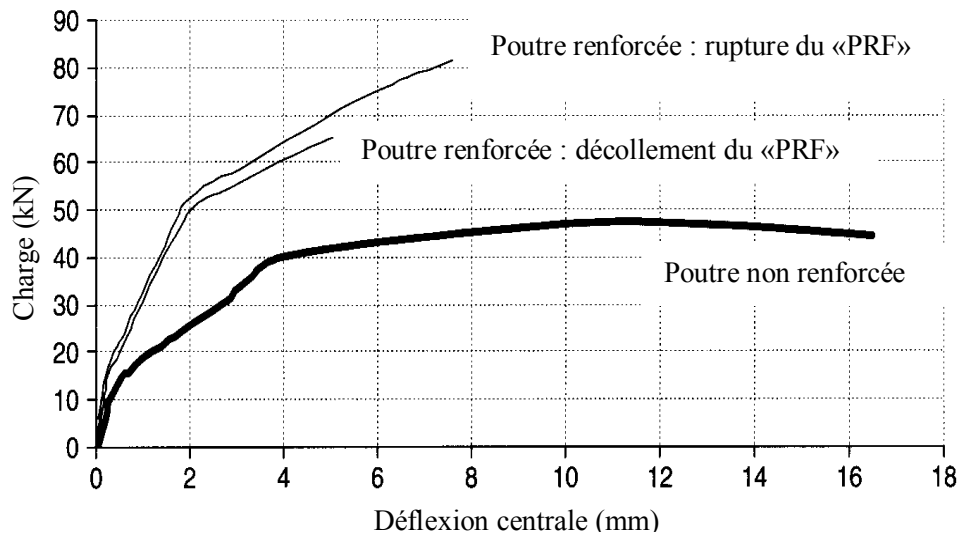


Figure I.1. 12: Courbe typiques de charge-déflexion des poutres en béton armées et non renforcées avec des matériaux composites «PRF» (Teng et al. 2002)

➤ Les dalles

La procédure de base de renforcement des dalles simplement appuyées par «PRF» est de coller des bandes ou des lamelles «PRF» sur la face tendue de la dalle. Pour les dalles travaillant dans les deux sens on utilise des lamelles croisées (Figure I.1.13a), ou bien des «PRF» avec des fibres dans les deux directions. D'autre part, le renforcement d'une dalle en béton armé travaillant dans les deux sens peut être concentré dans la région centrale ou dans la région des moments maximaux selon les besoins de renforcement mais dans ce cas les bandes/lamelles de «PRF» sont terminées loin des bords de la dalle (Figure I.1.13b).

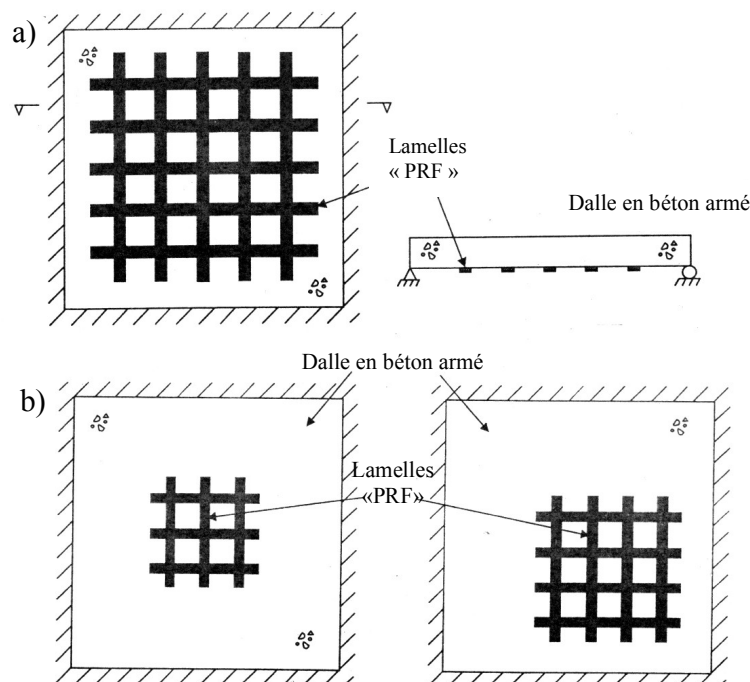


Figure I.1. 13: Renforcement d'une dalle travaillant dans les deux sens par des lamelles en «PRF»: (a) dans les deux directions, (b) concentrées en petites régions ciblées (Teng et al. 2002)

➤ Les colonnes

Plusieurs techniques différentes ont été développées pour renforcer ou réhabiliter des colonnes existantes en béton armé en utilisant des composites «PRF». Les méthodes de renforcement peuvent être classés en trois catégories en fonction de la méthode adoptée pour construire le composite «PRF» à savoir : la stratification au contact, l'enroulement filamentaire et le chemisage par coquille préfabriquée en «PRF». Une colonne peut être enveloppée complètement par des tissus «PRF» avec une ou plusieurs couches. Elle peut être aussi partiellement enveloppée en utilisant des bandes «PRF» sous forme d'une spirale continue ou des anneaux discrets.

Dans le cas des colonnes en béton armé renforcées avec des matériaux composites, les «PRF» développent une résistance aux déformations dues aux charges axiales, qui résulte d'un confinement des contraintes développées dans le béton, ce qui améliora à la fois l'effort et la contrainte de compression ultime du béton (Mander et al. 1988). De la Figure I.1.14 (Shahawy et al. 2000, Volety 2006) on peut facilement observer que le confinement des colonnes avec des composites «PRF» a nettement augmenté la capacité et la ductilité des colonnes renforcées.

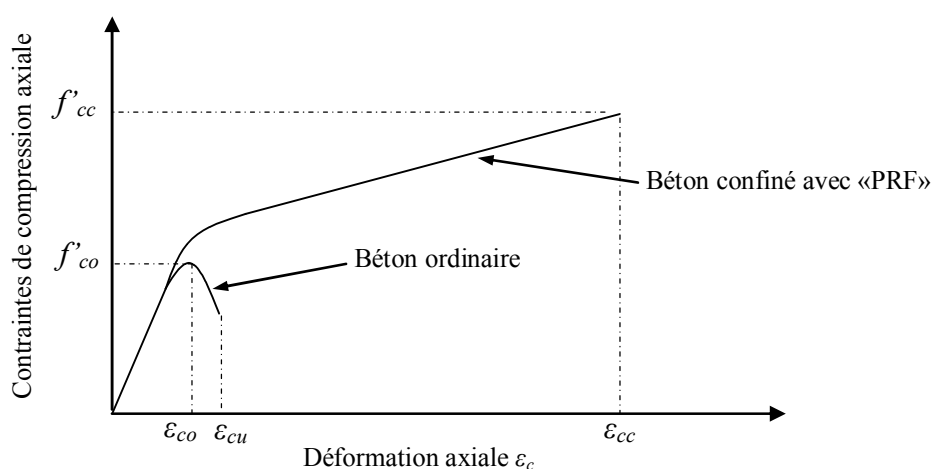


Figure I.1. 14: Courbe (contraintes - déformations) idéalisée pour un béton confiné avec des matériaux composites «PRF»

➤ Assemblages poteau-poutre

Les études sur le renforcement des assemblages poutre-poteau à l'aide de tissus de «PRF» sont très rares. Tout récemment, Pantelidis et al. (2000) ont communiqué les résultats d'une étude expérimentale qu'ils ont effectuée à l'université d'Utah, Salt Lake City.

Des charges cycliques inversées ont été appliquées à deux spécimens de demi-grandeur, représentatifs des constructions des années 60, c'est-à-dire avec une résistance insuffisante. Des essais ont été effectués sur un spécimen non modifié et un spécimen renforcé avec un composite de «PRF» afin d'évaluer l'efficacité du polymère sur le plan du renforcement de la résistance au cisaillement. Il n'y a pas de renforcement transversal à la base de l'assemblage, et les barres longitudinales de la poutre ne sont pas proprement ancrées à la connexion.

Durant l'essai de chargement, le poteau était soumis à une charge longitudinale visant à simuler la charge produite par la gravité, tandis qu'une charge cyclique inversée était appliquée à l'extrémité libre de la poutre. Le deuxième spécimen a été renforcé à l'aide de tissus de «PRF» afin d'améliorer la résistance au cisaillement et la ductilité de l'assemblage (Figure I.1.15).

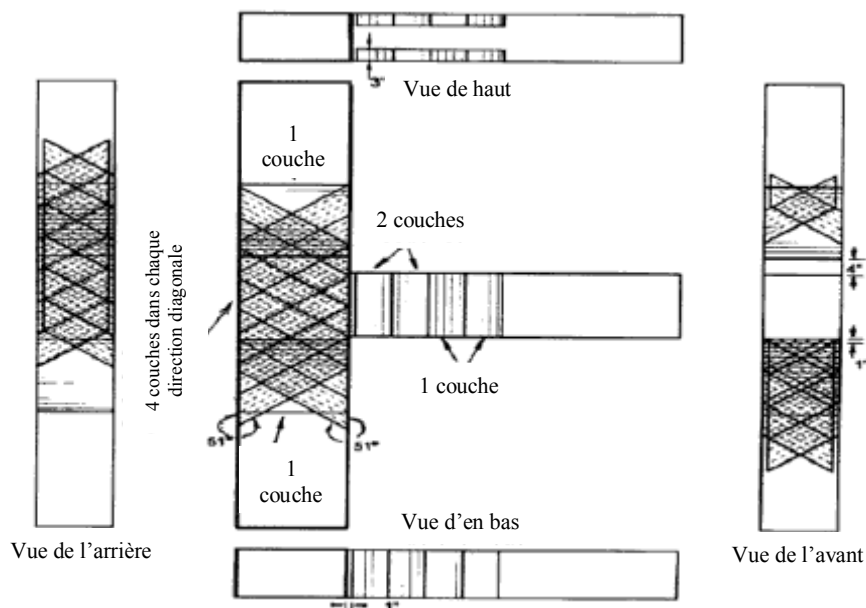


Figure I.1. 15: Plan du renforcement du composite (Pantelidis et al. 2000)

I.1.2.5. Renforcement des structures par précontraintes additionnelles

Réparer ou renforcer des structures fissurées ou disloquées par des pièces métalliques rapportées passives (cerces, boulons, tirants) est un procédé très ancien. Il est donc normal que la précontrainte, qui présente certains points communs avec ce principe, ait trouvé, dès ses débuts, un développement rapide et remarquable dans le domaine de la réparation des ouvrages. Elle permet, en effet, d'appliquer des efforts d'une intensité connue, en des points et suivant des directions bien définies, capable de s'opposer aux efforts générateurs des désordres. Elle est qualifiée d'additionnelle lorsqu'on l'applique à des ouvrages existants pour augmenter leur capacité portante ou prolonger leur durée d'exploitation (Fargeot 1997).

- Amélioration des poteaux en béton armé par précontrainte transversale

Les résultats indiquent que cette méthode de renforcement des poteaux de bâtiment est prometteuse. Elle est efficace et peut être nettement plus économique que l'utilisation de chemises d'acier. L'installation d'un tel système occasionne une gêne moindre pour les occupants des bâtiments. Cette technique a été mise au point à la fin des années 1990 et son application potentielle dans le secteur des bâtiments n'a pas encore été réalisée.

- Technique d'amélioration

Comme on l'a précédemment décrit, l'utilisation de chemises en acier ou de composites de fibres améliore la performance des éléments structuraux grâce à un renforcement supplémentaire et à une augmentation de la pression de confinement par retenue passive. La chemise en acier ou en composite qui entoure l'élément structural assure cette pression latérale passive.

On peut également améliorer la performance des éléments structuraux au moyen d'une précontrainte externe qui assure une armature supplémentaire ainsi qu'une pression latérale active. Une nouvelle technique mise au point à l'université d'Ottawa et appelée Retro-belt (Saaticioglu et al. 2000), utilise des poteaux en béton précontraints obtenus au moyen de bandes d'acier à haute résistance placées autour des poteaux. Les bandes d'acier, faites de torons en acier à sept fils et d'éléments d'ancrage spécialement conçus, sont placées autour du poteau en respectant des espacements particuliers et sont précontraintes à un niveau de contrainte prédéterminé. Les éléments d'ancrage, placés sur la surface du poteau, assurent un ancrage adéquat des deux extrémités du toron. Bien que le toron en acier agisse comme une armature supplémentaire contre le cisaillement, la pression latérale active améliore le confinement du béton, augmentant la résistance au cisaillement et à la flexion.

La précontrainte assure également une force de fermeture adéquate des zones de jointures longitudinales, corrigeant la déficience des barres de recouvrement inadéquates souvent installées dans des régions d'articulation potentielles des poteaux existants. On présente Sur la Figure I.1.16 l'élévation d'un poteau circulaire renforcé par une précontrainte externe.

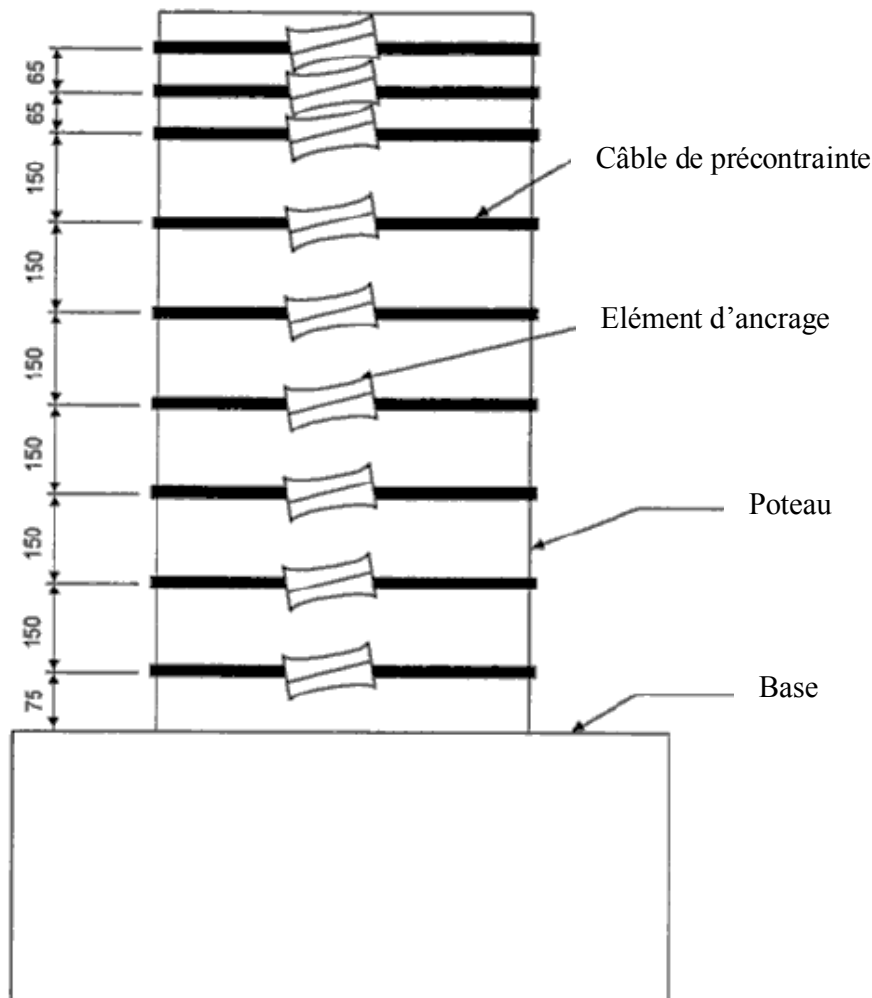


Figure I.1. 16: Renforcement d'un poteau circulaire à état de cisaillement dominant (Saatcioglu et al. 2000)

On décrit Sur la Figure I.1.17, le renforcement d'un poteau carré utilisant une précontrainte externe produite par des disques de concentration des contraintes. La pièce d'appoint supplémentaire nécessaire pour des poteaux rectilignes aide à assurer une pression pratiquement uniforme sur les côtés de ces poteaux. La pièce d'appoint se compose de profilés de charpente creux (PCC) utilisés comme bandes externes, avec des disques de concentration des contraintes de diamètres différents soudés sur ces profilés. Ces disques assurent une répartition uniforme de la force de précontrainte sur les quatre côtés du poteau. Les torons sont directement placés sur les disques de concentration des contraintes de façon à produire des composantes de force perpendiculaires. On calcule les hauteurs et les emplacements des concentrations de contrainte pour assurer une répartition approximativement égale des composantes de force.

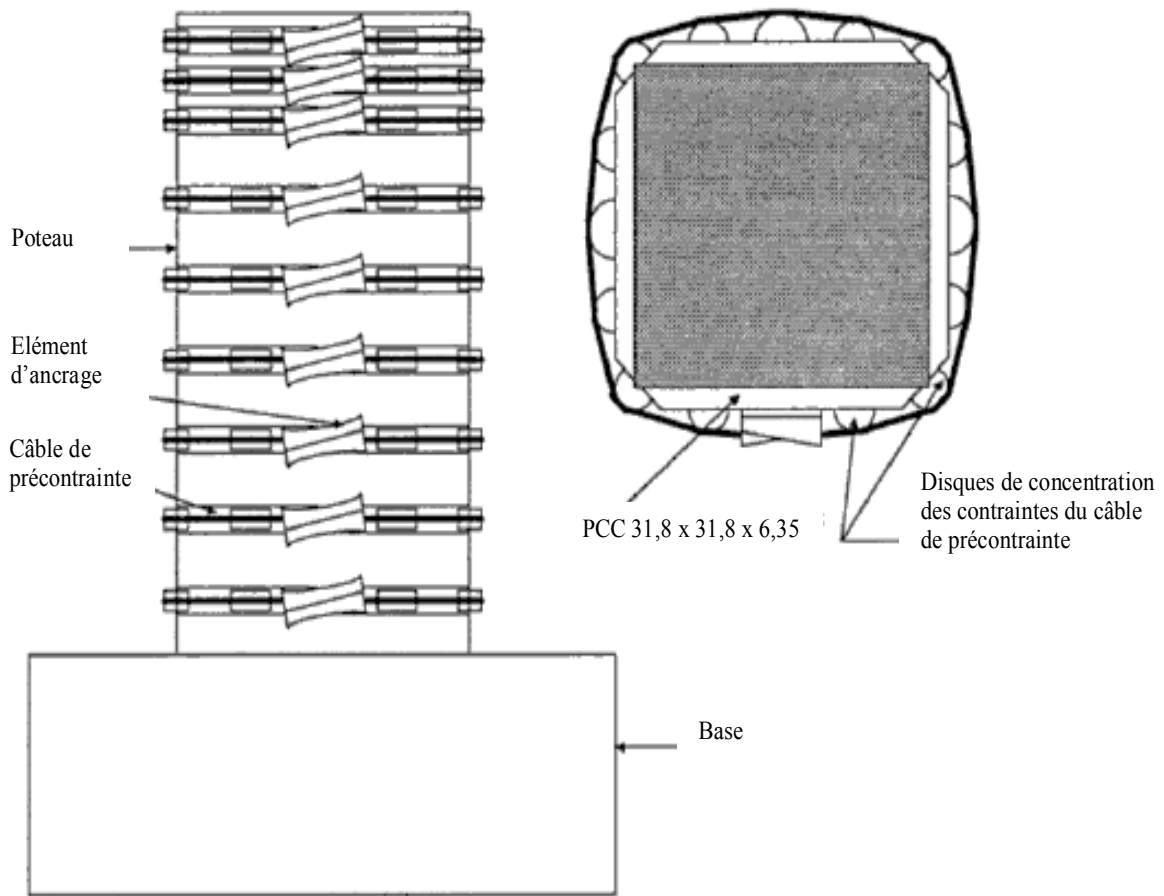


Figure I.1. 17: Renforcement d'un poteau carré à état de cisaillement dominant (Saatcioglu et al. 2000)

Références

- Arduini, M. et Nanni, A. (1997) "Behaviour of precracked RC beams strengthened with carbon FRP sheets", *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 1, No. 2, pp. 63-70.
- Alampalli, S., O'Connor, J. et Yannotti, A.P. (2002) "Fiber reinforced polymer composites for the superstructure of a short-span rural bridge", *Composites structures*, Vol. 58, pp. 21-27.
- Avril, A. (2002) "Application des méthodes de mesure de champs a la caractérisation mécanique de poutres en béton armé réparées par matériaux composites", *Thèse de Doctorat*, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Étienne et de l'université Jean Monnet, 193 p.
- Bresson, J. (1971) "Nouvelles recherches et applications concernant l'utilisation des collages dans les structures- Béton plaqué", *Annales de l'ITBTP*, série béton et béton armé ; N° 278, février 1971.
- Biddah, A. (1997) "Seismic Behavior of existing and rehabilitated reinforced concrete structures", *Doctorate Thesis*, Civil Engineering Department, McMaster University, Hamilton, Ontario, 325 p.
- Buyukozturk, O., Gunes, O. et Karaca, E. (2004) "Progress on understanding debonding problems in reinforced concrete and steel members strengthened using FRP composites", *Construction and Building Materials*, Vol. 18, pp. 9-19.
- Chai, Y. H., Priestley, M. J. N. et Seible F. (1991) "Seismic retrofit of circular bridge columns for enhanced flexural performance", *ACI Structural Journal*, Vol. 88, No. 5, pp. 572-584.
- Carolin, A. (2003) "Carbon fibre reinforced polymers for strengthening of structural elements", *Doctorate Thesis*, Lulea University of Technology, 178 p.
- Fargeot, B. (1997) "Renforcement des structures par précontrainte additionnelle", In: Calgaro, J.A. et Lacroix, R. : *Maintenance et Réparation des Ponts*, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1997, 666p.
- Fukuyama, H. et Sugano, S. (2000) "Studies Japanese seismic rehabilitation of concrete buildings after the Hyogoken-Nanbu Earthquake", *Cement and Concrete Composites*, Vol. 22, pp. 59-79.
- Foo, S., Naumoski, N. et Saatcioglu, M. (2001) "Aléas sismiques, codes du bâtiment et opinions d'atténuation des risques pour les immeubles canadiens", *Bureau de la Protection des Infrastructures Essentielles et de la Protection Civil*, Ministère des Travaux Publics et Service Gouvernementaux, N° du Catalogue : D 82-73/2002F-IN.
- Ghobarah, A., Aziz, T. S. et Biddah, A. (1996) "Seismic rehabilitation of reinforced concrete beam-column connections", *Earthquake Spectra*, Vol. 12, No. 4, pp. 761-780.
- Ghobarah, A., Aziz, T. S. et Biddah, A. (1997) "Rehabilitation of reinforced concrete frame connections using corrugated steel jacketing", *ACI Structural Journal*, Vol. 94, No. 3, pp. 283-294.
- Hau, K.M. (1999) "Experiments on concrete beams strengthened by bonding fibre reinforced plastic sheets", *Master of Science in Civil Engineering Thesis*, the Hong Kong Polytechnic University.
- Hamelin, P. (2002) "Renforcement des ouvrages d'art par matériaux composites", AM 5 615, *Technique de l'ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, Vol. AM 6.

- Hag-Elsafi, O., Alampalli, S. et Kunin, J. (2003) "In-service evaluation of a reinforced concrete T-beam bridge FRP strengthening system", *Composite Structures*, Vol. 64, No. 2, pp. 179-188.
- Hwang, S.K. et Yun, H-D. (2004) "Effects of transverse reinforcement on flexural behaviour of high-strength concrete columns", *Engineering Structures*, Vol. 25, pp. 1-12.
- Kachlakev, D. et Mc Curry, D.D. (2000) "Behavior of full-scale reinforced concrete beams retrofitted for shear and flexural with FRP laminates", *Composites: Part B*, Vol. 31, pp. 445-452.
- L'Hermite, R. (1967) "L'application des colles et résines dans la construction", *Annales de l'ITBTP*, série béton et béton armé, N° 239, Novembre 1967.
- Luyckx, J. (1999) "Composites à fibres de carbone dans le génie civil", *Technique de l'ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, AM 5 620.
- Mander, J. B., Priestley, M.J.N. et Park, R. (1988) "Theoretical stress-strain model for confined concrete", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 114, No. 8, pp. 1804-1826.
- Mukhopadhyaya, P., Swamy, N., et Lynsdale, C. (1998) "Optimizing structural response of beams strengthened with GFRP plates", *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 2, No. 2, pp. 87-95.
- Monti, G. (2003) "Seismic upgrade of reinforced concrete columns with FRP", *Technical report*, Teheran, 22 July 2003, 29 p.
- Nassif, H.H. et Najm, H. (2003) "Experimental and analytical investigation of ferrocement-concrete composite beams", *Cement and Concrete Composites*, Vol. 26, No. 7, pp. 787-796.
- Pavin, A. et Granata, P. (2000) "Investigation on the effects of fiber composites at concrete joints", *Composites: Part B*, Vol. 31, pp. 499-509.
- Priestley, M. J. N., Seible, F., Xiao, Y. et Verma, R. (1994 a) "Steel jacket retrofitting of reinforced concrete bridge columns for enhanced shear strength- Part I: Theoretical considerations and test design", *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 4, pp. 394-405.
- Priestley, M. J. N., Seible, F., Xiao, Y. et Verma, R. (1994 b) "Steel jacket retrofitting of reinforced concrete bridge columns for enhanced shear strength- Part 2: Test results and comparison with theory", *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 5, pp. 537-551.
- Priestley, M.J.N., Seible, F. et Calvi, G.M. (1996) "Seismic design and retrofit of bridges", *John Willey & Sons, Inc.*, New York, USA, 686 p.
- Pantelidis, C. P., Clyde, C et Reavaley, L. D. (2000) "Rehabilitation of RC building joints with FRP composites", *12th World Conference of Earthquake Engineering*, Auckland, New Zealand.
- Steiner, W. (1996) "Strengthening of structures with FRP strips" In: EI-Badry, M.M. (Ed.), *Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*, Canadian Society for Civil Engineering, Montreal, pp. 407-417.
- Spadea, G., Benchardino, F., et Swamy, R.N. (1998) "Structural behaviour of composite RC beams with externally bonded CFRP", *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 2, No. 3, pp. 132-137.

Shahawy, M., Mirmiran, A., Beitelman T. (2000) “Tests and modeling of carbon-wrapped concrete columns”, *Composites: Part B*, Vol. 31, pp. 471-480.

Saatcioglu, M., Yalcin, C., Mes., D et Beausejour, P. (2000) “Seismic retrofit of concrete columns by external prestressing”, *Research report of OCEERC*, Earthquake Engineering Research Centre d’Ottawa-Carleton, Université d’Ottawa, Ottawa, Canada.

Smith, S.T. et Teng, J.G. (2002) “FRP-strengthening RC beams. I: review of debonding strength models”, *Engineering Structures*, Vol. 24, pp. 385-395.

Theillout, J-N. (1997) “Renforcement des structures à laide de plats métalliques collés”, In: Calgaro, J.A. et Lacroix, R. : *Maintenance et Réparation des Ponts*, Presses de l’Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1997, 666 p.

Teng, J.G., Chen, J.F., Smith, S.T. et Lam, L. (2002) “FRP strengthened RC structures”, *John Wiley & Sons*, Ltd, Chichester, UK, 245 p.

Teng, J.G., Smith, S.T., Yao, J. et Chen, J.F. (2003) “Intermediate crack-induced debonding in RC beams and slabs”, *Construction and Building Materials*, Vol. 17, pp. 447-462.

Vizuete, J.M. (2000) “Techniques et systèmes de renfort des structures en béton”, *Proceedings of The Third ST Workshop, Session IV : Technology 2*, Chamonix, 25-28 January 2000, edited by Laeger, H. and Prodon, S., pp.151-158.

Volety, I. Y. (2006) “Modeling of fiber reinforced polymer confined concrete cylinders”, *Master of Science Thesis*, Department of Mechanical Engineering, Louisiana State University, 101 p.

Chapitre I.2. INTRODUCTION AUX MATÉRIAUX COMPOSITES

I.2.1. Matériaux composites

Toute matière première comportant des charges peut être appelée au sens général composite. Par définition, un matériau composite est formé d'éléments très différents. C'est le résultat du mélange d'au moins deux composantes, différentes par leur nature, leur forme et leur fonction, et dont les performances globales sont supérieures à celles des éléments le constituant. Les matériaux composites sont utilisés par l'homme depuis des millénaires dans le domaine de la construction. Le pisé de paille et d'argile est un des plus anciens matériaux dont l'idée première est exactement celle des composites : exploiter la résistance à la rupture des fibres, en laissant à une matrice de « qualité mécanique » inférieure le soin de maintenir ces fibres dans la forme voulue (Bessière 1996). Depuis des millénaires, l'homme a cherché à se protéger dans un bâtiment. Pendant des siècles, sa sécurité dépendait de protections dures, massives donc lourdes. La notion de constructions légères et souples ne date que de quelques décennies.

I.2.2. Polymères renforcés de fibres « PRF »

Les matériaux composites en polymères renforcés de fibres « PRF » sont des produits de synthèse constitués principalement de renforts fibreux, supportés par un liant appelé matrice. Leur comportement dépend principalement du pourcentage de fibres et des propriétés mécaniques des constituants. Ce sont les renforts fibreux qui donnent aux composites leurs propriétés hautement directionnelles, leur imposant un comportement anisotrope et essentiellement linéaire élastique jusqu'à la rupture.

I.2.2.1. Intérêt des polymères renforcés de fibres dans le bâtiment et les travaux publics

L'intérêt des utilisations des polymères renforcés de fibres dans le génie civil se trouve essentiellement dans (Luyckx 1999) :

- sa faible densité ;
- ses propriétés mécaniques longitudinales ;
- l'absence de corrosion ;
- sa très bonne tenue à la fatigue ;
- sa facilité de manipulation.

Les principaux inconvénients sont en contrepartie :

- une anisotropie très marquée ;
- un comportement à la rupture de type fragile des composites ;
- un prix de matière élevé comparé à celui de l'acier.

I.2.2.2. Les constituants d'un polymère renforcé de fibres

Les composites sont des matériaux synthétiques fabriqués avec des mélanges intimes de matériaux de différent état, composition, et forme. Leurs composants sont toujours clairement différenciés et gardent leur identité séparée. Cependant, ils travaillent de manière solidaire dans le composite, en réunissant des caractéristiques qui ne sont pas atteintes séparément (Vizuete 2000).

Les fibres

Les fibres (renforts) contribuent à améliorer la résistance mécanique et la rigidité des matériaux composites et se présentent sous forme filamentaire, allant de la particule de forme allongée à la fibre continue qui donne au matériau un effet directif (Berreur et al. 2002). Les propriétés des composites sont principalement influencées par le choix des fibres (Teng et al. 2002, Carolin 2003). Parmi les fibres les plus connues en génie civil, on peut citer : le carbone (haut module élastique et résistances mécaniques importantes à la fatigue), le verre (résistances moyennes, très utilisé pour renforcer les bétons) et l'aramide (de haute résistance à la traction, utilisée en câbles de hautes performances).

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

- **Verre** : Les fibres de verre sont moins chères que les fibres de carbone et les fibres d'aramide. Par conséquent, les composites en fibres de verre sont devenu la solution la plus utilisée dans plusieurs applications, tel que le génie civil, l'industrie des bateaux et d'automobiles. Les modules d'élasticité des fibres sont de 70 à 85 GPa avec un allongement ultime de 2 à 5 % selon la qualité. Par contre les fibres de verre peuvent avoir des problèmes de relaxation. Elles sont aussi sensibles à l'humidité, mais avec le choix correct de matrice les fibres sont protégées.

- **Aramide** : Appelés aussi polyamide aromatique, une marque bien connue des fibres d'aramide est « kevlar » mais il existe d'autres marques aussi tel que « Twaron », « Technora », et « SVM ». Les modules d'élasticité de ces fibres sont de 70 à 200 GPa avec une haute énergie de fracture et un allongement ultime de 1,5 à 5 % selon la qualité. Les fibres d'aramide sont sensibles aux températures élevées, à l'humidité et aux radiations « ultra violet » et par conséquent, ne sont pas largement utilisées dans les applications de génie civil. Plus loin, les fibres d'aramide ont des problèmes avec la relaxation et la corrosion, mais avec une bonne résistance au choc et à la fatigue. Berreur et al. (2002) ont présenté les principaux matériaux de renfort comme suit (Figure I.2.1):

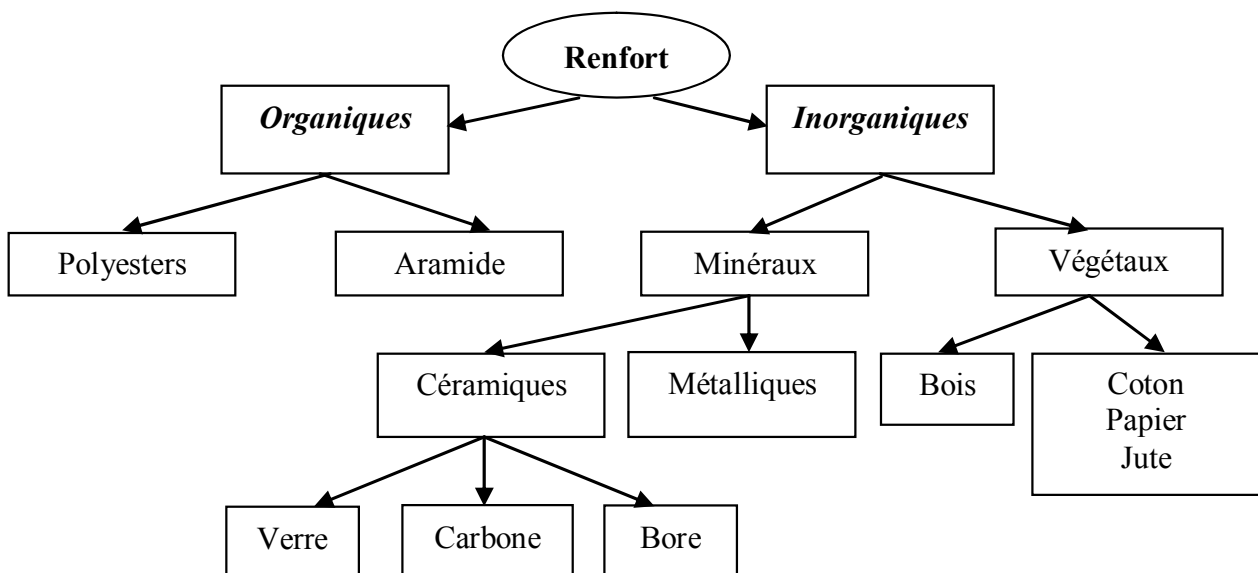


Figure I.2. 1: Organigramme illustrant les principaux matériaux de renfort

Les matrices

La matrice fournit le mécanisme nécessaire au transfert de la charge de part et d'autre des fibres. Elle protège également les fibres des risques d'abrasion et des autres attaques environnementales et chimiques (Foo et al. 2001). Il existe deux types principaux de matrices :

- Résine thermodurcissable (TD) : polymère transformée en un produit essentiellement infusible et insoluble après traitement thermique (chaleur, radiation) ou physicochimique (catalyse, durcisseur). La transformation est irréversible.
- Résine thermoplastique (TP) : polymère pouvant être alternativement ramollie par chauffage et durci par refroidissement dans un intervalle de température spécifique du polymère étudié. Les résines thermoplastiques présentent l’aptitude à l’état ramolli, de se mouler aisément par plasticité. La transformation est réversible.

Les différentes familles de matrice sont résumées dans le schéma de la Figure I.2.2 :

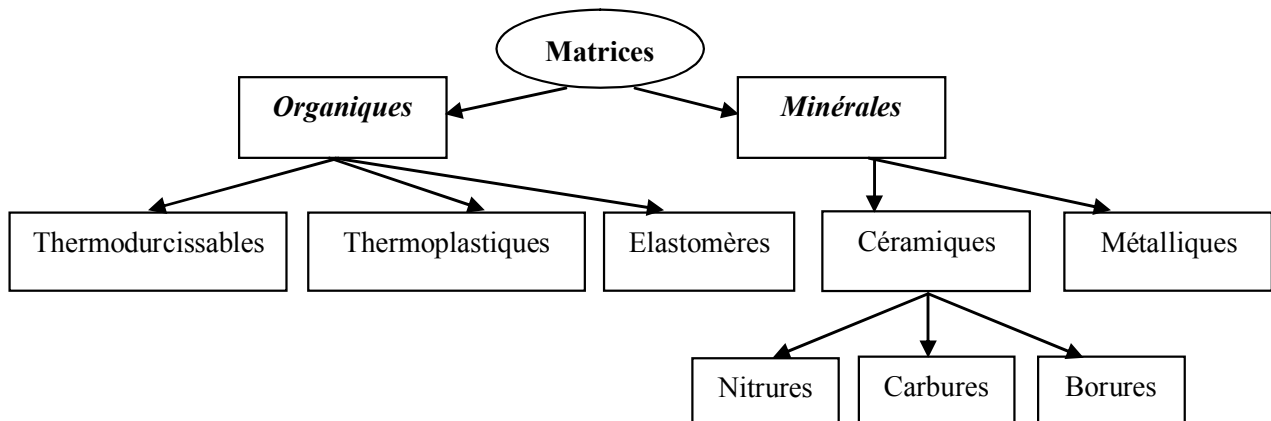


Figure I.2. 2: Organigramme illustrant les différentes familles de matrice

En génie civil, les résines thermodurcissables (thermosets) sont utilisées presque exclusivement, telles que les matrices vinylesters, polyesters et époxy (Carolin 2003). Les Tableaux I.2.1, I.2.2 et I.2.3 donnent un ordre de grandeur des caractéristiques des fibres et matrices usuellement employées dans la fabrication des matériaux composites.

Tableau I.2. 1: Propriétés des fibres (Guillon 1995, Luyckx 1999, Phalippou 2001)

Filament	Diamètre (µm)	Densité	Résistance à la traction (MPa)	Module de traction (MPa)	Allongement à la rupture (%)	Température de fusion (°C)
Verre E	3 à 30	2,54	3 400	73 000	4,5	850
Verre D	3 à 30	2,14	2 500	55 000	4,5	–
Verre R	3 à 30	2,48	4 400	86 000	5,2	990
Carbone HR	8	1,78	3 500	200 000	1	2 500
Carbone HM	8	1,8	2 200	400 000	0,5	2 500
Aramide HR	12	1,45	3 100	70 000	4	480
Aramide HM	12	1,45	3 100	130 000	2	480

HR : haute résistance ; HM : haut module.

Tableau I.2. 2: Caractéristiques mécaniques des résines époxyes (Bardonnnet 1992)

Résistance à la traction (MPa)	50 à 80
Module de traction (GPa)	3 à 10
Allongement à la rupture (%)	1 à 1,5
Résistance à la compression (MPa)	140 à 150
Énergie de rupture au choc (kJ/m ²)	7 à 10

Tableau I.2. 3: Propriétés mécaniques des résines polyesters (Schneider 1993, Canard 1993)

Masse volumique (kg/m ³)	1 200
Module d'élasticité en traction (GPa)	2,8 à 3,5
Contrainte à la rupture en traction (MPa)	50 à 80
Allongement à la rupture en traction (%)	2 à 5
Résistance au cisaillement (MPa)	10 à 20

I.2.2.3. Les composites «PRF»

Lorsque les fibres et les matrices sont combinées dans un nouveau matériau, il devient un composite. Les fibres peuvent être orientées dans une seule direction ce qui donne des composites unidirectionnels, ou dans plusieurs directions afin d'optimiser la performance du composite qui sera bi ou multidirectionnel (Foo et al. 2001, Teng et al. 2002, Carolin 2003). La fabrication des composites peut être faite par plusieurs méthodes différentes : la stratification directe ou au contact, la pultrusion, et l'enroulement filamentaire. En fonction des fibres utilisées, les composites «PRF» sont classées en trois groupes (Teng et al. 2002, Carolin 2003) :

- polymère renforcé de fibres de verre (*glass-fibre-reinforced polymer*) : PRFV
- polymère renforcé de fibres de carbone (*carbon-fibre-reinforced polymer*) : PRFC
- polymère renforcé de fibres d'aramide (*aramid-fibre-reinforced polymer*) : PRFA

La fibre est l'élément porteur de charge principal d'un composite. Par conséquent, la fibre influe fortement sur les caractéristiques mécaniques du composite.

I.2.2.4. Propriétés mécaniques des composites «PRF»

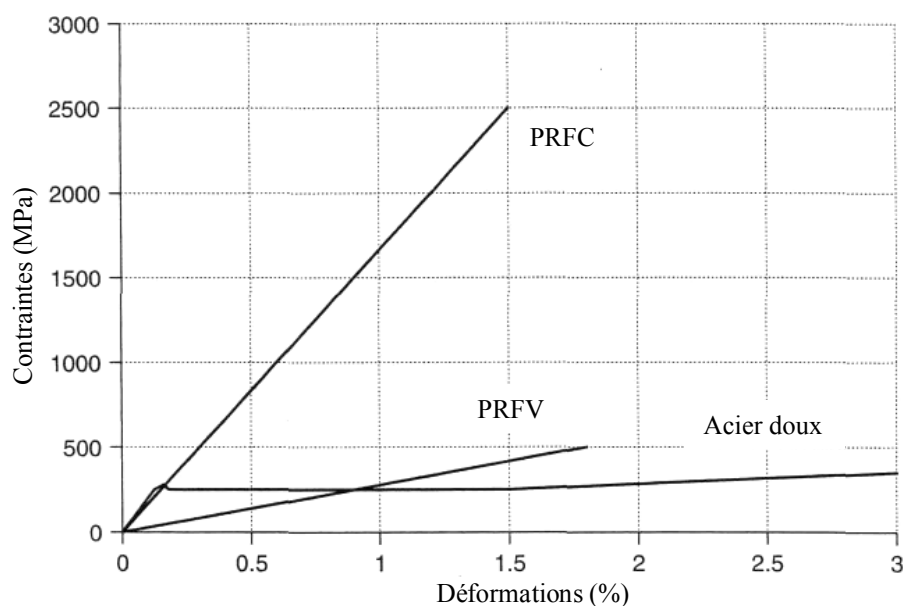
Les propriétés mécaniques des matériaux composites varient considérablement. Ces propriétés dépendent des fibres contenues dans le composite (type, quantité et direction), de la matrice utilisée, et du rapport volume-fibre, c'est à dire le ratio du volume des fibres par rapport au volume total du composite. Elles sont aussi affectées par le volume ou la dimension du composite lui même (Carolin 2003). En général, les composites de fibres de carbone sont plus solides et plus rigides que les composites de fibres de verre (Foo et al. 2001). Le Tableau I.2.4 résume les principales propriétés mécaniques des matériaux composites couramment utilisés en génie civil.

Tableau I.2. 4: Propriétés mécaniques typiques des composites «PRFV», «PRFC» et «PRFA» (Teng et al. 2002)

Matériaux composites Unidirectionnel	Contenu en fibres (% par poids)	Densité (kg / m ³)	Module d'élasticité longitudinale (GPa)	Résistance à la traction (MPa)
Fibres de verre / polyester (GFRP laminé)	50-80	1600-2000	20-55	400-1800
Carbone / époxy (CFRP laminé)	65-75	1600-1900	120-250	1200-2250
Aramide / époxy (FRP laminé)	60-70	1050-1250	40-125	1000-1800

Les trois types des composites, nommés «PRFV», «PRFC» et «PRFA» sont utilisés pour le renforcement des structures en béton armé, à la fois dans des applications pratiques ou de recherches.

Le Tableau (I.2.4) de Teng et al. (2002) pour les composites «PRF» avec des fibres unidirectionnelles montre une large variété de résistances et de rigidités des ces matériaux. Reste à noter que les valeurs données dans ce dernier sont à titre indicatives, et il peut exister quelques produits particuliers qui ont des propriétés différentes que ceux indiquées dans ce tableau. Concernant le module d'élasticité ou la résistance à la traction d'un composite «PRF» formé par le processus de stratification directe, on remarque que l'épaisseur du composite est généralement difficile à contrôlée ou à définir avec précision ; on est amener à utiliser l'épaisseur du voile de fibre (Ahmed et Van Gemert 1999) ou bien une épaisseur nominale généralement recommandée par le fabricant (Teng et al. 2000). Par conséquent, les modules d'élasticité et les résistances à la traction dépendent de la définition de l'épaisseur et peut être donc loin des valeurs indiquées dans le Tableau I.2.4 avec une grande marge. Sans se soucier du type de fibres utilisé ou de la méthode de mise en œuvre du composite, les trois types des matériaux composites «PRF» ont le même comportement linéaire-élastique avec une rupture fragile en traction. C'est une propriété très importante en termes d'utilisation structurale des composites «PRF» (Teng et al. 2002). La Figure I.2.3 montre des courbes (contraintes-déformations) typiques pour des composites «PRFV», «PRFC», et des aciers doux (Char et al. 1994, Ehsani et Saadatmanesh 1996, Teng et al. 2002, Abdalla 2002, Rizkalla et al. 2003, Carolin 2003).

**Figure I.2. 3:** Courbes contrainte-déformation typiques des PRFV, PRFC et des aciers doux (Teng et al. 2002)

A partir des observations faites sur ces courbes, on peut remarquer :

- (a) que ces composites sont caractérisés par des relations contraintes-déformations linéaires.
- (b) une différence entre le comportement fragile des composites «PRF» et le comportement ductile de l'acier doux, ce qui donne deux grandes conséquences structurales (Teng et al. 2002) :
 - Premièrement, ces matériaux composites ne possèdent pas la ductilité des aciers, et leur fragilité va limiter le comportement ductile des éléments en béton armé renforcés par les composites «PRF». Néanmoins, lorsqu'on l'utilise pour le confinement du béton, ces matières peuvent rehausser grandement la force et la ductilité des poteaux.
 - La deuxième implication du comportement fragile des composites «PRF» c'est que la redistribution des contraintes est restreinte à cause du manque de ductilité.

Par conséquent, le dimensionnement des structures en béton armé renforcées avec des matériaux composites «PRF» ne peut suivre les méthodes existantes pour le béton armé avec des «PRF» traitées tous simplement comme un renforcement en acier équivalent. Donc ces méthodes ont besoin d'être modifiées pour prendre cette fragilité en considération en se basant sur des recherches étendues.

I.2.2.5. Comparaison des performances pour le renforcement des structures

Les composites «PRFC» ont des propriétés supérieures que celles des composites «PRFV», mais ces dernières ont l'avantage d'être moins cher. Le Tableau I.2.5 établis par Meier et Winistorfer (1995) donne une comparaison qualitative des différents composites «PRF» couramment utilisés pour les applications de renforcement des structures en béton armé.

Tableau I.2.5: Comparaison qualitative entre Verre-E, Carbone-H.T et fibres Aramide (Meier et Winistorfer 1995)

Critères	Tissus de composites en :		
	Fibres de Verre-E	Fibres de Carbone	Fibres d'Aramide
Force de traction	Très bonne	Très bonne	Très bonne
Force de compression	Bonne	Très bonne	Inadéquate
Module de Young	Adéquat	Très bon	Bon
Comportement à long terme	Adéquat	Très bon	Bon
Comportement à la fatigue	Adéquat	Excellent	Bon
Densité apparente	Adéquate	Bonne	Excellent
Résistance à l'alcaline	Inadéquate	Très bonne	Bonne

I.2.3. Procédés de mise en œuvre des renforts composites

I.2.3.1 Notion de multicouches composites pour la réparation des ouvrages

Comme le montre la Figure I.2.4, la conception du système multicouche composite a pour objectif de remplir plusieurs fonctions (Hamelin 2002) :

- rendre sain l'état de surface de la couche support (béton) en cherchant à éliminer les fissures, soit par injection de polymère, soit par application d'un produit (mortier) de ragréage ;
- éliminer les défauts géométriques (planéité, effet d'angles) de la surface à réparer pour minimiser les problèmes ultérieurs de délaminage ou de décollement ;
- appliquer une couche de polymère (primaire) entre le support et le composite pour améliorer l'adhérence ;
- appliquer un nombre de couches de matériaux composites suffisant pour assurer la stabilité de l'ouvrage ;

- appliquer une couche de finition (Gel-Coat, protection) pour assurer une bonne tenue à la corrosion et aux ultraviolets ;
- procéder à un placage de feuilles de placoplâtre ou à la projection de couches à fort taux de charges minérales pour améliorer la tenue au feu et en température du système.

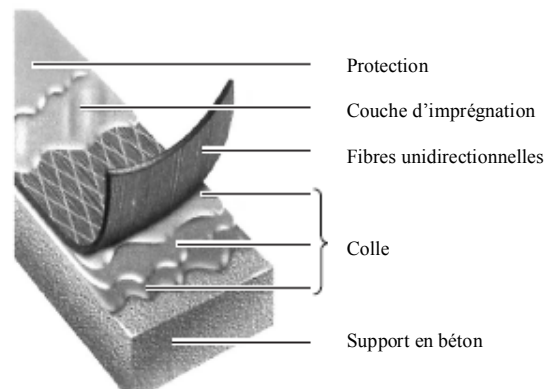


Figure I.2. 4: Conception du système multicouche (Mitsubishi 1986, AFGC 2003)

I.2.3.2. Différentes techniques de mise en œuvre

▪ Mise en œuvre par moulage au sac

Ce procédé permet d'obtenir des caractéristiques mécaniques élevées à court terme avec un contrôle des conditions de mise en œuvre et donc un niveau de performance instantané et différé important. Après avoir ragréé la surface de béton (injection de fissure, sablage, application d'un mortier polymère), les couches de tissus pré-imprégnés pour la réparation sont découpées et appliquées sur la zone à renforcer. Une couverture chauffante est ensuite appliquée sur la surface des tissus et une enveloppe étanche raccordée à une pompe à vide permettant d'appliquer une pression externe pendant toute la durée de polymérisation ou de polycondensation (Figure I.2.5).

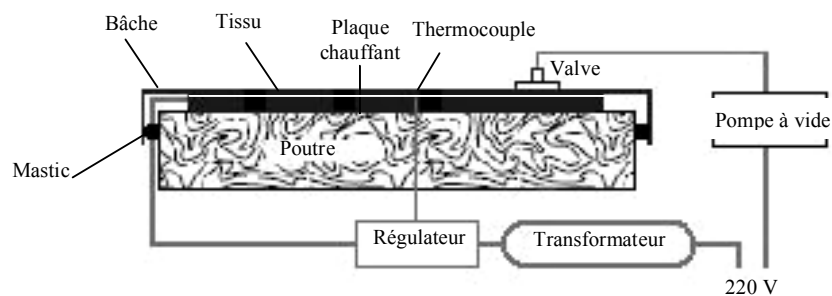


Figure I.2. 5: Moulage au sac de tissus préimprégnés (Varastehpour et al. 1998)

▪ Mise en œuvre par stratification directe

En utilisant des matériaux qui polymérisent à température ambiante, il est possible de réaliser une stratification directe (stratification au contact), en respectant les étapes suivantes :

- traitement de surface du béton (ponçage, sablage) ;
- application d'une couche primaire d'imprégnation ;
- découpe des lés de tissus ;
- dépose des tissus ;
- imprégnation et débullage des renforts ;
- application d'une couche de protection (*Gel-Coat*).

Ce procédé présente l'avantage d'une mise en œuvre simplifiée (Figure I.2.6), mais le renforcement acquiert toute sa résistance au bout d'une semaine, et le contrôle de la qualité de l'application doit être soigné suivant les conditions de mise en œuvre.



Figure I.2. 6: Confinement de colonnes (Pantelides et al. 2002)

▪ Collage de plaques composites

Cette méthode se caractérise par le placage de plaques de composite, collées sur la surface par des colles époxy. Les plaques sont en carbone ou en verre et fabriquées par pultrusion. Ces plaques peuvent être mises en pré-tension grâce à de nouvelles techniques de mise en œuvre (Meier 1998). Les plaques sont des composites avec des fibres unidirectionnelles d'une épaisseur de 1,5 mm et d'une largeur de 150 mm en général (Figure I.2.7). Le procédé de collage est le suivant :

- nettoyage à l'acétone de la face de collage de la plaque ;
- traitement de la surface à réparer par sablage, par eau sous pression et meulage ;
- nettoyage de la surface par un dépoussiérage ;
- application du polymère époxy sur la plaque de composite ;
- pressage de la plaque sur la surface, enlèvement de l'excédent de colle ;
- application d'une pression à l'aide d'un sac à vide ou de moyens mécaniques jusqu'à complète polymérisation du polymère.



Figure I.2. 7: Procédé par collage de plaques (Sika 1998)

▪ Enroulement filamentaire

On désigne ainsi le procédé qui permet l'obtention d'une enveloppe en enroulant sur l'élément à renforcer, des renforts continus imprégnés de résine. Le renfort le plus couramment employé est le roving, car on utilise alors au mieux les propriétés de résistance à la traction des fils. Le procédé est également appelé bobinage filamentaire et, en anglais, *filament winding*. (Berbain et Chevalier 1997). En génie civil, ce procédé est utilisé pour les colonnes de section circulaire (Figure I.2.8). Cette technique peut être continue ou discontinue ; il s'agit alors de l'enroulement d'un renfort imprégné de résine autour de l'élément renforcé. L'enroulement est circonférentiel ou hélicoïdal.



Figure I.2. 8: Procédé de l'enroulement filamentaire (Master Builders, Inc. and Structural Preservation Systems 1998, Balaguru et al. 2009)

▪ Produit pultrudés

Le procédé de moulage par pultrusion permet la fabrication en continu de profilés pleins ou creux, de formes complexes avec, si besoin est, des épaisseurs différentes dans la section du profilé. Les résines les plus utilisées sont les résines polyesters et, plus rarement, les résines époxyes et formophénoliques plus difficiles à mettre en œuvre. Les renforts utilisés sont à base de verre, de carbone ou d'aramide. Ces deux derniers sont utilisés sous forme de *rovings* ou de bandes de tissu. Le principe consiste à tirer, à travers une filière chauffée, des renforts imprégnés de résine, la polymérisation s'effectuant dans la filière (Figure I.2.9). À la sortie de cette dernière, le profilé est extrait par une machine de traction puis découpé à la longueur souhaitée (Berbain et al. 1997, Chatin 2001, GangaRao et al. 2007).

Les produits finis se présentent sous forme de bandes ou de joncs, plus ou moins rigides suivant les épaisseurs et les diamètres. La section des bandes les plus courantes est (100 x 1 mm), leur longueur, suivant la demande, varie de quelques centimètres à plusieurs centaines de mètres. D'après Luyckx (1999) ce procédé a l'avantage d'être continu, automatisé, rapide et donc de réduire le coût du composite. Il permet aussi de maîtriser les taux de fibres et de résine, et d'obtenir des formes profilées recherchées pratiquement de toutes les longueurs désirées.

À partir de ces bandes pultrudées, la technique de renforcement est similaire à celle du plat collé métallique, selon le procédé L'Hermitte, mis au point en France vers 1965. Elle a démarré conjointement au Japon et en Europe, plus exactement en Suisse, au Laboratoire fédéral d'essais des matériaux et de recherches (EMPA : Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt) de Dübendorf à la fin des années 1980 sous la direction du Professeur Meier. Comparée à la technique utilisant l'acier, cette technique de renforcement permet de travailler avec des produits légers (1/5 de la densité de l'acier) ; elle a aussi l'avantage de nécessiter une pression de collage limitée et élimine les phénomènes d'oxydation.

Cependant, l'utilisation de cette technique, comme celle du plat collé métallique, permet difficilement de maîtriser les épaisseurs de la colle, en raison de la rigidité des aciers et des composites. L'application de ces renforcements sur des surfaces ayant des défauts de planéité ou sur des surfaces courbes ou non développables reste très limitée.

Dès les années 1980, des recherches ont démarré au Japon pour étudier le remplacement des structures en acier, formées de câbles toronnés et de treillis, par des structures résistant à l'oxydation. Les composites, à base de fibres de verre, d'aramide ou de carbone, se sont avérés d'excellentes solutions pour ce remplacement (FRP International 1997).

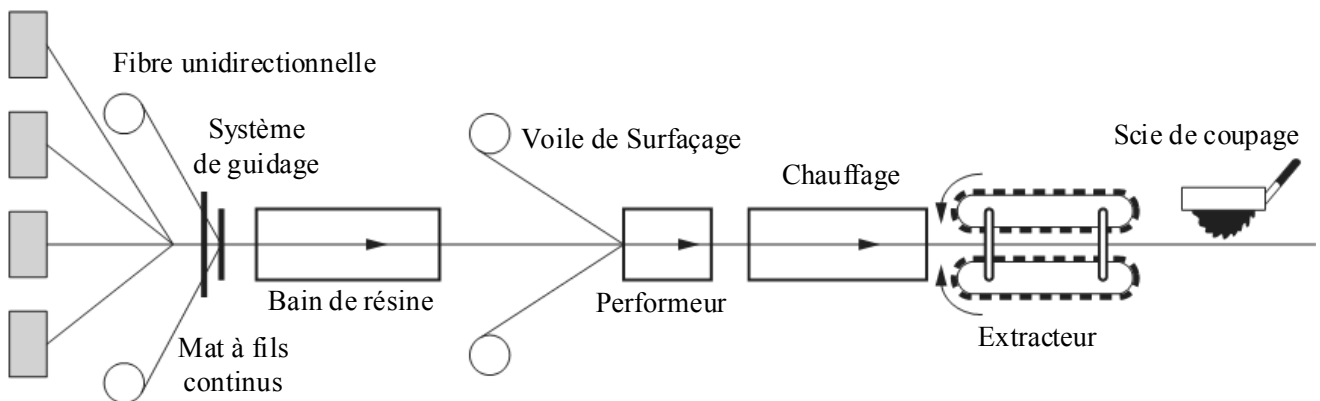


Figure I.2. 9: Schéma du procédé de pultrusion (GangaRao et al. 2007)

Références

- Ahmed, O. et van Gemert, D. (1999) "Effect of longitudinal carbon fiber reinforced plastic laminates on shear capacity of reinforced concrete beams", *Proceedings of the Fourth International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures*, Baltimore, Maryland, USA, edited by Dolan, C.W., Rizkalla, S.H. and Nanni, A., pp. 933-943, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA.
- Abdalla, H.A. (2002) "Evaluation of deflection in concrete members reinforced with fibre reinforced polymer FRP bars", *Composites structures*, Vol. 56, pp. 63-71.
- AFGC: Association française de génie civil (2003) "Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites", *Documents scientifiques et Techniques - Recommandations provisoires-*, Décembre 2003, 148 p.
- Bardonnnet, P. (1992) "Résines époxy", *Technique de l'ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, A 3 465, A 3 466.
- Bessière, J.F. (1996) "La potentialité des matériaux composites de synthèse dans l'architecture", *Mémoire de fin d'études*, École d'architecture de Paris Belleville.
- Berbain, F., Chevalier, A et Choudin, C. (1997) "Mise en oeuvre des composites, Méthodes et Matériels", A 3 720, *Technique de l'Ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, volume AM 5.
- Berreur, L., De Maillard, B., et Nösperger, S. (2002) "L'industrie française des matériaux composites", Etude stratégique réalisée par Nodal Consultants pour le compte de la DiGITIP / SIM, Rapport final, Révision 2 du 13 mai 2002.
- Balaguru, P., Nanni, A., et Giancaspro, J. (2009) "FRP composites for reinforced and prestressed concrete structures- A guide to fundamentals and design for repair and retrofit", *Taylor & Francis*, London, UK, 334 p.
- Canard, P. (1993) "Polyesters insaturés UP", *Technique de l'Ingénieur*, Traité plastiques et composites, A 3 445.
- Char, M.S., Saadatmanesh, H. et Ehsani, M.R. (1994) "Concrete girders externally prestressed with composite plates", *PCI Journal*, pp. 40-51.
- Chatain, M. (2001) "Matériaux composites : présentation générale", AM 5 000, *Technique de l'ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, Vol. AM 6.
- Carolin, A. (2003) "Carbon fibre reinforced polymers for strengthening of structural elements", *Doctorate Thesis*, Lulea University of Technology, 178 p.
- Ehsani, M.R. et Saadatmanesh, H. (1996) "Seismic retrofit of URM walls with fiber composites", *The Masonry Society Journal*, pp.63-72.
- FRP International (1997), Vol. V, Issue 1, pp. 4 -5.
- Foo, S., Naumoski, N. et Saatcioglu, M. (2001) "Aléas sismiques, codes du bâtiment et opinions d'atténuation des risques pour les immeubles canadiens", *Bureau de la Protection des Infrastructures Essentielles et de la Protection Civil*, Ministère des Travaux Publics et Service Gouvernementaux, N° du Catalogue : D 82-73/2002F-IN.
- Guillon, D. (1995) "Fibres de verre de renforcement ", *Technique de l'Ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, A 2 110.

- Hamelin, P. (2002) "Renforcement des ouvrages d'art par matériaux composites", AM 5 615, *Technique de l'ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, Vol. AM 6.
- Luyckx, J. (1999) "Composites à fibres de carbone dans le génie civil", *Technique de l'ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, AM 5 620.
- Meier, U. et Winistorfer, A. (1995) "Retrofitting of structures through external bonding of CFRP sheets", Non-Metallic FRP Reinforcement for Concrete Structures, *Proceedings of The Second International RILEM Symposium*, Ghent, Belgium, edited by Taerwe, L., pp.509-516, London, UK.
- Mitsubishi Chemical Corporation Replark. (1986) "Design guidelines of FRP for concrete structures", *Japanese Standard Association*.
- Meier, U. (1998) "Latest development of the post-strengthening techniques with advanced composites materials", *Tehtextil Symposium 98*, Textile et construction, Vol. 1, Lyon, pp. 231-239.
- Master Builders, Inc. and Structural Preservation Systems. (1998) "MBrace Composite Strengthening System: Engineering Design Guidelines", 2nd edition. Cleveland, OH: Master Builders, Inc.
- Phalippou, J. (2001) "Verres – Aspects théoriques – Propriétés et applications", *Technique de l'ingénieur*, Traité Sciences fondamentales, AF 3 600, AF 3 601.
- Pantelides, C., Duffin, J., et Cercone, L. (2002) "Phase II: seismic rehabilitation of concrete bridges - verification using in-situ tests at south temple bridge on I-15", *Construction Report*, Utah Department of Transportation-Research Division, Civil & Environmental Engineering Department, University of Utah, Salt Lake City, Utah, Report N°. UT-02.14, December 2002.
- Rizkalla, S., Hassan, T. et Hassan, N. (2003) "Design recommendations for the use of FRP for reinforcement and strengthening of concrete structures", *Concrete Construction, Proceedings of Structural Engineering Materials*, John Wiley & Sons Ltd, pp. 16-28.
- Schneider, G. (1993) "Résines vinylestères", *Technique de l'ingénieur*, Traité Plastiques et Composites, A 3 450.
- Sika. (1998) "Renforcement par le procédé Sika Carbodur", *Cahier des Clauses Techniques*, CCT 37.
- Teng, J.G., Lam, L. Chan, W. et Wang, J. (2000) "Retrofitting of deficient RC cantilever slabs using GFRP strips", *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 4, No. 2, pp. 75-84.
- Teng, J.G., Chen, J.F., Smith, S.T. et Lam, L. (2002) "FRP strengthened RC structures", *John Wiley & Sons, Ltd*, Chichester, UK, 245p.
- Varastehpour, H., Ferrier, E. et Hamelin, P. (1998) "Réparation des ouvrages en béton armé - béton précontraint par placage de matériaux composites", *Annales du Bâtiment et des Travaux Publics*, No. 3, p. 55-61, juin 1998.
- Vizuete, J.M. (2000) "Techniques et systèmes de renfort des structures en béton", *Proceedings of The Third ST Workshop, Session IV : Technology 2*, Chamonix, 25-28 January 2000, edited by Laeger, H. and Prodon, S., pp.151-158.

Chapitre I.3. CONFINEMENT DE COLONNES EN BÉTON ARMÉ AVEC DES MATÉRIAUX COMPOSITES « PRF »

I.3.1. Méthodes de confinement

Plusieurs techniques différentes ont été développées pour renforcer des colonnes existantes en béton armé en utilisant des composites «PRF». Les méthodes de renforcement peuvent être classés dans trois catégories en fonction de la méthode adoptée pour construire le composite «PRF» à savoir : la stratification au contact, l'enroulement filamentaire et le chemisage par coquille préfabriquée en «PRF».

I.3.1.1. Stratification au contact

Sur chantier la stratification au contact (stratification directe) est la technique la plus utilisée pour le renforcement des colonnes en utilisant les composites «PRF» (Figure I.3.1). Dans cette méthode, les draps de fibres unidirectionnelles ou tissées sont imprégnés par les résines du polymère et enveloppés ensuite autour des colonnes dans un processus de moulage au contact, avec l'orientation des fibres principales dans la direction de confinement.



Figure I.3. 1: Stratification au contact (WBAC 2003)

Une colonne peut être enveloppée complètement par des tissus «PRF» avec une ou plusieurs couches (Figure I.3.2.a). Elle peut être aussi partiellement enveloppée en utilisant des lanières «PRF» sous forme d'une spirale continue (Figure I.3.2.b) ou des anneaux discrets (Figure I.3.2.c).

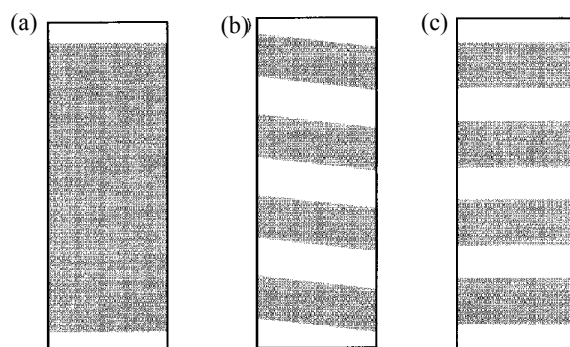


Figure I.3. 2: Les méthodes typiques d'envelopper le «PRF» pour les colonnes en B.A ; (a) enveloppée totalement en utilisant des tissus «PRF»; (b) partiellement enveloppée en utilisant des lanières «FRP» en spirale continue ; et (c) partiellement enveloppée en utilisant des lanières «FRP» sous forme d'anneaux discrets.

L'amélioration de la force de compression du béton suite au confinement externe de «PRF» a été démontrée en premier par Fardis et Khalili (1981 et 1982). Ce concept a été appliqué pour la première fois au renforcement de vraies colonnes en B.A au Japon au milieu des années 1980 (ACI

1996). Depuis il y a eu beaucoup de rapports sur l'application de cette technique dans le renforcement des colonnes des ponts ou des constructions civiles (par exemple : ACI 1996, Neale et Labossiere 1997, Tan 1997).

I.3.1.2. Enroulement filamentaire

Le principe de l'enroulement filamentaire est semblable à celui de la stratification directe, sauf que la technique de l'enroulement filamentaire utilise la fibre continue au lieu des tissus ou des lanières afin que l'enroulement des filaments puisse être traité automatiquement au moyen d'une machine contrôlée par ordinateur (Figure I.3.3). Une telle technique permet la précision de l'épaisseur du «PRF», l'orientation de la fibre et le contrôle de la fraction du volume ce qui mène à une meilleure performance. L'idée de confiner le béton par enroulement de fibres continues imprégnées par la résine a été mentionnée pour la première fois par Fardis et Khalili (1981).

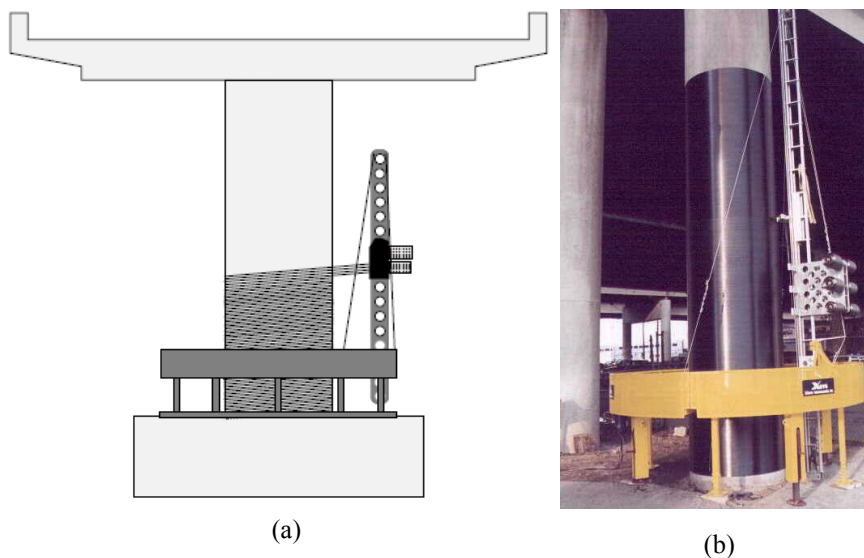


Figure I.3. 3: Enroulement filamentaire ((a) Monti 2003, (b) Master Builders, Inc. and Structural Preservation Systems 1998, Balaguru et al. 2009)

I.3.1.3. Chemisage par coquille préfabriquée en «PRF»

Les colonnes et poteaux en B.A peuvent aussi être renforcés en utilisant des chemises en «PRF» sous forme de coquilles préfabriquées. Les coquilles sont fabriquées sous conditions contrôlées en utilisant la fibre en voile ou bondes avec l'imprégnation de résine effectuée avant l'installation. Elles peuvent être fabriquées en demi cercles ou demi rectangles (Nanni et Norris 1995, Ohno et al. 1997), en cercles avec une fente ou en rouleaux continus (Xiao et Ma 1997), afin qu'elles puissent être ouvertes et puissent être placés autour des colonnes, Figure I.3.4.

Pour un confinement efficace, un contact total entre la colonne et la coquille en «PRF» est essentiel. Cela peut être assuré soit en liant la coquille à la colonne par adhésives (Xiao et Ma 1997) ou en injectant un coulis ou mortier de ciment dans l'espace entre la coquille et la colonne (Nanni et Norris 1995, Ohno et al. 1997).



Figure I.3. 4: Chemisage par coquille préfabriquée en «PRF» (Monti 2003)

Une application intéressante des coquilles préfabriquées en «PRF» est de les utiliser dans les travaux de modification de forme des colonnes comme partie des mesures de renforcement. Cela a été discuté par Teng et Lam (2002). Ils ont suggérés que les colonnes carrés ou rectangulaires peuvent être renforcées en les reformant dans des colonnes circulaires ou elliptiques dans lesquelles une coquille préfabriquée en «PRF» est utilisée. Cela permet de fournir à la fois la forme au béton supplémentaire et le confinement exigé après le durcissement du béton.

I.3.1.4. Comparaison des méthodes de renforcement

Chacune des trois méthodes discutées au-dessus à ses avantages et ses inconvénients (Tableau I.3.1) :

Tableau I.3. 1: Une comparaison des différentes méthodes de renforcement des colonnes

Méthodes	Avantages	Inconvénients
Stratification au contact	<ul style="list-style-type: none"> - Flexibilité d'adaptation avec les différentes formes de colonnes. - Facilité de manutention et de mise en œuvre sur chantier, sans le besoin d'équipements spéciaux. 	<ul style="list-style-type: none"> - Un bas niveau de contrôle de la qualité. - Demande beaucoup de main d'œuvre par rapport aux autres techniques.
Enroulement filamentaire	<ul style="list-style-type: none"> - Un contrôle amélioré de la qualité. - Une main d'œuvre réduite sur chantier. 	<ul style="list-style-type: none"> - Moins de flexibilité d'adaptation avec les différentes formes de colonnes. - Exige un équipement spécial.
Coquille préfabriquée	<ul style="list-style-type: none"> - Meilleur contrôle de la qualité. - Une main d'œuvre réduite sur chantier. - Utile pour modification de la forme des colonnes 	<ul style="list-style-type: none"> - Flexibilité d'adaptation limitée avec les différentes formes de colonnes. - Le coût de la préfabrication.

En général le «PRF» avec une stratification au contact, paraît être la méthode la plus populaire car elle possède des avantages pratiques tels que la flexibilité et la facilité de mise en œuvre. Le filament enroulé ressemble à la première méthode car les deux impliquent un processus de stratification directe (Teng et al. 2002).

I.3.1.5. Aspects constructifs

Avant l'application du «PRF» en utilisant l'une des trois techniques décrite au-dessus, la surface de la colonne à renforcer devrait être correctement préparée pour obtenir une surface dure, sèche et propre. Les parties endommagées ou abîmés devraient être enlevées et réparées avec un bon béton, un mortier du ciment ou un mastic de résine époxy. La surface réparée est unifiée.

Pour les colonnes rectangulaires, leurs coins devraient être arrondis pour être renforcé par enveloppement du «PRF». Cette modification est nécessaire pour réduire tout effet nuisible des coins tranchants sur la résistance à la tension du «FRP», et d'améliorer l'efficacité du confinement. Si les coquilles préfabriquées rectangulaires sont utilisées, elles sont généralement légèrement grandes et leurs coins sont arrondis, le petit intervalle entre la coquille et la colonne doit être rempli avec un coulis de ciment expansif ou non (Nanni et Norris 1995, Ohno et al. 1997). Le même traitement devrait être appliqué pour les colonnes qui se caractérisent par des formes en coins.

Lorsqu'on utilise des «PRF» stratifiés au contact ou en coquilles préfabriquées, un ou plusieurs joints verticaux se créent généralement dans le «PRF». De tels joints devraient être rendus assez forts afin que la rupture du joint «PRF» ne devienne le mode de rupture qui contrôle la résistance, tandis que la force du «PRF» n'est pas complètement utilisée.

Quand le «PRF» est enveloppé d'une façon continue, un joint parfait peut être accomplie en étendant la fin de la couche finale du «PRF» pour former un chevauchement suffisant. Par contre si on utilise une coquille «PRF» avec une fente verticale dans chaque couche, une bande «PRF» supplémentaire devrait être colée sur le joint vertical (pour une coquille composée d'une seule couche ou d'un petit nombre de couches «PRF»), ou les fentes devraient être étalées (pour une coquille qui comporte un grand nombre de couches «PRF») pour éviter la concentration de faiblesse du joint. Dans ce dernier cas, le nombre efficace de couches devrait être pris comme le nombre total moins un, pour expliquer l'effet de l'affaiblissement des fentes (Xiao et Ma 1997).

Dans la plupart des cas, le confinement obtenu par «PRF» est passif de nature, avec le développement d'une contrainte de traction dans le «PRF» suit à l'extension radiale du béton. Les méthodes de confinement actives avec les coquilles «PRF» ont aussi été utilisées (Saadatmanesh et al. 1996). Pour accomplir le confinement actif, les coquilles «PRF» sont légèrement plus grandes que la section de la colonne renforcée. L'espace entre la coquille «PRF» et la colonne est alors remplie par un coulis de ciment expansif ou avec une résine époxy injectées par pression (Priestley et Seible 1995, Saadatmanesh et al. 1996 et 1997). Ou bien, les fibres peuvent être précontraintes pendant leurs enroulements. Par conséquent, une pression de confinement se développe dans la colonne avant que toute expansion subséquente du béton ne soit produite.

I.3.1.6. Modification de forme

L'utilisation des composites «PRF» fournit un confinement très efficace aux colonnes circulaires, tandis que cette efficacité est réduite pour les colonnes rectangulaires. Pour remédier à ce problème, un confinement plus efficace peut être accompli en modifiant la section de la colonne dans une section circulaire ou elliptique avant la mise en œuvre du «PRF». Cette idée de modification de la forme des colonnes a été explorée en premier par Priestley et Seible (1995). Dans leur approche, un gros béton a été ajouté pour obtenir une section circulaire ou elliptique avant l'application des tissus «PRF». Aussi Saadatmanesh et al. 1997 ont réalisé une modification de forme en utilisant un ciment à prise rapide.

Les colonnes rectangulaires sont généralement modifiées dans des colonnes elliptiques au lieu des formes circulaires pour éviter l'agrandissement excessif de la section finale, bien que la forme circulaire soit le choix naturel pour les colonnes carrées. L'idée générale de modification de la forme suivie d'un confinement avec des «PRF» peut être étendue à d'autres formes de sections.

Les coquilles circulaires ou elliptiques préfabriquées en «PRF» peuvent être utilisées pour renforcer des colonnes rectangulaires (Teng et Lam 2002). Pour cela une coquille «PRF» de section elliptique est placée autour de la colonne (Figure I.3.5a). L'espace entre la coquille «PRF» et la colonne initiale peut alors être remplie de béton.

L'intérêt des coquilles en «PRF» est double, d'une part elles servent de coffrage permanent pour le béton de remplissage et d'autre part elles assurent un confinement pour améliorer la capacité portante de la colonne modifiée de section circulaire ou elliptique. Pour réduire la dimension de la colonne renforcée, les coins de la colonne initiale peuvent être arrondis, comme le montre la Figure I.3.5b.

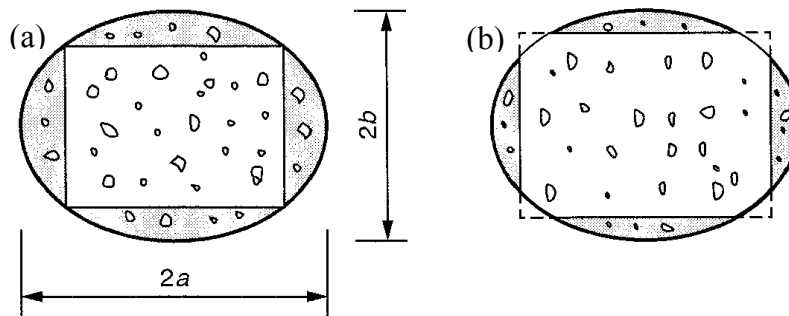


Figure I.3. 5: Renforcement des colonnes rectangulaires par modification de forme et confinement par «PRF», sans et avec arrondissement des coins (Teng et al. 2002)

La coquille en «PRF» peut être fabriquée en unité singulière avec une fente, Figure I.3.6. À cause de la minceur d'une telle coquille, elle peut être facilement ouverte et mise en place autour de la colonne comme le montre les Figures I.3.4 et I.3.6, suivi par le collage d'une bande de composite verticalement pour sceller le joint. Les fibres dans la bande «PRF» verticale doivent, cependant, être orientées horizontalement.

D'autres alternatives consistent à utiliser des coquilles «PRF» avec un chevauchement vertical au niveau des joints ou des deux demis (cercles ou rectangles) en plus d'un recouvrement sur les deux joints.

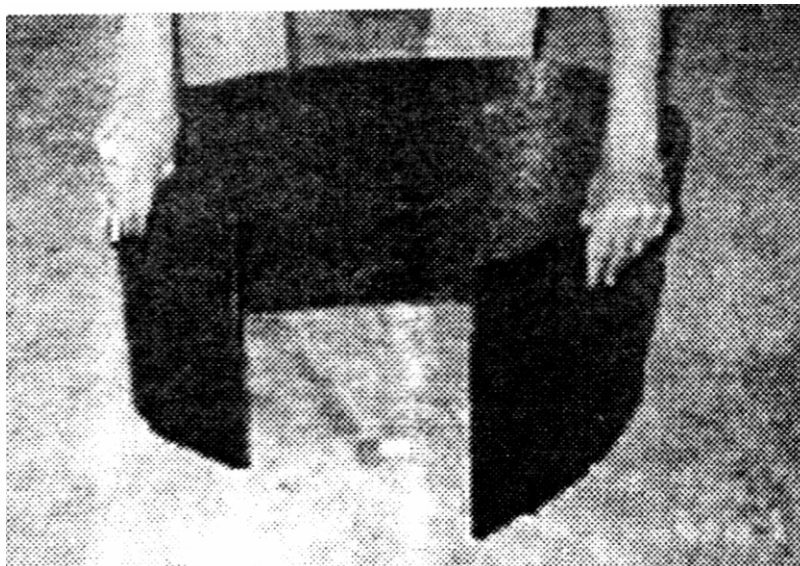


Figure I.3. 6: Coquilles préfabriquées en «PRFC» (Teng et al. 2002)

I.3.2. Modes de rupture et comportement type des colonnes en béton confiné avec des composites «PRF»

I.3.2.1. Colonnes de section circulaire

▪ Pression de confinement

Lorsqu'une colonne confinée avec des matériaux composites «PRF» est soumise à une compression axiale, le béton s'étend latéralement et cette expansion sera confinée par l'enveloppe de «PRF». L'action de confinement exercée par le composites «PRF» sur les colonnes de section circulaire est illustrée sur la Figure I.3.7.

Pour les sections circulaires, le béton est soumis à un confinement uniforme, et la pression maximale de confinement fournie par le «PRF» est en rapport direct avec l'épaisseur et la résistance du «PRF» ainsi que le diamètre de la section du béton confiné (Purba et Mufti 1999, Thériault et Neale 2000, De Lorenzis 2001, Teng et al. 2002, Lam et Teng 2003a, Berthet et al. 2006). Cette pression de confinement se calcule pour les sections circulaires par la formule suivante:

$$f_l = \frac{2 \cdot f_{prf} \cdot t_{prf}}{d} = \frac{\rho_{prf} \cdot f_{prf}}{2} \quad (I.3.1)$$

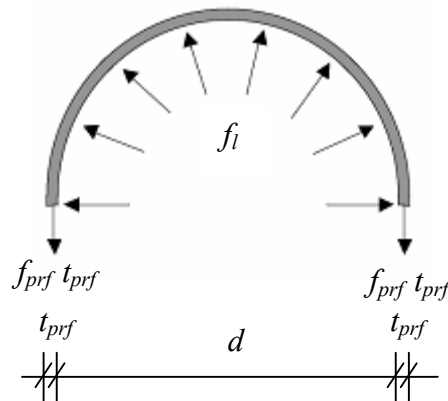


Figure I.3. 7: Action de confinement d'un composite «PRF» (Purba et Mufti 1999, Teng et al. 2002)

Où f_l est la pression de confinement latérale due au «PRF», f_{prf} la résistance à la traction du composite «PRF» (égale à $E_{prf} \cdot \varepsilon_{fu}$), t_{prf} l'épaisseur totale du «PRF», d le diamètre de la section du béton, E_{prf} le module d'élasticité du composite «PRF», ε_{fu} la déformation ultime de traction du composite «PRF» et ρ_{prf} le rapport volumétrique du «PRF» donnée par l'équation suivante (pour une colonne entièrement enveloppée par «PRF») :

$$\rho_{prf} = \frac{\pi \cdot d \cdot t_{prf}}{\pi \cdot d^2 / 4} = \frac{4 \cdot t_{prf}}{d} \quad (I.3.2)$$

D'autre part le rapport de confinement (f_l / f'_{co}) d'un spécimen confiné avec des matériaux composites «PRF» est défini comme le rapport entre la pression de confinement et la résistance à la compression initiale du béton non confiné.

Dans le Tableau I.3.2 (Lam et Teng 2003a) ont montré des rapports moyens entre les déformations circonférentielles mesurées dans des éprouvettes confinées avec des «PRF» au moment de la rupture ($\varepsilon_{r, rup}$) et la déformation ultime de traction du composite (ε_{fu}) déterminée à partir d'essais de traction normalisés sur des coupons de «PRF». Ils ont remarqué que le rapport moyen change selon le type de fibres utilisé dans le «PRF». Donc la pression de confinement f_l donnée par l'équation (I.3.1) n'est qu'une valeur nominale et la valeur réelle (effective) sera la suivante :

$$f_{l,r} = \frac{2t_{prf} \cdot E_{prf} \cdot \varepsilon_{r,rupt}}{d} \quad (I.3.3)$$

Dans cette équation E_{prf} représente le module d'élasticité du composite «PRF». Par conséquent, le rapport de confinement réel devient le rapport entre $f_{l,r}$ et f'_{co}

Tableau I.3. 2: Rapports moyens entre les déformations circonférentielles mesurées et la déformation ultime en traction simple du composite «PRF»

Type de fibres	Nombre de spécimens	Déformation ultime de traction du matériau «PRF» par essais sur coupons (ε_{fu}).		Rapports entre les déformations circonférentielles mesurées au moment de la rupture du «PRF» et la déformation ultime de traction du matériau «PRF» $\varepsilon_{r,rupt} / \varepsilon_{fu}$ (%)	
		Moyenne	Ecart type	Moyenne	Ecart type
PRFC	52	0,0148	0,0015	58,6	15,3
PRFC (HM)	8	0,0045	0,0027	78,8	16,8
PRFA	7	0,0223	0,0068	85,1	9,5
PRFV	9	0,0280	0,0136	62,4	36,4
Total	76	0,0160	0,0080	63,2	20,5

PRFC (HM) : polymère renforcé de fibres de carbone à haut module.

Cependant, plusieurs chercheurs ont noté que les déformations mesurées au niveau de l'enveloppe «PRF» au moment de la rupture sont dans la majorité des cas inférieures à la déformation ultime du «PRF» obtenue par traction uniaxiale (voir par exemple : Matthys et al. 1999, Shahawy et al. 2000, Rousakis 2001, Lam et Teng 2003a). Ce phénomène affecte considérablement l'exactitude des modèles de confinement existants (De Lorenzis 2001).

▪ Modes de rupture

Comme le «PRF» est soumis à une tension dans la direction circonférentielle (Figure I.3.7), une rupture éventuelle se produit une fois sa résistance à la traction est atteinte (Figure I.3.8). Ce mode de rupture a été reporté par la majorité des essais existants réalisés sur des éprouvettes cylindriques en béton confinées avec des «PRF» (Teng et al. 2002, Lam et Teng 2003a, Berthet et al. 2005), bien que la rupture prématurée due au décollement du «PRF» au niveau des joints de recouvrements a été aussi mentionnée dans quelques études (exemple : Demers et Neale 1994, Nanni et Bradford 1995, Purba et Mufti 1999, Ching 2001) pour des éprouvettes qui présentent des longueurs de recouvrement insuffisantes.



Cylindres en béton confiné par 4 couches PRFC



Cylindres en béton confiné par 3 couches PRFV

Figure I.3. 8: Rupture du composite dans un essai de compression simple sur des éprouvettes cylindriques en béton confiné avec des «PRFC» et des «PRFV» (Berthet et al. 2005)

▪ Diagrammes contrainte-déformation

Les essais expérimentaux existants ont montré que les courbes contrainte-déformation des colonnes circulaires en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» présentent une allure caractéristique bilinéaire (diagramme de type ascendant) avec un brusque adoucissement après une zone de transition qui se manifeste au seuil de la résistance à la compression maximale du béton non confiné f'_{co} comme le montre la Figure I.3.9 (Samaan et al. 1998, Toutanji 1999), à moins que le niveau de confinement avec des «PRF» est si petit qu'aucune amélioration de résistance ne peut être attendue comme l'ont montré les résultats de quelques essais conduits par Xiao et Wu (2000).

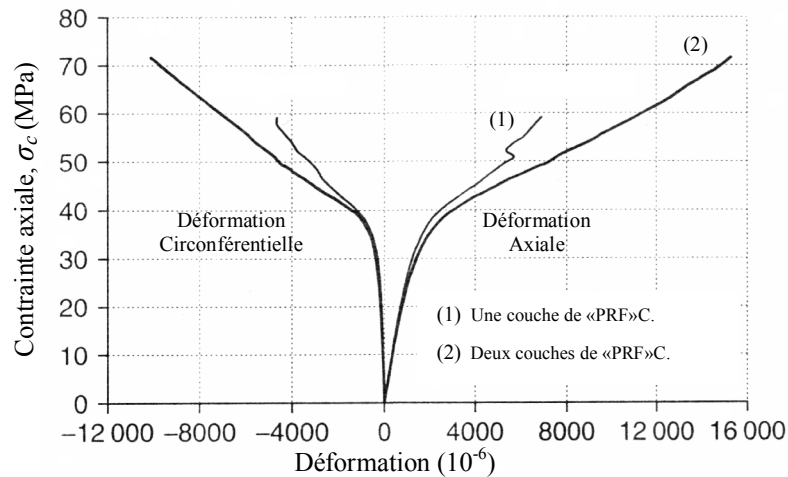


Figure I.3. 9: Courbes contrainte-déformation types des éprouvettes de section circulaire en béton confinées avec des «PRF» (Teng et al. 2002)

Dans la première branche linéaire, l'inclinaison de la courbe contrainte-déformation est semblable à celle du béton ordinaire, ce qui montre que le comportement est peu affecté par le «PRF». Dans la seconde branche linéaire, le béton est fissuré et la force de confinement du «PRF» est activée (Toutanji 1999). La contrainte du béton confiné augmente linéairement avec l'augmentation de la contrainte dans le composite «PRF» et atteint son maximum à la rupture du «PRF». Dans ce cas la contrainte ultime (valeur au pic) du béton confiné et la déformation ultime du «PRF» (Figure I.3.10a) sont atteintes simultanément (Mirmiran et al. 1998).

D'autre part, lorsqu'une colonne en béton est faiblement confinée, le comportement contrainte-déformation bilinéaire décrit ci-dessus ne peut se produire. Pour les colonnes de sections circulaires, une telle situation survient quand le niveau de confinement avec des «PRF» est très faible (Teng et al. 2002). Dans ce cas le diagramme contrainte-déformation n'est plus bilinéaire, il présente une branche post-pic descendante (diagramme de type descendant) ce qui implique que la résistance à la compression ultime du béton confiné f'_{cu} est inférieure à sa résistance à la compression maximale f'_{cc} , d'où cette dernière est atteinte avant la rupture du «PRF». Ce type de comportement descendant est lui-même subdivisé en deux cas de figures (Figures I.3.10b et I.3.10c), si la résistance ultime du béton confiné f'_{cu} est supérieure à la résistance en compression maximale du béton non confiné f'_{co} , (Figure I.3.10b), le renfort en «PRF» améliore tout de même la résistance en compression du béton, mais dans le cas où f'_{cu} est inférieure à f'_{co} , le béton est insuffisamment confiné et le gain en résistance est très faible (Figure I.3.10c). Le comportement du béton insuffisamment confiné avec des matériaux composites «PRF» a été observé sur quelques essais conduits par Xiao et Wu (2000) et Aire et al. (2001).

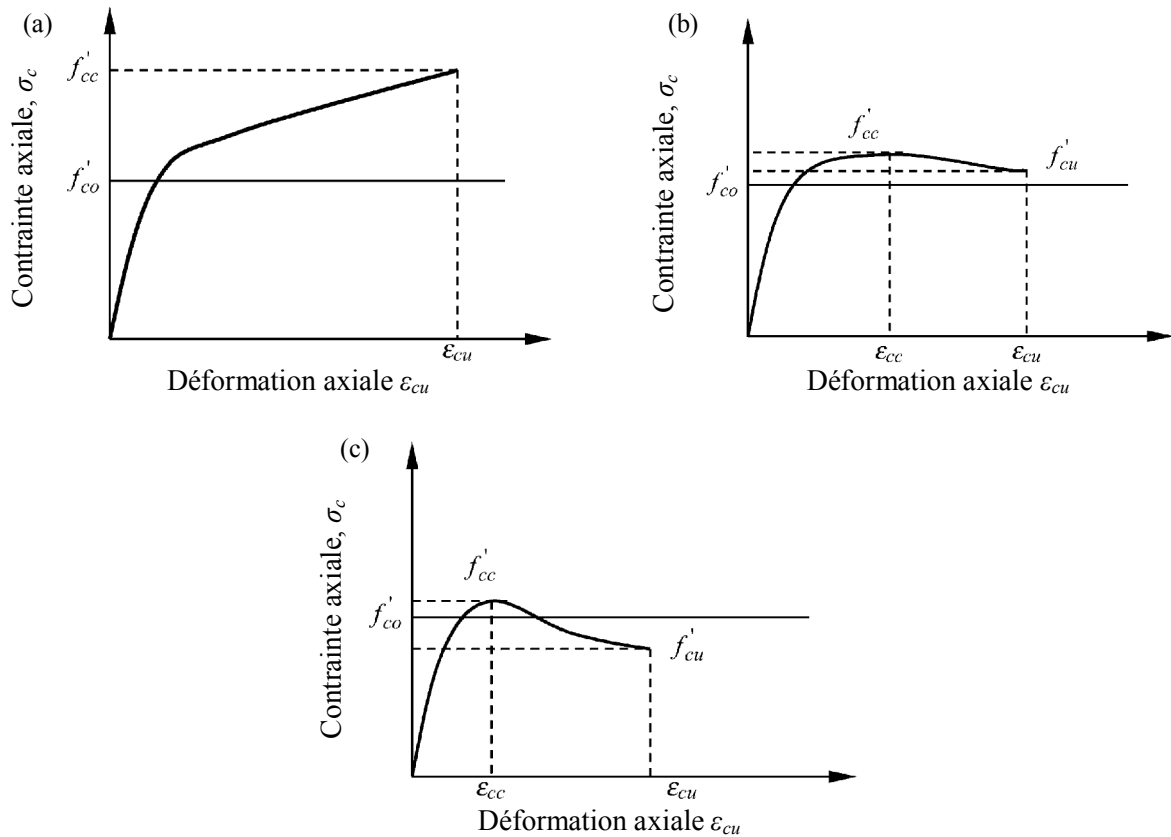


Figure I.3. 10: Classification des diagrammes contrainte-déformation d'un béton confiné avec des matériaux composites «PRF», a) type ascendant ; b) type descendant avec $f'_{cu} > f'_{co}$; c) type descendant avec $f'_{cu} < f'_{co}$ (Lam et Teng 2003a)

I.3.2.2. Colonnes de section carrée ou rectangulaire

Il a bien été établi que le confinement avec des matériaux composites «PRF» est beaucoup plus efficace pour les colonnes circulaires que pour les colonnes rectangulaires même avec l'arrondissement des coins de ces dernières. Cela est principalement dû à la répartition non uniforme des pressions de confinement dans les sections rectangulaires confinées avec des «PRF» (concentration des contraintes aux coins) et que seulement une partie du noyau de la colonne qui est effectivement confinée.

La rupture se produit généralement aux coins des colonnes suite à la rupture par traction du «PRF» (Figure I.3.11). Il est possible que les courbes contrainte-déformation présentent une branche descendante, mais dans ce cas de figure, on est certain que le confinement avec des «PRF» a fourni une faible amélioration de la résistance du béton initial.

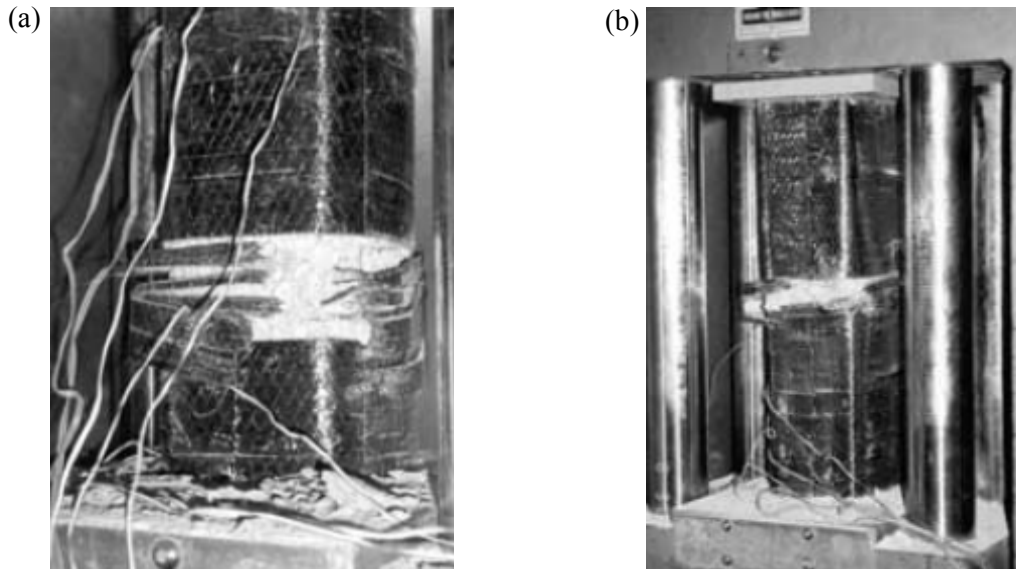


Figure I.3. 11: Rupture des spécimens en béton confiné avec des «PRF» (rupture par traction du PRF), (a) spécimen carré et (b) spécimen rectangulaire avec des coins arrondis (Lam et Teng 2003b)

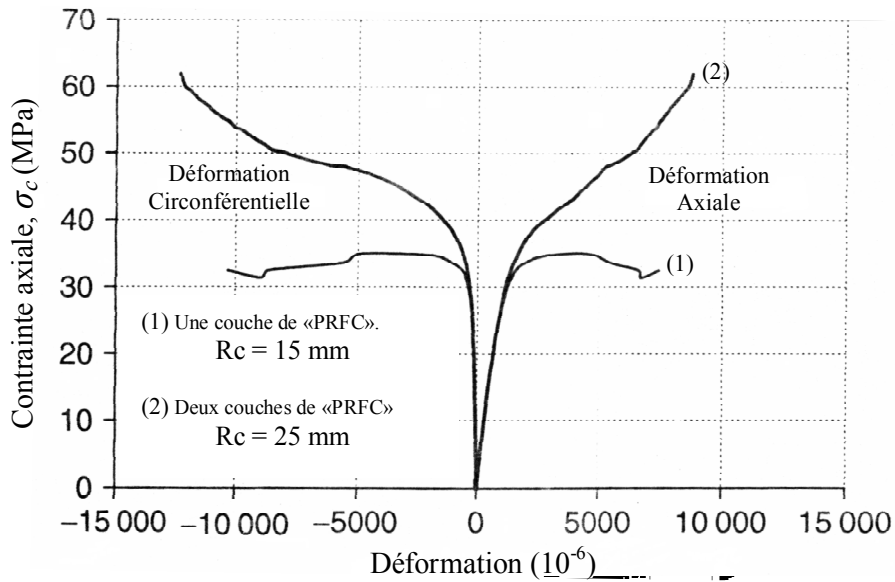


Figure I.3. 12: Courbes contrainte-déformation types des spécimens de section carrée en béton confinés avec des «PRF» (Teng et al. 2002)

La Figure I.3.12 montre deux courbes contrainte-déformation typiques pour des spécimens carrés avec deux niveaux de confinement avec des rayons des coins et un rapport de confinement du «PRF» de carbone différents. Les auteurs ont constaté que les éprouvettes ayant le plus petit rayon des coins et confinées d’une seule couche de «PRFC», présentent une branche descendante. Dans ce cas de figure, la résistance ultime du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est atteinte avant que la déformation ultime de traction du «PRF» ne soit dépassée. Par ailleurs, la courbe contrainte-déformation tend à la fin vers la déformation ultime du «PRF» avec une contrainte substantielle portée par le béton confiné avec des matériaux composites «PRF». Cette contrainte peut être supérieure ou dans certains cas inférieure à la résistance du béton non confiné (Mirmiran et al. 1998, Rochette et Labossiere 2000, Xiao et Wu 2000).

I.3.2.3. Colonnes de section Elliptique

Pour le même rapport volumétrique en «PRF», le niveau de confinement fourni par une enveloppe en «PRF» à une colonne de section elliptique est entre celui d'une colonne circulaire et une colonne rectangulaire. En d'autres termes, le confinement d'une colonne de section rectangulaire transformée en section elliptique est moins efficace que celui d'une colonne de section circulaire, mais plus efficace que celui d'une section rectangulaire. Le comportement dépend fortement du rapport géométrique (a/b) de la section elliptique (Figure I.3.13). Si ce rapport est petit et proche de l'unité, le comportement est semblable à celui des colonnes circulaires. Dans le cas de l'augmentation du rapport géométrique, l'efficacité du confinement avec des «PRF» diminue.

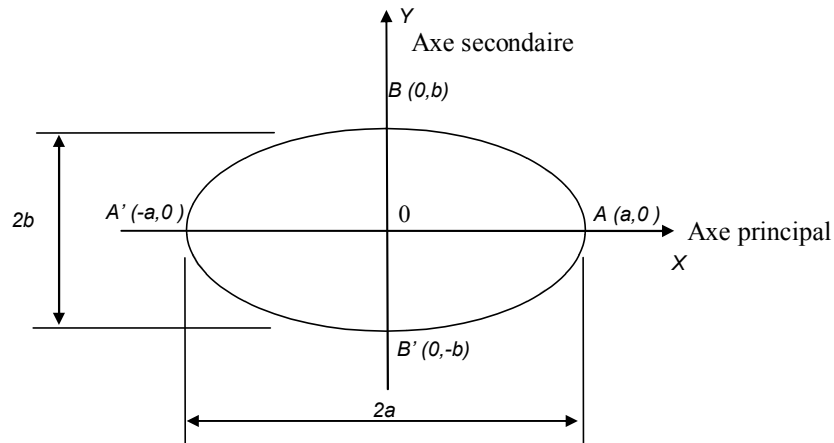


Figure I.3. 13: Caractéristiques d'une ellipse (Campione et Fossetti 2007)

Selon les résultats d'essais conduits par Teng et Lam (2002), la rupture du «PRF» est généralement localisée aux coins lorsque le rapport géométrique de la section est grand (identique à la rupture remarquée dans les sections rectangulaires), mais quand ce dernier est petit, la rupture survient dans des endroits très variables (comme pour les sections circulaires).

La Figure I.3.14 montre les courbes contrainte-déformation des sections elliptiques confinées avec des «PRF» pour trois rapports géométriques différents. Le comportement bilinéaire ascendant est clairement observé pour les rapports de $5/4$ et $5/3$, alors que pour le rapport $5/2$, on note un comportement post-pic descendant. Ces deux courbes illustrent bien l'effet du rapport géométrique sur le comportement des colonnes de sections elliptiques confinées avec des «PRF».

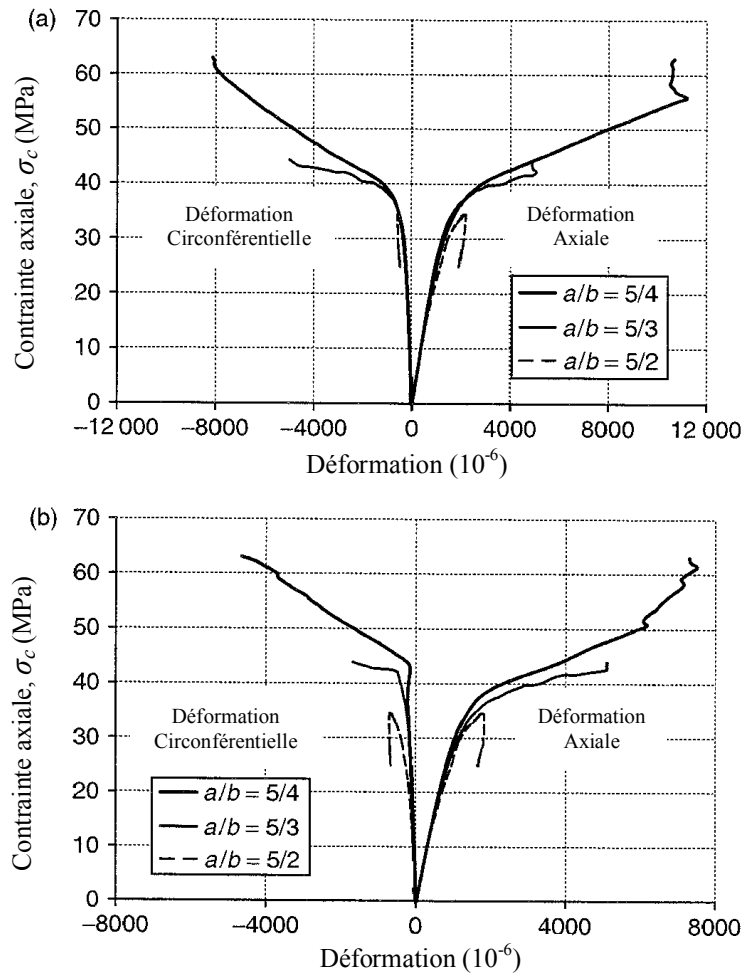


Figure I.3. 14: Courbes contrainte-déformation types des spécimens de section elliptique en béton confinés avec des «PRF» (a) axe secondaire ; (b) axe principal (Teng et al. 2002)

I.3.3. Mécanique de rupture du béton confiné sous compression axiale

La rupture du béton soumis à une compression axiale est le résultat de l'interconnexion des microfissures qui s'ouvrent d'avantage au fur et à mesure de l'augmentation du chargement, à un certain niveau de chargement, la propagation des fissures devient instable et provoque la rupture. Il est donc possible d'augmenter la résistance du béton en compression en limitant la propagation des fissures, dans cette optique est apparu le béton de fibres, où les fissures sont minimisées par l'ajout de fibres (reprise des efforts de traction par les fibres). D'une manière quasi analogue dans le cas des «PRF», on peut augmenter la résistance du béton en empêchant les fissures mais avec une pression de confinement, la traction est toujours reprises par les fibres, qui ne sont pas noyées dans la matrice mais collées en surface.

Le confinement avec des matériaux composites «PRF» limite la propagation des fissures en augmentant les forces de frottement (cohésion) du béton, cela est bien illustré sur la Figure I.3.15. Lorsque la pression de confinement est nulle ($\lambda = \sigma_3/\sigma_1 = 0$), la propagation des fissures devient instable immédiatement lorsque le pic de résistance est atteint. Avec un confinement faible, on peut stabiliser la propagation des fissures (valeur de $\lambda = 0,005$ de la Figure I.3.15). Pour un confinement plus important ($\lambda = 0,05$), la propagation instable des fissures peut être complètement empêchée. Il faut préciser que la rupture du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» se produit par rupture du renfort (Wu 2002 ; Teng et al. 2002 ; Lam et Teng 2003, Shahawy et al. 2000, Harries et Kharel 2003, Nanni et Bradford 1995, Campione et Miraglia 2003, Li et al. 2003, Cole et Belarbi 2001, Lin et Liao 2004, Mortazavi et al. 2003, Berthet et al. 2005).

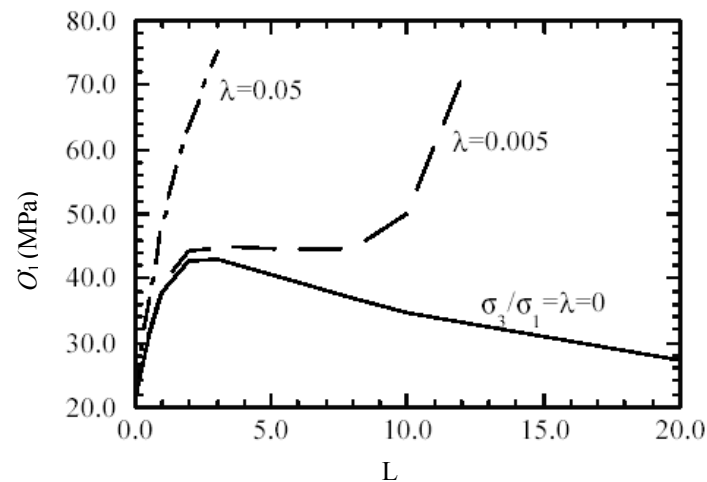


Figure I.3. 15: Propagation des fissures en fonction du chargement axial : L est l'accroissement de la fissure (Wu 2002)

L'efficacité du confinement en utilisant le même «PRF» pour des bétons de ténacités (résistance à la propagation des fissures) différentes, montre que celle-ci devient directement dépendante de la résistance en traction et indirectement dépendante de la résistance à la compression telle qu'illustrée sur la Figure I.3.16. La rupture des éprouvettes, indépendamment du type de béton a été suite à une rupture du «PRF».

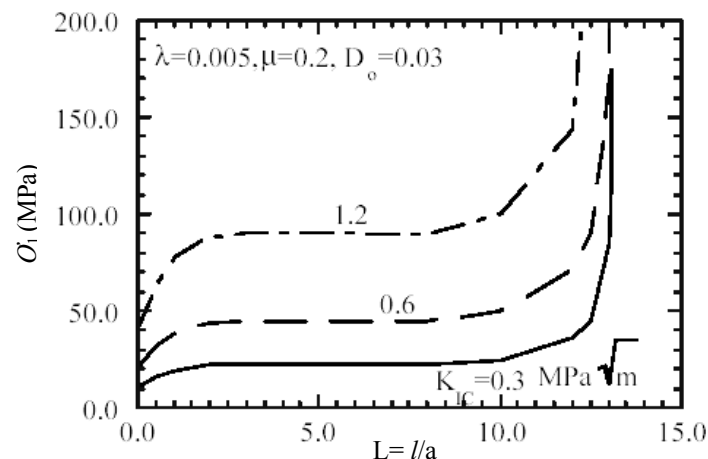


Figure I.3. 16: Propagation des fissures en fonction du chargement axial pour des bétons de différentes ténacités : $K_{IC} = 0,3 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ pour mortier ; 0,6 pour béton ordinaire et 1,2 pour BHR (Wu 2002)

Pour comprendre le comportement du béton sous différents niveaux de confinement, et pour déterminer la pression générée, on doit déterminer le coefficient de dilatation qui est le rapport de la déformation transverse sur la déformation axiale ($\eta = \varepsilon_t / \varepsilon_c$), pour des faibles contraintes, le coefficient de dilatation se confond avec le coefficient de Poisson qui est une constante intrinsèque du matériau, on peut donc dire que le coefficient de Poisson n'est rien d'autre que le coefficient de dilatation initial du béton. Le coefficient de dilatation du béton non confiné est constant et égale au coefficient de Poisson jusqu'à 70% de la résistance en compression du béton non confiné notée f'_{co} , au delà de 70 % de f'_{co} , le coefficient de dilatation augmente rapidement pour atteindre une valeur de 0,5 lorsqu'on atteint f'_{co} et devient instable dans le domaine post-pic.

La Figure I.3.17 montre l'évolution du coefficient de dilatation du béton (appelé aussi coefficient de Poisson apparent) avec différents niveaux de confinement (Harries et Kharel 2003). Afin de mieux mettre en évidence ce point, et apporter des éclaircissements sur la variation du coefficient de dilatation du béton en fonction de la pression de confinement, nous présentons quelques travaux qui ont réalisés par Harries et Kharel (2003). Ces derniers ont testés des éprouvettes cylindriques ($\text{Ø}152 \times 305 \text{ mm}$) en compression axiale, avec des différents niveaux de confinement tout en variant le type de «PRF» (verre et carbone). Les résultats des diagrammes de l'évolution du coefficient de dilatation sont représentés sur la Figure I.3.17.

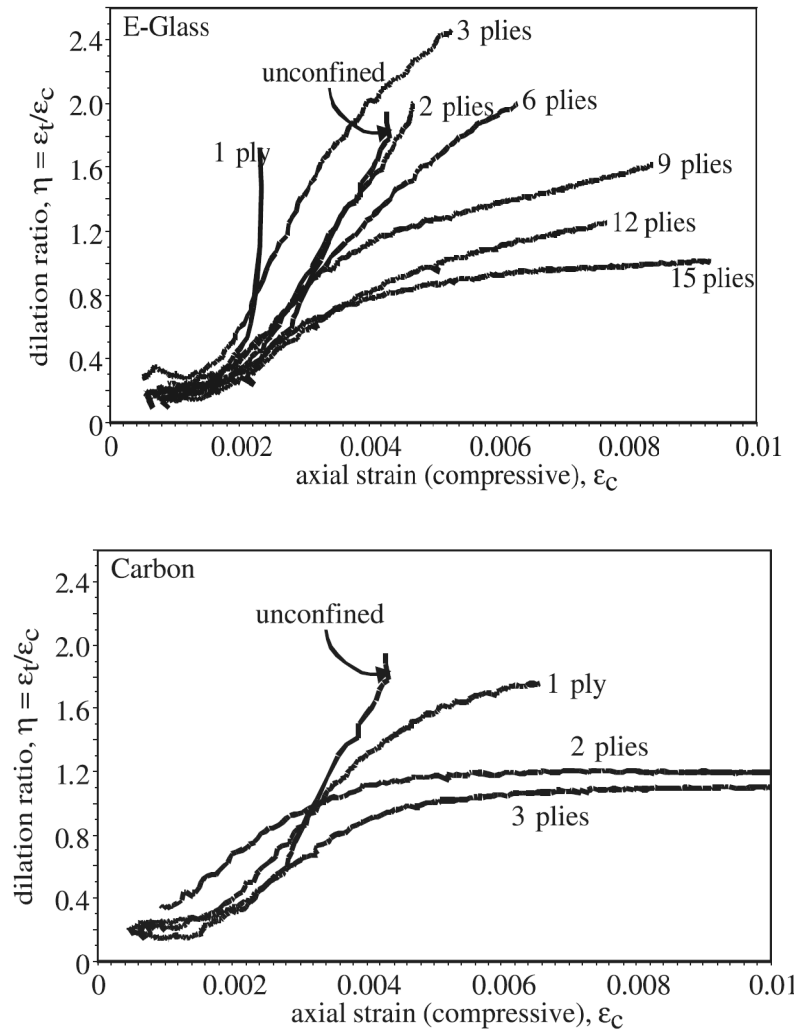


Figure I.3. 17: Evolution du coefficient de dilatation en fonction de la déformation axiale pour différents niveaux de confinement (Harries et Kharel 2003)

On peut dire que :

- Le coefficient de dilatation varie avec la déformation axiale, on voit que le coefficient de dilatation initial est égal au coefficient de Poisson et reste constant jusqu'à 60 % de la déformation ultime du béton non confiné notée ϵ_{co} . Au delà de $0,6 \epsilon_{co}$, il continue à augmenter avec la déformation axiale et à $2 \epsilon_{co}$, le coefficient de dilatation se stabilise.
- La limitation du coefficient de dilatation est inversement proportionnelle au niveau de confinement.

Références

ACI 440 R-96 (1996) "State-of-the-art report on fiber reinforced plastic FRP reinforcement for concrete structures", *American Concrete Institute Committee 440*, Farmington Hills, Michigan, USA.

Aire, C., Gettu, R. et Casas, J.R. (2001) "Study of the compressive behavior of concrete confined by fiber reinforced composites", *Proceedings of the International Conference on Composites in Constructions*, In: Figueiras, J. et al., editors. Composites in constructions, Porto, pp. 239-243.

Berthet, J.F., Ferrier E. et Hamelin P. (2005) "Compressive behavior of concrete externally confined by composite jackets- Part A: Experimental study". *Construction and Building Materials*, Vol. 19, pp. 223-232.

Berthet, J.F., Ferrier E. et Hamelin P. (2006) "Compressive behavior of concrete externally confined by composite jackets- Part B: Modeling". *Construction and Building Materials*, Vol. 20, pp. 338-347

Balaguru, P., Nanni, A., et Giancaspro, J. (2009) "FRP composites for reinforced and prestressed concrete structures- A guide to fundamentals and design for repair and retrofit", *Taylor & Francis*, London, UK, 334 p.

Ching, A. (2001) "Behavior of FRP confined concrete", *Master of Science Thesis*, Department of Civil Engineering, Massachusetts Institute of Technology, 244 p.

Cole, C. et Belarbi, A. (2001) "Confinement characteristics of rectangular FRP-jacketed RC column", *Proceedings of the Fifth International Symposium on Fiber Reinforced Polymer for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-5)*, July 16-18, Cambridge, UK, pp. 823-832.

Campione, G., Miraglia, N. (2003) "Strength and strain capacities of concrete compression members reinforced with FRP", *Cement and Concrete Composites*, Vol. 25, pp. 31-41.

Campione, G. et Fossetti, M. (2007) "Compressive behaviour of concrete elliptical columns confined by single hoops", *Engineering Structures*, Vol. 29, pp. 408-417.

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.

De Lorenzis, L. (2001) "A comparative study of models on confinement of concrete cylinders with FRP composites", *Publication: 01:04*, work N°46, Division of Building Technology, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 81 p.

Fardis, M.N. et Khalili, H.H. (1981) "Concrete encased in fiber glass-reinforced plastic", *ACI Material Journal Proceedings*, Vol. 78, No. 6, pp. 440-446.

Fardis, M.N. et Khalili, H.H. (1982) "FRP-encased concrete as a structural material", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 34, No. 121, pp. 191-202.

Harries, K.A., Kharel, G. (2003) "Experimental investigation of the behavior of variably confined concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol. 33, pp. 873-880.

- Lam, L. et Teng, J.G. (2003a) “Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete”, *Construction and Building Materials*, Vol. 17, pp. 471-489.
- Lam, L. et Teng, J.G. (2003b) “Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete in rectangular columns”, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 22, No. 13, pp. 1149-1186.
- Li, Y-F., Lin, C-T. et Sung Y-Y. (2003) “A constitutive model for concrete confined with carbon fiber reinforced plastics”, *Mechanics of Materials*, Vol. 35, pp. 603-619.
- Lin, H-J. et Liao, C-I. (2004) “Compressive strength of reinforced concrete column confined by composite material”, *Composite Structures*, Vol. 65, pp. 239-250.
- Master Builders, Inc. and Structural Preservation Systems. (1998) “MBrace Composite Strengthening System: Engineering Design Guidelines”, 2nd edition. Cleveland, OH: Master Builders, Inc.
- Mirmiran, A., Shahawy, M. Samaan, M. et El Echary, H. (1998) “Effect of column parameters on FRP-confined concrete”, *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 2, No. 4, pp. 175-185.
- Matthys, S., Taerwe, L., Audenaert, K. (1999) “Test on axially loaded columns confined by fiber reinforced polymer sheet wrapping”, In: *Proceedings of the 4th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures*, SP-188, Editors: Dolan, CW., Rizkalla, S.H., and Nanni, A., ACI, Farmington Hills, Mich., pp. 217-228.
- Monti, G. (2003) “Seismic upgrade of reinforced concrete columns with FRP”, *Technical report*, Teheran, 22 July 2003, 29 p.
- Mortazavi, A.A., Pilakoutas, K. et Son, K.S. (2003) “RC column strengthening by lateral pre-tensioning of FRP”, *Construction and Building Materials*, Vol. 17, pp. 491-497.
- Nanni, A. et Norris, M.S. (1995) “«FRP» jacketed concrete under flexure and combined flexure-compression”, *Construction and Building Materials*, Vol. 9, No. 5, pp.273-281.
- Nanni, A., et Bradford, N.M. (1995). “FRP jacketed concrete under uniaxial compression”, *Construction and Building Materials*, Vol. 9, No. 2, pp. 115-124.
- Neale, K.W. et Labossiere, P. (1997) “State-of-the-art report on retrofitting and strengthening by continuous fibre in Canada”, *Non-Metallic FRP Reinforcement for Concrete Structure, Proceedings of the Third International Symposium*, Sapporo, Japan, pp. 25-39.
- Ohno, S., Miyauchi, Y., Kei, T. et Higashibata, Y. (1997) “Bond properties of CFRP plate joint”, *Non-Metallic («FRP») Reinforcement for Concrete Structure, Proceedings of the Third International Symposium*, Sapporo, Japan, pp. 241-248.
- Priestley, M. J. N. et Seible, F. (1995) “Design of seismic retrofit measures for concrete and masonry structures”, *Construction and Building Materials*, Vol. 9, No. 6, p. 365-377.
- Purba, B.K. et Mufti, A.A. (1999) “Investigation of the behavior of circular concrete columns reinforced with carbon fiber reinforced polymer CFRP jackets”, *Canadian Journal of civil Engineering*, Vol. 26, pp. 590-596.

- Rochette P, Labossiere P. (2000) "Axial testing of rectangular column models confined with composites", *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 4, No. 3, pp. 129-136.
- Rousakis, T.C. (2001) "Experimental investigation of concrete cylinders confined by carbon FRP sheets under monotonic and cyclic axial compressive load", *Division of Building Technology*, Publication No. 01:02. Work No. 44. Göteborg, Sweden: Chalmers University of Technology.
- Saadatmanesh H, Ehasni M.R, et Jin, L. (1996) "Seismic strengthening of circular bridge pier model with fiber composite", *ACI Structural Journal*, Vol. 93, No. 6, pp. 639-647.
- Saadatmanesh H, Ehasni M.R, et Jin, L. (1997) "Seismic retrofitting of rectangular bridge columns with composite straps", *Earthquake Spectra*, Vol. 13, No. 2, pp. 281-304.
- Samaan, M., Mirmiran, A., et Shahawy, M. (1998) "Model of confined concrete by fiber composites", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 124, No. 9, pp. 1025-1031.
- Shahawy, M., Mirmiran, A., Beitelman T. (2000) "Tests and modeling of carbon-wrapped concrete columns", *Composites: Part B*, Vol. 31, pp. 471-480.
- Tan, K.H. (1997) "State-of-the-art report on retrofitting and strengthening by continuous fibres Southeast Asian perspective-status, prospects and research needs", *Non-Metallic FRP Reinforcement for Concrete Structure, Proceedings of the Third International Symposium*, Sapporo, Japan, pp. 13-23.
- Toutanji, H. (1999) "Stress-strain characteristics of concrete columns externally confined with advanced fiber composite sheets." *ACI Materials Journal*, Vol. 96, No. 3, pp. 397-404.
- Thériault, M. et Neale, K.W. (2000). "Design equations for axially-loaded reinforced concrete columns strengthened with FRP wraps", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 27, No. 5, pp. 1011-1020.
- Teng, J.G., Chen, J.F., Smith, S.T. et Lam, L. (2002) "FRP strengthened RC structures", *John Wiley & Sons, Ltd*, Chichester, UK, 245 p.
- Teng, J.G. et Lam, L. (2002) "Compressive behaviour of carbon fiber reinforced polymer-confined concrete in elliptical columns", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 128, No. 12, pp. 1535-1543.
- Wu, H.C. (2002) "Retrofit efficiency using FRP sheets: Mechanics viewpoint", *15th ASCE Engineering Mechanics Conference*, June 2-5, Columbia University, New York. USA.
- WBAC: Waston Bowman Acme Corp. (2003) "Engineered solutions: composite strengthening systems", WBA 5000-02-2003, USA, 11 p.
- Xiao, Y. et Ma, R. (1997) "Seismic retrofit of RC circular columns using prefabricate composite jacketing", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 123, No. 10, p. 1357-1364.
- Xiao, Y. et Wu, H. (2000) "Compressive behavior of concrete confined by carbon fiber composite jackets", *Journals of Materials in Civil Engineering, ASCE*, Vol. 12, No. 2, pp.139-146.

Chapitre I.4. TRAVAUX EXPÉRIMENTAUX ANTÉRIEURS PORTANT SUR LES COLONNES EN BÉTON CONFINÉ AVEC DES MATÉRIAUX COMPOSITES « PRF »

I.4.1. Revue de littérature

Cette partie présente une revue de littérature des résultats de quelques travaux expérimentaux antérieurs reliés à la réhabilitation et au renforcement de colonnes en béton ou en béton armé, à l'aide d'enveloppes en composite «PRF» collées en surface.

Améliorer la capacité et le comportement mécanique en compression des éléments structuraux en béton armé a été toujours le souhait des ingénieurs. L'idée est séduisante et déjà fort ancienne. « Considere » en 1903 réalisa des essais triaxiaux sur des cylindres de mortier de dimensions Ø 80 mm x 300 mm et démontra que l'application d'une pression de confinement latérale constante sur des cylindres de mortier pouvait augmenter sensiblement leur résistance à la compression. Il proposa alors une relation permettant de prédire la résistance en compression de mortier confiné, relation qui fut plus tard adaptée au béton par Richart et al. (1928). Ces premiers travaux ont inspiré plusieurs autres chercheurs (Balmer 1949, Chinn et Zimmerman 1965, Newman et Newman 1972). En pratique, plusieurs techniques peuvent être utilisées pour exercer cette pression de confinement sur les colonnes. On peut citer l'utilisation de tubes en acier (Gardner et Jacobson 1967), de frettes d'acier de différentes formes (Richart et al. 1929, Iyengar et al. 1972, Ahmad et Shah 1982), ou encore l'utilisation de plaques ou de lamelles en matériaux composites, collées en surface.

Plusieurs modèles simples mais permettant de décrire le comportement des colonnes en béton confiné à l'aide de tubes ou de frettes en acier sont actuellement disponibles (Knowles et Park 1970, Sheikh 1982, Sheikh et Uzumuri 1980, Mander et al. 1988, et Saatcioglu et Razvi 1992). Ces modèles furent adaptés et implantés dans la majorité des codes et normes modernes. Toutefois, les modèles relatifs aux colonnes en béton armé confinées à l'aide de matériaux composites collés en surface sont, d'une part, très peu documentés et d'autre part, ils manquent de généralité puisqu'ils ne couvrent qu'une partie marginale des conditions géométriques et de chargement. De plus, ces modèles, pour la plupart, étaient originalement développés pour un confinement en acier et ne sont, par conséquent, pas forcément valides pour le matériau composite dont le comportement sous contrainte élevée est fondamentalement différent de celui de l'acier.

Les matériaux composites à base de fibres «PRF» ne sont utilisés pour le confinement du béton que depuis le début des années 1980, bien que l'utilisation de tubes en plastique (PVC) remplis de béton, ait débuté dès la fin des années 1970 (Kurt 1978).

En 1981, **Fardis et Khalili** entreprennent des essais de compression uni-axiale sur des cylindres en béton de dimensions Ø76 mm x 152 mm et Ø102 mm x 204 mm enveloppés dans différents tissus de matériaux composites à base de fibres de verre «PRFG». Ils rapportent une augmentation de la résistance en compression et une amélioration de la ductilité, grâce à l'effet du confinement. Dans un autre article (Fardis et Khalili 1982), les chercheurs proposent un modèle hyperbolique pour décrire la résistance en compression du béton confiné.

Katsumata et al. (1988) présentent des résultats d'une investigation expérimentale sur le comportement sismique des colonnes renforcées au moyen de matériaux composites «PRFC». Deux séries de dix modèles réduits de colonnes aux coins arrondis, de section carrée 200 mm x 200 mm, sont mises à l'essai pour évaluer l'efficacité de l'interface entre le béton et le «PRFC». Dans la première série, un isolant a été appliqué entre le béton et le matériau composite, alors que dans la deuxième série le matériau composite a été collé directement en surface à l'aide d'une résine époxy. Suite à ces essais, les observations suivantes sont formulées :

- Le déplacement ultime ainsi que la capacité d'absorption d'énergie ont augmenté de façon linéaire avec la quantité de «PRFC».
- La résistance sismique des colonnes renforcées à l'aide de «PRFC» était proche de celle des colonnes confinées à l'aide de frettes hélicoïdales.
- Pour une même quantité de «PRFC», le déplacement ultime était très similaire dans les deux séries.

Dans le but d'adapter le modèle de confinement proposé par Ahmed et Shah (1982), au béton confiné à l'aide de spirales en «PRF», Ahmed et al. (1991) entreprennent 33 essais de compression uni-axiale sur des cylindres en béton de dimensions $\text{Ø}102 \text{ mm} \times 204 \text{ mm}$ confinés à l'aide de spirales en «PRF». Ils proposent, sur la base de ces essais, une expression pour le calcul de la contrainte maximale et de la déformation correspondante d'un béton confiné à l'aide de spirales en «PRF».

Priestley et al. (1992) conduisent une investigation sur l'utilisation d'un système d'enveloppe composé de matériaux composites à base de fibres de verre «PRFV» collés en surface à l'aide d'époxy pour améliorer la performance en flexion et en cisaillement des piles de pont en béton situées dans des régions sismiques. Ils présentent tout d'abord des modèles de design simples développés plus tôt (Priestley 1991, Priestley et Sieble 1991) pour le calcul de la ductilité et du cisaillement résultant de la réhabilitation ou du renforcement en question. Sept piles de pont sont réhabilitées à l'aide du système décrit plus haut et sont mises à l'essai pour valider les modèles. Trois (3) piles sont renforcées au niveau de la zone de rotule plastique avant d'être testées en flexion, alors que les quatre autres piles sont renforcées sur toute leur longueur avant d'être soumises à des essais de flexion en courbure double. Les résultats expérimentaux ont montré que le système de matériaux «PRFV» collés peut empêcher la rupture prématurée par insuffisance de longueur de chevauchement dans la zone de rotule plastique. Ils ont également montré que le système procure une augmentation appréciable de la résistance au cisaillement aux piles et aux colonnes qui présentent des insuffisances en matière de cisaillement.

Saadatmanesh et al. (1994) conduisent une analyse paramétrique portant sur le comportement de colonnes circulaires et rectangulaires renforcées à l'aide de lamelles en matériaux composites à base de fibres de verre et de carbone, collées en surface. Ils modélisent le confinement procuré par les lamelles à l'aide du modèle de Mander et al. (1988). Quatre paramètres sont considérés en particulier : la résistance du béton, l'épaisseur de la lamelle en «PRF», l'espacement des lamelles et les propriétés des lamelles.

Nanni et Bradford (1995) étudient le comportement de cylindres en béton de dimensions $\text{Ø} 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ confinés à l'aide de trois types d'enveloppe en matériaux composites : des câbles précontraints en aramide, des plaques hybrides en verre-aramide, et un enroulement filamenteux en fibres de verre. Pour la première série d'essais, 16 échantillons sont testés avec comme paramètres d'étude, le diamètre et l'espacement des câbles. La deuxième et troisième série compte respectivement 4 et 15 échantillons. Les cylindres de la troisième série sont coulés avec une tige centrale leur permettant d'être placés sur une machine d'enroulement filamenteux pour être enroulés avec 1, 2, 4, ou 8 couches de fibres de verre de type E et de résine vinylester (ou polyester pour quelques-uns des spécimens). La résistance du béton est respectivement de 35,8, de 45,5 et de 36,5 MPa pour les trois séries. Les auteurs concluent qu'en général, la réponse contrainte-déformation du béton enveloppé de matériau composite pourrait être modélisée par une simple courbe bilinéaire, le point de cassure de la courbe étant celui correspondant à la contrainte du béton non confiné pour une déformation de 0,003. Ils n'ont cependant pas développé de modèles de confinement particuliers. Les résultats d'essais sont également comparés aux modèles de Mander et al. (1988) et Fardis et Khalili (1982), lesquels ont grossièrement sous-estimé les déformations ultimes, mais ont prédit raisonnablement la résistance des bétons confinés.

Kargahi (1995) évalue la résistance des tubes en «PRF» remplis de béton soumis à une compression uni-axiale. Dans l'ensemble, 12 échantillons cylindriques sont mis à l'essai, dont 9 tubes en «PRF» remplis de béton et trois cylindres de contrôle en béton, sans tube, de dimensions \varnothing 150 mm x 300 mm. Les tubes sont à base de filaments en fibres de verre type E avec une résine de polyester enroulés à un angle de $\pm 75^\circ$ par rapport à l'axe longitudinal du tube. Trois épaisseurs de tube sont produites: 1,85 mm, 3,30 mm et 6,0 mm. Une augmentation de la résistance du béton de l'ordre de 2,5 à 3,5 fois la résistance du béton non confiné est rapportée. Par ailleurs, des cylindres sont également soumis à des essais de traction par fendage afin d'évaluer l'amélioration de la résistance à la traction du béton étudié. L'auteur conclut que le tube «PRF» améliore la résistance à la traction du béton plutôt en contenant le béton fissuré qu'en le confinant. Enfin, une étude paramétrique est entreprise par l'auteur sur l'effet de l'épaisseur du tube, l'angle d'enroulement, et l'action composite sur la résistance de confinement de la colonne. L'analyse est basée sur le modèle de confinement de Mander et al. (1988). Les conclusions suivantes ont été formulées: (a) la résistance en compression augmente avec l'épaisseur du tube; (b) la présence de l'action composite améliore plus la résistance en flexion que celle en compression; (c) la résistance en compression uni-axiale diminue quand l'angle d'enroulement augmente; (d) la résistance en flexion est maximale quand l'angle d'enroulement est égal à $\pm 45^\circ$.

Sherer (1996) se base sur l'étude de Kargahi pour évaluer la forme de la courbe contrainte-déformation et aussi les propriétés de dilatation des tubes en «PRF» remplis de béton soumis aux mêmes types de chargement que Kargahi. Il étudie également l'optimisation du coût du système proposé.

Saadatmenash et al. (1996) étudient le comportement sismique de colonnes en béton armé conçu conformément aux normes en vigueur avant 1971 et réhabilitées à l'aide d'un confinement unidirectionnel assuré par des lamelles en «PRFV» pré-imprégnées. Dix modèles réduits de colonnes à l'échelle 1/5, dont 5 circulaires et 5 rectangulaires, sont mis à l'essai. Les paramètres suivants sont étudiés : (a) la forme de la section (circulaire et rectangulaire); (b) le pourcentage d'armature longitudinale; (c) les détails de l'armature dans la zone plastique; et (d) le type de confinement (actif ou passif). Les modèles circulaires sont de 305 mm de diamètre, alors que les modèles rectangulaires ont une section de 241 mm x 368 mm. Les modèles réduits sont réhabilités à l'aide de lamelles sur une longueur de 635 mm au-dessus du niveau de la fondation (zone plastique). Ils sont ensuite soumis à un chargement cyclique horizontal, en plus d'une force statique de compression simulant les charges de gravité. Les résultats montrent que la réhabilitation à l'aide de lamelles «PRFV» pré-imprégnées améliore grandement la ductilité des colonnes. Elle permet également de contrôler le flambement de l'armature longitudinale dans la zone plastique, ainsi que la rupture par manque d'adhérence dans les zones de recouvrement d'armature. Les observations suivantes ont également été énoncées :

- Des colonnes de pont ayant des recouvrements d'armature dans la zone plastique potentielle et construites avant la mise en vigueur des nouvelles normes de design ont cédé prématurément à un niveau de ductilité bas variant entre 1,2 et 1,5.
- L'utilisation de barres longitudinales continues traversant une zone plastique améliore le comportement de la colonne empêchant une rupture de l'adhérence. La rupture de la colonne dans ce cas est due au flambement des barres longitudinales par insuffisance de support latéral dans la zone plastique.
- La réhabilitation de colonnes à l'aide de «PRF» extérieurement collés améliore de façon significative non seulement la capacité en flexion mais aussi la ductilité. Jusqu'à un facteur de ductilité de 6, des courbes d'hystérésis stables sans dégradation significative due à des problèmes d'ancrage ou de flambement sont atteintes.
- L'amélioration obtenue grâce à la technique de confinement actif par «PRF», comparé à celui passif, ne semble pas justifier le coût additionnel associé au confinement actif.

Xiao et al. (1996) présentent les résultats d'une étude expérimentale sur trois modèles réduits (échelle 1/2) de diamètre 610 mm et de hauteur 2440 mm. L'étude est proposée pour valider l'efficacité du système composite préfabriqué en «PRFV» comme enveloppe pour colonnes. Les modèles simulent les colonnes de l'autoroute I-10 '*Santa Monica Freeway/Fairfax, Washington Under Crossing*', qui ont cédées lors du tremblement de terre de Northridge en 1994 (amplitude de 6,8 sur l'échelle de Richter). Le nouveau système utilise une série de coques cylindriques préfabriquées en composite de fibres de verre «PRFV» et ayant des fentes. Lors de la réhabilitation d'une colonne, les coques sont placées autour de la colonne en séquences et collées ensemble pour former une enveloppe continue. Les modèles sont ensuite soumis à un chargement cyclique horizontal, en plus d'une force de compression simulant la charge de gravité. Les conclusions suivantes sont énoncées suite à l'étude :

- Le modèle « tel que construit » développe des courbes d'hystérésis instables qui se dégradent rapidement avant que l'acier n'atteigne sa limite d'élasticité. Cette dégradation est due à la rupture prématurée de l'ancrage de l'armature longitudinale au niveau du recouvrement.
- Comparé au modèle « tel que construit », le comportement sismique des modèles réhabilités est considérablement amélioré puisque leurs courbes d'hystérésis sont stables jusqu'à un facteur de ductilité en déplacement de 5,7.
- La réparation du modèle « tel que construit » résulte en une amélioration de la capacité portante de la colonne qui a atteint celle correspondant à la limite élastique de la section vierge. Le modèle réhabilité montre une courbe d'hystérésis stable jusqu'à un facteur de ductilité en déplacement de 4, suivi ensuite par une dégradation graduelle de 50 % de la capacité maximale à un facteur de ductilité en déplacement de 8.
- Un design rationnel de colonnes de pont ayant des chevauchements d'armature doit tenir compte de la dégradation due au glissement des armatures longitudinales des colonnes réhabilitées.

Picher et al. (1996) examinent l'effet de l'orientation des fibres de confinement sur le comportement des cylindres en béton confinés à l'aide de «PRF». Ils évaluent également les méthodes d'application de «PRF» sur les colonnes courtes de sections carrées et rectangulaires. Vingt-sept colonnes courtes sont enveloppées à l'aide de «FRP» de différentes orientations comme suit : quinze cylindres Ø 152 mm x 304 mm, huit prismes carrés 152 mm x 152 mm x 500 mm (bxbxh) et quatre prismes rectangulaire 152 mm x 203 mm x 500 mm (axbxbxh). Les observations suivantes sont énoncées: (a) le confinement en «FRP» procure aux cylindres une ductilité et une résistance à la compression accrues; (b) cette technique de confinement en «PRF» est également efficace pour les colonnes rectangulaires pour autant que leurs coins soient arrondis avant application du «PRF», par exemple, l'augmentation de la capacité en compression due au confinement a atteint 20% pour les sections carrées; (c) bien que la rigidité axiale diminue avec l'angle d'orientation, la ductilité reste quasiment constante; (d) aucune amélioration du mode de rupture n'a été observée avec la variation de l'angle d'orientation du composite «PRF».

Bavarian et al. (1996) étudient les effets de collage en surface de plaques en «PRF» sur les contraintes et les déformations de cylindres en béton. Trois dimensions de cylindres ont été proposées : Ø 75 x 150 mm, Ø 100 mm x 200 mm, et Ø 150 x 300 mm, et deux types de matériau composite (verre de type-S et Kevlar-29) sont retenues. Les auteurs ont observé que la contrainte et la déformation ultimes ont doublé et triplé pour respectivement 4 épaisseurs de «PRF» en verre de type-S et 4 épaisseurs de Kevlar-29.

Restrepol et DeVino (1996) proposent des expressions analytiques basées sur le modèle de Mander pour la détermination de la capacité des colonnes en béton axialement chargées et dont le confinement latéral est assuré par une combinaison d'une armature transversale interne en acier et une enveloppe en «PRF» collée en surface. L'étude développe des équations permettant de déterminer la capacité axiale en compression de colonnes rectangulaires en béton armé enveloppées à l'aide de tissus «PRF» extérieurement collés en surface. Les équations tiennent compte de l'effet de confinement combiné procuré par l'acier et le «PRF».

Pico (1997) étudie l'effet de la section des tubes en «PRF» remplis de béton en mettant à l'essai de compression axiale 9 spécimens de dimensions carrées 150 mm x 150 mm x 300 mm constitués de tubes carrés en «PRF» remplis de béton. Aucune adhérence n'est pourvue entre le béton et le tube en «PRF». Une augmentation marginale de la résistance à la compression est observée indépendamment de l'épaisseur de l'enveloppe. Les paramètres qui contrôlent le plus le confinement sont : le rayon de courbure des coins de l'échantillon et la pression de confinement.

Monti et Spoelstra (1997) proposent un modèle de confinement pour des colonnes circulaires enveloppées avec des matériaux composites «PRF». La procédure est approximativement la même que celle proposée par Ahmad et Shah (1982). Pour une certaine déformation axiale ε_{ci} , on suppose une valeur de pression de confinement (f_{ri}). La contrainte axiale f_{ci} est alors calculée moyennant le modèle de Mander et al. (1988) pour un confinement actif. La déformation latérale ε_r , quant à elle, est calculée à l'aide de l'expression développée par Pantazopoulou (1995). Avec ε_r , et la relation constitutive de l'enveloppe, une nouvelle valeur de f_r est calculée et comparée avec la valeur précédente. La procédure est répétée jusqu'à ce que f_r converge vers une valeur stable.

Mastrapa (1997) étudie l'effet de l'adhérence. Il teste 32 cylindres de béton de dimensions \varnothing 150 mm x 300 mm, 16 de ces cylindres sont enveloppés à l'aide de 1, 3, 5 ou 7 épaisseurs de tissu de «PRF» à base de fibres de verre du type-S, alors que les 16 autres éprouvettes sont confectionnées à l'aide de tubes «PRFV» type-S ayant les mêmes épaisseurs et remplis du même béton que les premiers cylindres. Les essais de la première moitié sont réalisés en deux séries : dans la première série, les épaisseurs de l'enveloppe en «PRF» sont collées, une couche à la fois, avec un recouvrement d'environ 17% du périmètre du cylindre, alors que dans la seconde série les épaisseurs sont appliquées en continu avec un recouvrement final de 32% du périmètre du cylindre. La résistance du béton non confiné de la série 1 est de 37,21 MPa. La résistance à la traction et le module d'élasticité du «PRF» sont respectivement de 585,84 MPa et 20566,64 MPa. Les résultats de ces travaux ont permis de conclure que la fabrication de l'enveloppe en «PRF» n'affecte pas de façon significative la résistance des colonnes confinées sous charges axiales.

El Echary (1997) évalue les effets des rapports de la longueur sur le diamètre (L/D) et le diamètre sur l'épaisseur (D/t) sur le comportement des tubes en «PRF» remplis de béton. Un total de 24 tubes circulaires ($D_{\text{intérieur}} = 142,75$ mm) avec trois épaisseurs de tube différentes (6, 10, et 14 plis) et 4 longueurs différentes (300 mm, 450 mm, 600 mm, 750 mm) sont mises à l'essai. Aucun flambement n'a été observé durant les essais. L'analyse des résultats d'essais indiquait que l'excentricité maximale est dans l'intervalle de 10 à 12% de la largeur de la section. La réduction de la capacité n'est pas significative. Il a conclu par conséquent que pour un rapport L/D de 5, l'effet de l'élançement est négligeable.

Lavergne et Labossière (1997) entreprennent une investigation expérimentale sur deux modèles de colonnes circulaires de dimensions \varnothing 300 mm x 2150 mm renforcées à l'aide de matériau composite «PRF». Trois essais sont entrepris sur ces deux spécimens. Le premier modèle (F) est d'abord testé comme référence sans l'enveloppe «PRF». Il est ensuite réparé à l'aide de matériau composite unidirectionnel de type «PRFC» (F*) collé autour de la zone plastique et mis à l'essai de nouveau. Le deuxième modèle (D) est renforcé avec un matériau composite «PRFC» de la même

manière que le modèle (F*) mais contrairement à ce dernier, il ne fut pas testé avant renforcement. Tous les modèles sont soumis à un chargement horizontal alterné en plus d'une charge statique de compression constante. Les observations suivantes sont énoncées :

- Les colonnes avec des recouvrements d'armature situés dans la zone plastique et ont été conçues selon les anciennes normes (20 ans et plus) subissent une rupture à un niveau faible de ductilité (facteur de ductilité = 1,5). Ceci est dû à une rupture prématurée de l'adhérence au niveau des armatures d'attente et à une insuffisance de l'armature transversale et de la longueur de développement des barres longitudinales.
- Les colonnes en béton armé, réhabilitées à l'aide de matériau «PRFC» dans la zone plastique, montrent une petite augmentation de la résistance mais une amélioration appréciable de la ductilité. Une courbe d'hystérésis stable jusqu'à un facteur de ductilité de 8 est atteinte.
- Les colonnes en béton armé présentant des dommages initiaux et réhabilitées à l'aide de matériau composite «PRFC» dans la région plastique, ont vu leur résistance excéder la résistance initiale avant endommagement et leur ductilité grandement améliorée.
- L'application d'une épaisseur de «PRF» dans la direction verticale n'améliore pas la résistance en flexion de la colonne mais semble atténuer le développement des fissures horizontales.

Seible (1997) présente des équations pour le design de colonnes réhabilitées à l'aide de matériau en régions sismiques. Il considère les aspects suivants : (a) cisaillement, (b) confinement de la zone plastique, et (c) confinement de la zone de chevauchement des armatures. Ces équations sont validées par des essais expérimentaux.

Haroun et al. (1997) reportent les résultats d'essais cycliques sur des colonnes de pont réhabilités à l'aide d'enveloppes en matériau «PRFC» extérieurement collées. Six modèles réduits à 50 % sont considérés pour évaluer l'efficacité du confinement procuré par le «PRFC» quant à l'amélioration du chevauchement d'armature et de la résistance au cisaillement comme suit : Trois modèles Ø 610 mm x 3430 mm avec une longueur de chevauchement d'armature de 380 mm sont réhabilités manuellement à l'aide de tissus en «PRFC», alors que les 3 autres modèles, de dimensions Ø 610 mm x 2440 mm, sont armés de barres continues et sont réhabilités de fils en «PRFC» enroulés à l'aide d'une machine cette fois-ci. Tous les modèles sont soumis à un chargement cyclique horizontal, en plus d'une charge de compression axiale constante. Les modèles de référence avec et sans chevauchement d'armature longitudinale développent une ductilité maximale respectivement de 1, de 5 et de 2, alors que les modèles correspondants réhabilités avec des matériaux composites de type «PRFC» développent une ductilité maximale de 6 à 10 avec une courbe d'hystérésis stable. Les résultats montrent également que la rigidité latérale des colonnes n'a pas changé suite à l'ajout de l'enveloppe en «PRFC», et par conséquent, les propriétés cycliques ne changent pas quand on utilise cette méthode de réhabilitation et de renforcement.

Hosotani et al. (1997) étudient l'effet du confinement de cylindres en béton à l'aide de tissus en «PRFC» (carbon fiber sheets : CFS) sur le Comportement sismique. Ils conduisent des essais en compression sur des cylindres Ø 600 mm x 200 mm (10 spécimens de section circulaire et 12 spécimens carrés de section équivalente pour évaluer la relation contrainte-déformation sous confinement à l'aide de CFS. Les paramètres considérés dans les essais sont : la forme de l'échantillon, la quantité et le type de CFS (module d'élasticité normal à élevé). Trois séries de spécimens sont considérées: (1) cylindres sans confinement, (2) cylindres confinés à l'aide de CFS de module normal: 230 GPa, et (3) cylindres confinés à l'aide de CFS de module élevé: 392 GPa. Tous les spécimens sont soumis à un chargement axial en déplacement contrôlé appliqué à un taux de 0,2 mm/min. Les conclusions suivantes sont énoncées suite à ces essais :

- Pour un pourcentage en fibres de carbone de 0,05 à 0,15%, la contrainte axiale maximale du béton, f_{cc} et la déformation axiale correspondante, ε_{cc} , n'augmentent pas avec le pourcentage de fibres de carbone et sont quasi-indépendants de la forme de la section des spécimens. Toutefois, le taux de détérioration de la contrainte axiale du béton après le pic diminue et la déformation axiale à la rupture du CFS augmente avec le pourcentage de fibres de carbone.
- Pour un pourcentage en fibres de carbone supérieur à environ 1%, la contrainte axiale du béton continue d'augmenter et subit un changement du taux de croissance à partir d'une déformation axiale de 3000 à 3500 μ jusqu'à la rupture du CFS.

Benzoni et al. (1997) reportent des résultats d'essai sur deux colonnes de pont circulaires grandeur nature. La première colonne, telle que construite, vise à évaluer l'effet d'échelle sur le design du cisaillement par la méthode conventionnelle. La deuxième colonne, réhabilitée à l'aide d'une enveloppe en «PRFC», vise à évaluer l'efficacité de la technique de réparation par collage externe de «PRF» lorsqu'elle est appliquée aux colonnes grandeur nature. Pour les colonnes telles que construites, il est conclu que le design du cisaillement par les équations aboutit généralement à une prédiction conservatrice de la capacité et que les modèles développés par l'université de Californie 'San-Diego' (UCSD) prédisent correctement la force maximale latérale que peut supporter la colonne. Le modèle réparé a excédé la performance escomptée. La résistance maximale excède de plus de 45 % celle relative à la colonne telle que construite. Ceci indique qu'une colonne présentant des dommages excessifs en cisaillement et des dégradations de résistance peut être réparée de façon satisfaisante pour retrouver sa pleine résistance en plus d'une rigidité adéquate.

Watanabe et al. (1997) étudient expérimentalement et analytiquement l'effet du confinement à l'aide des matériaux composites «PRF» sur la résistance et la ductilité de cylindres en béton soumis à la compression uni-axiale. Des cylindres en béton de dimensions Ø100 mm x 200 mm confinés à l'aide de matériaux composites «PRF» ont été testés en compression. Les paramètres d'essai et d'analyse choisis comprennent le type et le nombre de couches de «PRF». Trois types de matériaux composites «PRF» sont considérés : «PRFC», matériau à base de fibres de carbone à haut module d'élasticité «PRFC-H», et matériau à base de fibres d'aramide «PRFA». Par ailleurs, le nombre de couches de «PRF» est varié de 1 à 4. La procédure analytique est basée sur la méthode des éléments finis (MEF) en 3D en utilisant une loi de comportement non-linéaire. Les résultats des essais concordent assez bien avec les simulations par éléments finis et permettent de dégager Les conclusions suivantes:

- La MEF en 3D peut très bien prédire la réponse des cylindres en béton sous charge de compression axiale.
- La procédure par éléments finis proposée peut simuler l'effet du confinement procuré par le matériau «PRF» sur la résistance et la ductilité de cylindres en béton soumis à la compression uni-axiale.
- Si l'enveloppe en matériau «PRF» est utilisée dans le but d'améliorer la résistance et la ductilité des cylindres en béton, alors l'effet du confinement avec le matériau «PRF» sur le module de Young du béton doit être précisé.
- La résistance à la compression des cylindres de béton réhabilités à l'aide de matériaux composites «PRF» extérieurement collé augmente linéairement avec le nombre de couches de «PRF».

Miyauchi et al. (1997) entreprennent des essais de compression uni-axiale sur des colonnes en béton renforcées à l'aide de tissus en fibres de carbone (CFS: *carbon fiber sheets*) pour évaluer cette technique de renforcement. Ils tiennent compte de la résistance en compression du béton (30 et 50 MPa), du nombre de couches de CFS (1, 2 et 3 couches) et des dimensions de la colonne (Ø100 mm x 200 mm et Ø150 mm x 300 mm). Les résultats montrent que : (a) la résistance en compression du béton renforcé à l'aide des tissus en fibres de carbone (CFS : carbon fiber sheets) augmente

linéairement avec le nombre de couches du matériaux composites, mais pas avec la résistance en compression du béton non confiné et les dimensions de l'échantillon ; (b) la déformation axiale correspondant à la contrainte maximale du béton confiné à l'aide de matériaux composites augmente de façon exponentielle avec le nombre de couches de CFS et est influencée par la résistance du béton non confiné. Sur la base de ces résultats, une relation contrainte-déformation pour le béton renforcé est proposée pour effectuer une analyse en temps réel de piles de pont renforcés à l'aide de tissus en fibres de carbone et soumis à des forces sismiques. Cette relation consiste en une parabole et une ligne droite tangente à la parabole. Les résultats analytiques montrent que les piles de ponts existants, renforcés à l'aide de deux couches de CFS, pourraient résister à un tremblement de terre d'une force égale à celle du tremblement de terre de Southern Hyogo Prefecture (amplitude de 7,2 sur l'échelle de Richter).

Mirmiran et Shahawy (1997) ont réalisé 30 essais sur des éprouvettes cylindriques de dimensions ($\text{Ø}152,5 \times 305 \text{ mm}$) parmi lesquels 24 tubes en «PRFV» remplis de béton et 6 cylindres en béton. La résistance à la compression du béton étudié variait entre 29,6 MPa et 32 MPa, alors que les épaisseurs des enveloppes composites utilisées étaient de 6 plis (1,3 mm), de 10 plis (2,1 mm) et de 14 plis (3 mm). Les tubes en «PRFV» agissent simultanément comme des coffrages, un confinement, des armatures longitudinales et des protecteurs «anti-corrosion» pour le béton. Plusieurs paramètres sont considérés dans ces études : le type de chargement, la section, l'adhérence, et l'orientation des fibres de l'enveloppe composite.

Nagasaka et al. (1997) conduisent une étude expérimentale visant à évaluer l'effet du renforcement à l'aide de lamelles à base d'aramide sur des colonnes existantes en béton armé dont la résistance au cisaillement est insuffisante. Neuf échantillons de colonnes carrées en béton armé de dimensions 300 mm x 300 mm et de 1100 mm de hauteur, sont soumis à des cycles de chargement latéral, en plus d'un chargement axial constant. La rotation des deux extrémités de l'échantillon est empêchée. Les éprouvettes sont renforcées à l'aide des lamelles d'aramide appliquées en spirale et collées à l'aide d'époxy. Deux spécimens sont pré-fissurés et les fissures sont injectées de coulis à base de résine époxy. Les paramètres d'essai retenus sont : (a) le type de fibres utilisées pour les lamelles (aramide et carbone), (b) espacement des spirales (1 ; 0,5 et 0 fois la largeur de la lamelle), et (c) le pourcentage d'armature transversale d'acier (0,13 et 0,30 %). L'analyse des résultats d'essai montre que:

- L'augmentation de la résistance au cisaillement due au collage de 0,1 % de lamelles d'aramide autour de la colonne ayant un pourcentage d'armature transversale de 0,13 %, équivaldrait à une augmentation du pourcentage d'armature transversale d'acier de 0,17 %.
- La résistance au cisaillement augmente avec la quantité de lamelles, mais non de façon linéaire.
- La résistance au cisaillement n'est pas très affectée par le type de fibres des lamelles, bien que la fibre d'aramide ait réalisé une meilleure performance.
- Les colonnes pré-fissurées, mais injectées avant l'enroulement de lamelles, ont pratiquement atteint la même résistance que les colonnes renforcées n'ayant pas subies une pré-fissuration préalable.

Sirbu et al. (1997) conduisent un programme expérimental pour évaluer la résistance sismique de piles de pont en B.A renforcées à l'aide de tissus en fibres de carbone (CFS: *carbon fiber sheets*). Deux modèles réduits au 1/5 chacun représentant un assemblage en B.A composé d'une pile carrée et d'une fondation rigide, sont confectionnés. Les piles sont ensuite réhabilitées à l'aide du CFS. Les piles sont ensuite testées sous chargement statique latéral appliqué de façon monotonique, en plus de la charge axiale constante de gravité. Les colonnes, de section carrée 250 mm x 250 mm et de longueur totale de 1000 mm, ont été armées de la même manière (6,19% d'armatures

longitudinales et 0,21% d'armatures transversales). Les paramètres de l'étude expérimentale sont : la résistance du béton en compression et la quantité de CFS (1 couche uniforme et une lamelle de 20 mm de largeur). Les résultats de cette étude montrent que la méthode de renforcement à l'aide de CFS (*carbon fiber sheets*) change le mode de rupture, de fragile en cisaillement à ductile en flexion.

Kataoka et al. (1997) étudient l'amélioration de la ductilité des colonnes en béton armé (B.A) confinées à l'aide d'une enveloppe en matériau «PRF» collée en surface. Dans le but de proposer une méthode d'évaluation quant à la performance structurale de colonnes en béton armé renforcées à l'aide de matériaux composites «PRF» en surface, trois séries d'essai sont considérées par les auteurs.

- La première série vise à évaluer la performance en cisaillement atteinte par le renforcement avec des matériaux composites «PRF». Quinze (15) colonnes en B.A de section carrée 300 mm x 300 mm et de hauteur 1100 mm, ont été sollicitées sous un moment cyclique antisymétrique en contrôle d'angle de rotation. Une charge axiale constante simulant les charges de gravité est également maintenue durant l'essai. Les principaux paramètres de l'étude sont la quantité de matériau «PRF», le type de «PRF», et la quantité d'armatures transversales internes en acier. Sur les 15 modèles, quatre (4) sont des colonnes conventionnelles en B.A (sans renforcement en «PRF»), 10 sont des colonnes en B.A mais renforcées à l'aide d'enveloppe en «PRF», et une colonne renforcée à l'aide de «PRF» après avoir subi une rupture par cisaillement et sans que les fissures de cisaillement n'aient été réparées.
- La deuxième série d'essais vise à évaluer la ductilité post-élastique d'éléments en B.A renforcés à l'aide d'enveloppes en «PRF». Neuf modèles de colonne en B.A de section carrée 300 mm x 300 mm et de longueur 900 mm, ont été testés dans les mêmes conditions de chargement que la première série. Les principaux paramètres de l'étude sont la quantité de matériau «FRP» et la quantité d'armatures transversales internes en acier. Les différentes éprouvettes testées concernent une colonne standard (avec un pourcentage d'armature transversale en acier de 0,13 % mais sans «PRF»), 2 colonnes conventionnelles en B.A (sans enveloppe en «PRF»), et 6 colonnes en B.A renforcées à l'aide de «PRF» collé en surface.
- L'objectif de la troisième série est d'étudier de façon empirique le comportement en compression axiale de colonnes enveloppées dans un matériau «PRF». Les dimensions des colonnes sont identiques à celles de la deuxième série. Les principaux paramètres de l'étude sont la quantité de matériau «PRF» et la quantité d'armature transversale interne en acier. Sur les 10 spécimens de la série, on dénombre une colonne standard, une colonne conventionnelle en B.A (sans enveloppe en «PRF»), et 8 colonnes en B.A renforcées à l'aide de «PRF» collé en surface. Dans cette dernière série deux types d'essai sont considérés : le premier est un test normal de compression monotonique, alors que le second est un test de compression axiale conçu pour évaluer la capacité en compression des colonnes ayant déjà subi une rupture suite aux essais sous charges latérales de la deuxième série.

Les conclusions suivantes sont tirées des résultats d'essais : (a) la méthode de renforcement par enveloppe externe peut améliorer le comportement sismique, en plus d'augmenter la capacité et la ductilité, de colonnes existantes en B.A; (b) la performance structurale des colonnes en B.A confinées à l'aide d'enveloppe en matériau «PRF» peut généralement être évaluée en utilisant le pourcentage de renforcement effectif en cisaillement donné par $P_w = p_w + (f_u / f_{wy}) fp_w$, où p_w = pourcentage d'armature transversale en acier, fp_w = pourcentage de matériau «PRF» utilisé pour parer au cisaillement, f_{wy} = contrainte limite élastique de l'armature transversale en acier, f_u = résistance en traction du matériau «FRP».

Harmon et al. (1998) étudient le comportement ainsi que le mode de rupture d'un béton confiné soumis à un chargement cyclique. Des tubes en «PRF» de 51 mm de diamètre et 102 mm de longueur, sont fabriqués par enroulement filamenteux, puis remplis de béton. Les cylindres confinés ainsi obtenus sont soumis à une compression cyclique uni-axiale; le nombre maximum de cycles est de 10000. Les paramètres d'étude incluent l'amplitude, la plage de contrainte, le type de fibres (carbone et verre) et le volume de fibres par rapport à celui du béton (0, 2, 4 et 6 %). Les conclusions suivantes sont formulées par les auteurs:

- Le chargement cyclique augmente les déformations axiales, radiales et volumétriques pour une plage et une amplitude de contrainte donnée. Le retour au chargement monotone après un chargement cyclique permet de retrouver la relation contrainte- déformation de base, à moins qu'une rupture n'ait lieu pendant le chargement cyclique. Un chargement cyclique à une amplitude donnée, est équivalent à un pré-chargement à l'aide d'une charge plus élevée (celle-ci dépendra de l'amplitude, la plage et le nombre de cycles), suivi d'un déchargement jusqu' à l'amplitude donnée.
- La rupture a lieu quand la déformation de circonférence de l'enveloppe «PRF» dépasse la déformation ultime de la fibre. Le seuil critique peut être atteint soit lors du chargement monotone ou lors du chargement cyclique. Sous chargement cyclique, la charge à la rupture peut être beaucoup moins élevée que celle sous charge monotone. Ceci suggère que le seuil de déformation critique puisse être réduit due à un chargement cyclique.
- Les déformations radiales tendent à se stabiliser avec le nombre de cycles dans le cas d'enveloppe «PRF» à haut module d'élasticité.
- Un modèle pour le comportement contrainte-déformation cyclique peut être obtenu à partir d'un modèle basé sur un chargement monotone.

Harries et al. (1998) présentent les résultats d'une investigation expérimentale sur le comportement de colonnes en B.A réhabilitées à l'aide d'enveloppe en matériau «PRFC». Initialement, des cylindres de béton de dimensions Ø 152 mm x 610 mm et des prismes de béton de dimensions 152 mm x 152 mm x 610 mm enveloppés dans du matériau «PRFC» sont mis à l'essai de compression centrée sous régime monotone. Ces essais visent à étudier quelques points soulevés lors d'études précédentes, comme l'augmentation de résistance par rapport au nombre de pli de confinement.

À la suite de ces essais initiaux, 8 colonnes en B.A en vraie grandeur, circulaires de diamètre 508 mm et carrées de côté 457 mm, confinées à l'aide de matériau «PRFC» sont soumises à des essais de compression axiale monotone. Dans ces essais, 3 différents matériaux «PRFC» sont utilisés : (a) un tissu multidirectionnel à base de fibres de verre de type-E (réuni par couture), composé de 50 % de fibres orientées à 0° par rapport à la direction de la circonférence de la colonne, et 25% de fibres orientées chacune à $\pm 45^\circ$; (b) un tissu à base de fibres de verre type-E orientées selon la direction circonférentielle de la colonne; et (c) un tissu unidirectionnel à base de fibres de carbone orientées selon la direction circonférentielle de la colonne. Les résultats de cette étude montrent que la réhabilitation à l'aide de matériau «PRFC » collés en surface augmente la résistance et la capacité de déformation axiales. Ils suggèrent également que moyennant des mesures pratiques de réhabilitation, il est possible de procurer à la colonne un confinement équivalent à celui obtenu grâce à une armature transversale conventionnelle d'acier étroitement espacée et bien détaillée. L'étude démontre que la rigidité du matériau en «PRFC» est un paramètre clé dans le design de l'enveloppe de confinement. Les résultats de cette étude suggèrent aussi qu'il n'y a pas d'effet d'échelle significatif quand une enveloppe de capacité de confinement similaire est pourvue.

Kanatharana et Lu (1998) étudient le comportement de colonnes composées d'un noyau de béton et d'un enroulement ou d'un tube de «FRP», sous compression uni-axiale. Deux types de tube «PRFF» sont considérés dans cette étude, l'un à base d'enroulement filamenteux de «PRF» et l'autre à base de matériaux composites «PRF» pultrudé «PRFP». Le tube «PRFF» se caractérise par un enroulement continu à 53° et 127° à partir de sa circonférence, alors que le tube «PRFP» se caractérise par des fibres continues le long de son axe. Sur la base de résultats d'essais sur des tubes «PRF», trois systèmes «PRF»/béton sont choisis : Type A simulant une situation similaire à celle d'un tube rempli de béton; Type B simulant une situation similaire à celle d'une colonne en B.A conventionnelle confiné à l'aide de spirales en acier; Type C est une combinaison de type A et B. Des augmentations appréciables de la ductilité et de la résistance du béton sont observées dans le cas des spécimens «PRF F» mais pas dans celui des spécimens «PRFP». Un examen approfondi révèle que l'orientation inclinée des fibres procure au tube «PRF F» une résistance de circonférence permettant le confinement du béton, lequel confère une résistance accrue contre les instabilités locales, tout en permettant des gains appréciables en termes de résistance et de ductilité.

Kono et al. (1998) étudient l'effet du confinement à l'aide de «PRFC» sur la rupture de l'adhérence par éclatement du béton. Ils conduisent des essais de compression sur 27 cylindres en béton de dimensions Ø100 mm x 200 mm de différents mélanges avec différentes quantités de couches de confinement (une, deux, et trois couches) pour mesurer les relations contrainte-déformation. Les résultats montrent que l'augmentation de la résistance en compression et celle de la déformation correspondant à la contrainte maximale des cylindres confinés à l'aide de «PRFC», varie linéairement avec le nombre de couches et avec la résistance du «PRFC». Les auteurs ont utilisés des bétons de résistance en compression entre 30 et 40 MPa et un polymère renforcé de fibres de carbone «PRFC» dont la résistance ultime en traction varie entre 1280 et 3820 MPa et le module d'élasticité entre 220 et 235 GPa.

Shahawy et al. (2000) testent 45 éprouvettes cylindriques confinées avec des polymères renforcés de fibres de carbone et 10 non confinées de dimensions Ø 152,2 mm x 305 mm, les paramètres considérés sont la résistance du béton et l'épaisseur de renfort (nombre de plis «PRF»), deux types de bétons ont été utilisés, le premier à une résistance en compression de 20,7 MPa et le deuxième 41,4 MPa (tandis que les résistances en compression moyenne obtenues étaient respectivement de 19,4 et de 49,0 MPa). Les éprouvettes de 20,7 MPa de résistance ont été confinées avec 1, 2, 3, 4 et 5 plis de «PRFC», et celles de 41,4 MPa avec 1, 2, 3 et 4 plis de «PRFC». Pour chaque série d'essai, 5 éprouvettes ont été testées, les tissus unidirectionnels de fibres de carbone avaient une épaisseur de 0,5 mm, sa résistance à la traction était de 3654 MPa et son module d'élasticité de 207 GPa (valeurs du fournisseur), tandis que les essais de caractérisation au laboratoire ont donnés 2275 MPa pour la résistance à la traction et 82,7 GPa pour le module élastique. La résine utilisée avait une résistance en traction de 65 MPa avec un module élastique de 3,1 GPa. Pour le béton 20,7 MPa, les auteurs ont remarqué qu'un seul pli de carbone suffit pour bloquer la dilatation du béton, alors que pour celui de 41,4 MPa, même deux plis n'ont pas pu bloquer la dilatation, ce phénomène est lié au rapport de confinement f_l / f'_{co} qui représente le rapport de la pression de confinement latérale sur la résistance en compression du béton non confiné. Donc, plus le béton à renforcer est résistant et plus la pression latérale de confinement doit être grande pour que le confinement soit efficace, ce qui se traduit par un grand nombre de plis, ou de changement du type de fibres. D'autre part, Shahawy et al. (2000) ont donnée comme conclusions que :

- les contraintes d'adhérence entre le béton et le tissu composite n'ont pas un effet significatif sur le comportement de confinement.
- la déformation circonférentielle de rupture des tissus composites est inférieure à la déformation ultime obtenue par essai de traction uni-axiale sur des coupons de fibres. Cette rupture prématurée doit être évitée en plaçant les niveaux de confiance appropriés dans une analyse de fiabilité pour la déformation efficace de rupture.

- le modèle de Drucker-Prager ne peut pas représenter les caractéristiques de dilatation du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» dues à sa prétention d'élastique-parfaitement-plastique.

Lam et Teng (2002) présentent les résultats expérimentaux de 199 éprouvettes en béton (résultats expérimentaux de plusieurs chercheurs). La résistance à la compression du béton non confiné était comprise entre 18 et 100 MPa, les spécimens testés étaient confinés avec des «PRF» de carbone, de verre et d'aramide, dont le mode de rupture observé était par traction des «PRF». Pour les propriétés mécaniques des «PRF» des 199 éprouvettes, à peu près les deux tiers ont été établis par les chercheurs eux-mêmes soit par essai de traction sur éprouvettes planes (*flat coupon tensile test*) ou bien par traction circonférentielle obtenue par dilatation d'éprouvettes annulaires (*ring splitting test*). Pour le reste des éprouvettes, les propriétés sont celles données par le fabricant. Donc, selon l'origine des propriétés mécaniques du «PRF», les auteurs proposent trois groupes d'essais, le 1^{er} est celui dont les propriétés mécaniques ont été obtenues par essai de traction sur éprouvettes planes, le 2^{ème} groupe est celui dont les propriétés ont été obtenues par traction circonférentielle obtenue par dilatation d'éprouvettes annulaires et le 3^{ème} groupe comprend le reste des éprouvettes (propriétés données par le fournisseur des fibres).

Pour voir la différence de la relation entre le gain de résistance et le niveau de confinement, les résultats statistiques sont donnés dans le Tableau I.4.1. A partir de ce dernier les auteurs montrent que la relation entre le gain en résistance et le niveau de confinement est linéaire pour les trois groupes étudiés. Le Tableau I.4.1 montre aussi que pour le 3^{ème} groupe k_1 prends la plus grande valeur, cela s'explique par le fait que les fournisseurs donnent des caractéristiques garanties donc avec une marge de sécurité.

Les auteurs ont montré aussi que pour le 1^{er} groupe, k_1 est inférieur à celui du 2^{ème} groupe et que cette différence peut être attribuée aux différents essais de mesure de la résistance en traction du composite «PRF», en effet cette résistance est plus petite pour l'essai de dilatation des éprouvettes annulaires que pour l'essai de traction sur éprouvettes plane.

La majorité des éprouvettes cylindriques en béton ont été confinées par stratification manuelle ou par enroulement filamentaire, cependant il existe aussi un nombre important de tubes en «PRF» remplis avec du béton, la différence principale entre ces éprouvettes est que l'enveloppe en «PRF» est colée au béton avec la résine, ce qui n'est pas le cas des tubes en «PRF» remplis de béton.

Tableau I.4. 1: Résultats statistiques de la base de données expérimentale (Lam et Teng 2002)

Groupe	Nombre d'éprouvettes	Coefficient d'efficacité du confinement $k_l = (f'_{cc} - f'_{co}) / f_l$		Meilleure régression	
		Moyenne	Ecart type	Equations	R ²
1 ^{er} groupe	83	2,10	0,59	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1,05 + 2,04 \frac{f_l}{f'_{co}}$	0,94
2 ^{ème} groupe	47	2,31	0,60	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 0,95 + 2,62 \frac{f_l}{f'_{co}}$	0,83
3 ^{ème} groupe	69	3,45	1,46	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1,24 + 2,52 \frac{f_l}{f'_{co}}$ Pour $f_l / f'_{co} < 1$	0,93
Total	199	2,62	1,15	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1,15 + 2,16 \frac{f_l}{f'_{co}}$	0,87

R²: Coefficient de corrélation

Shehata et al. (2002) conduisent un programme expérimental comprenant des essais sur 54 colonnes courtes en vue de déterminer le gain de résistance et de ductilité de colonnes en béton confiné sur la face externe en les recouvrant de tissus en «PRFC». Les variables étudiées étaient la forme de la section transversale (circulaire, carrée et rectangulaire), et la quantité de renforcement caractérisée par le nombre de couche de «PRFC» appliquées aux spécimens (une ou deux couches). Les auteurs ont testé en compression uni-axiale des cylindres en béton de dimensions Ø150 mm x 300 mm, des prismes de béton de dimensions 150 mm x 150 mm x 300 mm et des colonnes rectangulaires de dimensions 94 mm x 188 mm x 300 mm (de section égale à celle des éprouvettes cylindriques) enveloppés par un matériau en «PRFC». En prenant comme base, les résultats obtenus, des équations ont été proposées pour calculer la résistance du béton confiné et sa déformation spécifique ultime en fonction de la contrainte latérale de confinement pour chaque forme de section transversale utilisée, circulaire, carrée et rectangulaire. Les estimations données par ces équations et celles données par des formules trouvées dans la littérature ont été comparées avec les résultats expérimentaux et des conclusions générales ont finalement été établies :

- Les résultats obtenus ont montré que l'efficacité de confinement est très influencée par la géométrie de la section des colonnes (circulaire, carrée et rectangulaires) et la pression de confinement exprimée par le nombre de plis de l'enveloppe «PRFC».
- Les équations proposées dans cette étude pour l'estimation de la résistance en compression du béton confiné avec des «PRFC» doivent être associées avec la forme de la section et leurs validités sont limitées à cette géométrie.

Xiao et Wu (2003) présentent les résultats expérimentaux d'un programme de recherche concernant l'étude de comportement fondamental (contrainte-déformation) d'un béton confiné avec divers type de matériaux composites en «PRF». Dans cette recherche plus de 200 colonnes cylindriques en béton de dimension Ø152 mm x 300 mm avec 9 types de composite «PRF» ont été sollicitées en compression axiale. Différents paramètres de conception ont été considérés dans cette étude à savoir : la résistance à la compression du béton non confiné, le type et l'épaisseur du composite «PRF» utilisé. En outre, un nouveau modèle contrainte-déformation a été proposé pour prédire le

comportement en compression axiale des colonnes en béton confinées avec des matériaux composites. A la lumière de cette étude les conclusions suivantes sont formulées par les auteurs:

- Une augmentation significative de la résistance et la ductilité du béton peut être réalisée par un confinement en «PRF».
- Le module de confinement C_j et la pression de confinement latérale de l'enveloppe «PRF» ont été identifiés comme deux paramètres critiques influençant l'efficacité du système de confinement. Ce module de confinement est défini de la manière suivante :

$$C_j = 2 \cdot \frac{t_{prf}}{d} \cdot E_{prf}$$

- En plus des propriétés des matériaux telles que la résistance en compression du béton, les auteurs suggèrent que la performance du béton confiné est dominée par le module de confinement C_j .
- La résistance ultime du béton confiné est déterminée par la rupture de l'enveloppe composite. Mais il faut noter que la contrainte de rupture de l'enveloppe «PRF» est nettement inférieure à la contrainte de rupture obtenue à partir d'essai de traction sur des coupons plats en «PRF».

Thériault et al. (2004) étudient expérimentalement l'influence de l'élançement et l'effet d'échelle des spécimens sur le comportement des colonnes en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» chargées axialement. Les auteurs ont testé 42 cylindres en étudiant les paramètres suivants : trois diamètres différents et deux rapport longueur/diamètre (Ø51 mm x 102 mm ; Ø152 mm x 304 mm ; Ø304 mm x 608 mm ; Ø152 mm x 902 mm et Ø304 mm x 1824 mm) combinés avec deux matériaux composites de confinement (PRFC et PRFV). Les résultats ont été comparés aux modèles théoriques et aux résultats expérimentaux recueillis de la littérature. Le but de cette étude était de valider les résultats expérimentaux et de vérifier quelques modèles empiriques existants obtenus à partir des essais sur des spécimens courts. Selon l'analyse statistique des résultats, les auteurs ont montré que des cylindres conventionnels en béton confinés avec des matériaux composites «PRF» peuvent efficacement être utilisés pour modéliser le comportement axial des colonnes courtes. Cependant, l'effet d'échelle est clairement évident dans de très petits spécimens (de 50 millimètres de diamètre).

Berthet et al. (2005) réalisent des essais sur des bétons de 5 classes de résistance différentes, allant du béton ordinaire (25 MPa) au béton à hautes performances BHP (170 MPa), selon les classes de résistance visées au départ, les bétons sont appelés C20 ($f'_{co} = 20$ MPa à 28 jours), C40, C50, C100 et C200. Les éprouvettes cylindriques étudiées ont des dimensions de Ø160 mm x 320 mm pour les trois premières classes et Ø70 mm x 140 mm pour les deux dernières. Les trois premiers bétons ont été choisis pour étudier le confinement du béton dans le cadre de la réhabilitation, et les deux derniers pour les nouvelles constructions avec des poteaux à hautes performances. Les éprouvettes ont été confinées avec des enveloppes composites à base de fibres de carbone ou des fibres de verre allant de 2 à 12 plis de tissus unidirectionnels dont les fibres sont orientées perpendiculairement à l'axe de l'éprouvette, les plis sont dit orientés à 0° (zéro degré). Les remarques suivantes sont énoncées suite aux résultats de cette étude:

- le confinement augmente d'une manière significative la résistance et la déformation ultime du béton, les diagrammes contrainte-déformation sont bilinéaires pour tous les spécimens. D'autre part, les auteurs ont remarqué que les premières branches (partie élastique) des diagrammes contrainte-déformation du béton confiné et non confiné sont confondues, ce qui veut dire que la première branche ne dépend que des propriétés du béton, tandis que la deuxième branche semble dépendre des propriétés du «PRF», notamment sa rigidité. Cette observation explique l'augmentation de la pente de la deuxième branche des diagrammes contrainte-déformation en fonction de l'augmentation du nombre de plis du composite «PRF».
- Le mode de rupture du béton ordinaire est caractérisé par la propagation des microfissures initiées dans l'interface pâte-granulats qui s'ouvrent et se transforment en macro-fissures est complètement différent de celui du béton à hautes performances (BHP) qui présente au moment de la rupture des fissures verticales.

- La résistance et la déformation ultime en compression axiale est liée directement à la pression de confinement latérale, le gain de résistance augmente linéairement avec le rapport de confinement f_l/f'_{co} .
- A rigidité égale, l'enveloppe composite en fibres de verre ou de carbone a le même comportement, les éprouvettes confinées avec un pli de carbone ou trois plis de verre (rigidité équivalente du renfort) ont pratiquement le même diagramme contrainte-déformation.
- Le gain de résistance augmente linéairement avec le rapport de confinement quelque soit la résistance du béton. Cependant, le coefficient d'efficacité du confinement k_l varie avec la résistance en compression du béton. Par contre, pour les bétons à hautes performances k_l enregistre une diminution. Pour les bétons ordinaires ($f'_{co} \leq 50 \text{ MPa}$), l'augmentation de la résistance à la compression ne dépend que de la pression de confinement latérale (k_l est constant) alors que pour les bétons à hautes performance elle dépend aussi de la classe de résistance. La diminution de k_l est de 15 % pour le C100 et 25 % pour le C200.

Matthys et al. (2005) étudient le comportement sous chargement axial de colonnes à grande échelle en béton armé confiné avec des matériaux composites «PRF» (confinement total, partiel et sous forme partielle elliptique). Le travail expérimental a été réalisé sur 8 colonnes circulaires de diamètre 400 mm par 2000 mm de hauteur. Les auteurs ont présentés les résultats analytiques et expérimentaux de leur étude toute en montrant l'effet de la déformation effective de rupture circonférentielle du «PRF» sur l'exactitude des modèles de confinement existants dans la littérature. Une révision d'un modèle existant développé précédemment par le second auteur de ce travail (Toutanji, 1999) a été présentée.

Chaallal et al. (2006) présentent les résultats d'une recherche expérimentale sur des colonnes en béton non armé confiné avec des tissus en «PRF» de carbone collés en surface. Un total de 24 essais ont été réalisés sur des colonnes circulaires de diamètre 150 mm et 200 mm par 1000 mm de hauteur. Deux bétons commerciaux ordinaires ont été utilisés avec des résistances à la compression de 15 MPa et 35 MPa. A travers cette étude, les auteurs passent en revue six modèles de confinement choisis et trois guides de conception nord-américains pour des colonnes circulaires renforcées avec des «PRFC» et fournissent une comparaison détaillée entre les résultats expérimentaux, les prévisions de modèles, et les valeurs obtenues par le biais des trois guides de conception. La comparaison a été déterminée en termes du rapport de la résistance à la compression du béton confiné sur celle du béton non confiné (f'_{cc}/f'_{co}), mais également en terme de gain sur la charge ultime des colonnes. Les paramètres suivants ont été considérés: Le rapport de confinement du «PRF», la résistance en compression du béton non confiné et les propriétés élastiques et mécaniques du «PRF». Les résultats de cette recherche ont indiqué que pour des colonnes faites de béton de faible résistance, les modèles et guides de conception existants surestiment la résistance du béton confiné, et par conséquent, la charge ultime des colonnes.

Pan et al. (2007) présentent les résultats d'une étude expérimentale en compression axiale conduite sur 6 colonnes élancées de béton armé de section rectangulaires (120 mm x 150 mm) modifiées en section elliptiques enveloppées avec des composite en «PRF», avec un rapport L/b variant entre 4,5 et 17,5. Le résultat d'essai a montré que l'effet de l'élancement sur la charge ultime des colonnes en béton enveloppées par «PRF» est plus significatif que celui des colonnes de béton armé ordinaires. En conclusion : l'effet de renforcement diminue avec l'augmentation de l'élancement. D'autre part, les auteurs ont confirmé que si la proportion de l'élancement est inférieure à 17,5, la charge ultime des colonnes enveloppées par «PRF» est toujours 20 % plus haute que celle des colonnes en béton armé ordinaire.

Youssef et al. (2007) développent un modèle contrainte-déformation pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF». Le modèle est basé sur les résultats d'un large programme expérimental incluant des colonnes courtes circulaires ($\emptyset 406 \times 813 \text{ mm}$ et $\emptyset 152 \times 305 \text{ mm}$),

carrées (381 mm x 381 mm x 762 mm) et rectangulaires (254 mm x 381 mm x 762 mm) confinées en utilisant deux types de matériaux composites (PRFC et PRFV) avec une vaste gamme de rapport de confinement. Un total de 117 spécimens a été testé sous chargement axial. L'analyse des résultats d'essai montre que:

- La contrainte ultime, la déformation de rupture, les paramètres de l'enveloppe composite et la géométrie de la section sont les facteurs significatifs affectant le comportement contrainte-déformation du béton confiné avec des matériaux composites «PRF».
- Les courbes contrainte-déformation du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» sont bilinéaires ascendantes ou descendantes en fonction de la géométrie de la section et du rapport de confinement.

Kumutha et al. (2007) présentent les résultats d'une recherche expérimentale sur le comportement des colonnes rectangulaires axialement chargées qui ont été renforcées avec des enveloppes en polymère renforcé de fibres de verre «PRFV». Cette étude a été prévue pour examiner plusieurs aspects relatifs à l'utilisation des composites «PRFG» pour renforcer les colonnes rectangulaires soumises à la compression axiale. Les objectifs de l'étude étaient comme suit : (1) évaluer l'efficacité de l'enveloppe en «PRFV» renforçant des colonnes rectangulaires en béton armé, (2) évaluer l'effet du nombre de couches du composite sur la charge ultime et la ductilité du béton confiné et (3) évaluer l'effet du rapport des dimensions de la section (a/b) sur la section du béton effectivement confinée. Pour couvrir un intervalle plus au moins important des sections transversales, trois rapports a/b ont été étudiés (où a et b sont respectivement, la largeur et la longueur de la section rectangulaire): a/b = 1,0 ; 1,25 et 1,66. Des spécimens avec zéro, une, et deux couches «PRFV» ont été étudiés. Neuf spécimens ont été soumis à la compression axiale jusqu'à la rupture toute en enregistrant le comportement axial et radial sous forme de diagramme contrainte-déformation.

Al-Salloum (2007) présente des résultats expérimentaux concernant l'influence du rayon des coins des sections carrées sur la résistance en compression axiale du béton confiné avec des «PRFC». L'auteur a testé 8 spécimens carrés de dimension 150 mm x 150 mm x 500 mm et deux cylindriques (Ø150 x 300 mm) pour la comparaison. En conclusion l'auteur a montré que : la meilleure performance en matière de résistance à la compression était celle des éprouvettes cylindriques suivi respectivement par les colonnes carrées avec des coins arrondis d'un rayon égale à 38, 25 puis 5 mm. Cette différence d'efficacité de confinement peut être expliquée, selon l'auteur, par le fait que l'enveloppe composite offre une pression de confinement uniforme dans le cas des sections circulaires, ce qui n'est pas le cas pour les sections carrées.

Y-C Wang et Hsu (2008) proposent une méthode de dimensionnement et un programme expérimental pour évaluer la charge axiale en compression des colonnes rectangulaires et carrés en béton armé confiné avec des enveloppes en polymère renforcé de fibres de verre «PRFG». Trois colonnes carrées de dimensions 300 mm x 300 mm x 900 mm et trois autres rectangulaires de dimensions 450 mm x 300 mm x 900 mm ont été testées à la compression axiale jusqu'à la rupture. Les résultats d'essai ont clairement montré l'efficacité des enveloppes «PRF» dans l'amélioration de la déformation ultime et de la résistance en compression des colonnes en béton armé.

L-M Wang et Wu (2008) testent 108 colonnes courtes de section carrée (150 mm x 150 mm x 300 mm) en béton confinées avec du «PRFC». Le but principal de l'étude était d'examiner l'effet des rayons de courbure des coins sur le confinement effective fournis par l'enveloppe composite, particulièrement pour des colonnes carrées avec des coins à 90°. Les variables d'essai ont inclus les rayons de courbure des coins, l'épaisseur de l'enveloppe composite et la classe de résistance du béton (résistance en compression de 30 et 50 MPa). Les résultats d'essai ont montré que le niveau de confinement est très influencé par le rayon de courbure des coins. En conclusion les auteurs ont montré que :

- Au début de chargement, le confinement efficace de colonnes carrées avec des coins à 90° est insuffisant pour augmenter la résistance des ces dernières. Cependant, ce confinement augment après

le pic de la charge maximale du béton non confiné et devient assez significatif pour améliorer la ductilité des colonnes.

- Pour un béton de résistance en compression de l'ordre de 50 MPa : le confinement a augmenté efficacement la ductilité de toutes les colonnes. Cependant, un niveau de confinement élevé ne peut pas fournir une ductilité élevée pour des colonnes avec un rayon de courbure des coins de l'ordre de 45 ou 60 mm.
- Pour un béton de résistance en compression égale à 30 MPa, et à l'exception des spécimens carrés à 90° et ceux avec un faible rayons de courbure des coins ($r = 15$ ou 30 mm), le confinement avec des «PRF» n'a pas une influence sur la ductilité.

Rousakis et karabinis (2008), ont étudié l'efficacité du confinement des polymères renforcés de fibres «PRF» dans l'amélioration de la ductilité et la résistance des éléments en béton armé soumis à une compression axiale monotone. Un programme expérimental a été réalisé pour traiter le comportement des bétons dans les éléments de structure ancienne de section carrée, ayant une très faible résistance à la compression et des armatures longitudinales ayant subies un flambement. Les spécimens en béton armé ont été renforcés avec des enveloppes «PRF» en fibres de carbone ou de verre. D'autres spécimens en béton confinés avec des matériaux composites «PRF» ont été réalisés et testés pour évaluer comparativement les effets de confinement des étriers en acier, des composites «PRF», ou le double confinement (étriers en acier plus «PRF»). La résistance à la compression, la ductilité et le niveau d'absorption d'énergie des spécimens (E/E_0) ont été quantifiés pour évaluer l'effet des barres longitudinales. Enfin, un modèle empirique de dimensionnement a été proposé. Selon l'approche proposée par Rousakis et karabinis (2008), aucune estimation de la contrainte effective ou de la déformation à la rupture de l'enveloppe «PRF» n'est nécessaire. La précision satisfaisante des prédictions du modèle proposé a été démontrée par comparaison avec des modèles existants et sur une grande base de données des résultats expérimentaux sur des spécimens entièrement confinés avec des «PRF» et aussi par comparaison avec les résultats expérimentaux de leurs programmes expérimentaux.

A travers leur étude les auteurs ont montré que le confinement avec des matériaux composites «PRF» peut améliorer considérablement la résistance à la compression, la ductilité ainsi que la capacité d'absorption d'énergie du béton de faible résistance. Dans le cas de confinement avec des étriers en acier avec un faible rapport volumétrique de confinement mécanique, le comportement de la colonne est régi principalement par la déformation de l'enveloppe «PRF», ce qui contribue de manière significative à la résistance et la ductilité du béton. Dans les échantillons avec un espacement de 200 mm entre les étriers, dans lesquels le flambement des bars d'armatures a été prévu, l'enveloppe «PRF» additionnelle a procurée une restriction latérale suffisante pour retarder ou même empêcher le flambement prématurée des armatures longitudinales. Selon les résultats expérimentaux de Rousakis et karabinis, la ductilité axiale et radiale des spécimens en béton armé confiné avec des matériaux composites «PRF» a été presque du même niveau que celle des spécimens en béton confinés seulement avec des matériaux composites «PRF».

Abbasnia et Ziaadiny (2009) ont présenté les résultats d'une série d'essais de compression axiale cyclique sur 10 spécimens prismatiques carrés (152 x 152 x 305 mm) avec un rayon de coins $R = 29$ mm. Les échantillons ont été soumis à divers modes de chargement cyclique pour examiner différents aspects du comportement cyclique du béton confiné avec des matériaux composites «PRF». Les résultats des essais ont montré que la courbe enveloppe de la courbe contrainte-déformation cyclique des spécimens prismatiques carrés en béton confinés avec des matériaux composites «PRF» est approximativement la même que la celle du même béton sous chargement axiale monotone. L'étude indiquait également d'autres résultats importants, tels que, la linéarité de la relation entre la déformation plastique et la déformation enveloppe au déchargement et l'effet cumulatif de chargement sur l'histoire de la déformation plastique et la contrainte de rupture du béton.

Références

- Ahmad, S.H. et Shah, S.P. (1982) "Stress-strain curves of concrete confined by spiral reinforcement", *ACI Journal*, Vol. 79, No. 6, pp. 484-490.
- Ahmad, S.J., Khaloo, A.R. and Irshaid, A. (1991) "Behavior of concrete spirally confined by fiber glass filaments", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 43, No.156, 143-148.
- Al-Salloum (2007) "Influence of edge sharpness on the strength of square concrete columns confined with FRP composite laminates" *Composites: Part B*, Vol. 38, pp. 640-650.
- Abbasnia, R., Ziaadiny, H. (2009) "Behavior of concrete prisms confined with FRP composites under axial cyclic compression", *Engineering Structures*, Vol. 30, pp. 493-505.
- Balmer, G.G. (1949) "Shearing strength of concrete under high triaxial stress", *US. Bureau of Reclamation*, Structural Research Laboratory, Report No. SP-23, Denver, CO.
- Bavarian, B., Shively, R., Ehrgott, R., et Di Julio, R., (1996) "External support of concrete structures using composite materials", *Proceedings of the First International Using Composites in infrastructure*, ICCI'96, Editors: Saadatmanesh, H. et Ehsani, M. R., Tucson, Arizona, pp. 917-928.
- Benzoni, G., Priestley, M.J.N., et Seible, F., (1997) "Seismic performance of a full scale bridge column - as built and as repaired", *Recent Advances in Bridge Engineering: Advanced Rehabilitation, Durable Materials, Nondestructive Evaluation and Management*, Meier, U. and Betti, R., Editors, *Proceedings of the U.S / Canada Europe Workshop on Bridge Engineering*, Zurich 14-15, July, pp. 75-82.
- Berthet, J.F., Ferrier E. et Hamelin P. (2005) "Compressive behavior of concrete externally confined by composite jackets- Part A: Experimental study", *Construction and Building Materials*, Vol. 19, pp. 223-232.
- Chinn. I., et Zimmerman, R.M. (1965) "Behavior of plain concrete under various triaxial compression loading conditions", *Technical Report No. WLTR-64-163*, Air Force Weapons Laboratory, NM.
- Chaallal O, Hassan M, LeBlanc M. (2006) "Circular columns confined with FRP: Experimental versus predictions of models and guidelines", *ASCE, Journal of Composites for Construction*, Vol. 10, No. 1, pp. 4-12.
- El Echary, H., (1997) "Length effect on concrete-filled FRP tubes using acoustic emission", *MS Thesis*, University of Central Florida, Orlando, Florida.
- Fardis, M.N. et Khalili, H.H. (1981) "Concrete encased in fiber glass-reinforced plastic", *ACI Material Journal Proceedings*, Vol. 78, No. 6, pp. 440-446.
- Fardis, M.N. et Khalili, H.H. (1982) "FRP-encased concrete as a structural material", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 34, No. 121, pp. 191-202.
- Gardner, N.J. et Jacobson, E.R. (1967) "Structural behavior of concrete filled steel tubes", *ACI Journal*, Vol. 64, No. 7, pp. 404-413.

Haroun, M.A., Feng, M.Q., Bhatia, H., Sultant, M., Hoshijima, T., Kobatake, Y., (1997) "Testing bridge columns enhanced by fiber composite jackets", *Recent Advances in Bridge Engineering: Advanced Rehabilitation, Durable Materials, Nondestructive: Evaluation and Management*, Meier, U. and Better, R., Editors, *Proceedings of the U.S / Canada Europe Workshop on Bridge Engineering*, Zurich 14-15, July, pp. 143-144.

Hosotani, M., Kawashima, K. et Hoshikima, J., (1997) "A study on confinement effect of concrete cylinders by carbon fiber sheets", *Non metallic FRP Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the Third International Symposium*, Vol. 1, Sapporo, Japan, pp. 209-216.

Harmon, T.G., Could, P.L., Wang, E. et Ramakiishnan, S., (1998) "Behavior of confined concrete under cyclic loading", *Proceedings of the Second International Conferences on Composites in infrastructures*, ICCI'98, Editors: Saadatmanesh, H. et Ehsani, M.R., Tucson, Arizona, pp. 398-409.

Harries, K.A., Kestrier, J., Pessiki, S., Sause, R. et Ricles, J., (1998) "Axial behavior of reinforced concrete columns retrofit with FRPC jackets", *Proceedings of the First International Conferences on Composites in Infrastructure*, ICCI'98, Editors: Saadatmanesh, H. et Ehsani, M.R., Tucson, Arizona, pp. 411-425.

Iyengar, K.T.S .R., Desayi, R., et Reddy, K.N. (1970) "Stress-strain characteristics of concrete confined in steel binders", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 22, No. 72, London, pp. 173-184.

Knowles, B. R. et Park, R. (1970) "Axial load design for concrete filled steel tubes", *Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, Vol. 96, ST10, pp. 2125-2153.

Kurt, C.E. (1978) "Concrete filled structural plastic columns", *Proceedings of the American Society of civil engineering*, Vol. 104, No. ST1, pp. 55-63.

Kargahi, M. (1995) "Fiber reinforced plastic FRP shell as external reinforcement for concrete columns", *MS Thesis*, University of Central Florida, Orlando, Florida, 116 p.

Katoaka, T. et al. (1997) "Ductility of retrofitted RC columns with continuous fiber sheets", *Non metallic FRP Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the Third International Symposium*, Vol. 1, Sapporo, Japan, pp. 547-554.

Kanatharana, J. et Lu, L-W. (1998) "Strength and ductility of concrete columns reinforced with FRP tubes", *Proceedings of the Second International on Composites in Infrastructure*, ICCI'98, Saadatmanesh, H. et Ehsani, M. R., Editors, Tucson, Arizona, pp. 370-384.

Katsumata, H., Kobatake, Y., et Takeda, T. (1988) "A study on strengthening with carbon fiber for earthquake-resistant capacity of existing reinforced concrete columns", *Proceedings of the 9th Conference on Earthquake Engineering*, Vol. 7, Tokyo, Japan, pp. 517-522.

Kono, S. Inazurni, M. et Kaku, T., (1998) "Evaluation of confining effects of crfp sheets on reinforced concrete members", *Proceedings of the Second International on Composites in Infrastructure*, ICCI'98, Saadatmanesh, H. et Ehsani, M. R., Editors, Tucson, Arizona, pp. 343-355.

Kumutha, R., Vaidyanathan, R., Palanichamy, M.S. (2007) "Behaviour of reinforced concrete rectangular columns strengthened using GFRP", *Cement and Concrete Composites*, Vol. 29, pp. 609-615.

Lavergne, S., et Labossiere, P., (1997) “Experimental study of concrete columns confined by a composite jackets under combined axial and flexural load”, *Annual Congress of the CSCE*, Vol. 6, Edited by Neale, K. W., Labossiere, P. et McClure, G., Sherbrooke, Québec, pp. 11-20.

Lam, L. et Teng, J.G. (2002) “Strength models for FRP-confined concrete”, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 128, No. 5, pp. 612-623

Mander, J. B., Priestley, M.J.N. et Park, R. (1988) “Theoretical stress-strain model for confined concrete”, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 114, No.8, pp. 1804-1826.

Mastrapa, J. C. (1997) “Effect of bonded and unbonded construction on confinement with fiber composites”, *MS Thesis*, University of Central Florida, Orlando, Florida.

Mirmiran. A., et Shahawy, M., (1997) “Behavior of concrete columns confined with fiber composites”, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 123, pp. 583-590.

Miyaushi, K., Nishibayashi, S. et Houe, S., (1997) “Estimation of strengthening effects for carbon fiber shee t for concrete column”, *Non metallic FRP Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the Third International Symposium*, Vol. 1, Sapporo, Japan, pp. 217-232.

Monti, G., et Spoelstra, M. R. (1997) “Fiber-section analysis of RC bridge piers retrofitted with FRP jackets”, *Proceedings of Structures Congress XV Building to Lat*, ASCE, Portland, OR., 884-888.

Matthys, S., Toutanji, H., Audenaert, K. et Taerwe, L. (2005) “Axial load behavior of large-scale columns confined with fiber-reinforced polymer composites”, *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No. 2, pp. 258-267.

Newman, K. et Newman, J.B. (1972) “Failure theories and design criteria for plain concrete”, *Proceedings of the International Civil Engineering Materials Conference on Structure, Solid Mechanics and Engineering Design*, Wiley Inter-science, New York, Part 2, pp. 963-995.

Nanni, A., et Bradford, N.M. (1995) “FRP jacketed concrete under uniaxial compression”, *Construction and Building Materials*, Vol. 9, No. 2, pp. 115-124.

Nagasaka, T., Okarnoto, T. et Tanigaki, M. (1997) “Shear strengthening effectiveness of aramid fiber tapes on existing RC Columns”, *Non metallic FRP Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the Third International Symposium*, Vol. 1. Sapporo, Japan, pp. 539-546.

Priestley, M.J. N., Seible, F., Fyfe, E., (1992) “Column seismic retrofit using fiber glass epoxy jackets”, *First International Conference, Advanced Composite Materials for Bridges and Structures*. Neale, K. W. et Labossiere, P., Editors, pp. 287-298.

Picher, F., Rochetter, P. et Labossière, P. p. (1996) “Confinement of concrete cylinders with CFPP”, *Proceedings of the First International Conference on Composites in Infrastructure, ICCI'96*, Edited by Saadatmanesh, H. et Ehsani, M. R., Tucson, Arizona, pp. 829-84 1.

Pico, O. (1997) “Confinement effectiveness of square FRP tubes in hybrid columns”, *MS Thesis*, University of Central Florida, Orlando, Florida.

Pan, J.L., Xu, T. et Hu, Z.J. (2007) “Experimental investigation of load carrying capacity of the slender reinforced concrete columns wrapped with FRP”, *Construction and Building Materials*, Vol. 21, pp. 1991-1996.

Richart, F.E., Brandtzaeg, A. et Brown, R.L. (1928) “A study of the failure of concrete under combined compressive stresses”, *Engineering Experimental Station*, Bulletin No. 185, University of Illinois, Urbana, USA.

Richart, F.E., Brandtzaeg, A. et Brown, R.L. (1929) “The failure of plain and spirally reinforced concrete in compression”, *Engineering Experiment Station*, Bulletin No. 190, University of Illinois, Urbana, USA.

Restropol, J. I. et DeVino, B. (1996) “Enhancement of the axial load carrying capacity of reinforced concrete columns by means of fiber glass-epoxy jackets”, *Proceedings of Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*, Edited by: El-badry, M. M., Canadian Society for Civil Engineers, Montreal, Quebec, pp. 547-553.

Rousakis, T.C., Karabinis, A.I. (2008) “Substandard reinforced concrete members subjected to compression: FRP confining effects”, *Materials and Structures*, Vol. 41, No. 9, pp. 1595-1611.

Sheikh, S.A. et Uzumeri, S.M. (1980) “Strength and ductility of tied concrete columns”, *Journal of Structural Division, ASCE*, Vol. 106, No. 5, pp. 1079-1102.

Saatcioglu, M. et Razvi, S.R. (1992) “Strength and ductility of confined concrete”, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 118, No. 6, pp. 1590-1607.

Saadatmanesh, H., Ehsani, M. R. et Li, M. W. (1994) “Strength and ductility of concrete columns externally reinforced with fiber composite straps”, *ACI Structural journal*, Vol. 91, No.4, pp. 434-447.

Saadatmanesh M., Ehsani, M-R., Limin Jin, (1996) “Behavior of concrete retrofitted with fiber composite straps under cyclic loading”, *Fiber Composites structure. Proceedings of the First International Conference on Composites in Infrastructures, ICCI'96*, Saadatmanesh, H. et Ehsani, M. R., Editors, Tucson, Arizona, U.S.A., pp. 842-856.

Scherer, M.E. (1996) “Design optimization and behavior of concrete-filled FRP tubes”, *MS Thesis*, University of Central Florida, Orlando, Florida.

Seible, F., (1997) “Bridge pier rehabilitation with continuous carbon fiber wraps”, *Recent Advances in Bridge Engineering: Advanced Rehabilitation, Durable Materials, Nondestructive Evaluation and Management*, Meier, U. and Betti, R., Editors, Proceedings of the U.S / Canada Europe Workshop on Bridge Engineering, Zurich 14-15, July, pp. 59-66.

Sirbu, G. et al. (1997), “Seismic resistance of reinforced concrete pier with carbon fiber sheet retrofitting”, *Non metallic FRP Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the Third International Symposium*, Vol. 1, Sapporo, Japan, pp. 571-578.

Shahawy, M., Mirmiran, A., Beitelman T. (2000) “Tests and modeling of carbon-wrapped concrete columns”, *Composites: Part B*, Vol. 31, pp. 471-480.

Shehata, I. A. E. M., Carneiro, L. A. V., et Shehata, L. C. D. (2002) “Strength of short concrete columns confined with CFRP sheets”, *Materials and Structures*, Vol. 35, pp. 50-58.

Thériault, M., Neale, K.W. et Claude, S. (2004) “Fiber-reinforced polymer-confined circular concrete columns: Investigation of size and slenderness effects”, *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 8, No. 4, pp. 323-331.

Watanabe, K., et al. (1997), “Confinement effect of FRP sheet on strength and ductility of concrete cylinders under uniaxial compression”, *Non metallic FRP Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the Third International Symposium*, Vol. 1, Sapporo, Japan, pp. 233-238.

Wang, Y-C. et Hsu, K. (2008) “Design of FRP-wrapped reinforced concrete columns for enhancing axial load carrying capacity”, *Composite Structures*, Vol. 82, pp.132-139.

Wang, L-M. et Wu, Y-F. (2008) “Effect of corner radius on the performance of CFRP-confined square concrete columns: Test”, *Engineering Structures*, Vol. 30, pp. 493-505.

Xiao, Y., Martin, G.R., Yin, Z., Ma, R., (1996) “Seismic retrofit existing reinforced concrete bridge columns using a prefabricated composite wrapping system”, *Proceedings of the First International Conference on Composites in Infrastructure, ICCI'96*, Saadatmanesh, H. et Ehsani, M.R., Editors, Tucson, Arizona, US-A., pp. 903-916.

Xiao, Y. et Wu, H. (2003) “Compressive behavior of concrete confined by various types of FRP composite jackets”, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 22, No. 13, pp. 1187-1201.

Youssef, M.N., Feng M.Q., et Mosallam A.S. (2007) “ stress-strain model for concrete confined by FRP composites” *Composites: Part B*, Vol. 38, pp. 614-628.

Chapitre I.5 : MODÈLES DE BÉTON CONFINÉ AVEC DES MATÉRIAUX COMPOSITES « PRF »

I.5.1. Introduction

Jusqu'aux années 1990, construire un chemisage en béton armé ou en tôle d'acier était les deux méthodes communes pour renforcer une colonne en béton armé défectueuse (Ballinger et al. 1993). Le chemisage par tôle d'acier est plus efficace que celui en béton armé, car ce dernier implique une augmentation considérable des sections et par conséquent le poids de la structure. Cependant, les deux méthodes présentent une mise en œuvre souvent difficile sur chantier. En plus d'être lourdes, les chemises d'acier présentent le problème de corrosion (Ballinger et al. 1993, Demers et Neale 1999). Au cours de ces dernières années, la technique de renforcement des colonnes en béton armé par des matériaux composites «PRF» a été utilisée de plus en plus largement pour remplacer les chemises d'acier (Ballinger et al. 1993, Saadatmanesh et al. 1996, Seible et al. 1997). La forme la plus utilisée pour le renforcement et la réhabilitation des colonnes par les matériaux composites implique le collage externe des tissus ou lamelles de «PRF» sur ces éléments structuraux.

Le renforcement et la réhabilitation des colonnes en béton armé en utilisant des chemises en acier ou en «PRF» sont basés sur un fait bien établi que le confinement latéral du béton peut améliorer substantiellement sa résistance à la compression axiale et sa ductilité (Richart et al. 1928, 1929, Ahmad et Shah 1982, Mander et al. 1988). Plusieurs études ont été conduites sur la résistance à la compression et le comportement contrainte-déformation du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» (par exemple : Fardis et Khalili 1981, Ahmad et al. 1991, Harmon et Slattery 1992, Demers et Neale 1994, Howie et Karbhari 1994, Nanni et Bradford 1995, Karbhari et Gao 1997, Mirmiran et al. 1998, Demers et Neale 1999, Miyauchi et al. 1999, Purba et Mufti 1999, Saafi et al. 1999, Toutanji 1999, Rochette et Labossiere 2000, Xiao et Wu 2000, Zhang et al. 2000, Teng et al. 2002, Lam et Teng 2002 et 2003a, Berthet et al. 2005 et 2006, Wu et al. 2006). Ces études ont montré que le comportement du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est différent de celui du béton confiné avec de l'acier (Mirmiran et Shahawy 1997, Samaan et al. 1998, Saafi et al. 1999, Spoelstra et Monti 1999) ce qui implique que les recommandations de dimensionnement développées pour les colonnes en béton confinées avec des aciers ne peuvent être appliquées pour les colonnes confinées avec les composites «PRF» malgré la ressemblance apparente entre ces deux types de colonnes.

En effet l'utilisation des composites «PRF» dans les structures étant une pratique relativement nouvelle, il existe peu de modèles mathématiques simples capables de décrire adéquatement le comportement des colonnes en béton confinées avec ce type de matériau. La plupart des modèles empiriques disponibles ont été développés pour les colonnes confinées avec des tubes d'acier. Ces modèles, qui supposent un comportement élastique-parfaitement plastique de l'acier, considèrent la pression de confinement constante dès que la résistance axiale du béton est atteinte. Pour un matériau de confinement qui présente un comportement linéaire élastique jusqu'à la rupture, comme dans le cas des composites à base de fibres, cette hypothèse n'est plus valable car la pression de confinement augmente jusqu'à la fin du chargement. Pour cette raison, il est difficile d'adapter les modèles empiriques existants et les résultats qu'ils donnent sont peu fiables (Deniaud 1994).

Enfin, il est important de noter que dans la plupart des modèles de confinement (avec de l'acier ou avec des composites «PRF»), utilisent des équations qui donne la résistance à la compression du béton confiné appelés modèles de résistance, et d'autre part des équations (en général et par simplicité, ces équations sont au nombre de branches que comporte le diagramme contrainte-déformation) qui donnent l'allure du diagramme contrainte-déformation et appelés « modèles contrainte-déformation ».

I.5.2. Résistance à la compression du béton confiné avec des «PRF»

I.5.2.1. Généralités

Pour dimensionner le renforcement externe des colonnes en béton, il est nécessaire d'estimer le gain de résistance apporté au béton par le confinement du «PRF». Bien qu'une grande base d'informations existe sur le béton confiné avec de l'acier (ex. Richart et al. 1928 et 1929 ; Mander et al. 1988, Cusson et Paultre 1995), des études récentes ont révélées que les modèles existants pour la résistance à la compression axiale du béton confiné avec de l'acier donnent des surestimation et ne peuvent être utilisés pour le béton confiné avec des «PRF» (Rochette 1996, Mirmiran et Shahaway 1997, Samaan et al. 1998, Saafi et al. 1999, Lam et Teng 2002, Lam et Teng 2003a, Miller 2006, Ross 2007). Par conséquent, les modèles de résistance spécialement développés pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» ont été présentés par plusieurs chercheurs (ex. Karbhari et Gao 1997, Mirmiran et al. 1998, Samaan et al. 1998, Miyauchi et al. 1999, Saafi et al. 1999, Toutanji 1999, LeBlanc 2000, Lam et Teng 2002, Berthet et al. 2006 et autres) et qui sont basés sur des essais expérimentaux réalisés sur des spécimens en béton confinés avec des matériaux composites «PRF».

I.5.2.2. Revue des modèles de Résistance

La plupart des modèles de résistance du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» (Fardis et Khalili 1982, Karbhari et Gao 1997, Mirmiran et Shahawy 1997, Samaan et al. 1998, Miyauchi et al. 1999, Saafi et al. 1999, Toutanji 1999 et 2005, Thériault et Neale 2000, Lam et Teng 2002, Berthet et al. 2006, Teng et al. 2007, voir d'autres) ont la forme suivante :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + k_1 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (I.5.1)$$

Où f'_{cc} et f'_{co} sont respectivement la résistance à la compression axiale du béton confiné et non confiné, f_l la pression de confinement latérale et k_1 le coefficient d'efficacité de confinement. Cette formule a été proposée en premier par Richart et al. (1928) pour un béton confiné par pression hydrostatique (confinement actif) avec une valeur de $k_1 = 4,1$. Richart et al. (1929) ont montré par la suite que leur modèle est aussi valable pour un béton confiné avec des aciers en spirales continues (confinement passif). Fardis et Khalili (1982) ont suggéré que le modèle de Richart et al. (1928) pourrait être utilisé directement pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF». En 1994 Saadatmanesh et al ont étendu le modèle de Mander et al. (1988) au béton confiné avec des matériaux composites «PRF».

Cependant d'autres études ont montré que l'estimation de la résistance à la compression axiale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» avec des modèles établis pour le béton confiné avec de l'acier n'était pas appropriée du fait que ces derniers surestiment la résistance à la compression du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» (Mirmiran et Shahawy 1997, Samaan et al. 1998, Saafi et al. 1999). Plusieurs modèles de résistance proposés par la suite pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» ont repris l'équation (I.5.1) avec la simple modification de la valeur de k_1 (Karbhari et Gao 1997, Samaan et al. 1998, Miyauchi et al. 1999, Saafi et al. 1999, Toutanji 1999, Lam et Teng 2002, Matthys et al. 2005, Berthet et al. 2006, Teng et al. 2007).

Fardis et Khalili (1982)

Comme on l'a déjà mentionné, Richart et al. (1928) ont développé une formule empirique pour estimer l'augmentation de la résistance à la compression axiale d'un béton soumis à une pression triaxiale constante (pression de confinement active) :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 4,1 \frac{P}{f'_{co}} \quad (\text{I.5.2})$$

En 1972 Newman et Newman ont proposé une expression non linéaire comme fonction de pression de confinement pour estimer l'augmentation de la résistance à la compression :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3,7 \left(\frac{P}{f'_{co}} \right)^{0.86} \quad (\text{I.5.3})$$

Fardis et Khalili (1982) ont appliqué les équations précédentes (I.5.2 et I.5.3) pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» en substituant la pression active (P) par la pression de confinement latérale (f_l) que peut fournir le «PRF» avant de se rompre par traction, cette dernière à la valeur suivante :

$$f_l = \frac{2f_{prf} \cdot t_{prf}}{d} \quad (\text{I.5.4})$$

Par conséquent, le modèle de Fardis et Khalili estime la résistance à la compression axiale maximale du béton confiné comme suit :

$$\text{- Modèle (I) :} \quad \frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 4,1 \left(\frac{2 f_{prf} t_{prf}}{f'_{co} d} \right) \quad (\text{I.5.5})$$

$$\text{- Modèle (II) :} \quad \frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3,7 \left(\frac{2 f_{prf} t_{prf}}{f'_{co} d} \right)^{0.86} \quad (\text{I.5.6})$$

Pour ces deux propositions la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est calculée par l'équation suivante :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} + 0,001 \frac{E_{prf} \cdot t_{prf}}{d \cdot f'_{co}} \quad (\text{I.5.7})$$

Dans cette équation la déformation axiale correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton non confiné est : $\varepsilon_{co} = 0,002$.

Fardis et Khalili ont validé les équations de leur modèle par des résultats expérimentaux obtenus en 1981 sur des éprouvettes cylindriques courtes (76x152 mm et 102x204 mm) confinées avec des polymères en fibres de verre avec un rapport de confinement (f_l / f'_{co}) compris entre 0,1 et 0,6. Pour cette valeur de f_l / f'_{co} les chercheurs ont observé une concordance raisonnable entre l'expérimentation et les valeurs prédites par leur modèle (Fardis et Khalili 1981). Par contre aucune comparaison n'a été établie entre la valeur expérimentale de la déformation axiale maximale et les prédictions de l'équation (I.5.7), qui a été étalonnée empiriquement avec une valeur de ε_{co} égale à 0,002 (De Lorenzis 2001).

Saadatmanesh et al. (1994)

Saadatmanesh et al ont étendu le modèle de confinement de Mander et al. (1988), proposé pour le béton confiné avec de l'acier, au béton confiné avec des matériaux composites «PRF». Le modèle de Mander et al. (1988) suggère une relation non linéaire entre la résistance du béton confiné et la pression de confinement. Cette relation basée sur les travaux d'Elwi et Murray (1979) se résume pour les sections circulaires de la forme suivante:

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 2,254 \sqrt{1 + 7,94 \frac{P}{f'_{co}}} - 2 \frac{P}{f'_{co}} - 1,254 \quad (I.5.8)$$

L'équation (I.5.8) a été appliquée par Saadatmanesh et al. (1994) au béton confiné avec des matériaux composites «PRF» en remplaçant la contrainte de confinement due aux armatures transversales (P) par la valeur de la pression de confinement maximale du «PRF» (f_l) donnée par l'équation (I.5.4). Par conséquent, leur modèle s'écrit comme suit :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 2,254 \sqrt{1 + 7,94 \frac{2f_{prf} t_{prf}}{f'_{co} d}} - 4 \frac{f_{prf} t_{prf}}{f'_{co} d} - 1,254 \quad (I.5.9)$$

La déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est donnée par l'équation suivante :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 5 \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right) \quad (I.5.10)$$

Il faut noter que ce modèle n'a pas été comparé avec des résultats expérimentaux mais il a seulement été utilisé pour faire une étude paramétrique.

Pour les colonnes partiellement confinées avec un grand espacement entre les bandes de «PRF», Saadatmanesh et al. (1994) ont proposé d'utiliser l'équation (I.5.9) mais en remplaçant f_l par f'_l tel que :

$$f'_l = k_g \cdot f_l \quad (I.5.11)$$

Où f'_l est la pression de confinement latérale effective, k_g le coefficient d'espacement qui est égale à :

$$k_g = \frac{(1 - S_{prf} / 2d)^2}{1 - \rho_{sc}} \quad (I.5.12)$$

S_{PRF} est l'espacement vertical entre les bandes de «PRF», ρ_{sc} est le rapport de la section des armatures longitudinales à la section de la colonne.

Karbhari et Gao (1997)

Comme plusieurs autres modèles celui de Karbhari et Gao a été inspiré du modèle de Richart et al. (1928) en modifiant la valeur du coefficient d'efficacité de confinement k_1 comme suit :

$$k_1 = 2,1 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{-0,13} \quad (I.5.13)$$

Par conséquent le modèle de Karbhari et Gao est représenté par l'équation suivante :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 2,1 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,87} \quad (I.5.14)$$

Dans ce modèle la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est calculée comme suit :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} + 0,01 \cdot \frac{2 f_{prf} \cdot t_{prf}}{d \cdot f'_{co}} \quad (I.5.15)$$

Ce modèle proposé par Karbhari et Gao est nommé Karbhari et Gao (1997-modèle I), car ces auteurs ont présentés un autre modèle (Karbhari et Gao 1997-modèle II) dans la même publication. Ce deuxième modèle de Karbhari et Gao estime la résistance à la compression axiale ultime du béton confiné f'_{cc} différemment que le modèle (I), comme le montre l'équation (I.5.16) :

$$f'_{cc} = f'_{co} + 3,1 f'_{co} \nu_c \frac{2 t_{prf}}{d} \cdot \frac{E_{prf}}{E_c} + 2 \frac{f_{prf} t_{prf}}{d} \quad (I.5.16)$$

Où ν_c , E_c sont le coefficient de Poisson et le module d'élasticité du béton non confiné, f_{prf} la résistance à la traction du «PRF» dans la direction circonférentielle, t_{prf} l'épaisseur totale du «PRF», d le diamètre de la section du béton, E_{prf} le module d'élasticité du «PRF».

Samaan et al. (1998)

Samaan et al. (1998) ont modifié le modèle de Richart et al. (1928) pour qu'il soit adapté au béton confiné avec des matériaux composites «PRF» en proposant une nouvelle valeur au coefficient d'efficacité de confinement k_1 de l'équation (I.5.1) :

$$k_1 = 6,0 f_l^{-0,3} \quad (I.5.17)$$

Par conséquent le modèle de Samaan et al. (1998) s'écrit comme suit :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 6,0 \frac{f_l^{0,7}}{f'_{co}} \quad (I.5.18)$$

Ce qui implique que la résistance à la compression axiale maximale du béton confiné f'_{cc} est :

$$f'_{cc} = f'_{co} + 0,6 f_l^{0,7} \quad (I.5.19)$$

Concernant la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF», Samaan et al. (1998) ont proposé l'équation suivante :

$$\varepsilon_{cc} = \frac{f'_{cc} - 0,872f'_{co} - 0,371f_l - 6,258}{245,61f'_{co}{}^{0,2} + 1,3456 \left(\frac{E_{prf} t_{prf}}{d} \right)} \quad (I.5.20)$$

Ce modèle a été calibré avec des résultats expérimentaux sur des tubes en «PRF» remplis de béton, avec un niveau de confinement variait entre 0,31 et 0,84. La déformation circonférentielle enregistrée à la rupture était très proche de la déformation ultime de traction des tubes en «PRF» utilisés dans les essais et, par conséquent, ce modèle ne tient pas compte du phénomène de la rupture prématurée du «PRF» (Samaan 1997, Samaan et al. 1998).

Kono et al. (1998)

Kono et al ont développé deux équations empiriques pour l'évaluation de la résistance à la compression des cylindres en béton confinés avec des matériaux composites «PRF» et la déformation correspondante. Dans ces équations, les rapports (f'_{cc}/f'_{co}) et ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$) sont linéairement liés à la pression de confinement latérale (f_l), au lieu du rapport de confinement (f_l/f'_{co}), comme suit :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 0,0572f_l \quad (I.5.21)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 0,280f_l \quad (I.5.22)$$

Dans les travaux de Kono et al, le rapport de confinement des spécimens utilisés pour valider le modèle proposé est compris entre 0,37 et 1,19, ce qui est un peu élevé par rapport à ceux des modèles précédents. La résistance en compression du béton non confiné est comprise entre 32,3 MPa et 34,8 MPa. D'autre part les mesures des déformations circonférentielles ont montré que la rupture survenait pour des déformations de l'ordre de 38 à 59 % de la déformation ultime du composite «PRF». Il faut noter que les équations de ce modèle prennent en compte le phénomène de la rupture prématurée du «PRF».

Mirmiran et Shahawy (1997), Mirmiran et al. (1998)

En 1997 Mirmiran et Shahawy ont suggéré la formule suivante pour estimer la résistance à la compression d'un tube en «PRF» rempli de béton dans lequel le tube agit simultanément comme coffrage et comme confinement pour le béton (Mirmiran et Shahawy 1997) :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 4,269 \frac{f_l^{0,587}}{f'_{co}} \quad (I.5.23)$$

Ce qui implique que :

$$f'_{cc} = f'_{co} + 4,269 f_l^{0,587} \quad (I.5.24)$$

Dans un autre travail et pour tenir compte de l'effet de l'élanement (L/d) des spécimens testés, Mirmiran et al ont proposé en 1998 une nouvelle équation pour estimer la résistance à la compression maximale du béton confiné en fonction de la résistance à la compression d'un spécimen de référence avec un élanement $L/d = 2$ notée $f'_{cc2:l}$, l'équation qui permet cette transition est la suivante (Mirmiran et al. 1998) :

$$f'_{cc} = f'_{cc2:l} \left[0,0288 \left(\frac{L}{d} \right)^2 - 0,263 \left(\frac{L}{d} \right) + 1,418 \right] \quad (I.5.25)$$

Miyauchi et al. (1999)

Miyauchi et al ont proposé l'équation suivante pour estimer la résistance à la compression axiale maximale d'un béton confiné avec des matériaux composites «PRF» :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 4,1 \cdot k_e \cdot \left(\frac{2 \cdot f_{prf} \cdot t_{prf}}{f'_{co} \cdot d} \right) \quad (I.5.26)$$

On remarque que cette équation ne diffère de celle de Fardis et Khalili (équation I.5.5) que par l'addition d'un « coefficient d'efficacité » empirique k_e . Ce coefficient a été calibré par les auteurs à partir de leurs propres résultats expérimentaux et a été pris égal à 0,85 ce qui donne $k_l = 3,485$ (Miyauchi et al. 1997).

En 1999 cette valeur de k_e a été révisée et le coefficient k_l devient 2,98. On note que les essais ont été conduits sur des spécimens confinés avec des «PRF» de carbone avec un rapport de confinement (f_l / f'_{co}) compris entre 0,1 et 0,5 et une résistance en compression du béton non confiné f'_{co} variait entre 20 et 100 MPa. Finalement l'expression de Miyauchi et al. (1999) pour le calcul de f'_{cc} s'écrit comme suit :

$$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 2,98 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \right] \quad (I.5.27)$$

Dans ce modèle, les auteurs ont proposé les équations suivantes pour le calcul de la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left(1 + 10,6 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,373} \right), \text{ pour } f'_{co} = 30 \text{ MPa} \quad (I.5.28)$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left(1 + 10,5 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,525} \right), \text{ pour } f'_{co} = 50 \text{ MPa} \quad (I.5.29)$$

Toutanji (1999, 2005)

Pour établir son modèle Toutanji a adapté celui de Richart et al. (1928) pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» en modifiant la valeur du coefficient d'efficacité de confinement k_l , il proposa ainsi pour ce dernier la valeur suivante :

$$k_l = 3,5 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{-0,15} \quad (I.5.30)$$

Par conséquent le modèle de Toutanji exprime la résistance à la compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» comme suit (Toutanji 1999, Toutanji et Deng 2002) :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = \left(1 + 3,5 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,85} \right) \quad (I.5.31)$$

Tandis que la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est donnée par l'équation suivante :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + (310,57 \varepsilon_{r,rupt} + 1,9) \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right) \quad (I.5.32)$$

$\varepsilon_{r,rupt}$ représente la déformation circonférentielle du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» au moment de la rupture.

La résistance à la compression axiale maximale de ce modèle a été révisée en 2005 (Matthys et al. 2005) en ajustant le coefficient d'efficacité de confinement $k_l = 2,3 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{-0,15}$, ce qui a donné l'équation suivante (équation I.5.31 révisée) :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = \left(1 + 2,3 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,85} \right) \quad (I.5.33)$$

Saafi et al. (1999)

Le modèle de Saafi et al. (1999) est identique à celui de Toutaji (1999), avec la seule différence que les travaux de Saafi et al ont été réalisés sur des tubes en «PRF» remplis de béton contrairement à Toutaji qui a étudié des éprouvettes cylindriques en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» stratifié manuellement (stratification directe). Des coefficients différents ont été observés entre les deux modèles et cette différence a été attribuée à l'adhérence entre le tissu en «PRF» et le béton. Cette dernière est supposée plus forte en comparant à celle développée par les tubes en «PRF».

La valeur du coefficient d'efficacité de confinement k_l donnée par Saafi et al.(1999) est la suivante :

$$k_l = 2,2 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{-0,16} \quad (I.5.34)$$

Par conséquent, l'expression de la résistance à la compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est donnée comme suit :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = \left(1 + 2,2 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,84} \right) \quad (I.5.35)$$

L'expression de la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est donnée comme suit :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + (537 \varepsilon_{fu} + 2,6) \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right) \quad (I.5.36)$$

Spoelstra et Monti (1999)

En se basant sur le modèle de Pantazopoulou et Mills (1995) conçu pour des bétons non confiné avec des matériaux composites «PRF», Spoelstra et Monti ont proposé un nouveau modèle de type contrainte déformation pour les bétons confinés avec des «PRF». Les valeurs de la contrainte axiale maximale et de la déformation axiale correspondante sont données par les formules suivantes :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = \left(0,2 + 3 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,5} \right) \quad (I.5.37)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 1,25 \frac{E_{co}}{f'_{co}} \varepsilon_{fu} \sqrt{\frac{f_l}{f'_{co}}} \quad (I.5.38)$$

Avec : E_{co} : Module d'élasticité du béton non confiné ;
 ε_{fu} : Déformation ultime du composite «PRF».

Xiao et Wu (2000, 2003)

Le modèle contrainte-déformation de Xiao et Wu (2000) comprend une formule pour les conditions ultime de rupture du «PRF» qui peut être utilisée pour prédire la résistance à la compression axiale maximale lorsque l'effet de confinement est substantiel. Cependant l'équation proposée par Xiao et Wu est la suivante :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = \alpha + k_1 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (I.5.39)$$

Les valeurs de α pour tous les spécimens testés par les auteurs varient autour d'une valeur moyenne de 1,10. D'autre part, en se basant sur une analyse de régression, l'équation suivante a été obtenue par les auteurs pour le coefficient d'efficacité de confinement k_1 :

$$k_1 = 4,1 - 0,75 \frac{f'_{co}{}^2}{C_j} \quad (I.5.40)$$

Par conséquent, le modèle de Xiao et Wu s'écrit comme suit :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1,10 + \left(4,1 - 0,75 \frac{f'_{co}{}^2}{C_j} \right) \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (I.5.41)$$

Comme le comportement de l'enveloppe composite est essentiellement linéaire-élastique, un module de confinement constant basé sur l'épaisseur de l'enveloppe, t_{prf} , le diamètre de la colonne, d , et le module d'élasticité de l'enveloppe E_{prf} , est défini de la manière suivante :

$$C_j = 2 \cdot \frac{t_{prf}}{d} \cdot E_{prf} \quad (I.5.42)$$

Cette équation a été validée empiriquement avec les résultats expérimentaux obtenus par les auteurs sur des spécimens confinés avec des «PRF» et dont le rapport de confinement variait entre 0,14 et 0,70. Les mesures des déformations circonférentielles ont montré que la rupture du «PRF» survenait pour des déformations entre 50 et 80 % de la déformation ultime obtenue par essai de traction sur des coupons du «PRF» utilisé. Cependant ce modèle de Xiao et Wu a été validé par les valeurs des déformations latérales mesurées expérimentalement et par conséquent, il ne tient pas compte de la rupture prématurée du «PRF» par traction. Selon Teng et al (2002), l'estimation de la résistance donnée par l'équation (I.5.41) ne représente pas convenablement les résultats expérimentaux pour de faibles niveaux de confinements.

En 2003, Xiao et Wu ont révisé le coefficient k_1 suite à une série complémentaire de spécimens, ce qui a donné la valeur suivante :

$$k_1 = 4,1 - 0,45 \left(\frac{f'_{co}{}^2}{C_j} \right)^{1,4} \quad (I.5.43)$$

Par conséquent, le nouveau modèle a été obtenu avec un coefficient de corrélation de 80% par rapport à l'expérimentation (Xiao et Wu 2003).

L'expression de la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est donnée comme suit :

$$\varepsilon_{cc} = \frac{\varepsilon_{fu} - 0,0005}{7 \left(\frac{f'_{co}}{C_j} \right)^{0,8}} \quad (I.5.44)$$

Thériault et Neale (2000)

Thériault et Neale ont estimé que la résistance à la compression axiale maximale d'un béton confiné avec des matériaux composites «PRF» peut être déterminée par l'équation suivante :

$$f'_{cc} = f'_{co} (1 + \alpha_{pc} \cdot \omega_w) \quad (I.5.45)$$

α_{pc} ou α_{pr} sont respectivement le coefficient de performance pour les colonnes circulaires ou rectangulaires (une valeur de 1 est suggérée pour ce coefficient).

Dans l'équation (I.5.45) le rapport volumétrique de résistance ω_w est défini comme suit :

$$\omega_w = 2f_{lprf} / \phi_c \cdot f'_{co} \quad (I.5.46)$$

Dans la formule (I.5.46) :

$$f_{lprf} = 2 \cdot N \cdot \phi_{prf} \cdot f_{prf} \cdot t_{prf} / d, \text{ pour les sections circulaires,}$$

$$f_{lprf} = N \cdot \phi_{prf} \cdot f_{prf} \cdot t_{prf} (b + h) / bh, \text{ pour les sections rectangulaires.}$$

Avec :

f_{lprf} : la pression de confinement latérale due au «PRF»,

f_{prf} : la résistance à la traction du «PRF» suivant la direction circonférentielle est égale à $E_{prf} \cdot \epsilon_{prf}$,

N : le nombre de couches du composite «PRF»,

ϕ_{prf} : le facteur de résistance du «PRF» (égale à 0,6 pour les «PRF» de verre et 0,75 pour les «PRF» de Carbone),

ϕ_c : le facteur de résistance du béton (pris égale à 0,6).

En introduisant les valeurs des facteurs de résistance, l'équation (I.5.45) devient comme suit :

$$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 3,33 \left(\frac{f_{lprf}}{f'_{co}} \right) \right] \quad (I.5.47)$$

D'autre part si tous les facteurs de résistance sont pris égaux à 1 comme le suggère le code CSA (Canadian Standards Association) standard A23.3-94 (pour les colonnes en béton confinées avec des spirales conventionnelles), l'équation (I.5.45) aura la forme suivante:

$$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 2 \left(\frac{f_{lprf}}{f'_{co}} \right) \right] \quad (I.5.48)$$

Lam et Teng (2002)

Lam et Teng ont confirmé à partir des résultats expérimentaux que la résistance du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» f'_{cc} augmente linéairement avec la pression de confinement latérale f_l , et estiment que dans la plupart des modèles récents (Karbhari et Gao 1997, Mirmiran et al, 1998, Samaan et al. 1998, Saafi et al. 1999, Toutanji 1999) utilisent une complexité supplémentaire inutile pour représenter cette relation (Lam et Teng 2002).

Les même auteurs ont montré que l'équation (I.5.1) avec un coefficient $k_l = 2,15$ donne de très bonnes valeurs de f'_{cc} . Cependant pour des rapports élevés de confinement ($f_l / f'_{co} > 1$) ce modèle surestime légèrement la résistance à la compression du béton confiné avec des matériaux

composites «PRF» (Teng et al. 2002). Par conséquent, et après avoir modifié le coefficient k_1 , l'équation suivante a été proposée par Lam et Teng (2002) pour les besoins de dimensionnement :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 2 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (\text{I.5.49})$$

Une autre équation a été proposée par Lam et Teng (2002) en remplaçant la valeur nominale de la pression de confinement f_l par la valeur réelle $f_{l,r}$, définie par l'équation (I.3.3), ce qui implique que le coefficient d'efficacité de confinement k_1 devient 3,3 au lieu de 2. Par conséquent, la nouvelle proposition de Lam et Teng se résume comme suit :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3,3 \frac{f_{l,r}}{f'_{co}} \quad (\text{I.5.50})$$

Pour l'équation (I.5.50), une amélioration considérable de résistance ne peut être attendue que si le rapport de confinement réelle $f_{l,r} / f'_{co} \geq 0,07$. Pour le cas de béton confiné avec des matériaux composites «PRF» avec un rapport $f_{l,r} / f'_{co} < 0,07$, aucune amélioration de résistance n'est obtenue (Lam et Teng 2002 et 2003).

L'expression de la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des «PRFC» ou «PRFV» est donnée comme suit :

- Pour le béton confiné avec des «PRFC» :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 15 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (\text{I.5.51})$$

- Pour des tubes en «PRFV» remplis de béton :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 27 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,7} \quad (\text{I.5.52})$$

ACI committee 440 (2002)

ACI committee 440 a adopté une approche équivalente à l'équation de Mander, Priestley et Park pour l'estimation de la contrainte de compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» avec quelques simplifications des coefficients (Bisby et al. 2005), cette équation s'écrit comme suit :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 2,25 \sqrt{1 + 7,9 \frac{f_l}{f'_{co}}} - 2 \frac{f_l}{f'_{co}} - 1,25 \quad (\text{I.5.53})$$

De même pour la déformation axiale à la rupture l'ACI committee 440 suggère l'équation suivante :

$$\varepsilon_{cc} = \frac{1,71 (5f'_{cc} - 4f'_{co})}{E_c} \quad (\text{I.5.54})$$

Avec : E_{co} , module d'élasticité du béton non confiné.

Lin et Li (2003) et Li et al. (2003)

Selon les auteurs le modèle du béton confiné est basé sur le principe de comportement triaxial du sol pour obtenir la contrainte ultime f'_{cc} . A partir du critère de rupture de Mohr-Columb, la contrainte de compression maximale due aux contraintes de confinement latérales peut être exprimée comme suit :

$$\sigma_1 = 2C \tan(45 + \varphi/2) + \sigma_3 \tan^2(45 + \varphi/2) \quad (I.5.55)$$

Où

σ_1 : la contrainte de compression ultime,

C : la cohésion du matériau,

σ_3 : la contrainte de confinement latéral,

φ° : l'angle interne de frottement du béton, avec : $\varphi = 36^\circ + 1^\circ (f'_{co} / 35) \leq 45^\circ$

Sous un chargement uni-axial, le mécanisme du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est similaire à celui du sol sous chargement triaxial. Dans l'équation (I.5.55), σ_3 est la contrainte de confinement latérale qui peut être prise égale à f_l , et σ_1 la contrainte axiale maximale prise égale à f'_{cc} . Lorsque $\sigma_3 = 0$, le matériau (sol ou roche) est non confiné, et l'équation (I.5.55) devient $\sigma_1 = 2C \tan(45 + \varphi/2)$. D'une manière similaire, la contrainte du béton non confiné est définie comme $f'_{co} = 2C \tan(45 + \varphi/2)$. Par conséquent, la formule proposée par les auteurs dépend de la contrainte de confinement latérale, l'angle interne de frottement et de la résistance du béton non confiné. En plus, l'angle interne de frottement pour ce modèle dépend de la résistance du béton non confiné. Donc l'équation (I.5.55) peut être écrite comme suit pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» :

$$f'_{cc} = f'_{co} + f'_l \tan^2(45 + \varphi/2) \quad (I.5.56)$$

Où f'_l est la pression effective de confinement latérale qui est égale à :

$$f'_l = k_s \cdot f_l \quad (I.5.57)$$

Avec k_s le coefficient de forme de la section, typiquement égale à 0,95 pour des sections circulaires, 0,75 pour des sections rectangulaires, et 0,60 pour des refends de sections rectangulaires (Priestley et al. 1996) ; et f_l représente la pression de confinement latérale.

L'expression de la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est donnée comme suit :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left[1 + \alpha \tan^2(45^\circ + \frac{\varphi}{2}) \frac{f'_l}{f'_{co}} \right] \quad (I.5.58)$$

α : est un paramètre déterminé expérimentalement ($\alpha = 2,24$ pour un béton de $f'_{co} = 20,6$ MPa confiné avec des «PRFC»).

Berthet et al. (2006)

Dans une étude expérimentale réalisée en 2005, Berthet et al, ont montré que pour les bétons à hautes résistances ($f'_{co} > 50$ MPa) confinés avec des «PRF», la valeur du coefficient d'efficacité du confinement k_l baisse quand la résistance à la compression maximale du béton f'_{co} augmente. Cependant, pour des bétons de résistance similaire, la valeur de k_l est constante quel que soit le rapport de confinement et le gain de résistance est fonction non seulement du rapport de confinement mais aussi de la résistance à la compression maximale du béton f'_{co} . Néanmoins, pour les bétons ordinaires avec une résistance à la compression maximale comprise entre 20 et 50 MPa, le gain de résistance dépend seulement de la pression de confinement générée par le «PRF».

En tenant compte de l'influence de la résistance à la compression du béton f'_{co} sur le comportement ultime du béton confiné avec des matériaux composites «PRF», Berthet et al. (2006) ont proposé le modèle suivant :

$$f'_{cc} = f'_{co} + k_1 \cdot f_{l,r} \quad (I.5.59)$$

Où $f_{l,r}$ est la pression de confinement latérale réelle. Dans ce modèle le coefficient d'efficacité de confinement k_1 est donné par les relations suivantes en fonction de la résistance à la compression du béton :

$$k_1 = 3,45 \quad ; \text{ pour } 20 \leq f'_{co} \leq 50 \text{ MPa.} \quad (I.5.60)$$

$$k_1 = \frac{9,5}{(f'_{co})^{1/4}} \quad ; \text{ pour } 50 \leq f'_{co} \leq 200 \text{ MPa.} \quad (I.5.61)$$

Par conséquent, le modèle de Berthet et al, s'écrit comme suit :

$$f'_{cc} = f'_{co} + 3,45 \cdot f_{l,r} \quad ; \text{ pour } 20 \leq f'_{co} \leq 50 \text{ MPa.} \quad (I.5.62)$$

$$f'_{cc} = f'_{co} + \frac{9,5}{(f'_{co})^{1/4}} f_{l,r} \quad ; \text{ pour } 50 \leq f'_{co} \leq 200 \text{ MPa.} \quad (I.5.63)$$

$$\text{Avec : } f_{l,r} = \frac{2 \cdot t_{prf} \cdot E_{prf} \cdot \varepsilon_{r,rup}}{d}$$

L'expression de la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est donnée comme suit :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} + \sqrt{2} \left(\frac{E_l}{f'_{co}} \right)^{2/3} \cdot (\varepsilon_{fu} - \nu_c \cdot \varepsilon_{co}) \quad (I.5.64)$$

$$\text{Avec : } E_l = \frac{t_{prf}}{r} \cdot E_{prf} ;$$

ν_c : coefficient de Poisson du béton ;

ε_{fu} : déformation ultime du composite «PRF» ;

ε_{co} : déformation du béton correspondante à f'_{co} ;

E_{prf} : module d'élasticité en traction du composite «PRF» ;

$\varepsilon_{r,rup}$: déformation radiale du béton confiné avec des «PRF» au moment de la rupture.

Youssef et al. (2007)

Les auteurs ont réalisé 87 essais en compression axiale sur des spécimens en béton (f'_{co} variait entre 28 et 34 MPa) confiné avec deux matériaux composites différents «PRFC» et «PRFV». Le programme expérimental contenait des spécimens de section rectangulaire et de section carrée (254 x 381 mm de section x 762 mm de hauteur et 381 x 381 mm de section x 762 mm de hauteur) et des spécimens de section circulaire (Ø406 x 813 mm et Ø 152 x 305 mm). Youssef et al, (2007) ont proposé les équations suivantes pour l'estimation de la contrainte ultime et de la déformation correspondante pour des spécimens de section circulaire :

$$\frac{f'_{cu}}{f'_{co}} = 1 + 2,25 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{5/4} \quad (I.5.65)$$

$$\varepsilon_{cu} = 0,003368 + 0,2590 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \left(\frac{f_{prf}}{E_{prf}} \right)^{1/2} \quad (I.5.66)$$

I.5.3. Contrainte-déformation du béton confiné avec des composites «PRF»

I.5.3.1. Généralités

Une compréhension des relations contrainte-déformation du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est aussi nécessaire pour pouvoir dimensionner le renfort en «PRF» d'une colonne en béton, particulièrement lorsque cette dernière est soumise à une flexion composée et que sa ductilité sismique est défaillante. Bien qu'il existe plusieurs modèles contrainte-déformation pour les bétons confinés avec de l'acier (exemple : Kent et Park 1971, Ahmad et Shah 1982, Mander et al. 1988, Saatcioglu et Razvi 1992, Cusson et Paultre 1995) et qu'un autre (Mander et al. 1988) a été utilisé pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF», ces modèles ne sont pas strictement applicables pour les cas de confinement avec des «PRF» parce qu'ils ne reflètent pas le comportement bilinéaire observé dans les essais de béton confiné avec des matériaux composites «PRF».

Par conséquent, plusieurs modèles contrainte-déformation ont été proposés spécifiquement pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» les années passées. Quelques modèles sont basés sur les données expérimentaux des tubes en «PRF» remplis de béton (ex. Samaan et al. 1998, et Saafi al, 1999), et d'autres sont basés principalement sur les essais de spécimens en béton confinés extérieurement par des tissus en «PRF» (ex. Karbhari et Gao 1997, Miyauchi et al. 1999, Toutanji 1999, Spoelstra et Monti 1999, Xiao et Wu 2000, Lam et Teng, 2003).

I.5.3.2. Revue des modèles Contrainte-Déformation

Les premières recherches sur le béton confiné avec de l'acier (Richart et al. 1929) ont montré que la déformation axiale du béton confiné ε_{cc} , qui correspond à la résistance en compression axiale maximale (valeur au pic du diagramme contrainte-déformation), peut être liée à la pression de confinement latérale f_l par l'équation suivante :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left(1 + k_2 \frac{f_l}{f'_{co}} \right) \quad (I.5.67)$$

Dans cette équation k_2 est le coefficient d'augmentation des déformations, et ε_{co} représente la déformation axiale du béton non confiné qui correspond à sa résistance en compression axiale au pic du diagramme contrainte-déformation. Richart et al, 1929 ont suggéré que $k_2 = 5 k_1$ pour un béton confiné avec de l'acier, où k_1 étant le coefficient d'efficacité de confinement pour l'augmentation de la résistance en compression définie par l'équation (I.5.1) et qui est égale à 4,1 pour un confinement en acier.

Fardis et Khalili (1982)

Le premier modèle contrainte-déformation pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» a été proposé par Fardis et khalili en 1982. Les auteurs ont présenté un modèle hyperbolique pour décrire la résistance en compression du béton confiné, ils suggèrent que :

$$\sigma_c = \frac{E_c \varepsilon_c}{1 + \varepsilon_c \left(\frac{E_c}{f'_{cc}} - \frac{1}{\varepsilon_{cc}} \right)} \quad (I.5.68)$$

Avec E_c le module d'élasticité du béton non confiné, σ_c et ε_c représentent respectivement la contrainte axiale et la déformation axiale du béton confiné. Dans ce modèle, la résistance à la compression axiale ultime du béton confiné f'_{cc} est donnée par l'équation (I.5.5 ou I.5.6) et la déformation axiale correspondante ε_{cc} est calculée comme suit :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} + 0,0005 \frac{2 \cdot E_{prf} \cdot t_{prf}}{d \cdot f'_{co}} \quad (I.5.69)$$

Où E_{prf} représente le module d'élasticité du composite «PRF» dans le sens circonférentiel. Dans l'équation (I.5.69) ε_{co} est prise égale à (0,002) ce qui donne finalement l'expression suivante :

$$\varepsilon_{cc} = 0,002 + 0,001 \frac{E_{prf} \cdot t_{prf}}{d \cdot f'_{co}} \quad (I.5.70)$$

Saadatmanesh et al. (1994)

Un modèle proposé par Mander et al, (1988) pour les bétons confiné avec de l'acier a été utilisé par plusieurs chercheurs (ex. Saadatmanesh et al, 1994, Priestley et al. 1996) pour prédire le comportement contrainte-déformation du béton confiné avec des matériaux composites «PRF». Ce modèle est basé sur une équation proposée par Popovics (1973), cette dernière estime la contrainte axiale du béton confiné comme suit :

$$\sigma_c = \frac{f'_{cc} x r}{r - 1 + x^r} \quad (I.5.71)$$

Dans cette équation f'_{cc} est calculée par l'équation (I.5.9), avec :

$$x = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \quad (I.5.72)$$

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \quad (I.5.73)$$

Où E_c représente le module d'élasticité du béton non confiné et E_{sec} est défini comme suit :

$$E_{sec} = \frac{f'_{cc}}{\varepsilon_{cc}} \quad (I.5.74)$$

La déformation axiale du béton confiné ε_{cc} qui correspond à f'_{cc} (contrainte au pic du diagramme contrainte-déformation du béton confiné) est calculée en réarrangeant l'équation (I.5.67) et en supposant le coefficient $k_2 = 5 k_1$ comme l'ont suggéré Richart et al. (1929). Par conséquent, cette déformation aura la forme suivante :

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left(1 + 5 \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right) \right) \quad (I.5.75)$$

La courbe contrainte-déformation de l'équation (I.5.71) se termine quand la déformation axiale ultime du béton confiné ε_{cu} est atteinte. Cette déformation ultime est définie comme étant la déformation axiale à laquelle survient la première rupture circonférentielle (Scott et al. 1982).

Le modèle contrainte-déformation de Mander et al. (1988) concernant le béton confiné est illustré sur la figure I.5.1. Il a été noté que pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF», dans la plupart des cas, la déformation axiale ultime ε_{cu} et la déformation axiale ε_{cc} correspondante à la résistance en compression axiale maximale (contrainte axiale au pic de la courbe contrainte-déformation) est la même. Ils sont différents seulement quand l'effet de confinement avec des matériaux composites «PRF» est faible.

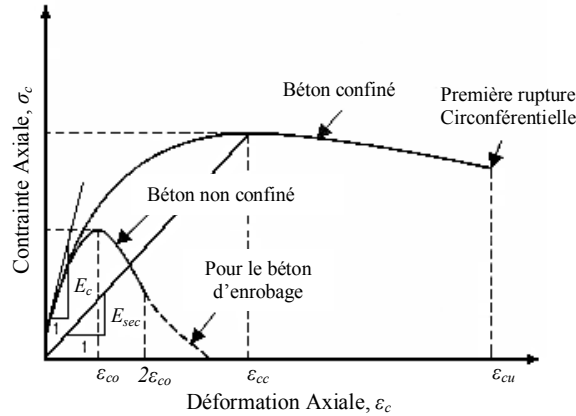


Figure I.5. 1: Le modèle contrainte-déformation de Mander et al. (1988)

Karbhari et Gao (1997)

Le modèle (I) de Karbhari et Gao (1997) n’est pas un modèle complet car il ne permet pas de tracer la courbe contrainte-déformation du béton confiné. Ce modèle définit seulement la déformation axiale ultime comme suit :

$$\epsilon_{cu} = \epsilon_{cc} = \epsilon_{co} + 0,01 \cdot \frac{2 f_{prf} \cdot t_{prf}}{d \cdot f'_{co}} \tag{I.5.76}$$

La résistance en compression axiale ultime correspondante est donnée par l’équation (I.5.14). Contrairement au modèle (I), le modèle (II) de Karbhari et Gao (1997) est par contre complet, il est défini de la manière suivante :

- Au point (A) de la figure I.5.2 :

$$\sigma_c = f'_{co} + 4,1 \cdot f'_{co} \cdot \nu_c \cdot \frac{2 \cdot t_{prf}}{d} \cdot \frac{E_{prf}}{E_c} \tag{I.5.77}$$

Avec :

$$\epsilon_c = \frac{f_c}{E_{eff}} \tag{I.5.78}$$

Et

$$E_{eff} = E_c \cdot \frac{A_c}{A_c + A_{prf}} + E_{prf} \cdot \frac{A_{prf}}{A_c + A_{prf}} \tag{I.5.79}$$

- Au point (B) de la figure I.5.2 :

$$\sigma_c = f'_{cc} = f'_{co} + 3,1 \cdot f'_{co} \cdot \nu_c \cdot \frac{2 \cdot t_{prf}}{d} \cdot \frac{E_{prf}}{E_c} + \frac{2 \cdot t_{prf} \cdot f_{prf}}{d} \quad , \text{ C'est l'équation (I.5.16).}$$

Et

$$\epsilon_c = \epsilon_{cc} = 1 - \frac{1,004 \left[1 - \frac{f'_{co}}{E_{eff}} - 4,1 f'_{co} \nu_c \left(2 \frac{t_{prf}}{d} \right) \left(\frac{E_{prf}}{E_c E_{eff}} \right) \right]}{\left(1 + \epsilon_{prf, rup} \right)^2} \tag{I.5.80}$$

Où $\epsilon_{PRF, rup}$, f_{prf} sont respectivement la déformation ultime et la résistance à la traction du composite «PRF», E_c le module d’élasticité du béton non confiné, ν_c le coefficient de Poisson du béton non confiné, t_{prf} l’épaisseur totale du composite «PRF», d le diamètre de la section du béton, E_{prf} le module d’élasticité du composite «PRF».

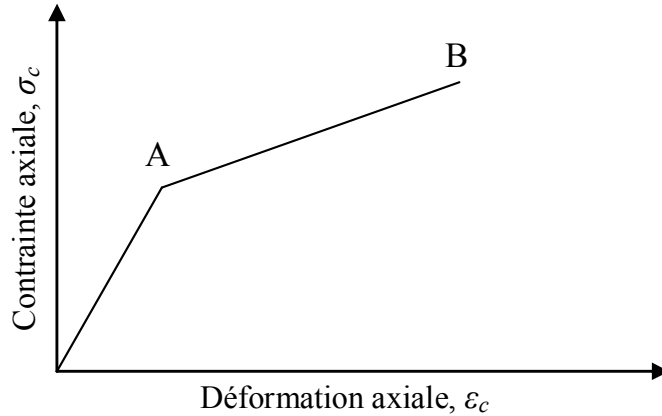


Figure I.5. 2 : Modèle contrainte-déformation de Karbhari et Gao pour le béton confiné par PRF

Samaan et al. (1998)

Samaan et al. (1998) ont adopté et calibré les quatre paramètres du modèle contrainte-déformation de Richard et Abbott (1975) pour modéliser le comportement bilinéaire du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» (figure I.5.3) :

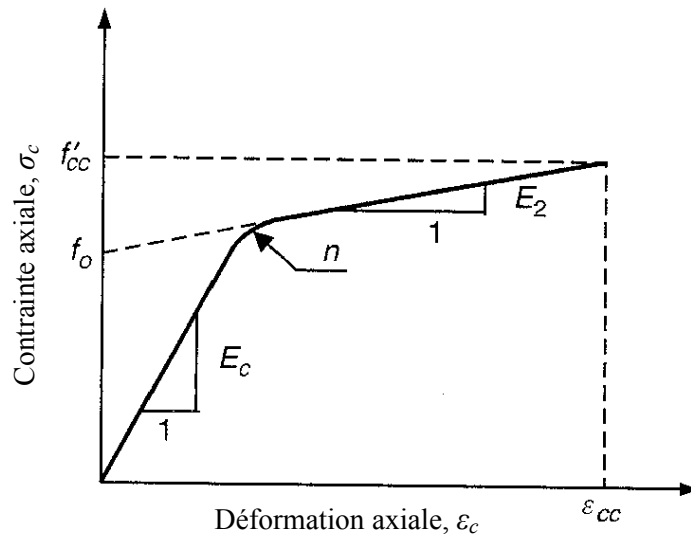


Figure I.5. 3: Modèle contrainte-déformation de Samaan et al. (1998) pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF»

Dans ce modèle, la contrainte axiale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est exprimée comme suit (Samaan 1997, Samaan et al, 1998) :

$$\sigma_c = \frac{(E_c - E_2) \varepsilon_c}{\left[1 + \left((E_c - E_2) \frac{\varepsilon_c}{f_0} \right)^n \right]^{\frac{1}{n}}} + E_2 \varepsilon_c \tag{I.5.81}$$

Où E_c et E_2 représentent respectivement la première et la deuxième pente de la courbe contrainte-déformation ; f_0 la contrainte plastique de référence à l'intersection de la deuxième pente avec l'axe des contraintes (figure I.5.3) ; et n un paramètre de forme de la courbe contrainte-déformation qui contrôle la courbure dans la zone de la transition. E_c représente le module sécant du béton non confiné, dans ce modèle il est pris égal à :

$$E_c = 3950 \sqrt{f'_c} \quad (I.5.82)$$

E_2 est lié en premier lieu à l'épaisseur du système de confinement et, d'une manière moindre, à la résistance à la compression du béton non confiné, par l'expression suivante :

$$E_2 = 245,61 f_{co}^{0,2} + 1,3456 \frac{E_{prf} \cdot t_{prf}}{d} \quad (I.5.83)$$

Alors que le paramètre n est pris égale à 1,5 et f_o est liée à la résistance du béton non confiné et à la pression de confinement maximale fournit par l'enveloppe composite comme le montre la formule suivante :

$$f_o = 0,872 f'_{co} + 0,371 f_l + 6,258 \quad (I.5.84)$$

La contrainte f'_{cc} est donnée par l'équation (I.5.19) alors que la déformation axiale ultime du béton confiné ε_{cc} est évaluée comme suit :

$$\varepsilon_{cc} = \frac{f'_{cc} - f_o}{E_2} \quad (I.5.85)$$

Dans ce modèle ε_{cc} dépend non seulement de la pression de confinement latérale mais aussi de l'épaisseur du système de confinement. En plus, elle n'a aucune relation directe avec la déformation ultime du béton non confiné ε_{co} .

Miyauchi et al. (1999)

Les équations proposées par Miyauchi et al. (1999) pour tracer le diagramme contrainte-déformation d'un béton confiné avec des matériaux composites «PRF» sont les suivantes:

- Cas des courbes bilinéaires ascendantes :

$$\sigma_c = f'_{co} \left[2 \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} \right)^2 \right] \quad ; \text{ pour } 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_t \quad (I.5.86)$$

$$\sigma_c = f'_{cu} - \lambda (\varepsilon_{cu} - \varepsilon_c) \quad ; \text{ pour } \varepsilon_t \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \quad (I.5.87)$$

Où : $\varepsilon_t = \varepsilon_{co} - \lambda \frac{\varepsilon_{co}^2}{2 f'_{co}}$ qui représente la déformation axiale dans la zone de transition ;

$$\lambda = \frac{1}{\varepsilon_{co}^2} \left[-2 f'_{co} (\varepsilon_{cu} - \varepsilon_{co}) + \sqrt{4 f'_{co} (f'_{co} \varepsilon_{cu}^2 - 2 f'_{co} \varepsilon_{cu} \varepsilon_{co} + f'_{cu} \varepsilon_{co}^2)} \right] ;$$

f'_{cu} est la contrainte ultime du béton confiné correspondante à la déformation ultime ε_{cu} .

Dans ce cas : $f'_{cu} = f'_{cc}$;

Et
$$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left[1,0 + (15,87 - 0,093 f'_{co}) \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,246 + 0,0064 f'_{co}} \right] \quad (I.5.88)$$

- Cas des courbes bilinéaires descendantes :

$$\sigma_c = f'_{co} \left[2 \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} \right)^2 \right] \quad ; \text{ pour } 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{co} \quad (I.5.89)$$

$$\sigma_c = f'_{co} + (\varepsilon_c - \varepsilon_{co}) \frac{(f'_{cu} - f'_{co})}{(\varepsilon_{cu} - \varepsilon_{co})} \quad ; \text{ pour } \varepsilon_{co} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \quad (I.5.90)$$

Toutanji (1999)

Le modèle de Toutanji fournit une courbe contrainte-déformation caractérisée par deux branches différentes. Dans la première branche, le comportement des spécimens cylindriques étudiés a été similaire pour le béton ordinaire et pour le béton confiné. Ceci est dû à l'expansion latérale limitée des éprouvettes dans la zone élastique. Pour cette étape, l'auteur suggère l'équation suivante :

$$f_c = \frac{A \cdot \varepsilon_c}{1 + B \cdot \varepsilon_c + C \cdot \varepsilon_c^2} \quad (I.5.91)$$

Où A, B et C sont des paramètres en rapport avec : l'inclinaison de la première branche, l'inclinaison de la deuxième branche au point d'intersection entre les deux régions et la contrainte axiale maximale et sa déformation correspondante à ce point d'intersection. Ce dernier point est suggéré et correspond à une déformation latérale égale à 0,002. Cependant Le modèle contrainte-déformation de Toutanji se présente comme suit :

$$\sigma_c = \frac{E_c \varepsilon_c}{1 + \left(\frac{E_c}{f_{u,a}} - \frac{2}{\varepsilon_{u,a}} + E_{u,a} \frac{E_c \varepsilon_{u,a}}{f_{u,a}^2} \right) \varepsilon_c} \quad ; \text{ pour } 0 \leq \varepsilon_r \leq 0,002 \quad (I.5.92)$$

Dans la deuxième branche, l'enveloppe en composite «PRF» est complètement activée et le comportement est fortement influencé par l'épaisseur et la rigidité du système de confinement. Le comportement contrainte-déformation est décrit par les équations suivantes :

$$\sigma_c = f'_{co} \left[1 + 3,5 \left(\frac{2E_{prf} t_{prf} \varepsilon_r}{d f'_{co}} \right)^{0,85} \right] \quad (I.5.93)$$

Et
$$\varepsilon_c = \varepsilon_{co} \left[1 + (310,57 \varepsilon_r + 1,9) \left(\frac{\sigma_c}{f'_{co}} - 1 \right) \right] ; \text{ pour } 0,002 \leq \varepsilon_r \leq \varepsilon_{r,rup} \quad (I.5.94)$$

Où
$$\begin{cases} f_{u,a} = f'_{co} \left[1 + 0,0178 \left(\frac{2t_{prf} E_{prf}}{d f'_{co}} \right)^{0,85} \right] ; \\ \varepsilon_{u,a} = \varepsilon_{co} \left[1 + 0,0448 \left(\frac{2t_{prf} E_{prf}}{d f'_{co}} \right)^{0,85} \right] ; \\ E_{u,a} = 0,3075 \frac{f'_{co}}{\varepsilon_{co}} . \end{cases}$$

Avec ε_r : la déformation circonférentielle du composite «PRF».

Saafi et al. (1999)

Le modèle proposé par Saafi et al, est presque identique à celui de Toutanji (1999), la seule différence a été dans le type des spécimens du programme expérimental utilisés par Saafi et al, (1999). Ces spécimens ont été confectionnés avec des tubes en composite «PRF» remplis de béton plutôt que des éprouvettes cylindriques. Comme dans le modèle de Toutanji (1999), le modèle de Saafi et al, (1999) est décrit par les équations suivantes :

- Première branche de la courbe contrainte-déformation : pour $0 \leq \varepsilon_r \leq 0,002$

$$\sigma_c = \frac{E_c \varepsilon_c}{1 + \left(\frac{E_c}{f_{u,a}} - \frac{2}{\varepsilon_{u,a}} + E_{u,a} \frac{E_c \varepsilon_{u,a}}{f_{u,a}^2} \right) \varepsilon_c + \left(\frac{1}{\varepsilon_{u,a}^2} - E_{u,a} \frac{E_c}{f_{u,a}^2} \right) \varepsilon_c^2} \quad (I.5.95)$$

- Deuxième branche de la courbe contrainte-déformation : pour $0,002 \leq \varepsilon_r \leq \varepsilon_{r,rup}$

$$\sigma_c = f'_{co} \left[1 + 2,2 \left(\frac{2E_{prf} t_{prf} \varepsilon_r}{d f'_{co}} \right)^{0,84} \right] \quad (I.5.96)$$

Et

$$\varepsilon_c = \varepsilon_{co} \left[1 + (537 \varepsilon_r + 2,6) \left(\frac{\sigma_c}{f'_{co}} + 1 \right) \right] \quad (I.5.97)$$

Où

$$\begin{cases} f_{u,a} = f'_{co} \left[1 + 0,0213 \left(\frac{t_{prf} E_{prf}}{d f'_{co}} \right)^{0,84} \right]; \\ \varepsilon_{u,a} = \varepsilon_{co} \left[1 + 0,0783 \left(\frac{t_{prf} E_{prf}}{d f'_{co}} \right)^{0,84} \right]; \\ E_{u,a} = 0,272 \frac{f'_{co}}{\varepsilon_{co}}. \end{cases}$$

Avec ε_r : la déformation circonférentielle du composite «PRF».

Spoelstra et Monti (1999)

Le modèle de Spoelstra et Monti (1999) a été inspiré du modèle de Mander (1988) et celui de Pantazopoulou et Mills (1995) proposé pour les bétons non confinés avec des matériaux composites «PRF». Dans ce modèle, la courbe entière contrainte-déformation axiale des cylindres en béton confinés avec des matériaux composites «PRF» est obtenue par itération. Les expressions de la contrainte et de la déformation axiale ultime sont obtenues comme suit :

$$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{cc,Mander} \left[\frac{E_{sec} (E_{co} - E_{sec,u})}{E_{sec,u} (E_{co} - E_{sec})} \right]^{1-E_{sec}/E_{co}} \quad (I.5.98)$$

$$f_{cu} = E_{sec,u} \varepsilon_{cu} \quad (I.5.99)$$

Avec : $E_{sec} = \frac{f'_{cc,Mander}}{\varepsilon_{cc,Mander}}$;

Et $E_{sec,u} = \frac{E_{co}}{1 + 2 \beta \varepsilon_{fu}}$.

Dans les équations précédentes, $f'_{cc,Mander}$ et $\varepsilon_{cc,Mander}$ sont les valeurs au pic de la contrainte et de la déformation axiale données par le modèle de Mander, et qui sont données par les équations I.5.8 et I.5.10. Pour une formulation exacte du modèle, les auteurs proposent pour la valeur de la contrainte axiale et de la déformation axiale ultime, les expressions présentées respectivement par les équations I.5.37 et I.5.38.

Xiao et Wu (2000)

Le modèle de Xiao et Wu exprime une relation bilinéaire ascendante entre les contraintes axiales et les déformations axiales, avec une 1^{ère} branche exprimée par :

$$\sigma_c = E_c \varepsilon_c + \frac{2C_j v_c^2}{1 + \frac{C_j}{E_c} (1 - v_c - 2v_c^2)} \varepsilon_c \quad (\text{I.5.100})$$

Où : v_c est le coefficient de Poisson du béton et $C_j = 2 \frac{t_{prf}}{d} E_{prf}$

La 2^{ème} branche de la relation contrainte-déformation axiale est exprimée par :

$$\sigma_c = 1,10 f'_{co} + \left[4,1 - 0,75 \frac{f'_{co}}{C_j} \right] C_j \left[0,0005 + 7 \left(\frac{f'_{co}}{C_j} \right)^{0,8} \varepsilon_c \right] \quad (\text{I.5.101})$$

La contrainte et la déformation axiale maximale (valeurs au pic) sont données par les équations I.5.41 et I.5.44.

Lam et Teng (2003)

L'établissement du modèle est basé sur les résultats expérimentaux de 171 éprouvettes. La déformation axiale du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» est un des paramètres clé pour retracer la courbe contrainte-déformation, et peut être reliée à la pression latérale de confinement f_l (Karbhari et Gao 1997 ; Lam et Teng 2003a).

Lam et Teng se sont penché sur l'effet des différents types de fibres sur la déformation axiale ultime du béton confiné avec des matériaux composites «PRF», ils ont relié la déformation axiale ultime du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» à la pression de confinement comme suit :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2k_2 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (\text{I.5.102})$$

Où k_2 est le coefficient d'augmentation de la déformation axiale du béton, ce dernier dépend du type de «PRF».

Lam et Teng ont proposé un modèle contrainte-déformation simple basé sur les hypothèses suivantes :

1. la 1^{ère} branche du diagramme contrainte-déformation est parabolique.
2. la 2^{ème} branche du diagramme contrainte-déformation est linéaire.
3. la transition entre les deux branches se fait progressivement.
4. le prolongement de la 2^{ème} branche linéaire croise l'axe des contraintes à la valeur de la résistance en compression du béton non confiné f'_{co} .
5. la 2^{ème} branche se termine lorsque la résistance et la déformation ultimes sont atteintes simultanément.

A partir de ces hypothèses, Lam et Teng ont établi leur modèle pour les bétons confinés avec des matériaux composites «PRF» comme suit :

$$\sigma_c = E_c \varepsilon_c - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f'_{co}} \varepsilon_c^2 \quad ; \text{ pour } 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_t \quad (\text{I.5.103})$$

Et
$$\sigma_c = f'_{co} + E_2 \varepsilon_c \quad ; \text{ pour } \varepsilon_t \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc} \quad (I.5.104)$$

Ces équations donnent une courbe contrainte-déformation bilinéaire ascendante (voir Figure I.5.4) avec une 1^{ère} branche parabolique et une 2^{ème} branche linéaire, la transition entre ces deux branches est progressive au point ε_t tel que :

$$\varepsilon_t = \frac{2f'_{co}}{E_c - E_2} \quad (I.5.105)$$

$$E_2 = \frac{f'_{cc} - f'_{co}}{\varepsilon_{cc}} \quad , \text{ (la pente de la 2^{ème} branche linéaire)} \quad (I.5.106)$$

Pour déterminer E_2 , la résistance à la compression axiale et la déformation axiale maximale du béton confiné doivent être connues. En remplaçant la valeur de $(f'_{cc} - f'_{co})$ à partir de l'équation (I.5.49), E_2 se simplifie à :

$$E_2 = \frac{2f_l}{\varepsilon_{cc}} \quad (I.5.107)$$

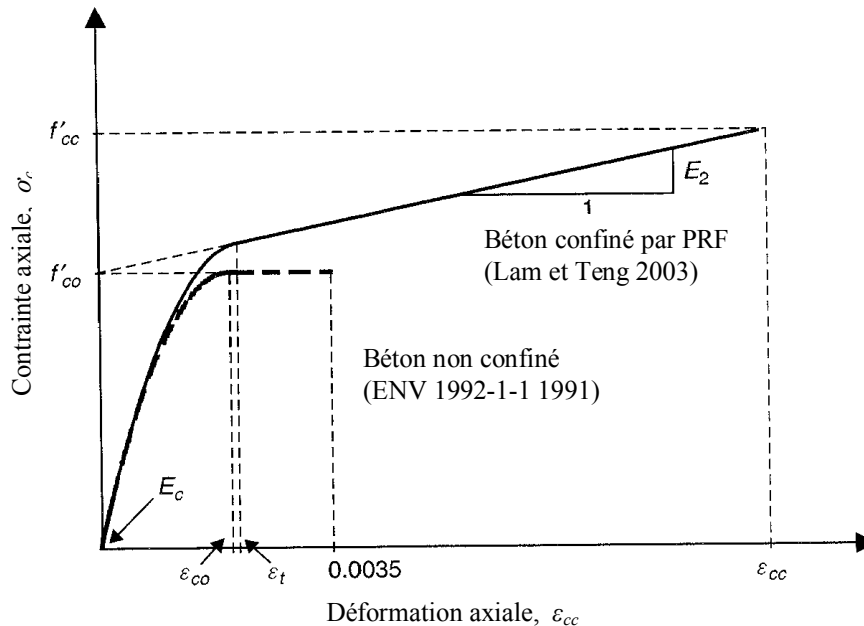


Figure I.5. 4: Modèle de Lam et Teng pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» (Lam et Teng 2003a, et 2003b)

Lam et Teng ont proposé deux équations pour calculer la déformation axiale ultime (qui correspond à la valeur au pic de la relation contrainte-déformation) du béton confiné avec des matériaux composites respectivement de type «PRFC» et de type «PRFV». Ce modèle est le premier modèle pour le béton confiné avec des matériaux composites qui tient compte du type des fibres du composite utilisé pour le confinement. À cet effet les auteurs proposent :

- Pour le béton confiné avec des «PRFC» :
$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 15 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (I.5.108)$$

- Pour les tubes en «PRFV» remplis de béton :
$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 27 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,7} \quad (I.5.109)$$

Cependant, pour les besoins de dimensionnement, la déformation ultime du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» dans le modèle de Lam et Teng est donnée par les relations suivantes:

$$\text{- Pour le béton confiné avec des «PRFC» :} \quad \frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1,75 + 10 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (\text{I.5.110})$$

$$\text{- Pour les tubes en «PRFV» remplis de béton :} \quad \frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1,75 + 22 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (\text{I.5.111})$$

Fahmy et Wu (2010)

Le modèle de Fahmy et Wu (2010) donne une relation bilinéaire ascendante entre la contrainte axiale et la déformation axiale. Il est proposé pour des éléments de section circulaire en béton confinés avec des matériaux composites «PRF», ce modèle est exprimé par les relations suivantes :

- La 1^{ère} branche ascendante est donnée par la même équation (I.5.103) du modèle de Lam et Teng (2003):

$$\sigma_c = E_c \varepsilon_c - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f_o} \varepsilon_c^2 \quad (\text{I.5.112})$$

f_o représente l'intersection de la 2^{ème} branche de la relation contrainte déformation avec l'axe des contraintes (Figure I.5.5), elle est prise égale à f'_{co} .

- La zone de transition est définie respectivement par la contrainte et la déformation de transition :

$$f_t = E_c \varepsilon_t - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f'_{co}} \varepsilon_t^2 \quad (\text{I.5.113})$$

$$\varepsilon_t = \frac{2f'_{co}}{E_c - E_2} \quad (\text{I.5.114})$$

- La 2^{ème} branche ascendante est définie par:

$$f'_{cc} = f'_{co} + k_1 f_{lu} \quad (\text{I.5.115})$$

$$\varepsilon_{cc} = \frac{f'_{cc} - f_o}{E_2} \quad (\text{I.5.116})$$

$$\text{Avec :} \left\{ \begin{array}{l} k_1 = 4,5 f_{lu}^{-0,3} \quad \text{pour } f'_{co} \leq 40 \text{MPa} \\ k_1 = 3,75 f_{lu}^{-0,3} \quad \text{pour } f'_{co} > 40 \text{MPa} \\ E_2 = m_2 (245,61 f'_{co}{}^{m_1} + 0,6728 E_1) \\ m_1 = 0,5 ; m_2 = 0,83 \quad \text{pour } f'_{co} \leq 40 \text{MPa} \\ m_1 = 0,2 ; m_2 = 1,73 \quad \text{pour } f'_{co} > 40 \text{MPa} \\ E_1 = \frac{2E_{prf} N t_{prf}}{d} \end{array} \right.$$

E_{prf} , N et t_{prf} sont respectivement le module d'élasticité du composite, le nombre de couches «PRF» et l'épaisseur d'une couche «PRF». Les paramètres du modèle sont présentés sur la Figure I.5.5.

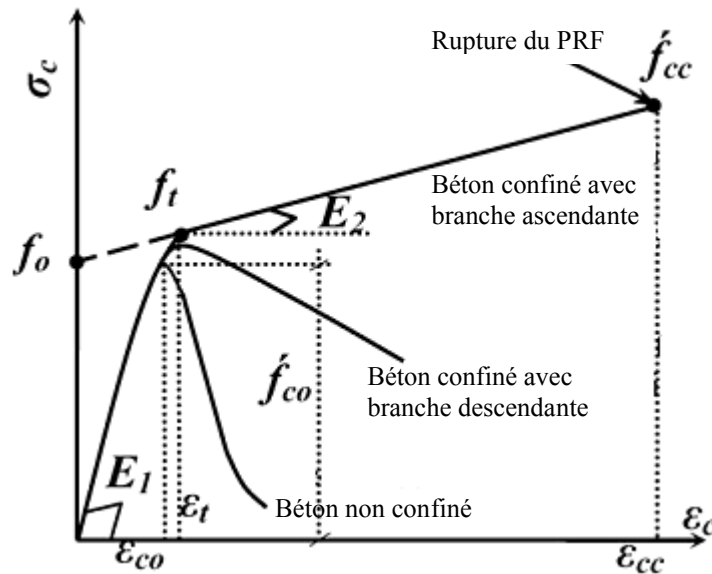


Figure I.5. 5: Réponses contrainte-déformation types du béton non confiné et confiné avec des matériaux composites «PRF» (Fahmy et Wu 2010)

I.5.4. Résistance en compression axiale des colonnes de section carrée ou rectangulaire confinées avec des matériaux composites « PRF »

I.5.4.1. Généralités

Dans ce qui a précédé, nous avons présenté les modèles théoriques qui prédisaient la résistance en compression et l'allure du diagramme contrainte-déformation du béton confiné avec des matériaux composites «PRF». Ces modèles ont été établis (calés et validés) avec des résultats expérimentaux sur des éprouvettes cylindriques en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» et sont directement applicable pour les poteaux de section circulaire. Cependant, ces modèles ne peuvent être directement appliqués pour les poteaux de section carrée ou rectangulaire dans lesquels le béton n'est pas uniformément confiné avec l'enveloppe composite (Mirmiran et al. 1998 ; Teng et al. 2002; Campione et Miraglia 2003; Harries et Kharel 2003; Lin et Liao 2004). Cela a pour conséquence de réduire l'efficacité du confinement de l'enveloppe composite, il en résulte que la distribution des contraintes n'est plus uniforme dans la section du poteau. L'approche retenue pour les sections non circulaires en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» est de trouver un modèle équivalent en termes de contraintes moyennes axiales. Ce genre de modèles est réalisé à partir des résultats sur des éprouvettes de section rectangulaire ou carrée.

I.5.4.2. Modèles existants

Equations générales

Un poteau de section rectangulaire ($b \times h$) avec des coins arrondis est illustré sur la Figure I.5.6 où la largeur est notée « b » et supposée plus petite que la hauteur « h », le rapport géométrique h/b définit la section. Le rayon de l'arrondi de l'angle est noté « R_c » et comme ce dernier est limité par la présence des armatures longitudinales, il est généralement petit (inférieur à l'épaisseur de l'enrobage). Les études réalisées sur le confinement des sections rectangulaires (Mander et al.1988, Cusson et paultre 1995) ont permis de constater que seul le béton qui se trouve à l'intérieur des quatre paraboles du 2^{ème} degré est entièrement confiné tel qu'illustré sur la Figure I.5.6, alors que le confinement du béton restant est négligeable. Ces paraboles croisent les angles à 45°. Cette proposition a été appliquée pour le béton confiné avec des matériaux composites «PRF» par quelques chercheurs (Resterpol et De Vino 1996, Harries et al, 1998, Challal et Shahawy 2000, Almusallam 2007 et autres), de ce fait, ils admettent que le confinement avec des matériaux

composites «PRF» est moins efficace pour les sections rectangulaires ou carrées que pour les sections circulaires dans lesquelles tout le béton est supposé confiné au même niveau.

En terme de section entière, la pression effective de confinement peut être définie en utilisant un coefficient de forme k_s qui est fonction de la géométrie de la section (Lam et Teng 2003b).

$$f_l' = k_s f_l \tag{I.5.117}$$

Où f_l est la pression latérale de confinement fournie par une enveloppe en «PRF» de la même épaisseur pour un poteau équivalent de section circulaire et de diamètre « D », on obtient donc :

$$f_l = \frac{2 f_{prf} t_{prf}}{D} \tag{I.5.118}$$

Afin de déterminer la pression effective de confinement en utilisant ces deux équations, le coefficient de forme et le diamètre équivalent doivent être définis. Une fois ces deux paramètres connus, la résistance du béton confiné avec des matériaux composites «PRF» peut être calculée avec un modèle de résistance pour les sections circulaires confiné avec des matériaux composites «PRF» en remplaçant la pression de confinement f_l par la pression effective de confinement f_l' , comme suit :

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + k_1 k_s \frac{f_l}{f'_{co}} \tag{I.5.119}$$

Où k_1 est le coefficient d'efficacité du confinement, obtenu à partir des essais sur des spécimens de section circulaires.

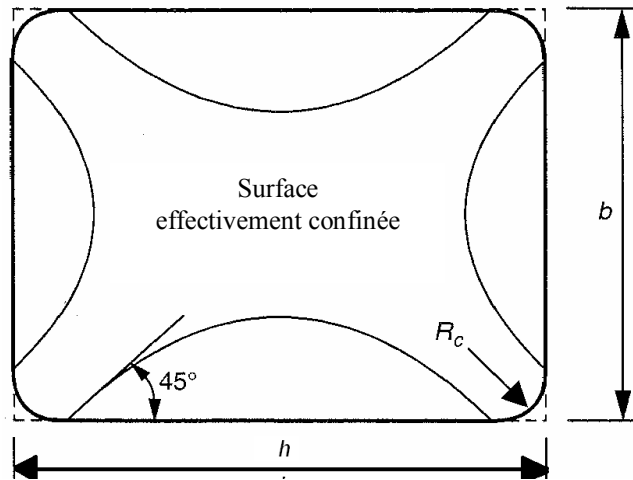


Figure I.5. 6: Section effectivement confinée dans une section rectangulaire (Lam et Teng 2003b)

Facteur de forme

Le schéma illustré Sur la Figure I.5.6 établie à l'origine pour le béton confiné avec des armatures en aciers a été aussi utilisé afin de proposer un facteur de forme k_s pour les colonnes en béton de sections rectangulaires ou carrées confinées avec des matériaux composites «PRF» (Resterpol et De Vino 1996, Harries et al, 1998, Challal et Shahawy 2000, Almusallam 2007).

Le facteur de forme proposé a été défini en fonction du rapport de la surface effectivement confinée « A_e » sur la surface totale du béton enveloppée par le composite «PRF» « A_c », il s'écrit comme suit :

$$k_s = \frac{A_e}{A_c} = \frac{1 - [(b - 2R_c)^2 + (h - 2R_c)^2] / (3A_g) - \rho_{sc}}{1 - \rho_{sc}} \tag{I.5.120}$$

A_g est la surface de la section du béton avec les coins arrondis et ρ_{sc} est le rapport de section des armatures longitudinales qui se trouve à l'intérieur de la zone effectivement confinée. L'équation (I.5.120) est considérée comme le modèle de la section effectivement confinée pour le facteur de forme. Dans l'équation (I.5.120) la section brute du béton peut être approximativement calculée comme suit pour une section rectangulaire:

$$A_g = bh - (4 - \pi) R_c^2 \quad (I.5.121)$$

Par ailleurs Mirmiran et al, (1998) ont proposé un coefficient de confinement modifié « m » pour les colonnes de section rectangulaire afin de remplacer le rapport (f_l / f'_{co}) utilisé dans les sections circulaires, le coefficient de confinement modifié est égale à :

$$m = \left(\frac{2R_c}{h} \right) \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (I.5.122)$$

Où f_l est la pression latérale de confinement d'une colonne de section circulaire équivalent.

Mirmiran et al, (1998) ont montré que pour des valeurs de « m » inférieures à 15%, le confinement était insuffisant, et l'augmentation de la résistance en compression était négligeable. Ils ont suggéré l'utilisation du modèle de Samaan et al (1998), pour des valeurs de $m > 15\%$, et proposent un coefficient de forme comme suit :

$$k_s = \frac{2R_c}{h} \quad (I.5.123)$$

Cette équation est considérée comme le modèle du rayon de courbure pour le facteur de forme.

Diamètre de la section circulaire équivalent

Dans les travaux de Resterpol et De Vino (1996), Harries et al. (1998) et Challal et Shahawy (2000), le diamètre de la section circulaire équivalente pour déterminer la pression de confinement f_l des colonnes rectangulaires en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» na pas été défini. Ce diamètre a été par ailleurs déterminé de par Cusson et Paultre (1995) dans le cas de colonnes en béton confinées avec des armatures en acier, D est la moyenne de la longueur des côtés $D = (b+h)/2$. Cette expression a été utilisée par Lam et Teng (2002) avec le modèle de la section effectivement confinée pour le coefficient de forme.

Mirmiran et al. (1998) ont testé des colonnes de section carrée et ont défini D comme la longueur du côté de la section ($D = b$) mais il a été confirmé que D doit être la plus grande dimension dans le cas des sections rectangulaires.

Shehata et al. (2002)

Plusieurs modèles de résistance existent dans la bibliographie concernant les sections rectangulaires ou carrées en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» (Shehata et al. 2002, Kumutha et al. 2007, Youssef et al. 2007 et autres). Ces modèles ont la même forme de l'équation (I.5.1) car ils regroupent le coefficient d'efficacité k_l et le coefficient de forme k_s en un seul coefficient.

Basé sur les résultats d'un travail expérimental sur des spécimens de section circulaire, carrée et rectangulaire en béton confinés avec des matériaux composites «PRFC», Shehata et al. 2002 ont développé trois formules empiriques pour estimer la résistance à la compression axiale des spécimens de section circulaire, carrée et rectangulaire en béton confinés avec des matériaux composites «PRF». La formule proposée pour les sections carrées est la suivante :

$$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 0,85 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \right] \quad (I.5.124)$$

Lam et Teng (2003)

Lam et Teng (2003b) ont testé 10 éprouvettes de section carrée et deux de section rectangulaire, plusieurs épaisseurs du renfort composite et valeurs du rayon des coins ont été prises en compte pour avoir des différents niveaux de confinement. Deux éprouvettes circulaires ont aussi été testées et qui avait un coefficient d'efficacité de confinement $k_l = 2,98$ (à utiliser dans l'équation I.5.119). Pour améliorer les prédictions de la résistance en compression du béton confiné avec des matériaux composites «PRF», Lam et Teng proposent un modèle modifié de la section effectivement confinée. Dans ce modèle, la section effectivement confinée est comprise entre quatre paraboles comme illustrées sur la Figure I.5.7, avec une pente initiale des paraboles égale à celle des diagonales adjacentes. Cette pente initiale est égale à 1 pour les sections carrées. Le rapport de la section effectivement confinée à la section totale (A_e / A_c) est donné comme suit :

$$\frac{A_e}{A_c} = \frac{1 - \left[(b/h) (h - 2R_c)^2 + (h/b) (b - 2R_c)^2 \right] / (3A_g) - \rho_{sc}}{1 - \rho_{sc}} \tag{I.5.125}$$

Le facteur de forme k_s est donné par le rapport de la section effectivement confinée à la section totale divisé par le rapport géométrique de la section, ce qui donne :

$$k_s = \frac{b}{h} \frac{A_e}{A_c} \tag{I.5.126}$$

Le diamètre de la section circulaire équivalente D de l'équation (I.5.118) est défini selon Lam et Teng par la diagonale de la section (voir la Figure I.5.7). La pression de confinement équivalente f_l est égale à :

$$f_l = \frac{2t_{prf} f_{prf}}{\sqrt{h^2 + b^2}} \tag{I.5.127}$$

Où $\sqrt{h^2 + b^2}$ est la longueur de la diagonale de la section rectangulaire. Pour une section carrée avec des coins arrondis la longueur de la diagonale sera : $D = \sqrt{2} b - 2R_c (\sqrt{2} - 1)$.

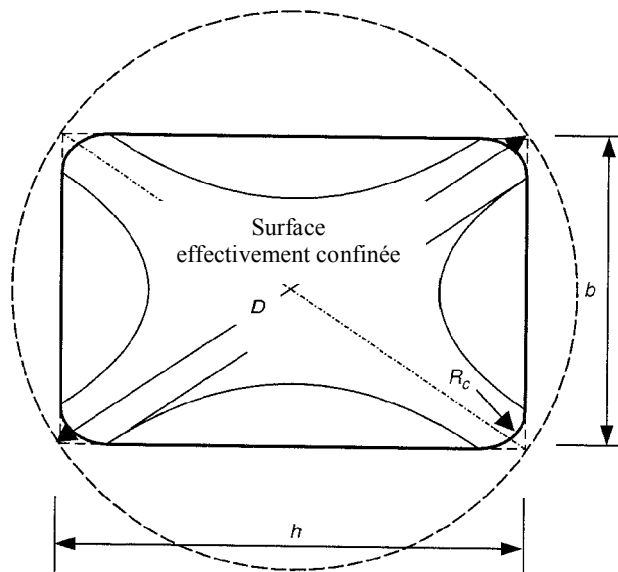


Figure I.5. 7: Modèle de coefficient de forme de Lam et Teng pour les colonnes de section rectangulaire (Lam et Teng 2003b)

Kumutha et al. (2007)

Les auteurs ont proposé un modèle de forme similaire à celui de Shehata et al, 2002 en utilisant un coefficient d'efficacité de confinement égale à 0,93. La valeur du coefficient k_l dépend de trois rapport géométrique ($a/b = 1 ; 1,25$ et $1,66$) des spécimens de section rectangulaire et carrée en béton armé confiné avec des matériaux composites «PRFV». Ce modèle est donné par l'équation suivante :

$$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 0,93 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \right] \quad (\text{I.5.128})$$

Youssef et al. (2007)

En plus des équations (I.5.65 et I.5.66) destinées aux sections circulaires, les auteurs ont proposé les équations suivantes pour l'estimation de la contrainte ultime et de la déformation ultime correspondante pour des spécimens de section rectangulaire en béton confinés avec des matériaux composites «PRF» :

$$\frac{f'_{cu}}{f'_{co}} = 0,5 + 1,225 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{3/5} \quad (\text{I.5.129})$$

$$\varepsilon_{cu} = 0,004325 + 0,2625 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \left(\frac{f_{prf}}{E_{prf}} \right)^{1/2} \quad (\text{I.5.130})$$

Références

- Ahmed, S.H. et Shah, S.P. (1982) "Stress-strain curves of concrete confined by spiral reinforcement", *ACI Journal*, Vol. 79, No. 6, pp. 484-490.
- Ahmed, S. H., Khallo, A.R. et Irshaid, A. (1991) "Behavior of concrete spirally confined by fiberglass filaments", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 43, No. 156, pp. 143-148.
- Almusallam, T.H. (2007) "Behavior of normal and high-strength concrete cylinders confined with E-glass/epoxy composite laminates", *Composites part B*, Vol. 38, pp.629-639.
- Ballinger, C., Maeda, T. et Hoshijima, T.(1993) "Strengthening of reinforced concrete chimneys, columns and beams with carbon fiber reinforced plastics", *Proceedings of the international Symposium on Fiber-reinforced-Plastic Reinforcements for Concrete Structures*, ACI SP-138, pp. 243-248.
- Berthet, J.F., Ferrier E. et Hamelin P. (2005) "Compressive behavior of concrete externally confined by composite jackets", Part A: experimental study". *Construction and Building Materials*, Vol. 19, pp. 223-232.
- Bisby L.A., Dent A.J.S., Green M.F. (2005) "Comparison of confinement models for fiber-reinforced polymers-wrapped concrete", *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No.1, pp. 62-72.
- Berthet, J.F., Ferrier E. et Hamelin P. (2006) "Compressive behavior of concrete externally confined by composite jackets", Part B: modeling". *Construction and Building Materials*, Vol. 20, pp. 338-347
- Cusson, D. et Paultre, P. (1995) "Stress-strain model for confined high-strength concrete", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 121, No. 3, pp. 468-477.
- Chaallal, O. et Shahawy, M. (2000) "Performance of fibre-reinforced polymer-wrapped reinforced concrete column under combined axial-flexural loading", *ACI Structural Journal*, Vol. 97, No. 4, pp. 659-668.
- Campione, G., Miraglia, N. (2003) "Strength and strain capacities of concrete compression members reinforced with «FRP»", *Cement & Concrete Composites*, Vol. 25, pp. 31-41.
- 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.
- Deniaud, C. (1994) "Étude des modélisations du comportement des colonnes en béton confinées avec une enveloppe mince de fibres unidirectionnelles en composite", *Mémoire de maîtrise ès sciences appliquées*, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, 83 p.
- Demers, M. et Neale, K.W. (1999) "Confinement of reinforced concrete columns with fibre-reinforced composite sheets-an experimental study", *Canadian Journal of civil Engineering*, Vol. 26, pp. 226-241.
- De Lorenzis, L. (2001) "A comparative study of models on confinement of concrete cylinders with FRP composites", *Publication: 01:04*, work N°46, Division of Building Technology, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, ISSN 1400-5883, 81p.

- Elwi, A.A. et Murray, D.W. (1979) "A 3D hypo-elastic concrete constitutive relationship", *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 105, No. 4, pp. 623-641.
- Fardis, M.N. et Khalili, H.H. (1981) "Concrete encased in fiberglass-reinforced plastic", *ACI Material Journal, Proceedings* Vol. 78, No. 6, pp. 440-446.
- Fardis, M.N. et Khalili, H.H. (1982) "FRP-encased concrete as a structural material", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 34, No. 121, pp. 191-202.
- Fahmy, M. F.M. et Wu, Z. (2010) "Evaluating and proposing models of circular concrete columns confined with different FRP composites", *Composites: Part B*, Vol. 41, pp. 199-213.
- Harries, K.A., Kestrier, J., Pessiki, S., Sause, R. et Ricles, J., (1998), "Axial behavior of reinforced concrete columns retrofit with FRPC jackets", *Proceedings of the First International Conference on Composites in Infrastructure, ICCI'98*, editors: Saadatmanesh, H. et Ehsani, M.R., Tucson, Arizona, pp. 411-425.
- Harmon, T. G. et Slattery, K. T. (1992) "Advanced composite confinement of concrete", *Advanced Composite materials in bridges and Structures. Canadian Society for civil Engineering*, editors: Neale, K.W. et Labossière, P., Montreal, Canada, pp. 299-306.
- Howie, I. et Karbhari, V. M. (1994) "Effect of materials architecture on strengthening efficiency of composite wraps for deteriorating columns in the North-East", *Infrastructure: New Materials and Methods of Repair, Proceedings of the Third materials Engineering Conference*, Material Engineering Division, ASCE, New York, USA, pp. 199-206.
- Harries, K.A., Kharel, G. (2003) "Experimental investigation of the behavior of variably confined concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol. 33, pp. 873-880.
- Kent, D.C, et Park, R. (1971) "Flexural members with confined concrete", *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. 97, pp. 1969-1990.
- Karbhari, V. M. et Gao, Y. (1997) "Composite Jacketed concrete under uniaxial compression-verification of simple design equations", *Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE*, Vol. 9, No. 4, pp. 185-193.
- Kono, S., Inazumi, M., Kaku, T. (1998). "Evaluation of confining effects of CFRP sheets on reinforced concrete members." *Proceedings of the 2nd International Conference on Composites in Infrastructure, ICCI'98*, 5-7 January, edited by: Saadatmanesh, H. and Eshani, R., University of Arizona, Tucson, pp. 343-355.
- Kumutha, R., Vaidyanathan, R., Palanichamy, M.S. (2007) "Behaviour of reinforced concrete rectangular columns strengthened using GFRP", *Cement and Concrete Composites*, Vol. 29, pp. 609-615.
- LeBlanc, M. (2000) "Confinement de colonnes de béton circulaires à l'aide de fibre de carbone", *Maîtrise en génie de la construction*, École de Technologie Supérieure, Université du Québec, Montréal, Canada, 117 p.
- Lam, L. et Teng, J.G. (2002) "Strength models for FRP-confined concrete", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 128, No. 5, pp. 612-623

- Lam, L. et Teng, J.G. (2003a) "Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete", *Construction and Building Materials*, Vol. 17, pp. 471-489.
- Lam, L. et Teng, J.G. (2003b) "Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete in rectangular columns", *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 22, N°13, pp. 1149-1186.
- Li, Y-F., Lin, C-T. et Sung Y-Y. (2003) "A constitutive model for concrete confined with carbon fiber reinforced plastics", *Mechanics of Materials*, Vol. 35, pp. 603-619.
- Lin, C-T. et Li, Y-F. (2003) "An effective peak stress formula for concrete confined with carbon fiber reinforced plastics", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 30, pp.882-889.
- Lin, H-J. et Liao, C-I. (2004) "Compressive strength of reinforced concrete column confined by composite material", *Composite Structures*, Vol. 65, pp. 239-250.
- Mander, J. B., Priestley, M.J.N. et Park, R. (1988) "Theoretical stress-strain model for confined concrete", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 114, No. 8, pp. 1804-1826.
- Mirmiran, A. et Shahawy, M. (1997) "Behavior of concrete columns confined by fiber composites", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 123, No.5, pp. 583-590.
- Mirmiran, A., Shahawy, M. Samaan, M. et El Echary, H. (1998) "Effect of column parameters on FRP-confined concrete", *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 2, No. 4, pp. 175-185.
- Miyauchi, K., Inoue, S., Kuroda, T. et Kobayashi, A. (1999) "Strengthening effects of concrete columns with carbon fiber sheet", *Transactions of the Japan Concrete Institute*, Vol. 21, pp.143-150.
- Matthys, S., Toutanji, H., Audenaert, K. et Taerwe, L. (2005) "Axial load behavior of large-scale columns confined with fiber-reinforced polymer composites", *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No. 2, pp. 258-267.
- Miller, E.A. (2006) "Experimental research of reinforced concrete column retrofit methods", *Master of Science Thesis*, Graduate School of the Ohio State University, USA, 250 p.
- Nanni, A., et Bradford, N.M. (1995). "FRP jacketed concrete under uniaxial compression", *Construction and Building Materials*, Vol. 9, No. 2, pp. 115-124.
- Popovics, S. (1973) "Numerical approach to the complete stress-strain curves for concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol. 3, No. 5, pp. 583-599.
- Pantazopoulou, S.J. et Mills, R.H. (1995) "Microstructural aspect of the mechanical response of plain concrete", *ACI Materials Journal*, Vol. 92, No. 6, pp. 605-616.
- Priestley, M.J.N., Seible, F. et Calvi, G.M. (1996) "Seismic design and retrofit of bridges", *John Wiley & Sons, Inc.*, New York, USA, 686 p.
- Purba, B.K. et Mufti, A.A. (1999) "Investigation of the behavior of circular concrete columns reinforced with carbon fiber reinforced polymer CFRP jackets". *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 26, pp.590-596.

Richard, R.M., et Abbott, B.J. (1975) “Versatile elastic-plastic stress-strain formula”, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 101, No. 4, pp. 511-515.

Richart, F.E., Brandtzaeg, A. et Brown, R.L. (1928) “A study of the failure of concrete under combined compressive stresses”, *Engineering Experimental Station, Bulletin No. 185*, University of Illinois, Urbana, USA.

Richart, F.E., Brandtzaeg, A. et Brown, R.L. (1929) “The failure of plain and spirally reinforced concrete in compression”, *Engineering Experiment Station, Bulletin No. 190*, University of Illinois, Urbana, USA.

Restropol, J. I. et DeVino, B. (1996) “Enhancement of the axial load carrying capacity of reinforced concrete columns by means of fiber glass-epoxy jackets”, *Proceedings of Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*, Edited by: El-badry, M. M., Canadian Society for Civil Engineers, Montreal, Quebec, pp. 547-553.

Rochette, P. (1996) “Confinement de colonnes courtes en béton de section carrée ou rectangulaire avec des matériaux composites”, *Mémoire de Maîtrise es sciences appliquées*, Université de Sherbrooke, Québec, Canada, 115 p.

Rochette, P, Labossiere P. (2000) “Axial testing of rectangular column models confined with composites”, *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 4, No.3, pp.129-136.

Ross, J.D. (2007) “Analytical models for reinforced concrete columns retrofitted with fiber-reinforced polymer composites”, *Thesis Presented in Partial Fulfilment of the Requirements for Graduation with Distinction with the Degree Bachelor of Science*, Civil Engineering Department, College of Engineering of The Ohio State University, USA, 67 p.

Scott, B.D., Park R. et Priestley M.J.N. (1982) “Stress-strain behaviour of concrete columns confined by overlapping hoops at low and high strain rates”, *ACI Structural Journal*, Vol. 79, No.1, pp. 13-27.

Saatcioglu, M. et Razvi, S.R. (1992) “Strength and ductility of confined concrete”, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 118, No. 6, pp. 1590-1607.

Saadatmanesh H, Ehasni MR, et Li, MW. (1994) “Strength and ductility of concrete columns externally reinforced with fiber composite straps”, *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 4, pp.434-447

Saadatmanesh H, Ehasni M.R, et Jin, L. (1996) “Seismic strengthening of circular bridge pier model with fiber composite”, *ACI Structural Journal*, Vol. 93, No. 6, pp. 639-647.

Samaan, M. (1997) “An analytical and experimental investigation of concrete-filled fiber reinforced plastics FRP tubes ”, *Doctorate Thesis*, Department of Civil and Environmental Engineering in the College of Engineering at the University of Central Florida- Orlando, Florida, 220 p.

Seible, F., Priestly, M. J. N., Hagemier G. A. et Innamorato, D. (1997) “Seismic retrofit of RC columns with continuous carbon fiber jackets”, *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 1, No. 2, pp. 52-62.

Samaan, M., Mirmiran, A., et Shahawy, M. (1998) “Model of confined concrete by fiber composites”, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 124, No. 9, pp. 1025-31.

- Saafi, M., Toutanji, H.A. et Li, Z. (1999) "Behavior of concrete columns confined with fiber reinforced polymer tubes", *ACI Materials Journal*, Vol. 96, No. 4, pp. 500-509.
- Spoelstra, M.R. et Monti, G. (1999) "FRP-confined concrete model" *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 3, No. 3, pp. 143-150.
- Shehata, I. A. E. M., Carneiro, L. A. V., et Shehata, L. C. D. (2002) "Strength of short concrete columns confined with CFRP sheets", *Materials and Structures*, Vol. 35, pp 50-58.
- Toutanji, H. (1999) "Stress-strain characteristics of concrete columns externally confined with advanced fiber composite sheets." *ACI Materials Journal*, Vol. 96, No. 3, pp. 397-404.
- Thériault, M. et Neale, K.W. (2000). "Design equations for axially-loaded reinforced concrete columns strengthened with FRP wraps", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 27, No. 5, pp. 1011-1020.
- Teng, J.G., Chen, J.F., Smith, S.T. et Lam, L. (2002) "FRP Strengthened RC Structures", *John Wiley & Sons, Ltd, Chichester, UK*, 245p.
- Teng JG, Huang YL, Lam L, Ye LP. (2007) "Theoretical model for fiber reinforced polymer-confined concrete". *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 11, No. 2, pp.201-210.
- Wu, G., Lu, Z.T. et Wu, Z.S. (2006) "Strength and ductility of concrete cylinders confined with FRP composites", *Construction and Building Materials*, Vol.20, pp. 134-148.
- Xiao, Y. et Wu, H. (2000) "Compressive behavior of concrete confined by carbon fiber composite jackets", *Journals of Materials in Civil Engineering, ASCE*, Vol. 12, No. 2, pp.139-146.
- Xiao, Y. et Wu, H. (2003) "Compressive behavior of concrete confined by various types of FRP composite jackets", *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 22, No. 13, pp. 1187-1201.
- Youssef, M.N., Feng M.Q., et Mosallam A.S. (2007) " Stress-strain model for concrete confined by FRP composites" *Composites: Part B*, Vol. 38, pp. 614-628.
- Zhang, S., Ye, L. et Mai, Y.W. (2000) "A study on polymer composite strengthening systems for concrete columns", *Applied Composite Materials*, Vol. 7, pp. 125-138.

PARTIE II
ÉTUDE EXPÉRIMENTALE

Chapitre II.1. CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX UTILISÉS

II.1.1. Introduction

Cette partie est consacrée à la caractérisation mécanique des matériaux (béton, acier, fibres de carbone, résine et composite «PRF») qui constituent les corps d'épreuve. Cette caractérisation classique du comportement mécanique (traction axiale, compression simple et fendage) a conduit à étudier les propriétés élastiques ainsi que la rupture de chaque matériau. Les résultats obtenus, sur chaque constituant, ont permis de fournir des informations indispensables à la compréhension du comportement mécanique et des mécanismes de rupture des éléments étudiés.

II.1.2. Béton

Au total, quatre mélanges de béton ont été utilisés dans cette étude. Le premier mélange est un béton qui a été préparé pour le programme préliminaire au laboratoire des matériaux de la société Gesi-Préfa, wilaya de Mila (Algérie), dans le cadre d'une collaboration avec l'Université Mentouri-Constantine, Algérie. Par la suite, trois autres mélanges ont été fabriqués pour le programme principal au laboratoire des matériaux à l'Institut Universitaire de Technologie de Rennes (France).

II.1.2.1. Programme expérimental préliminaire

La formulation du béton a été déterminée à partir de la méthode de Dreux-Gorisse. Les constituants du béton sont présentés dans le Tableau II.1.1.

Tableau II.1. 1 : Constituants du béton pour le programme expérimental préliminaire

Série de béton	Préliminaire
Composants	Kg/m ³
Sable de dune Guerbez	156 kg/m ³
Sable de carrière 0/5	376 kg/m ³
Gravillon concassé 3/8	128 kg/m ³
Gravier concassé 8/15	348 kg/m ³
Gravier concassé 15/25	580 kg/m ³
Ciment CPJ 42,5	400 kg/m ³
Eau efficace	168 kg/m ³
E/C	0,42
Super-plastifiant haut réducteur d'eau (Medaplast SP40)	0,325 l/m ³
Air occlus (%)	2,42
Slump-test (affaissement en cm)	5,8

II.1.2.2. Programme expérimental principal

Dans le programme expérimental principal, trois mélanges de béton sont utilisés pour la fabrication des spécimens étudiés. Leurs compositions ont été déterminées par le logiciel de formulation Béton LabPro V.2. Les constituants des trois mélanges sont présentés dans le Tableau II.1.2.

Tableau II.1. 2: Composants du béton pour le programme expérimental principal

Série de béton	1	2	3
Composants	Kg/m ³		
Sable de lit de rivière 0/4	729	686	686
Gravillon concassé 4/6	123	116	116
Gravier concassé 6/12	258	243	243
Gravier concassé 12/20	770	724	724
Ciment CPA CEM II/B-LL (32,5 R)	280	-	-
Ciment CPA CEM I (42,5 N)	-	400	-
Ciment CPA CEM I (52.5 N)	-	-	450
Eau efficace	180	184	170
E/C	0,64	0,46	0,38
Super-plastifiant, haut réducteur d'eau (Sika visocrete-Tempo 12- Sika)	-	0,85 l/m ³	1,55 l/m ³
Air occlu (%)	2,3	2,5	2,7
Slump-test (affaissement en cm)	8	7,6	7

II.1.2.3. Essai de compression simple

L'essai de compression est utilisé pour déterminer les caractéristiques mécaniques (résistance à la compression, module d'élasticité E et le coefficient de poisson ν) et la loi de comportement du béton. Les éprouvettes cylindriques, de dimensions 160 mm de diamètre et 320 mm de hauteur, sont testées selon le mode opératoire défini dans la norme ASTM C39/C39M-03. La mise sous contrainte doit être effectuée sans choc et d'une manière continue à une vitesse de 0,24 MPa/seconde.

La charge de rupture F est la force maximale enregistrée au cours de l'essai. Si « S » est la section orthogonale de l'éprouvette, la résistance à la compression f_c est donnée par la relation : $f_c = F/S$. La Figure II.1.1 présente le comportement en compression simple du béton.

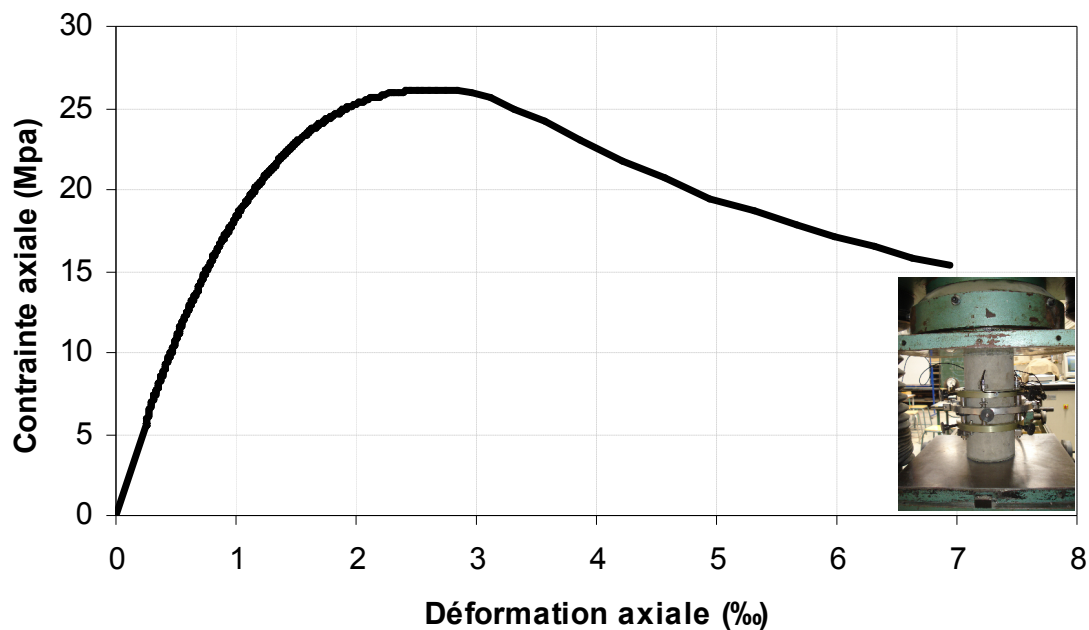


Figure II.1. 1: Comportement en compression du béton (éprouvette 160x320 mm- série 1)

II.1.2.4. Essai de traction par fendage

Cet essai permet de déterminer la contrainte de rupture à la traction par fendage (NF P 18-408). L'essai est effectué sur une éprouvette cylindrique Ø160 x 320 mm. Le montage intermédiaire permettant d'imposer la charge sur deux génératrices opposées, doit être parfaitement centré sur le plateau inférieur de la presse. La plaque de base du dispositif d'essai est équipée de quatre ressorts pour le centrage et la fixation du spécimen (Figure II.1.2). Selon la norme, la mise en charge des cylindres s'effectue à la vitesse de $0,05 \pm 0,01$ MPa/s soit $4 \pm 0,8$ KN/s, la contrainte de rupture est donnée par la relation :

$$f_{ct,sp} = \frac{2F}{\pi dh} = 0,637 \frac{F}{dh} \quad (\text{II.1.1})$$

En (MPa) si :

- F : charge de rupture en (MN) ;
- d : diamètre en (m) ;
- h : hauteur du cylindre en (m).

Du fait que la rupture s'effectue au-delà du domaine élastique, la résistance à la traction par fendage est supérieure à la résistance à la traction axiale $f_{ct,ax}$. L'ENV 206 (Eurocode 2) permet d'évaluer la valeur de cette dernière en appliquant un coefficient de conversion :

$$f_{ct,ax} = 0,9 f_{ct,sp} \quad (\text{II.1.2})$$

Les caractéristiques mécaniques des bétons étudiés sont résumées dans le Tableau II.1.3.

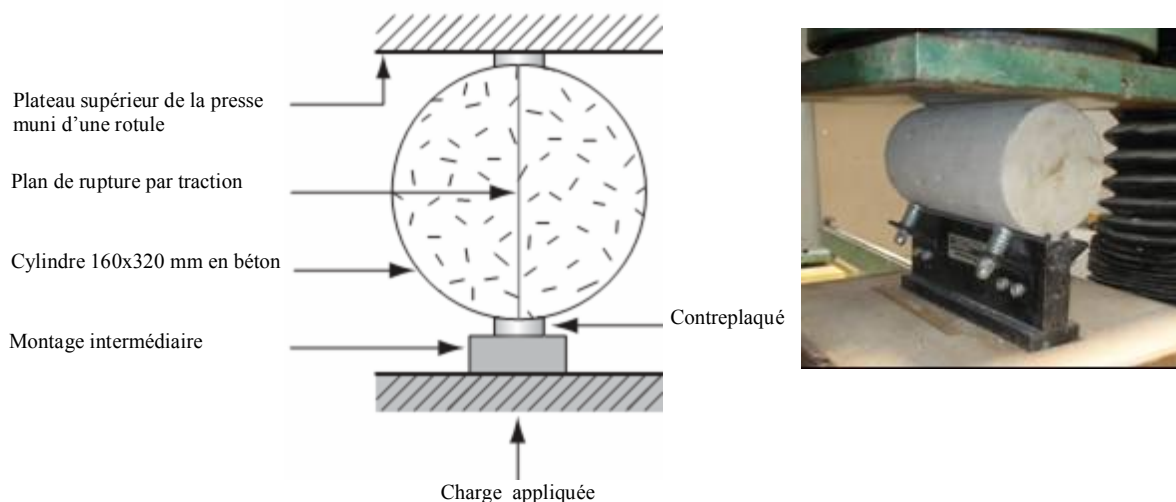


Figure II.1. 2: Essai de traction par fendage

Tableau II.1. 3: Caractéristiques mécaniques des bétons étudiés

Série de béton	0 (*)	1	2	3
Résistance à la compression à 28 jours f_{c28} (MPa)	54,30	24,59	44,06	56,36
Résistance à la compression le jour des essais f_{cj} (MPa)	56,70	25,93	49,46	61,81
Résistance à la traction par fendage le jour de l'essai $f_{ct,sp}$ (MPa)	4,72	3,47	4,50	5,25
Résistance à la traction axiale le jour de l'essai $f_{ct,ax}$ (MPa)	4,25	3,12	4,05	4,72
Module d'élasticité E_{co} (MPa) le jour des essais	-	23000	35000	37000
Coefficient de poisson ν_c	-	0,20	0,20	0,20

(*) Béton du programme préliminaire.

II.1.3. Acier des armatures de renforcement

Nous avons utilisé pour les armatures longitudinales un acier à haute adhérence (FeE 500- NF A 35016) et un acier doux lisse (FeE 235- NF A 35015) pour les armatures transversales. Les caractéristiques mécaniques des armatures utilisées sont celles fournies par le fabricant comme le montre le Tableau II.1.4. Le comportement mécanique de l'acier est de type élasto-plastique. La limite élastique est déterminée par la méthode conventionnelle à 0,2 % de la déformation relative.

Tableau II.1. 4 : Caractéristiques mécaniques des armatures utilisées (fournies par le fabricant)

Types d'aciers	Désignation	Limite élastique f_e (MPa)	Résistance à la rupture f_r (MPa)	Allongement à la rupture (%)	Module d'élasticité E_a (MPa)	Coefficient de Poisson ν_a
Aciers ronds lisses Symbole Ø8	Fe E 235	235	≥ 410	22	210000	0,3
Armatures à haute adhérence Symbole HA12	Fe E 500	500	550	12	210000	0,3

II.1.4. Caractéristiques des matériaux composites

Afin de déterminer les propriétés physiques élastiques et mécaniques en traction du composite stratifiée (tissu en fibres de carbone, résine époxy et composite «PRFC»), des essais de traction simple ont été réalisés au sein du laboratoire Génie Mécanique de l'IUT² de Rennes.

II.1.4.1. Le tissu en fibres de carbone

Un tissu en fibres de carbone de type SikaWrap-230 C/45 est utilisé pour le confinement des spécimens du programme principal de cette étude. C'est un tissu de renforcement de structures, à base de fibres de carbone, tissé de façon unidirectionnelle. Le SikaWrap-230 C/45 est constitué de 99% de fil de chaîne et 1% de fil de trame. Le tissu est muni de fils de trame spéciaux, donnant une bonne stabilité dimensionnelle (Figure II.1.3).

Les essais de traction sont réalisés sur des bandes en fibres de carbone de 25 mm de large et 250 mm de longueur totale (correspondant à la norme ISO 4606-1995 F).



Figure II.1. 3: Tissu unidirectionnel en fibres de carbone de type SikaWrap-230 C/45

² IUT : Institut Universitaire de Technologie.

▪ Appareils et méthode de mesure

Les essais de traction ont été conduits à l'aide d'une machine de traction universelle LLOYD Instrument LR30K permettant des lectures précises à 0,5 %. Les éprouvettes ont été introduites dans les mâchoires de la presse permettant un ajustement manuel de la pression exercée par les pinces sur l'éprouvette. De plus, la surface rugueuse de ces pinces empêche le glissement des éprouvettes. Ces pinces sont aussi dotées de repères permettant l'alignement de l'axe de l'éprouvette avec celui des mâchoires. La vitesse d'essai est de 1 mm/min.

La force mesurée par la cellule de charge ainsi que les déformations mesurées par les jauges ont été enregistrées à l'aide d'une carte d'acquisition de données fournie avec l'unité centrale de la presse et un pont extensométrique (model P3 strain indicator and recorder) qui relie les jauges à l'unité centrale (Figure II.1.4a). Les lectures ont été effectuées toutes les 50 ms. Enfin, l'essai a été interrompu lorsque qu'il y avait rupture complète de l'éprouvette. Même si la rupture est un processus progressif (i.e. certaines fibres de l'éprouvette brisent avant l'éprouvette complète), la contrainte ultime a été définie comme étant la contrainte maximale enregistrée tout au long de l'essai.



(a)



(b)

Figure II.1. 4: (a) dispositif de l'essai de traction et (b) éprouvette en fibres de carbone

De plus, des jauges à déformations ont été collées au milieu de l'éprouvette, suivant la direction axiale et transversale comme le montre la Figure II.1.4b, afin de mesurer les déformations intervenant dans le calcul des propriétés physiques et mécaniques.

Les résultats obtenus lors des essais de traction simple sur des éprouvettes avec 1 pli de fibres de carbone SikaWrap-230 C/45 sont présentés dans le Tableau II.1.5.

Tableau II.1. 5: Caractéristiques physiques élastiques et mécaniques des fibres de carbone

N° d'éprouvette	Résistance à la traction des fibres (MPa)	Déformation longitudinale à la rupture des fibres (%)	Modules d'élasticité en traction E_{fib} (MPa)	Coefficient de Poisson ν_{fib}
1	4160	1,58	262977	0,290
2	4028	1,64	245036	0,301
3	3989	1,61	247610	0,315
4	4136	1,68	246176	0,295
5	4080	N/D	N/D	N/D
Moyenne	4079	1,62	250450	0,30
Valeurs adoptées	4100	1,62	250500	0,30

N/D : non disponible

Ces propriétés physiques élastiques et mécaniques sont généralement calculées de la manière suivante : Premièrement, la contrainte axiale dans l'éprouvette est obtenue en divisant la force axiale mesurée par l'aire de la section utile de l'éprouvette au début de l'essai. Deuxièmement, le module élastique en traction (défini pour une valeur d'allongement conventionnelle) est calculé en divisant la contrainte axiale par la déformation axiale mesurée par la jauge. Troisièmement, la contrainte à la rupture est habituellement identifiée comme étant la contrainte maximale enregistrée durant tout l'essai. Finalement, le coefficient de Poisson est obtenu en divisant la déformation transversale par la déformation axiale de l'éprouvette. La fibre SikaWrap-230 C/45 a un comportement linéaire élastique (Figure II.1.5).

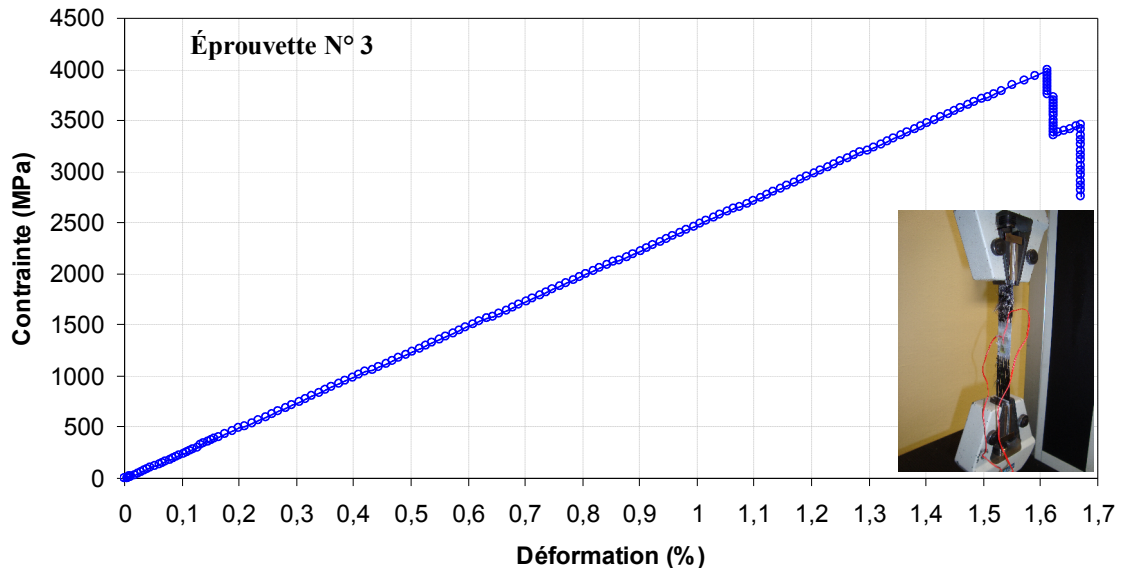


Figure II.1. 5: Comportement en traction simple d'une éprouvette en fibres de carbone

II.1.4.2. La résine époxy

La résine d'imprégnation utilisée est la Sikadur-330. C'est une résine époxy sans solvant à deux composants, A (résine) et B (durcisseur). Les proportions en poids du mélange fournies par le fabricant sont 4 et 1 respectivement pour la résine et le durcisseur. A l'aide d'un moule, nous avons fabriqué des éprouvettes normalisées (Figure II.1.6). La polymérisation a lieu à température ambiante pendant 48 heures. Des jauges de déformation sont ensuite collées sur les éprouvettes dans les deux sens, longitudinal et transversal. Des essais de traction simple sont ensuite réalisés après 7 jours (durée de mûrissement requis pour les spécimens confinés), à l'aide de la machine de traction LLYOD Instrument LR30K. La vitesse d'essai a été de 1 mm/min.

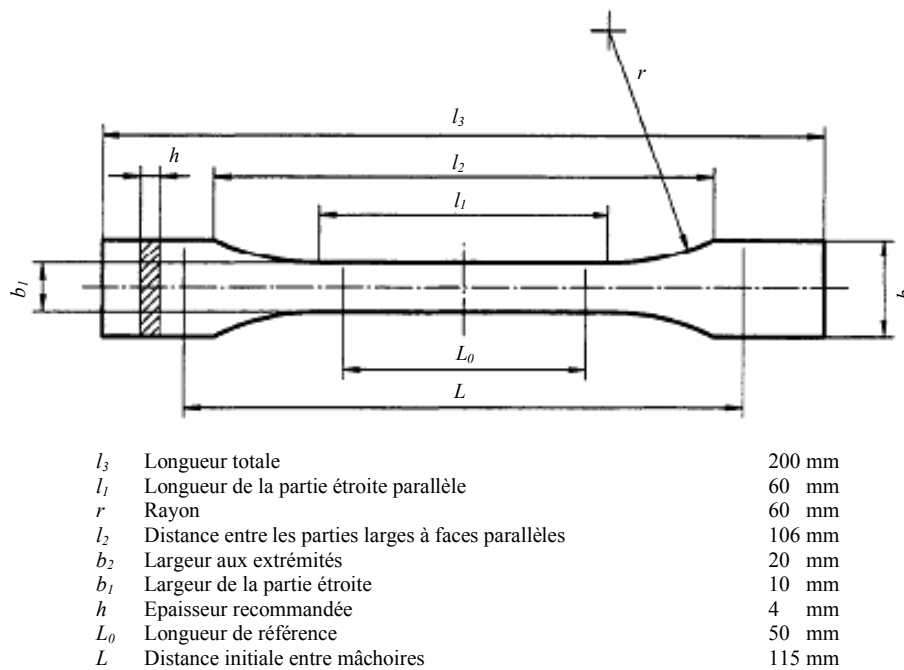


Figure II.1. 6: Modèle d'éprouvette en résine époxy pour les essais de traction simple

La procédure expérimentale est décrite dans les normes NF EN ISO 527-1 à 5, recommandées par l'AFGC³ (2003), dans le cas des matrices époxy. D'un point de vue général, les géométries d'éprouvettes doivent correspondre aux caractéristiques géométriques définies ci-dessous. L'exploitation des résultats permet d'exprimer la contrainte de rupture, le module d'élasticité défini pour une valeur d'allongement conventionnelle, et le coefficient de Poisson.

Les caractéristiques physiques élastiques et mécaniques de cette résine sont regroupées dans le Tableau II.1.6. La résine époxy Sikadur-330 a un comportement linéaire élastique (Figure II.1.7), donc sa limite élastique correspond à sa contrainte de rupture qui est égale en moyenne à 34 MPa.

Tableau II.1. 6: Caractéristiques physiques élastiques et mécaniques de la résine Sikadur 330

N° d'éprouvette	Résistance à la traction des fibres (MPa)	Déformation longitudinale à la rupture des fibres (%)	Modules d'élasticité en traction $E_{rés}$ (MPa)	Coefficient de Poisson $\nu_{rés}$
1	32,49	0,507	6400	0,305
2	35,05	0,539	6500	0,312
3	27,58	Rupture au niveau du talon (éprouvette rejetée)		
4	31,57	Rupture au niveau du talon (éprouvette rejetée)		
5	34,99	0,547	6396	0,316
Moyenne	34,17 ^(*)	0,531	6432	0,311
Valeurs adoptées	34	0,53	6400	0,31

^(*) C'est la moyenne des résultats des éprouvettes qui ont exhibées un mode de rupture acceptable.

³ AFGC : Association Française de Génie Civil.

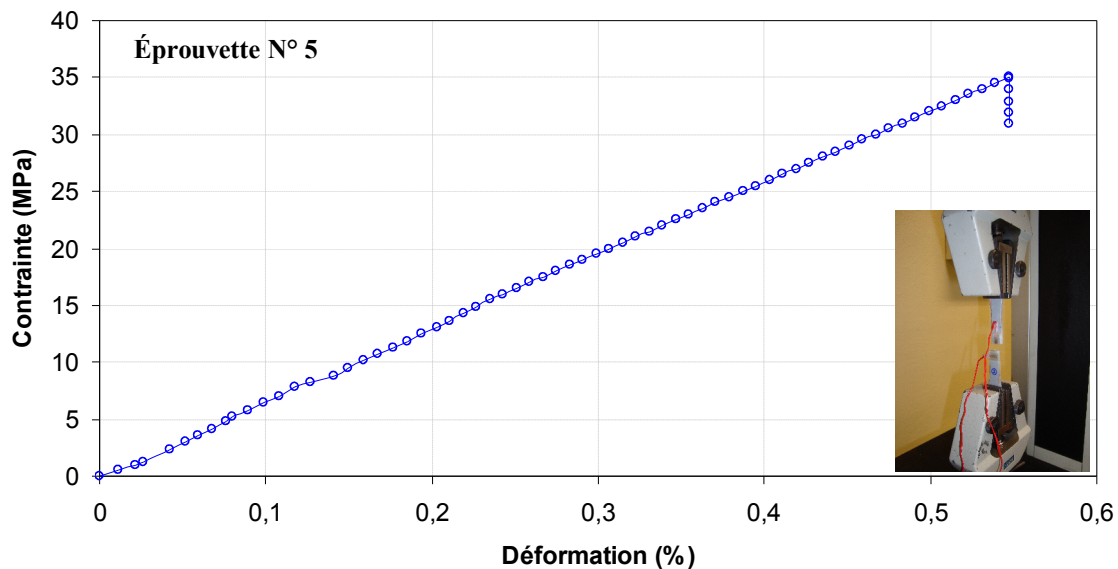


Figure II.1. 7: Comportement en traction simple d'une éprouvette faites à base de résine

II.1.4.3. Détermination des propriétés mécanique en traction du composite «PRFC»

▪ Fabrication des éprouvettes

Les principes généraux sont ceux décrits dans les normes ISO 527-1, ISO 527-2 et ISO 527-5, recommandées par l'AFGC (2003), pour la caractérisation des matériaux composites stratifiés in situ utilisés pour la réparation des structures en béton. Les éprouvettes sont découpées suivant les deux directions orthogonales référencées longitudinales et transversales.

Les plaques composites sont fabriquées avec les fibres de carbone SikaWrap-230 C/45 et la résine époxy Sikadur-330 avec durcisseur. Pendant la polymérisation, qui dure en moyenne 48 heures à température ambiante, nous avons maintenu les plaques «PRF» à l'aide d'un cadre en bois conçu spécialement pour maintenir la forme rectiligne des fibres de carbone. Des jauges de déformation sont ensuite collées sur les éprouvettes dans les deux sens, longitudinal et transversal afin de mesurer les déformations. Des essais de traction simple sont ensuite réalisés, après 7 jours (durée de mûrissement requis pour les spécimens confinés), à l'aide de la machine de traction LLYOD Instrument LR30K.

▪ Forme et dimensions des éprouvettes

Les éprouvettes pour l'essai de traction simple sont de géométrie parallélépipédique, les dimensions et la forme sont détaillées et illustrées sur la Figure II.1.8. Pour éviter que la rupture ait lieu dans les mors de la machine de traction, les talons ont été constitués de stratifié carbone-résine et de lamelles en aluminium collées sur l'éprouvette de traction avant l'essai suivant les recommandations de la norme EN ISO 527-1. Les talons sont introduits dans la machine d'essais de telle sorte qu'ils soient au moins à 7 mm à l'intérieur du mors.

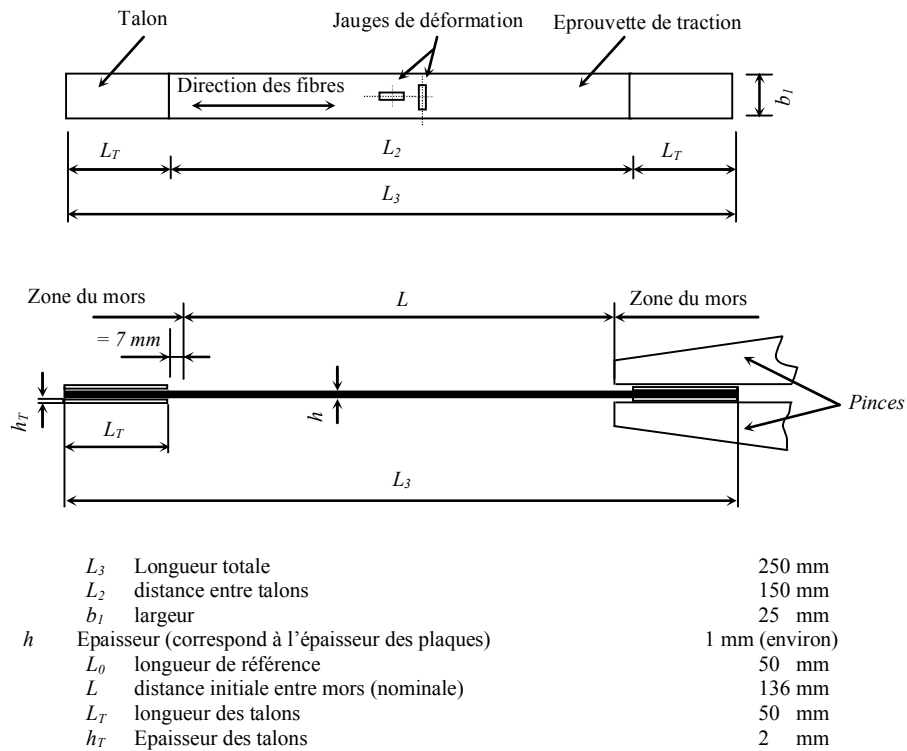


Figure II.1. 8: Modèle d'éprouvette en «PRFC» réalisée pour les essais de traction simple

▪ Résultats

L'ensemble des résultats est présenté suivant la norme EN ISO 527-1 (voir Figure II.1.9). Cette figure montre que la limite élastique du composite «PRFC» correspond à celle de la contrainte de rupture, car les plaques composites ont un comportement linéaire élastique jusqu'à la rupture. Les éprouvettes présentant une rupture dans les mors de la machine de traction sont éliminées.

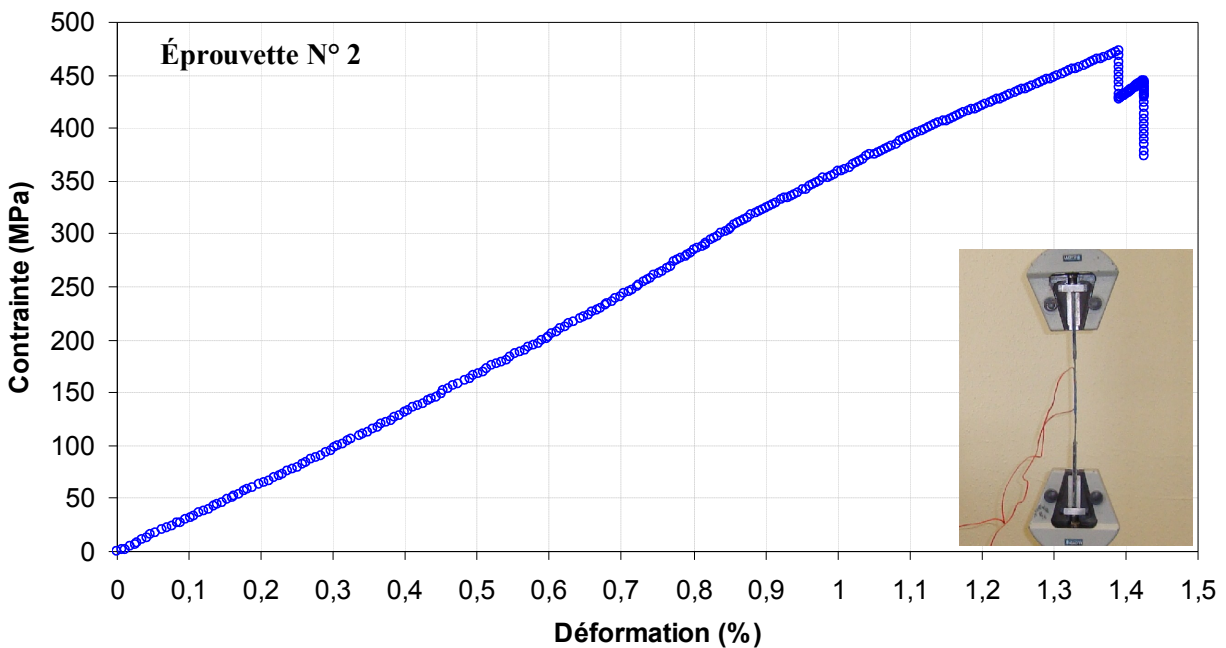


Figure II.1. 9: Comportement en traction simple d'une éprouvette en «PRFC»

▪ Module de Young et valeurs associées

La méthode pour la mesure du module d'Young décrite dans la partie concernée de la norme EN ISO 527 est fondée sur deux valeurs de déformations prescrites, qui sont 0,25 % et 0,05 % (la valeur la plus faible de la déformation n'a pas été ramenée à zéro pour éviter les erreurs au départ de la courbe contrainte/déformation). Avec un équipement assisté par ordinateur, la détermination du module d'élasticité utilisant deux points (contrainte/déformation) distincts, peut être remplacée par une méthode de régression linéaire appliquée à la partie de la courbe située entre ces points mentionnés (EN ISO 527-1 : paragraphe 4.6, note 1). Les résultats obtenus lors des essais de traction simple sur des éprouvettes avec 1 pli de «PRFC» sont regroupés dans le Tableau II.1.7.

Tableau II.1. 7: Caractéristiques physiques élastiques et mécaniques du composite «PRFC»

N° d'éprouvette	Résistance à la traction $f_{\text{PRFC}c}$ (MPa)	Déformation longitudinale à la rupture du «PRFC» ε_{fu} (%)	Modules d'élasticité en traction E_{PRFC} (MPa)	Coefficient de Poisson $\nu_{\text{PRFC}c}$
1	501,46	1,47	34067	0,2942
2	472,94	1,39	34000	0,2918
3	491,71	1,44	33982	0,2902
4	471,86	1,38	34168	0,2960
5	506,04	1,46	34613	0,2800
6	496,46	1,39	35538	0,2840
7	512,35	1,49	34271	0,2903
Moyenne	493,30	1,43	34377	0,2895
Valeurs adoptées	500	1,4	34500	0,29

N.B : Le Tableau II.1.7 regroupe les résultats des éprouvettes qui ont exhibées un mode de rupture acceptable.

▪ Mode de rupture des éprouvettes de traction

Une des difficultés majeure liée à l'essai de traction est de déterminer si la rupture est acceptable ou si elle a été causée par les contraintes parasites. En effet, pour un même matériau testé dans les mêmes conditions, la rupture peut prendre des formes différentes.

La Figure II.1.10 montre que les éprouvettes testées on exhibé une variété de modes de rupture. Par exemple, de la déchirure transverse, une allure de balais et une rupture nette suivie d'une rupture transverse ont été observées.

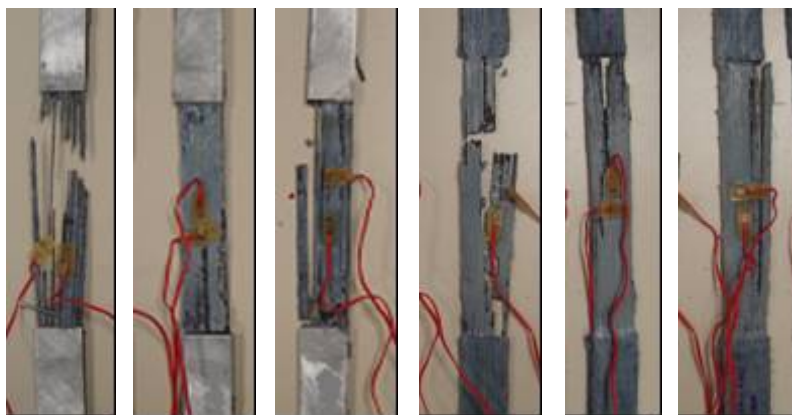


Figure II.1. 10: Exemples de modes de rupture pouvant survenir lors d'un essai de traction

II.1.4.4. Propriétés mécanique en traction du composite «PRFV»

Dans le programme préliminaire, on a utilisé un tissu de renforcement de structures, à base de fibres de verre, tissé de façon bidirectionnelle (Figure II.1.11).

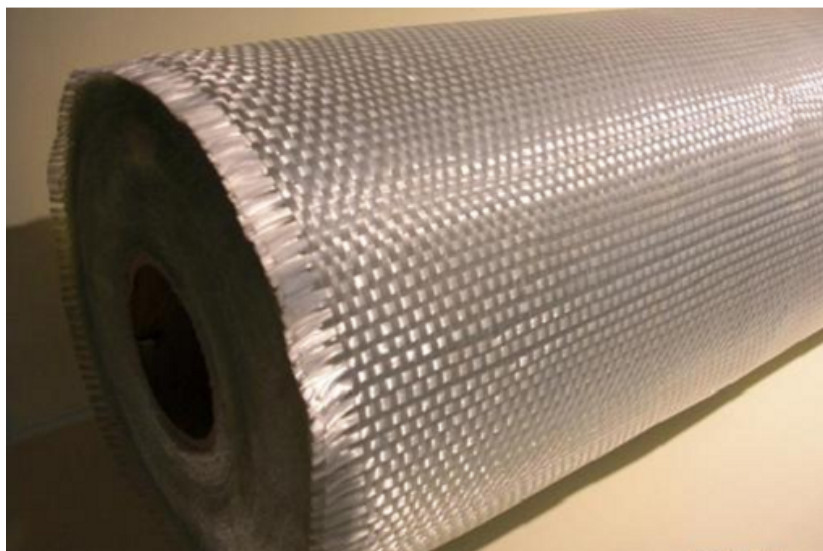


Figure II.1. 11: Tissu bidirectionnel en fibres de verre

Les caractéristiques physiques élastiques et mécaniques du composite en fibres de verre «PRFV» sont regroupées dans le Tableau II.1.8. Ces propriétés sont celles fournies par le fabricant.

Tableau II.1. 8: Caractéristiques physiques élastiques et mécaniques du composite «PRFV»

Résistance à la traction f_{prfv}	383 MPa
Modules d'élasticité en traction E_{prfv}	23800 MPa
Coefficient de poisson ν_{prfv}	N/D
Déformation longitudinale à la rupture du PRFV ε_{fu} (%)	2,12 %

N/D : non disponible

Références

AFGC: Association française de génie civil (2003) “Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites”, *Documents scientifiques et techniques - Recommandations provisoires-*, Décembre 2003, 148p.

ASTM C39/C39M-03 (2003) “Standard test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens”, *ASTM International*, 5 p.

Béton LabPro V.2.14, Août 2000.

ISO 4606:1995 Verre textile - Tissus - Détermination de la force de rupture en traction et de l’allongement à la rupture par la méthode de la bande, 7 p.

NF EN ISO 527-1: 1996-03 “Plastiques, Détermination des propriétés en traction, partie 1: Principes généraux”, AFNOR, 10 p.

NF EN ISO 527-2: 1996-07 “Plastiques, Détermination des propriétés en traction, partie 2: Condition d’essai des plastiques par moulage et extrusion”, AFNOR, 5 p.

NF EN ISO 527-3: 1995-10 “Plastiques, Détermination des propriétés en traction, partie 3: Condition d’essai pour films et feuilles”, AFNOR, 5 p.

NF EN ISO 527-4: 1997-07 “Plastiques, Détermination des propriétés en traction, partie 4: Condition d’essai pour les composites plastiques renforcés de fibres isotropes et orthotropes”, AFNOR, 12 p.

NF EN ISO 527-5: 1997-07 “Plastiques, Détermination des propriétés en traction, partie 5: Condition d’essai pour les composites plastiques renforcés de fibres unidirectionnelles”, AFNOR, 11 p.

Chapitre II.2. PROGRAMME EXPÉRIMENTAL

Le programme expérimental a été réalisé en deux parties : un programme préliminaire contenant des échantillons courts en béton confiné avec un polymère renforcé de fibres de verre «PRFV» réalisé à l'université Mentouri-Constantine (Algérie), et un programme principal réalisé à l'INSA de Rennes (France) dans lequel on a étudié des échantillons et des colonnes en béton confiné avec un polymère renforcé de fibres de carbone «PRFC».

II.2.1. Programme préliminaire

Le programme préliminaire a été effectuée sur des cylindres en béton et en béton armé de dimensions $\varnothing 160 \times 320$ mm, et sur des spécimens prismatiques carrés en béton de dimensions $100 \times 100 \times 300$ mm confinés avec un polymère renforcé de fibres de verre «PRFV». Les paramètres considérés sont : le nombre de plis du composite «PRFV» et le rayon de courbure des coins pour les éprouvettes de sections carrées. Pour les spécimens en B.A du programme préliminaire, les armatures de renforcement été constituées de $4\varnothing 6$ mm (Fe E 420 MPa) pour les armatures longitudinales (A_l) et des ronds lisses $\varnothing 3,5$ mm (Fe E 240 MPa) pour les armatures transversales (A_t) avec des espacements de 140 mm.

Le but de ces essais préliminaires était de se familiariser avec la méthode de confinement avec des «PRF» (en laboratoire), le découpage des pièces de tissu «PRF», le mélange de l'époxy (colle et durcisseurs), la préparation des surfaces à collées, le collage du composite sur le béton, la manipulation de l'extensomètre et la réalisation des essais en général (fonctionnement de la presse, lecture et saisie des données). D'autre part, le programme préliminaire nous a permis d'avoir les premières réflexions sur le comportement mécanique des colonnes courtes en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» et de connaître quelques paramètres influents sur l'efficacité du confinement avec des matériaux composites collés.

II.2.1.1. Description des éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés

Seize (16) éprouvettes cylindriques et vingt et un (21) spécimens prismatiques carrés sont mis à l'essai en utilisant un béton de résistance caractéristique égale à 56,70 MPa. Les cylindres étaient soit non confinés, soit confinés à l'aide d'un pli, deux plis ou quatre plis de polymère renforcé de fibres de verre «PRFV». Tandis que, les spécimens prismatiques carrés étaient confinés à l'aide d'un pli ou de deux plis de «PRFV».

Un système d'identification des échantillons a été adopté, les échantillons cylindriques sont désignés par $Cy.\varnothing-BAx-NP_s$, où Cy : cylindre, \varnothing : diamètre (mm), Bx ou BAx : béton ou béton armé de résistance moyenne (x), NP : nombre de plis du composite «PRF» et S : numéro du spécimen. De la même manière, les échantillons prismatiques carrés sont désignés par $PL-BAx-R - NP_s$, où P : prisme, L : longueur, R : rayon de courbure des coins en (mm). La signification des différentes lettres est comme suit : par exemple l'échantillon cylindrique $Cy.160-B57-2P_1$ désigne un cylindre de 160 mm de diamètre d'un béton de résistance moyenne en compression de 57 MPa, confiné avec 2 plis de polymère renforcé de fibres et, c'est le 1^{er} échantillon. Les Tableaux II.2.1 et II.2.2 donnent la description et les détails des échantillons.

Tableau II.2. 1: Programme préliminaire (éprouvettes cylindriques Ø160x320 mm)

Série	Identification	Nombre de plis «PRFV»	f'_{co} (MPa)
a	Cy.160-B57-0P ₁	0	57
	Cy.160-B57-0P ₂	0	
	Cy.160-B57-0P ₃	0	
	Cy.160-B57-1P ₁	1	
	Cy.160-B57-1P ₂	1	
	Cy.160-B57-1P ₃	1	
	Cy.160-B57-2P ₁	2	
	Cy.160-B57-2P ₂	2	
	Cy.160-B57-2P ₃	2	
	Cy.160-B57-4P ₁	4	
	Cy.160-B57-4P ₂	4	
	Cy.160-B57-4P ₃	4	
	Cy.160-BA57-0P ₁	0	
	Cy.160-BA57-0P ₂	0	
	Cy.160-BA57-2P ₁	2	
Cy.160-BA57-2P ₂	2		

Tableau II.2. 2: Programme préliminaire (spécimens prismatiques carrés 100x100x300 mm)

Série	Identification	No. de plis «PRFV»	Rayon de courbure des coins (mm)	f'_{co} (MPa)
b	P300-B57-R0-0P ₁	0	0	57
	P300-B57-R0-0P ₂	0	0	
	P300-B57-R0-0P ₃	0	0	
	P300-B57-R0-1P ₁	1	0	
	P300-B57-R0-1P ₂	1	0	
	P300-B57-R0-1P ₃	1	0	
	P300-B57-R0-2P ₁	2	0	
	P300-B57-R0-2P ₂	2	0	
	P300-B57-R0-2P ₃	2	0	
	P300-B57-R8-1P ₁	1	8	
	P300-B57-R8-1P ₂	1	8	
	P300-B57-R8-1P ₃	1	8	
	P300-B57-R8-2P ₁	2	8	
	P300-B57-R8-2P ₂	2	8	
	P300-B57-R8-2P ₃	2	8	
	P300-B57-R16-1P ₁	1	16	
	P300-B57-R16-1P ₂	1	16	
	P300-B57-R16-1P ₃	1	16	
	P300-B57-R16-2P ₁	2	16	
	P300-B57-R16-2P ₂	2	16	
	P300-B57-R16-2P ₃	2	16	

«PRFV» : polymère renforcé de fibres de verre (tissu bidirectionnel).

f'_{co} : Résistance en compression du béton non confiné le jour des essais.

Note : la résistance en compression moyenne des cylindres de contrôle = $(56,20+57+56,9)/3= 56,70$ MPa

II.2.2. Programme principal

Le programme principal comporte la partie la plus importante de cette étude. Pour répondre aux objectifs fixés initialement par cette recherche, 175 spécimens de différentes géométries ont été testés en utilisant trois classes différentes de béton. D'autre part, pour chaque série de béton, on a confectionné cinq cylindres Ø160x320 mm supplémentaires (3 pour mesurer la résistance à la compression à 28 jours et 2 pour la résistance à la traction du béton). Pour les spécimens en B.A du programme principal, les armatures de renforcement ont été constituées de 4HA12 mm (Fe E 500 MPa) pour les armatures longitudinales (A_l) et des ronds lisses Ø8 mm (Fe E 235 MPa) pour les armatures transversales (A_t) avec des espacements de 140 mm.

Les paramètres considérés sont : le nombre de plis du renfort «PRFC», la résistance à la compression du béton non confiné f'_{co} , le rapport de confinement (défini par le rapport de la surface de fibres à la surface de béton d'une section transversale), la forme de la section (circulaire ou carrée), l'élanement des colonnes (L/D) et le degré d'endommagement pour les échantillons en B.A réparés par «PRFC» après différents niveaux d'endommagement.

II.2.2.1. Essais sur éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés

La première catégorie du programme principal concerne des éprouvettes cylindriques de dimensions Ø160 mm x 320 mm, et des spécimens prismatiques carrés de dimensions 140 x 140 x 280 mm et 140 x 140 x 560 mm fabriqués en béton ou en béton armé. Trente trois (33) éprouvettes cylindriques et soixante (60) spécimens prismatiques carrés ont été testés en utilisant trois mélanges de béton de différentes résistances à la compression 26, 50 et 62 MPa. Ces trois types de béton ont également été utilisés pour la fabrication des colonnes de la deuxième catégorie du programme principal. Le béton de chaque série (classe de résistance) a été fabriqué dans le même jour en une seule gâchée en utilisant une centrale à béton. Les spécimens sont, soit non confinés, soit confinés à l'aide d'un pli ou de trois plis de polymères renforcés de fibres de carbone «PRFC». Les Tableaux II.2.3, II.2.4 et II.2.5 donnent la description et les détails des échantillons.

Les échantillons sont désignés par Cy.Ø-BAx-NP_S pour les éprouvettes cylindriques ou par PL-BAx-NP_S pour les spécimens prismatiques carrés. La signification des différentes lettres est comme suit : par exemple l'échantillon Cy.160-BA26-2P₁ désigne un cylindre de 160 mm de diamètre en béton armé de résistance moyenne en compression de 26 MPa, confiné avec 2 plis de polymère renforcé de fibres et c'est le 1^{er} échantillon.

II.2.2.2. Essais sur colonnes en béton armé

La deuxième catégorie du programme principal contient 54 colonnes en béton armé de 1000 mm de longueur. Trois séries de 18 colonnes représentant les trois classes de béton (26 MPa, 50 MPa et 62 MPa). Chaque série contient six (6) colonnes de section circulaire de 155 mm de diamètre, six (6) colonnes circulaires de 197 mm de diamètre et six (6) colonnes prismatiques carrés de 140 mm de côté. L'ensemble des colonnes a été fabriqué des mêmes mélanges de béton utilisés pour les colonnes courtes. Les colonnes en béton armé sont soit non confinées ou confinées à l'aide d'un pli ou de trois plis de composite en polymère renforcé de fibres de carbone «PRFC». Les échantillons sont désignés par Col.Ø-BAx-NP_S pour les colonnes de sections circulaires ou PL-BAx-NP_S pour les colonnes de sections carrées. La description des échantillons est donnée dans les Tableaux II.2.3, II.2.4 et II.2.5.

Tableau II.2. 3: Description des échantillons de la série (1) du programme principal

Identification	Section (mm)	No. de plis «PRFC»	f'_{co} (MPa)	L'élançement L/D
Cy.160-B26-0P ₁	Ø160 x 320	0	26 MPa	2
Cy.160-B26-0P ₂		0		
Cy.160-B26-0P ₃		0		
Cy.160-B26-1P ₁		1		
Cy.160-B26-3P ₁		3		
Cy.160-BA26-0P ₁		0		
Cy.160-BA26-0P ₂		0		
Cy.160-BA26-1P ₁		1		
Cy.160-BA26-1P ₂		1		
Cy.160-BA26-3P ₁		3		
Cy.160-BA26-3P ₂		3		
P280-B26-0P ₁		140 x 140 x 280		
P280-B26-0P ₂	0			
P280-B26-1P ₁	1			
P280-B26-3P ₁	3			
P280-BA26-0P ₁	0			
P280-BA26-0P ₂	0			
P280-BA26-1P ₁	1			
P280-BA26-1P ₂	1			
P280-BA26-3P ₁	3			
P280-BA26-3P ₂	3			
P560-B26-0P ₁	140 x 140 x 560	0	26 MPa	4
P560-B26-0P ₂		0		
P560-B26-1P ₁		1		
P560-B26-3P ₁		3		
P560-BA26-0P ₁		0		
P560-BA26-0P ₂		0		
P560-BA26-1P ₁		1		
P560-BA26-1P ₂		1		
P560-BA26-3P ₁		3		
P560-BA26-3P ₂		3		
P1000-BA26-0P ₁	140 x 140 x 1000	0	26 MPa	7,14
P1000-BA26-0P ₂		0		
P1000-BA26-1P ₁		1		
P1000-BA26-1P ₂		1		
P1000-BA26-3P ₁		3		
P1000-BA26-3P ₂		3		
Col.155-BA26-0P ₁	Ø155 x 1000	0	26 MPa	6,45
Col.155-BA26-0P ₂		0		
Col.155-BA26-1P ₁		1		
Col.155-BA26-1P ₂		1		
Col.155-BA26-3P ₁		3		
Col.155-BA26-3P ₂		3		
Col.197-BA26-0P ₁	Ø197 x 1000	0	26 MPa	5,07
Col.197-BA26-0P ₂		0		
Col.197-BA26-1P ₁		1		
Col.197-BA26-1P ₂		1		
Col.197-BA26-3P ₁		3		
Col.197-BA26-3P ₂		3		

f'_{co} : Résistance en compression du béton non confiné le jour des essais.

Note : la résistance en compression moyenne des cylindres de contrôle = $(25,95+26,13+25,72)/3= 25,93$ MPa

Tableau II.2. 4: Description des échantillons de la série (2) du programme principal

Identification	Section (mm)	No. de plis «PRFC»	f'_{co} (MPa)	L'élançement L/D
Cy.160-B50-0P ₁	Ø160 x 320	0	50 MPa	2
Cy.160-B50-0P ₂		0		
Cy.160-B50-0P ₃		0		
Cy.160-B50-1P ₁		1		
Cy.160-B50-3P ₁		3		
Cy.160-BA50-0P ₁		0		
Cy.160-BA50-0P ₂		0		
Cy.160-BA50-1P ₁		1		
Cy.160-BA50-1P ₂		1		
Cy.160-BA50-3P ₁		3		
Cy.160-BA50-3P ₂		3		
P280-B50-0P ₁		140 x 140 x 280		
P280-B50-0P ₂	0			
P280-B50-1P ₁	1			
P280-B50-3P ₁	3			
P280-BA50-0P ₁	0			
P280-BA50-0P ₂	0			
P280-BA50-1P ₁	1			
P280-BA50-1P ₂	1			
P280-BA50-3P ₁	3			
P280-BA50-3P ₂	3			
P560-B50-0P ₁	140 x 140 x 560	0	50 MPa	4
P560-B50-0P ₂		0		
P560-B50-1P ₁		1		
P560-B50-3P ₁		3		
P560-BA50-0P ₁		0		
P560-BA50-0P ₂		0		
P560-BA50-1P ₁		1		
P560-BA50-1P ₂		1		
P560-BA50-3P ₁		3		
P560-BA50-3P ₂		3		
P1000-BA50-0P ₁	140 x 140 x 1000	0	50 MPa	7,14
P1000-BA50-0P ₂		0		
P1000-BA50-1P ₁		1		
P1000-BA50-1P ₂		1		
P1000-BA50-3P ₁		3		
P1000-BA50-3P ₂		3		
Col.155-BA50-0P ₁	Ø155 x 1000	0	50 MPa	6,45
Col.155-BA50-0P ₂		0		
Col.155-BA50-1P ₁		1		
Col.155-BA50-1P ₂		1		
Col.155-BA50-3P ₁		3		
Col.155-BA50-3P ₂		3		
Col.197-BA50-0P ₁	Ø197 x 1000	0	50 MPa	5,07
Col.197-BA50-0P ₂		0		
Col.197-BA50-1P ₁		1		
Col.197-BA50-1P ₂		1		
Col.197-BA50-3P ₁		3		
Col.197-BA50-3P ₂		3		

f'_{co} : Résistance en compression du béton non confiné le jour des essais.

Note : la résistance en compression moyenne des cylindres de contrôle = $(47,96+50,97+49,45)/3= 49,46$ MPa

Tableau II.2. 5: Description des échantillons de la série (3) du programme principal

Identification	Section (mm)	No. de plis «PRFC»	f'_{co} (MPa)	L'élançement L/D
Cy.160-B62-0P ₁	Ø160 x 320	0	62 MPa	2
Cy.160-B62-0P ₂		0		
Cy.160-B62-0P ₃		0		
Cy.160-B62-1P ₁		1		
Cy.160-B62-3P ₁		3		
Cy.160-BA62-0P ₁		0		
Cy.160-BA62-0P ₂		0		
Cy.160-BA62-1P ₁		1		
Cy.160-BA62-1P ₂		1		
Cy.160-BA62-3P ₁		3		
Cy.160-BA62-3P ₂		3		
P280-B62-0P ₁		140 x 140 x 280		
P280-B62-0P ₂	0			
P280-B62-1P ₁	1			
P280-B62-3P ₁	3			
P280-BA62-0P ₁	0			
P280-BA62-0P ₂	0			
P280-BA62-1P ₁	1			
P280-BA62-1P ₂	1			
P280-BA62-3P ₁	3			
P280-BA62-3P ₂	3			
P560-B62-0P ₁	140 x 140 x 560	0	62 MPa	4
P560-B62-0P ₂		0		
P560-B62-1P ₁		1		
P560-B62-3P ₁		3		
P560-BA62-0P ₁		0		
P560-BA62-0P ₂		0		
P560-BA62-1P ₁		1		
P560-BA62-1P ₂		1		
P560-BA62-3P ₁		3		
P560-BA62-3P ₂		3		
P1000-BA62-0P ₁	140 x 140 x 1000	0	62 MPa	7,14
P1000-BA62-0P ₂		0		
P1000-BA62-1P ₁		1		
P1000-BA62-1P ₂		1		
P1000-BA62-3P ₁		3		
P1000-BA62-3P ₂		3		
Col.155-BA62-0P ₁	Ø155 x 1000	0	62 MPa	6,45
Col.155-BA62-0P ₂		0		
Col.155-BA62-1P ₁		1		
Col.155-BA62-1P ₂		1		
Col.155-BA62-3P ₁		3		
Col.155-BA62-3P ₂		3		
Col.197-BA62-0P ₁	Ø197 x 1000	0	62 MPa	5,07
Col.197-BA62-0P ₂		0		
Col.197-BA62-1P ₁		1		
Col.197-BA62-1P ₂		1		
Col.197-BA62-3P ₁		3		
Col.197-BA62-3P ₂		3		

f'_{co} : Résistance en compression du béton le jour des essais.

Note : la résistance en compression moyenne des cylindres de contrôle = $(62,44+66,65+56,36)/3= 61,81$ MPa

II.2.2.3. Essais sur cylindres et colonnes en B.A confiné après endommagement

Dans la troisième catégorie du programme principal seize (16) éprouvettes cylindriques ($\text{Ø}160 \times 320$ mm) et douze (12) colonnes circulaires ($\text{Ø}155 \times 1000$ mm) en béton armé ont été confectionnés en utilisant la même formulation de béton que la série 1. Cependant, la résistance à la compression moyenne obtenue pour cette série s'élevait à environ 27 MPa. Les spécimens ont été d'abord endommagés à différent pourcentage de la charge de rupture à savoir 40%, 60%, 80% (+10 cycles chargement-déchargement) et 100 %, réparés superficiellement par la suite par un mortier de même dosage en ciment que le béton initiale, puis confinés avec 3 couches de composite «PRFC» avant d'être mis à l'essai de compression simple.

Il faut savoir que l'endommagement a été poursuivi sur chaque éprouvette testée en réalisant après la fin du chargement (40%, 60%, 80% de la charge de rupture), 10 cycles chargement/déchargement afin d'atteindre le degré d'endommagement souhaitable. Car on a constaté que le module d'élasticité du béton se stabilise pratiquement après le 10^{ème} cycle de chargement/déchargement. La Figure II.2.1 montre les 10 cycles de chargement-déchargement pour l'endommagement des cylindres ($\text{Ø} 160 \times 320$ mm) respectivement dans le cas d'un chargement à 40%, 60% et 80% de la charge de rupture. Dans chaque groupe d'essai des cylindres ($\text{Ø}160 \times 320$ mm), un spécimen en béton armé non confiné été réservé pour la détermination de la résistance à la compression après l'endommagement.

Les échantillons sont désignés par Cy.Ø-BA27-%-NP_S pour les éprouvettes cylindriques ou par Col.Ø-BA27-%-NP_S pour les colonnes circulaires. La signification des différentes lettres est comme suit : par exemple l'échantillon Cy.160-BA27-40%-3P₁ désigne un cylindre de 160 mm de diamètre en béton armé de résistance moyenne en compression de 27 MPa, endommagé à 40 % de la charge de rupture puis réparé avec 3 couches de «PRFC» et, c'est le 1^{er} échantillon. La description des échantillons est donnée dans le Tableau II.2.6.

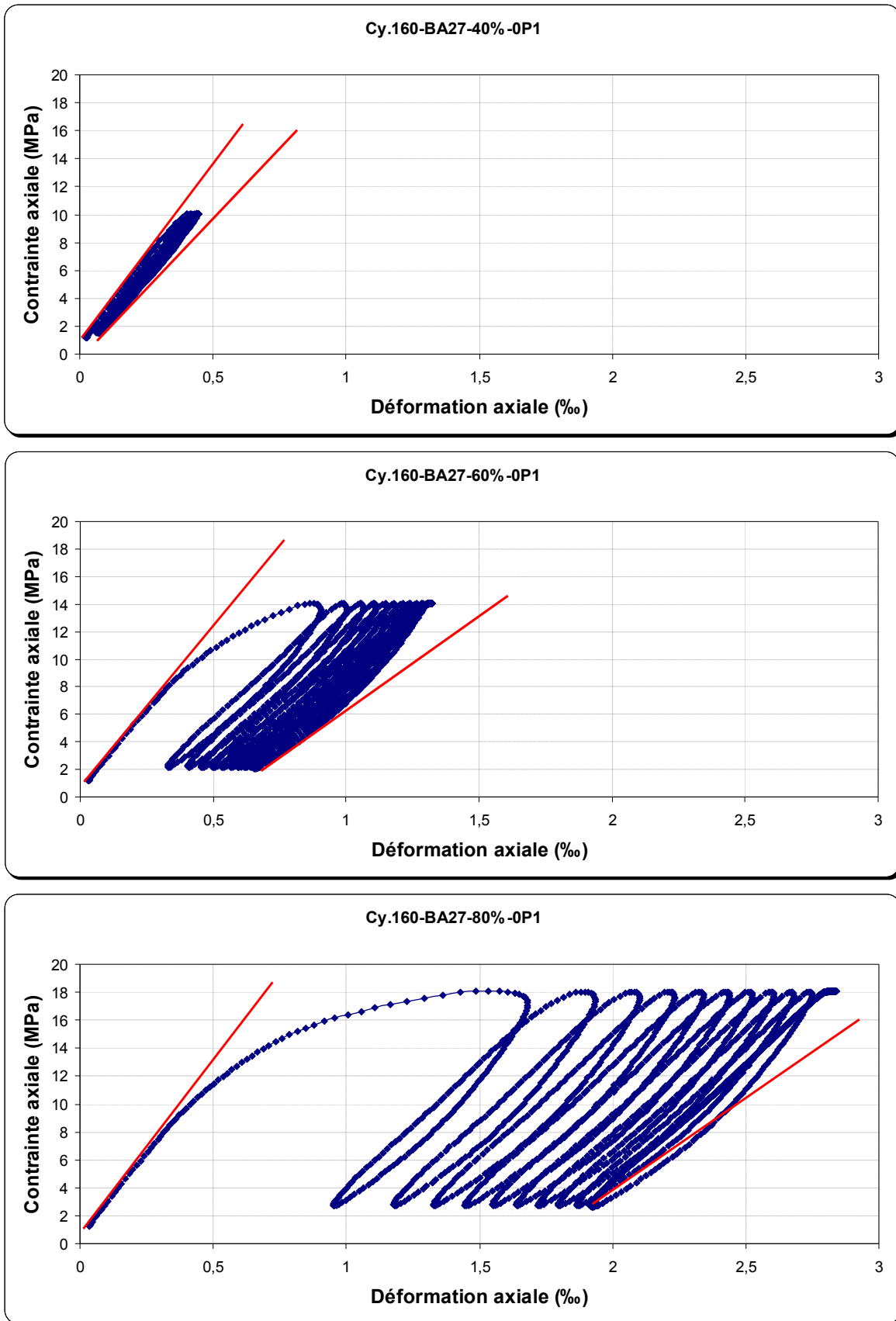


Figure II.2. 1: Dix (10) cycles de chargement/déchargement avant l'estimation du degré d'endommagement des spécimens cylindriques (160x320 mm) de la série 4 (27MPa)

Tableau II.2. 6: Description des échantillons réparés par «PRFC» après endommagement (série 4)

Identification	Section (mm)	No. de plis «PRFC»	f'_{co} (MPa)	L'élancement L/D			
Cy.160-BA27-0%-0P ₁	Ø160 x 320	0	27 MPa	2			
Cy.160-BA27-0%-0P ₂		0					
Cy.160-BA27-0%-3P ₁		3					
Cy.160-BA27-0%-3P ₂		3					
Cy.160-BA27-40%-0P ₁		0					
Cy.160-BA27-40%-3P ₁		3					
Cy.160-BA27-40%-3P ₂		3					
Cy.160-BA27-60%-0P ₁		0					
Cy.160-BA27-60%-3P ₁		3					
Cy.160-BA27-60%-3P ₂		3					
Cy.160-BA27-80%-0P ₁		0					
Cy.160-BA27-80%-3P ₁		3					
Cy.160-BA27-80%-3P ₂		3					
Cy.160-BA27-100%-0P ₁		0					
Cy.160-BA27-100%-3P ₁		3					
Cy.160-BA27-100%-3P ₂		3					
Col.155-BA27-0%-0P ₁		Ø155 x 1000			0	27 MPa	6,45
Col.155-BA27-0%-0P ₂					0		
Col.155-BA27-0%-3P ₁	3						
Col.155-BA27-0%-3P ₂	3						
Col.155-BA27-40%-3P ₁	3						
Col.155-BA27-40%-3P ₂	3						
Col.155-BA27-60%-3P ₁	3						
Col.155-BA27-60%-3P ₂	3						
Col.155-BA27-80%-3P ₁	3						
Col.155-BA27-80%-3P ₂	3						
Col.155-BA27-100%-3P ₁	3						
Col.155-BA27-100%-3P ₂	3						

f'_{co} : Résistance en compression du béton le jour des essais.

Note : la résistance en compression des cylindres de contrôle = (26,91+27,85+26,35+27,51)/4= 27,15 MPa

II.2.3. Description des essais

II.2.3.1. Configuration de l'enveloppe de confinement

Les essais antérieurs avec une variation de la rigidité relative de l'enveloppe de confinement (Picher 1995) ont permis d'identifier une configuration optimale du confinement, pour des cylindres de 150 mm de diamètre par 300 mm de longueur, enveloppés de trois couches de fibres de carbone unidirectionnelles. Les lamelles de ces échantillons étaient orientées à différents angles par rapport à la direction circonférentielle. Les deux couches intérieures étaient placées à des angles opposés de $+\theta$ et $-\theta$, et la couche extérieure demeurait perpendiculaire à l'axe du cylindre (configuration $\pm\theta/0$). L'effet de la rigidité relative du confinement a été mesuré en faisant varier l'angle θ de 0° à 24° . La résistance et la ductilité les plus élevées ont été atteintes avec la configuration $[\pm 9/0]$. Cependant, les gains réalisés par rapport aux cylindres confinés avec trois couches orientées à 0° sont assez faibles.

Rochette et Labossiere (2000) ont testé en compression axiale des colonnes courtes en béton confinées avec des matériaux composites «PRF» afin d'évaluer l'effet de l'épaisseur de l'enveloppe composite et la forme de la section confinée (circulaire, carrée et rectangulaire) sur la résistance. Les enveloppes composites avaient un angle d'orientation de 0° avec l'axe horizontal à l'exception d'un spécimen carré étant enveloppé avec une configuration angulaire ($\pm 15^\circ/0^\circ$) par rapport à l'axe horizontale de la colonne. Leurs résultats ont indiqué que le confinement avec des «PRF» a augmenté la résistance des colonnes axialement chargées d'environ 92 %. Cette amélioration a été proportionnelle avec le nombre de plis «PRF». L'augmentation du nombre de plis «PRF» appliqué

sur les colonnes carrées confinées avec les fibres de carbone ou les fibres d'aramide a amélioré la résistance et la ductilité des colonnes. La colonne avec la configuration angulaire ($\pm 15^\circ/0^\circ$) a montré un comportement particulier. Bien que la résistance maximale du confinement (configuration angulaire $\pm 15^\circ/0^\circ$) à cinq couches «PRF» ait augmenté en comparaison avec le confinement circonférentiel à quatre couches, sa ductilité a diminué : le nombre de couches a été choisi tel que la rigidité de confinement de la configuration angulaire ($\pm 15^\circ/0^\circ$) à cinq couches PRF serait approximativement équivalente au confinement circonférentiel à quatre couches PRF.

Pessiki et al. (2001) ont réalisé des expériences à la fois sur des colonnes en béton de sections carrées et circulaires à petite échelle que sur des colonnes en béton armé à grande échelle confinées avec des «PRF» sous chargement axial. Les enveloppes «PRF» ont été réalisées avec : (a) des polymères renforcés de fibres de verre «PRFV» multidirectionnelle orientées à $0^\circ/\pm 45^\circ$ (avec 50 % de fibres orientées à 0° dans la direction circonférentielle et 25 % de fibres orientées à chaque un des deux angles $\pm 45^\circ$), (b) des «PRFV» unidirectionnelles orientées à 0° , et (c) des «PRFC» unidirectionnelle orientées à 0° . La résistance en compression a augmenté de 128 % pour les spécimens circulaires à petite échelle avec une enveloppe à un pli $0^\circ/\pm 45^\circ$ de «PRFV» et 244 % pour les spécimens circulaires avec une enveloppe à deux plis 0° de «PRFV». On remarque que la différence de gain de résistance entre les deux configurations pour un pli de «PRFV» est négligeable toute en notant la difficulté, du point de vue pratique, de la configuration ($0^\circ/\pm 45^\circ$).

Les résultats expérimentaux de Guoqiang (2006) réalisé sur des cylindres $\varnothing 150 \times 300$ mm en béton confinés avec des polymères renforcés de fibres de verre «PRFV» avec différentes orientations des fibres ($0^\circ/0^\circ$, $90^\circ/90^\circ$, $60^\circ/30^\circ$, $45^\circ/45^\circ$, $-45^\circ/45^\circ$, $90^\circ/0^\circ$) ont permis de montrer que le confinement circonférentielle des colonnes donne les meilleures performances en matière de résistance à la compression et déformation axiale.

En raison de sa plus grande facilité de mise en œuvre et de son efficacité en matière de confinement, seule la configuration 0° est retenue dans la présente étude. L'effet de la rigidité du confinement sera mesuré ici en faisant varier le nombre de couches du composite «PRF» plutôt que leur orientation.

II.2.3.2. Type de section

Les dimensions des spécimens sont fixées selon des critères d'ordre pratique et techniques. D'une part, les colonnes et les poteaux dans le domaine de la construction sont souvent circulaires, carrés ou rectangulaires, c'est la raison pour laquelle on a initialement opté pour des sections circulaires et carrées. D'autre part, l'espace disponible sous la presse limite la hauteur des colonnes à 1000 mm. Il faut également prévoir des sections convenables pour installer facilement l'extensomètre de mesure des déformations toute en tenant compte de la capacité maximale de la presse.

▪ Spécimens de sections circulaires

Les dimensions des cylindres sont fixées à $\varnothing 160 \times 320$ mm (dans la présente étude) pour fin de comparaison avec les essais d'études antérieures et celles des colonnes à $\varnothing 155 \times 1000$ mm et $\varnothing 197 \times 1000$ mm (programme principal) pour faire sortir l'effet de l'élanement (L/D) et du rapport de confinement (défini par le rapport de la surface de fibres à la surface de béton d'une section transversale) sur l'efficacité du confinement des sections circulaires avec des matériaux composites en «PRF».

▪ Spécimens de sections carrées

Katsumata et Kimura (1990) ont démontré que, pour des rayons de 25 et 38 mm, la résistance des fibres est réduite respectivement de 7 % et 3 %. Le rayon de 38 mm, qui correspond au quart du côté de 152 mm, est pratiquement le maximum possible pour que la section puisse être considérée comme carrée.

Dans une étude plus récente, Wang et Wu (2008) ont étudié l'effet du rayon de courbure des coins sur les performances des colonnes prismatiques carrées de dimension 150 x 150 x 300 mm en béton confinées avec des «PRFC». Les rayons de courbure des coins étudiés sont : $r = 0, 15, 30, 45, 60,$ et 75 mm. Les résultats d'essai ont montré que le niveau de confinement est très influencé par le rayon de courbure des coins. Parmi les conclusions importantes de cette étude, les points suivants:

- Pour un béton de résistance en compression de l'ordre de 50 MPa : le confinement a augmenté efficacement la ductilité de toutes les colonnes. Cependant, pour les spécimens prismatiques carrés avec des rayons de courbure large ($2.r/b \geq 0,4$) ; un niveau de confinement élevé ne donne pas forcément une ductilité importante.
- Pour un béton de résistance en compression égale à 30 MPa, à l'exclusion des spécimens carrés à 90° et ceux avec un faible rayons de courbure des coins ($2.r/b = 0,2$ à $0,4$), le confinement avec des «PRF» n'améliora pas la ductilité; au contraire, il peut la réduire.
- Pour les spécimens en béton non confinés, les résistances sont presque identiques et ne changent pas en fonction des rayons des coins.

Dans le programme préliminaire de la présente étude des rayons de 8 et 16 mm ont été choisis pour étudier l'effet de la variation du rayon des coins des spécimens prismatiques carrés sur l'efficacité du confinement avec des «PRF». Ces valeurs ont été fixées en tenant compte des résultats des études antérieurs toute en étant plus pratiques vis-à-vis de l'épaisseur d'enrobage usuel des armatures des éléments en béton armé qui est de l'ordre de 20 à 30 mm. Dans le programme principal, et afin d'étudier l'effet de l'élanement (L/D) sur le comportement des sections carrées confinées avec des «PRF», la section des spécimens carrés a été fixée à 140 x 140 mm avec des hauteurs variables de 280, 560, et 1000 mm.

II.2.3.3. Fabrication et préparation des spécimens

Au total, Quatre mélanges de béton ont été utilisés dans cette étude. Le premier mélange a été préparé pour le programme préliminaire réalisé à l'université Mentouri- Constantine (Algérie). Par la suite, trois autres mélanges ont été fabriqués pour le programme principal à l'Institut Universitaire de Technologie de Rennes, France.

Les échantillons, qui sont décoffrés, selon le cas, deux ou trois jours après la coulée, sont placés dans une chambre humide spécialement conçue pour la cure du béton, ayant un taux d'humidité de 95% et une température contrôlée de 20°C , ceci durant une période de 28 jours. Les échantillons du programme préliminaire ont été conservés dans l'eau dans un bac thermostatique avec température contrôlée à 20°C pour poursuivre le mûrissement jusqu'à 28 jours. Les surfaces des échantillons destinées au collage du composite sont par la suite séchées, brossées et nettoyés par le nettoyant Sikadur, ce qui a permis d'obtenir une surface de béton légèrement rugueuse et propre. La rugosité recommandée correspond à environ celle d'un papier sablé N°50. La préparation de la surface du béton a pour objectif d'éliminer toute trace superficielle d'huile, de graisse, de laitance, de produit de décoffrage et autres salissures afin d'atteindre une surface propre permettant de recevoir la résine.

II.2.3.4. Surfaçage des spécimens

▪ Spécimens circulaires

Les cylindres $\varnothing 160 \times 320$ mm et les colonnes de $\varnothing 155 \times 1000$ mm ont été surfacés avec un mortier contenant du soufre et du sable. Cette méthode consiste à munir chaque extrémité de l'éprouvette d'une galette à base de soufre respectant les deux exigences : planéité et perpendicularité aux génératrices. La planéité est assurée par le fait que le mélange soufre, porté à une température de $125^\circ\text{C} \pm 5^\circ\text{C}$, est liquéfié et versé sur une platine dont le fond a été rectifié. La perpendicularité est

obtenue grâce à un dispositif de guidage qui maintient les génératrices de l'éprouvette perpendiculaires au fond du moule.

Pour les colonnes circulaires de Ø197 x 1000 mm de longueur : Des moules à coiffe en PVC ont été spécialement fabriqués afin d'assurer la perpendicularité des surfaçages des colonnes circulaires de 197 mm de diamètre. Un mortier de réparation (Sika Monotop-438 R) à durcissement rapide et à haute résistance (20 MPa en 4 heures), a servi de matériau de surfaçage. Cette méthode a été préférée à l'application de surfaçage en souffre liquide en raison du temps d'ouvrabilité qu'elle offre, de la résistance en compression de la couche du mortier et de l'assurance de perpendicularité et du nivellement des spécimens.

▪ Spécimens prismatiques carrés

L'ensemble des spécimens prismatiques carrés ont été coulés à l'horizontale, ce qui fait que la planéité des surfaces est assurée par le coffrage lui-même. Par conséquent, et après avoir vérifié cette planéité, on a entreposé au moment des essais des plaques en fibres de bois (ISOREL) pour limiter d'avantage le frettage.

II.2.3.5. Confinement externe avec des matériaux composites «PRF»

▪ Préparation de la résine époxy Sikadur-330

La résine à base d'époxy à deux composants, résine (A) et durcisseur (B), doit être mélangée peu de temps avant l'application (Figure II.2.2). La proportion en masse du durcisseur représentait 25 % de la masse de la résine (durcisseur/résine = 0,25) conformément aux recommandations du fournisseur. Le malaxage a été réalisé à faible vitesse, afin d'éviter l'inclusion d'air, pendant trois minutes environ jusqu'à disparition complète des traînées de couleur et l'obtention d'un mélange homogène. Le temps d'application de la résine (durée de vie en pot) était d'environ 60 minutes à 10°C ou 30 minutes à 35°C. La durée de vie en pot (*pot life*) démarre dès le malaxage des deux composants (résine et durcisseur). Après cette période de temps, la résine est inutilisable. A basse température cette durée de vie sera plus longue qu'à haute température. Plus la quantité de mélange est importante, plus cette durée est courte. Afin d'augmenter cette durée lors de haute température, il est conseillé de répartir le mélange dans plusieurs récipients ou de refroidir chaque composant avant d'effectuer le mélange. Un mûrissement d'environ 5 jours à 23°C ou 2 jours à 35°C est requis pour la cure de la résine, selon les recommandations du fabricant. Ces temps indicatifs peuvent varier suivant les conditions ambiantes particulières à chaque application. Tous les spécimens ont bénéficié d'un temps de cure supérieur ou égale aux recommandations du fabricant (deux semaines pour les spécimens du programme préliminaire et 5 à 7 jours pour les spécimens du programme principale).



Figure II.2. 2: Résine époxy d'imprégnation (Sikadur-330) pour tissu de renforcement

▪ Application du composite «PRF»

Les bandes de tissu de renforcement (fibres de verre ou fibres de carbone) ont été mesurées et ensuite coupées à l'aide d'un couteau et d'une règle métallique (Figure II.2.3). La longueur des bandes d'un pli de confinement, correspondait au périmètre (pour une couche) ou à n fois le périmètre du spécimen considérée (pour n couches). De plus, la couche extérieure est prolongée (recouvrement en direction longitudinale des fibres) pour assurer un chevauchement de $\frac{1}{4}$ du périmètre qui permet de développer la pleine résistance des fibres, sans glissement ni décollement de la couche composite, voir Figure II.2.4.

Concernant les colonnes de 1000 mm de hauteur (programme principal), on a utilisé des tissus en fibres de carbone de 60 cm de largeur superposées de 2 à 3 mm au milieu de la colonne dans le sens transversal des fibres. La direction principale des fibres a été orientée dans le sens circonférentiel des spécimens. Les bandes de fibres sont appliquées en continu jusqu'au nombre de couches souhaité.

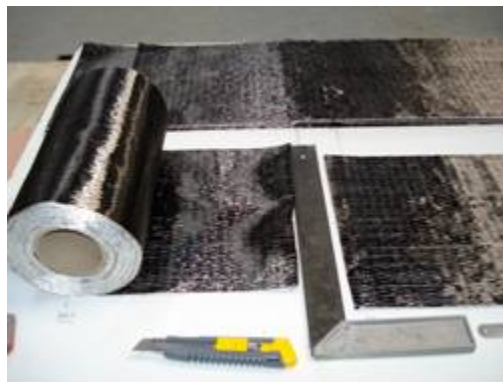


Figure II.2. 3: Mesure et découpage du tissu en fibres de carbone (SikaWrap-230 C/45)

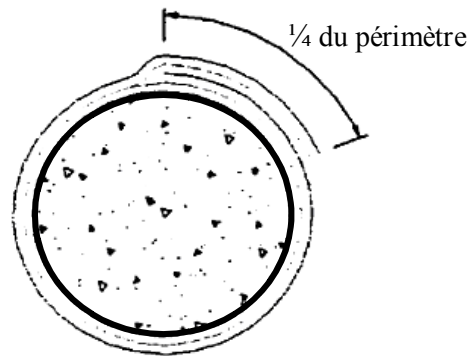


Figure II.2. 4: Longueur de chevauchement pour un spécimen circulaire confiné avec 1 pli «PRF»

La résine Sikadur-330 est appliquée sur le support préparé en utilisant une truelle dentée de façon à atteindre un dépôt d'environ 0,7 à 1,2 kg/m², selon la rugosité du support. Le tissu «PRF» est placé, dans la direction voulue, sur la couche de résine puis soigneusement noyé dans celle-ci par marouflage au rouleau d'imprégnation. Ce dernier, permet de répartir la résine jusqu'à obtention d'une structure homogène. Le marouflage se fait dans le sens des fibres. Pour l'application de nouveaux plis «PRF», une nouvelle couche de résine est étalée à chaque fois sur l'ancien pli à raison d'environ 0,5 kg/m². Ceci doit être fait dans le délai de 60 minutes (à 20°C) qui suit l'application de la couche précédente. Si tel n'est pas possible, il faut attendre au moins 12 heures avant de procéder à l'application d'une nouvelle couche.

Dans le programme principal, les extrémités de toutes les colonnes de 1000 mm de hauteur confinées avec des «PRFC» ont été renforcées par des bandes de 100 mm de largeur. Ces bandes additionnelles étaient appliquées avec le même nombre de plis que les colonnes considérées, voir Figure II.2.5. Cette mesure a été prise afin d'éliminer les risques de rupture prématurée aux extrémités des colonnes lors du chargement.

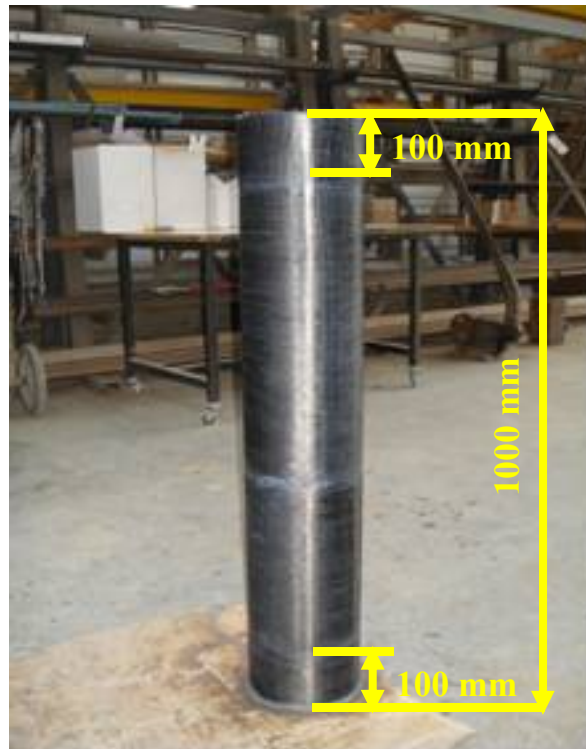


Figure II.2. 5: Vue d'une colonne circulaire avec renfort additionnel aux extrémités

II.2.3.6. Chargement et acquisition

Dans le programme principale, le chargement axial des spécimens a été effectué à l'aide d'une presse hydraulique de type WPM de capacité 3000 KN reliée à un système d'acquisition automatique de données de type 3R_Quantum (Figure II.2.6). L'acquisition et le pilotage sont gérés par un PC muni d'un logiciel de mesure « QuantX4-Version 6 ». Le socle à la base de la presse était fixe, alors que celui de la tête était muni d'une rotule ce qui réduisait au minimum le transfert de moment fléchissant aux colonnes. Toutes les colonnes sont soumises à un chargement uni-axial en compression jusqu'à la rupture. La vitesse de chargement était constante et elle a été ajustée afin que la presse exerce une pression moyenne de 0,24 MPa/seconde pendant tout le chargement, conformément à la norme ASTM C39/C39M-03.

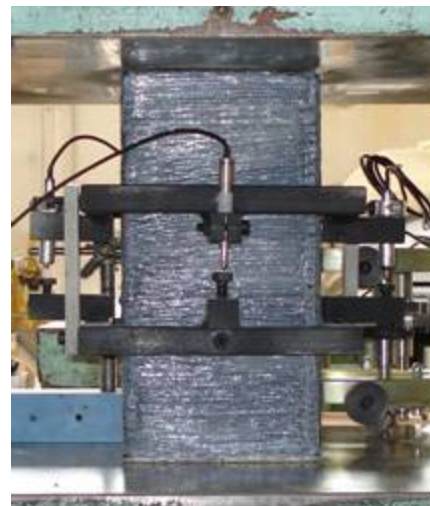


Figure II.2. 6: Presse hydraulique et système d'acquisition automatique de données

Le raccourcissement axial et l'expansion latérale des échantillons sont mesurés avec un montage extensométrique équipé de trois LVDT (Linear Variable Differential Transducer) installés verticalement pour des mesures axiales et un LVDT installé dans le sens radial au milieu de l'extensomètre (Figure II.2.7a). Les déplacements sont mesurés au milieu du tiers central de l'échantillon. La contrainte et les déplacements sont mesurés tous les 0,20 secondes et les lectures sont transmises au système d'acquisition automatique des données. Pour les spécimens prismatiques carrés, un extensomètre de forme carrée a été spécialement conçu et fabriqué à l'IUT de Rennes (Figure II.2.7b).



(a) extensomètre circulaire



(b) extensomètre carré

Figure II.2. 7: Montage extensométrique pour les mesures des contraintes et déplacements

Dans le programme préliminaire, le chargement axial des spécimens a été effectué à l'aide d'une presse hydraulique de type SCHENCK TREBEL de capacité 2000 KN. Les essais de compression simple ont été réalisés conformément à la norme ASTM C39/C39M-03. Le raccourcissement axial et l'expansion latérale des échantillons sont mesurés par un montage extensométrique équipé de deux comparateurs de déplacements installés respectivement dans le sens vertical et radial au milieu de l'extensomètre avec lecture manuelle des données. Cette acquisition manuelle des données, relativement délicate au moment de la lecture à une vitesse donnée du chargement, nous a limitée dans la partie préliminaire à enregistrer les déplacements axiaux (sens axial) en fonction des contraintes de compression axiale et seulement les valeurs maximale pour les expansions radiales. Ce problème a été surmonté dans le programme principal par l'utilisation d'un système d'acquisition automatique des données qui permet de mesurer à la fois le raccourcissement axial et l'expansion latérale des échantillons.

Références

ASTM C39/C39M-03 (2003) “Standard test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens”, *ASTM International*, 5 p.

Guoqiang, L. (2006) “Experimental study of FRP confined concrete cylinders”, *Engineering Structures*, Vol. 28, pp.1001-1008.

Katsumata, H. et Kimura, K. (1990) “Application of retrofit methods with carbon fiber for existing reinforced concrete structures”, *The 22nd Joint UJNR Panel Meeting on Repair and Retrofit of Existing Structures*, US-Japan Workshop, Gaithersburg, MD, pp. 1-28.

Picher, F. (1995) “Confinement de cylindres en béton par des composites carbone-époxy unidirectionnels”, *Mémoire de maîtrise ès sciences appliquées*, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, 107 p.

Pessiki S, Harries K, Kestner JT, Sause R, Ricles J. (2001) “Axial behaviour of reinforced concrete columns confined with FRP jackets”. *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 5, No.4, pp. 237-245.

Rochette P, Labossiere P. (2000) “Axial testing of rectangular column models confined with composites”, *Journal of Composites for Construction, ASCE*, Vol. 4, No.3, pp.129-136.

Wang, L-M., et Wu Y-F. (2008) “Effect of corner radius on the performance of CFRP-confined square concrete columns: Test”, *Engineering Structures*, Vol. 30, pp.493-505.

Chapitre II.3. PRÉSENTATION DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET OBSERVATIONS

Ce chapitre présente les résultats expérimentaux obtenus dans le cadre de cette étude. Il est organisé en deux parties. La première concerne les résultats du programme préliminaire (série a et b) et la deuxième présente les résultats des spécimens testés dans le programme principal (séries 1, 2, 3 et la série 4 consacrée à l'étude de l'effet d'endommagement). Les modes de rupture observés pour chaque série d'essai sont aussi reportées.

II.3.1. Résultats expérimentaux du programme préliminaire

Les premiers spécimens testés ont permis de montrer l'effet bénéfique de l'enveloppe de confinement externe en composites sur le comportement mécanique en compression du béton. Les essais ont été menés sur des échantillons cylindriques et prismatiques carrés confinés avec des polymères renforcés de fibres de verre «PRFV» bidirectionnelles. Le nombre de spécimens testés dans cette partie préliminaire de l'étude a permis de dégager quelques tendances de comportement mécanique qui sont clairement identifiables à travers les courbes contrainte-déformation.

II.3.1.1. Résultats expérimentaux des éprouvettes cylindriques (Ø160 x 320 mm)

Les résultats des essais de laboratoire sont présentés numériquement dans le Tableau II.3.1 et graphiquement Sur la Figure II.3.1 sous forme de courbes contrainte-déformation axiale. Sur ces courbes, les déformations sont tracées en fonction de la contrainte axiale appliquée. Sur la Figure II.3.1 chaque courbe présente la courbe moyenne de trois spécimens.

Le Tableau II.3.1 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations longitudinales et radiales, des gains en résistance à la compression des cylindres confinés avec «PRFV» et du ratio de dilatation de la série (a) du programme préliminaire.

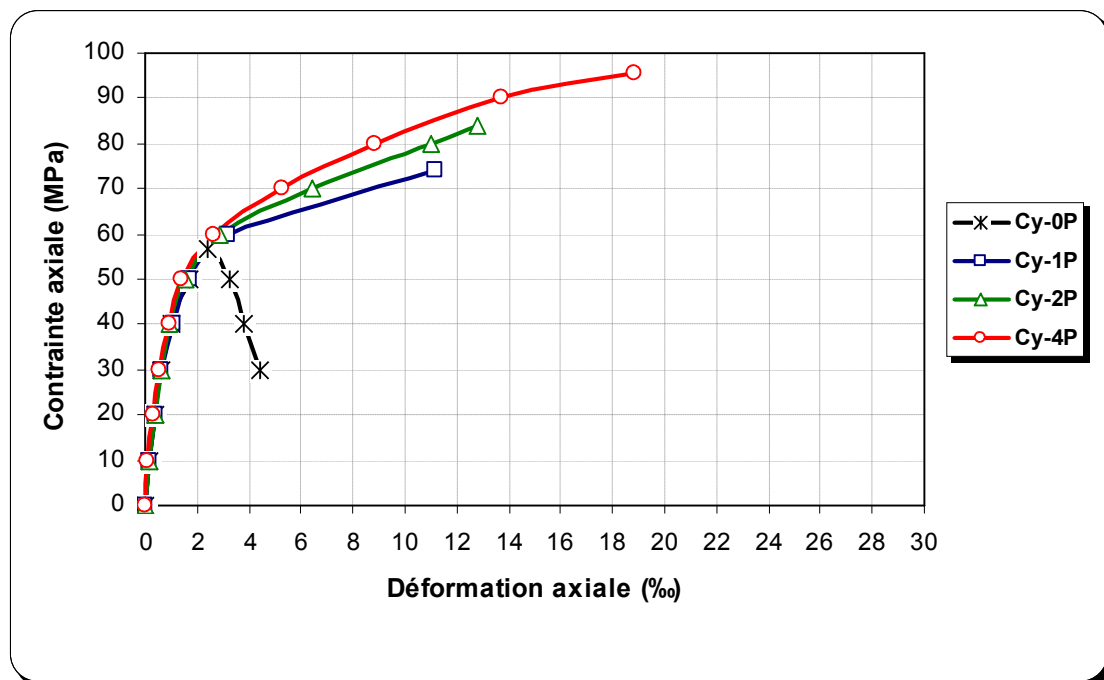


Figure II.3. 1: Courbes contrainte-déformation des cylindres en béton de la série-a (57 MPa)

Tableau II.3. 1: Résultats des essais sur les cylindres en béton et en B.A de la série (a)

Code	f_{cc} (MPa)	f_{cc} moyenne (MPa)	f_{cc}/f_{co}	ϵ_{cc} (‰)	ϵ_{cc} moyenne (‰)	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	ϵ_r (‰)	ϵ_r moyenne (‰)	ϵ_r/ϵ_{cc}
Cy.160-B57-0P ₁	56,20	56,70	1,00	2,20	2,40	1,00	-	-	-
Cy.160-B57-0P ₂	57,00			2,70			-		-
Cy.160-B57-0P ₃	56,90			2,30			-		-
Cy.160-B57-1P ₁	74,00	74,00	1,31	11,30	11,20	4,71	10,46	11,40	0,93
Cy.160-B57-1P ₂	75,60		1,33	11,25		4,69	11,71		1,04
Cy.160-B57-1P ₃	72,40		1,28	11,05		4,60	12,03		1,09
Cy.160-B57-2P ₁	82,50	84,00	1,46	12,00	12,80	5,00	11,80	11,50	0,98
Cy.160-B57-2P ₂	84,30		1,49	12,50		5,21	11,60		0,93
Cy.160-B57-2P ₃	85,20		1,50	13,90		5,79	11,10		0,80
Cy.160-B57-4P ₁	96,50	95,50	1,70	17,90	18,80	7,46	12,60	12,60	0,70
Cy.160-B57-4P ₂	96,00		1,69	18,30		7,63	12,20		0,67
Cy.160-B57-4P ₃	94,00		1,66	20,20		8,42	13,00		0,64
Cy.160-BA57-0P ₁	70,60	71,80	1,00	-	-	-	-	-	-
Cy.160-BA57-0P ₂	73,00			-					-
Cy.160-BA57-2P ₁	96,30	97,60	1,34	-	-	-	-	-	-
Cy.160-BA57-2P ₂	98,90		1,38	-					-

Note : La résistance en compression des cylindres de contrôle le jour des essais = (56,20+57+56,9)/3= 56,70 MPa

II.3.1.2. Résultats expérimentaux des spécimens de section carrée (100x100x300 mm)

Les résultats de la série (b) du programme préliminaire sont regroupés dans le Tableau II.3.2 en fonction des rayons de courbure des coins des sections carrées et du nombre de pli du composite «PRFV». Ces résultats sont aussi présentés sous forme graphique sur la Figure II.3.2. Les déformations axiales sont présentées en fonction des contraintes axiales et chaque courbe présente la courbe moyenne de trois spécimens.

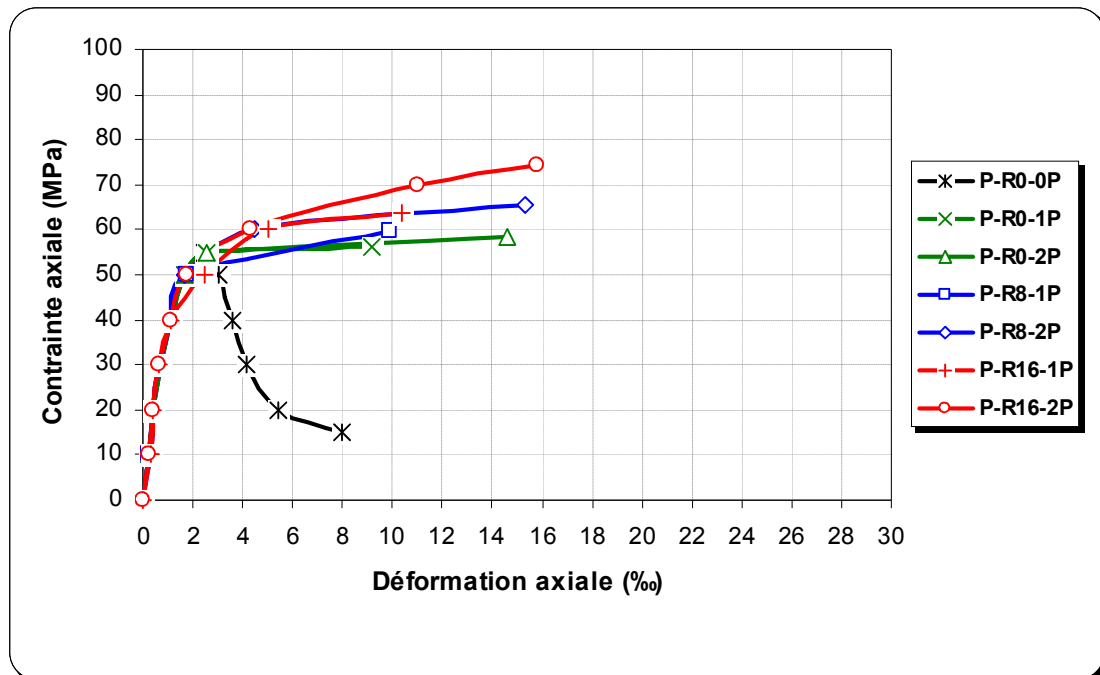


Figure II.3. 2: Courbes contrainte-déformation des spécimens carrés en béton de la série-b (57 MPa)

Tableau II.3. 2: Résultats des essais sur les prismes (100x100x300) mm en béton de la série (b)

Code	f_{cc} (MPa)	f_{cc} moyenne (MPa)	f_{cc}/f_{co}	ε_{cc} (‰)	ε_{cc} moyenne (‰)	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$
P300-B57-R0-0P ₁	53,20	54,80		2,46	2,50	
P300-B57-R0-0P ₂	56,50		1,00	2,42		1,00
P300-B57-R0-0P ₃	54,70			2,62		
P300-B57-R0-1P ₁	54,50	56,10	0,99	8,80	9,20	3,52
P300-B57-R0-1P ₂	56,60		1,03	9,00		3,60
P300-B57-R0-1P ₃	57,20		1,04	9,80		3,92
P300-B57-R0-2P ₁	56,50	58,20	1,03	14,40	14,60	5,76
P300-B57-R0-2P ₂	57,60		1,05	14,60		5,84
P300-B57-R0-2P ₃	60,50		1,10	14,80		5,92
P300-B57-R8-1P ₁	58,85	59,73	1,07	9,10	9,90	3,64
P300-B57-R8-1P ₂	59,54		1,09	10,10		4,04
P300-B57-R8-1P ₃	60,80		1,11	10,50		4,20
P300-B57-R8-2P ₁	63,50	65,70	1,16	14,00	15,30	5,60
P300-B57-R8-2P ₂	67,40		1,23	15,60		6,24
P300-B57-R8-2P ₃	66,20		1,21	16,30		6,52
P300-B57-R16-1P ₁	60,56	63,56	1,11	9,80	10,40	3,92
P300-B57-R16-1P ₂	64,86		1,18	10,60		4,24
P300-B57-R16-1P ₃	65,26		1,19	10,80		4,32
P300-B57-R16-2P ₁	71,90	74,50	1,31	15,30	15,80	6,12
P300-B57-R16-2P ₂	74,45		1,36	16,20		6,48
P300-B57-R16-2P ₃	77,15		1,41	15,90		6,36

Note : La résistance en compression des cylindres de contrôle le jour des essais = $(56,20+57+56,9)/3 = 56,70$ MPa

II.3.1.3. Modes de rupture des spécimens confinés avec «PRFV»

Le comportement mécanique des spécimens confinés avec des «PRFV» a été similaire pour chaque série d'essai en termes de courbe contrainte-déformation et de mode de rupture des spécimens. La rupture des cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm) confinés avec des «PRFV» a été marquée par une rupture des fibres de verre dans le sens longitudinale du cylindre et parfois, elle se propage suivant des lignes brisées sur la hauteur du spécimen (Figure II.3.3). Ce mode de rupture est probablement dû à la nature bidirectionnelle des tissus en fibres de verre utilisées, ce qui a pour effet de redistribuer les contraintes sur toute la hauteur du spécimen. Les fibres orientées dans l'axe vertical (trame) supportent les fibres de la chaîne et les rendent solidaires les unes des autres. Dans tous les cas, l'enveloppe composite est déchirée sur presque toute la hauteur, telle qu'illustrée sur la Figure II.3.3.

Sur l'ensemble des cylindres testés, la rupture s'est produite avant que les enveloppes composites n'atteignent leurs capacités de déformations ultimes. Cette déformation de rupture est appelée « déformation circonférentielle effective du composite ».



Cy.160-B57-4P (PRFV)

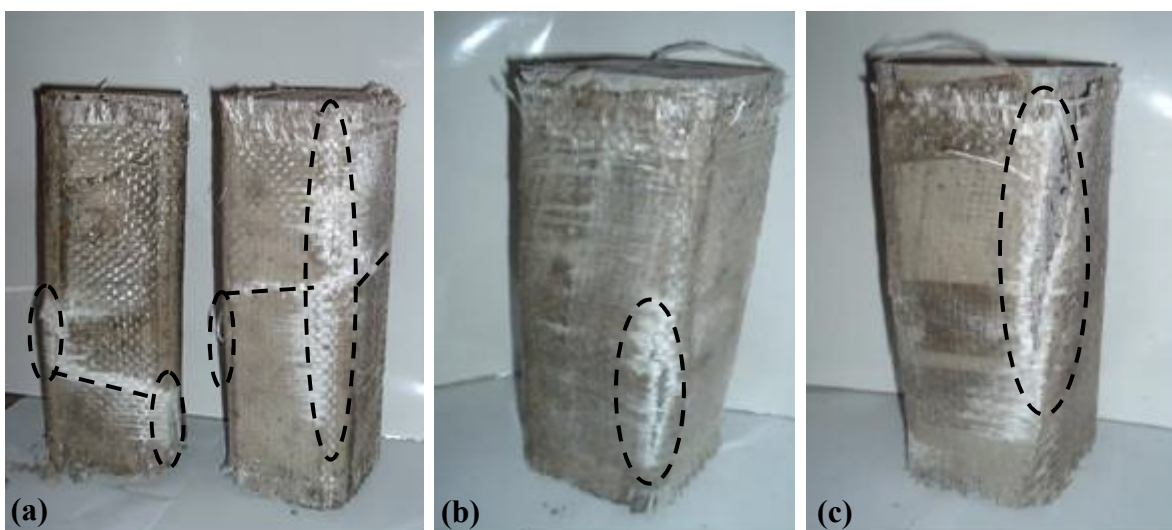


Cy.160-B57-2P (PRFV)

Figure II.3. 3: Mode de rupture des éprouvettes cylindriques confinées avec des matériaux composites «PRFV»

La rupture des spécimens prismatiques carrés (100x100x300 mm) confinés avec des «PRFV» a été marquée par une rupture dans l'enveloppe composite au niveau des coins en raison de la concentration des contraintes dans ces régions (Figure II.3.4). Par la suite, et afin d'améliorer l'efficacité du confinement avec des «PRFV» et atténuer la concentration des contraintes au niveau des coins, ces derniers ont été arrondis suivant des rayons de 8 mm et 16 mm. Par conséquent, la rupture s'est amorcée dans un coin, puis s'est propagée aux coins adjacents en traversant la face du spécimen (Figure II.3.4a).

Dans tous les spécimens testés (cylindriques ou prismatiques carrés), la rupture a été fragile et d'une manière "brutale" due à l'énergie de déformation emmagasinée dans l'enveloppe composite au cours du chargement. Avant la rupture, l'apparition progressive de taches blanches indique l'approche de la charge de rupture. Après la rupture, le béton fissuré suite à l'application de la contrainte de compression reste confiné à l'intérieur de l'enveloppe composite. On note aussi, qu'aucun glissement au niveau des interfaces ou des zones de recouvrement du composite n'a été enregistré.



(a) P300-B57-R16-1P et 2P (PRFV)

(b) P300-B57-R0-1P (PRFV)

(c) P300-B57-R0-2P (PRFV)

Figure II.3. 4: Mode de rupture des spécimens prismatiques carrés confinés avec des matériaux composites «PRFV»

II.3.2. Résultats expérimentaux du programme principal

Les résultats expérimentaux du programme principal sont présentés dans les Tableaux II.3.3 à II.3.8, ainsi que dans les Figures II.3.5 à II.3.10 sous forme de courbes contrainte-déformation. Pour chacun des spécimens confinés qui ont été testés, deux courbes (une seule dans certains cas) montrent les déformations axiales et radiales calculées à partir des mesures relevées durant les essais. Sur ces courbes, les déformations sont tracées en fonction de la contrainte axiale appliquée. Les déformations axiales et radiales sont présentées en fonction des contraintes axiales sur le même graphique, et ce afin de faciliter la compréhension du comportement mécanique des spécimens lors du chargement.

II.3.2.1. Résultats expérimentaux des éprouvettes cylindriques (Ø160x320 mm)

Le Tableau II.3.3 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations axiales et radiales, des gains en résistance à la compression, des gains en déformation axiale et radiale des cylindres confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» par rapport au cylindres non confinés de la série 1, 2 et 3, ainsi que le ratio de dilatation. Ces résultats sont présentés graphiquement sur les Figures II.3.5(a) à II.3.5(f) sous forme de courbes contrainte-déformation.

Tableau II.3. 3: Résultats des essais sur les cylindres (Ø160x320 mm) de la série 1, 2 et 3

Code	f_{cc} (MPa)	f_{cc} moyenne (MPa)	f_{cc}/f_{co}	ϵ_{cc} (%)	ϵ_{cc} moyenne (%)	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	ϵ_r (%)	ϵ_r moyenne (%)	ϵ_r/ϵ_{ro}	ϵ_r/ϵ_{cc}
Cy.160-B26-0P ₁	25,95	25,93	1,00	2,86	2,73	1,00	1,78	1,77	1,00	0,62
Cy.160-B26-0P ₂	26,13			2,60			1,76			0,67
Cy.160-B26-0P ₃	25,72*									
Cy.160-B26-1P ₁	39,63	39,63	1,52	12,78	12,78	4,68	13,12	13,12	7,41	1,02
Cy.160-B26-3P ₁	66,14	66,14	2,55	15,16	15,16	5,55	13,18	13,18	7,44	0,86
Cy.160-BA26-0P ₁	30,06	29,51	1,00	3,86	3,77	1,00	5,82	4,95	1,00	1,50
Cy.160-BA26-0P ₂	28,96			3,68			4,08			1,10
Cy.160-BA26-1P ₁	50,59	49,88	1,71	15,93	15,34	4,22	13,15	13,15	2,65	0,82
Cy.160-BA26-1P ₂	49,17			1,66			14,75			3,91
Cy.160-BA26-3P ₁	70,83	71,35	2,40	22,22	22,98	5,89	14,06	13,24	2,84	0,63
Cy.160-BA26-3P ₂	71,88			2,43			23,74			6,29

Note : la résistance en compression des cylindres de contrôle = (25,95+26,13+25,72)/3= 25,93 MPa

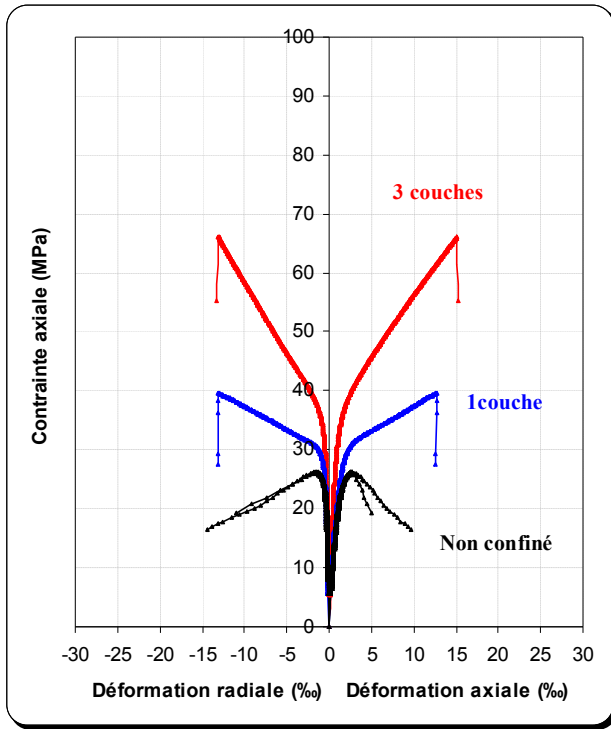
Cy.160-B50-0P ₁	47,96	49,46	1,00	1,86	1,69	1,00	1,33	1,33	1,00	0,71
Cy.160-B50-0P ₂	50,97			1,53			1,33			0,86
Cy.160-B50-0P ₃	49,45*									
Cy.160-B50-1P ₁	52,75	52,75	1,06	2,52	2,52	1,49	2,90	2,90	2,18	1,15
Cy.160-B50-3P ₁	82,91	82,91	1,67	7,27	7,27	4,30	13,15	13,15	9,88	1,80
Cy.160-BA50-0P ₁	58,61	58,24	1,00	2,50	3,02	1,00	3,34	5,05	1,00	1,33
Cy.160-BA50-0P ₂	57,87			3,54			6,76			1,91
Cy.160-BA50-1P ₁	75,84	77,51	1,30	7,37	8,36	2,44	13,17	13,16	2,60	1,78
Cy.160-BA50-1P ₂	79,18			1,36			9,35			3,09
Cy.160-BA50-3P ₁	101,48	100,41	1,74	13,72	13,58	4,54	13,20	13,18	2,61	0,96
Cy.160-BA50-3P ₂	99,35			1,70			13,44			4,45

Note : la résistance en compression des cylindres de contrôle = (47,96+50,97+49,45)/3= 49,46 MPa

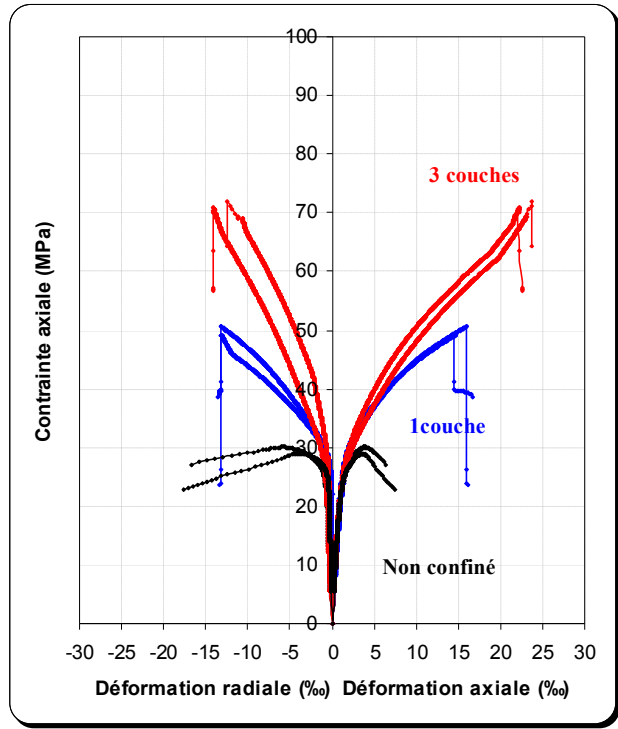
Cy.160-B62-0P ₁	62,44	61,81	1,00	3,17	2,84	1,00	2,89	2,40	1,00	0,91
Cy.160-B62-0P ₂	66,65			2,51			1,92			0,76
Cy.160-B62-0P ₃	56,36*									
Cy.160-B62-1P ₁	62,68	62,68	1,01	3,27	3,27	1,15	2,46	2,46	1,02	0,75
Cy.160-B62-3P ₁	93,19	93,19	1,50	10,54	10,54	3,71	12,89	12,89	5,37	1,22
Cy.160-BA62-0P ₁	64,68	63,01	1,00	2,43	2,69	1,00	2,38	4,90	1,00	0,97
Cy.160-BA62-0P ₂	61,34			2,96			7,42			2,50
Cy.160-BA62-1P ₁	77,99	76,21	1,23	4,59	3,75	1,70	7,79	5,20	1,59	1,69
Cy.160-BA62-1P ₂	74,43			1,18			2,91			1,08
Cy.160-BA62-3P ₁	94,92	94,81	1,50	3,87	6,18	1,43	4,10	5,62	0,83	1,05
Cy.160-BA62-3P ₂	94,71			1,50			8,49			3,15

Note : la résistance en compression des cylindres de contrôle = (62,44+66,65+56,36)/3= 61,81 MPa

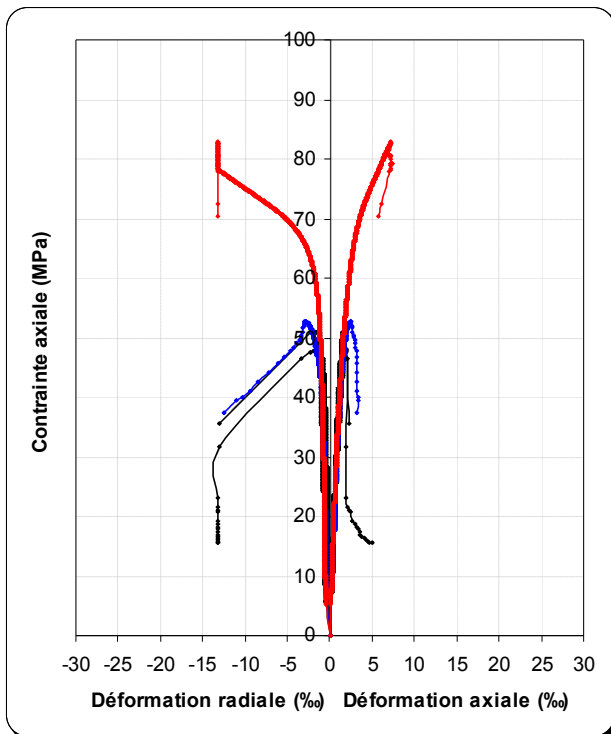
(*) : Essai sans mesure de déplacements, afin d'avoir une résistance f_{co} moyenne le jour des essais de chaque série.



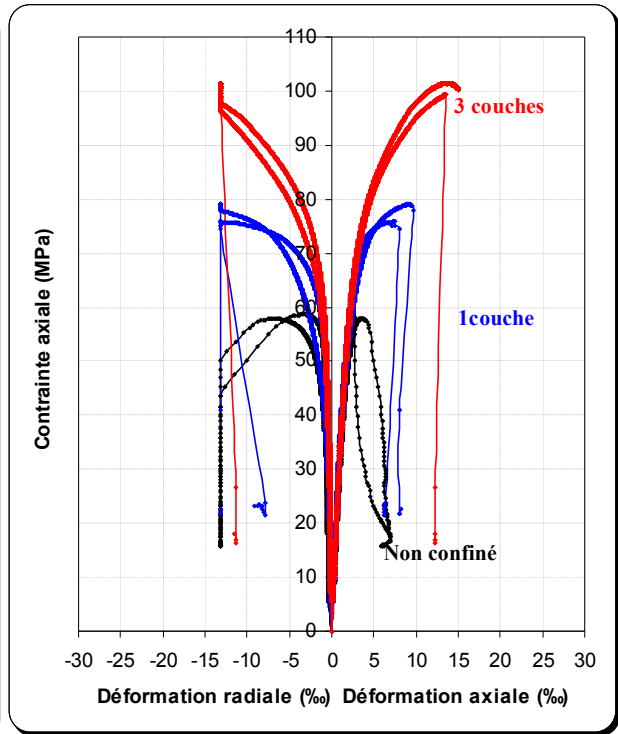
(a) Cylindres en béton série-1 ($f'_{co} = 26$ MPa)



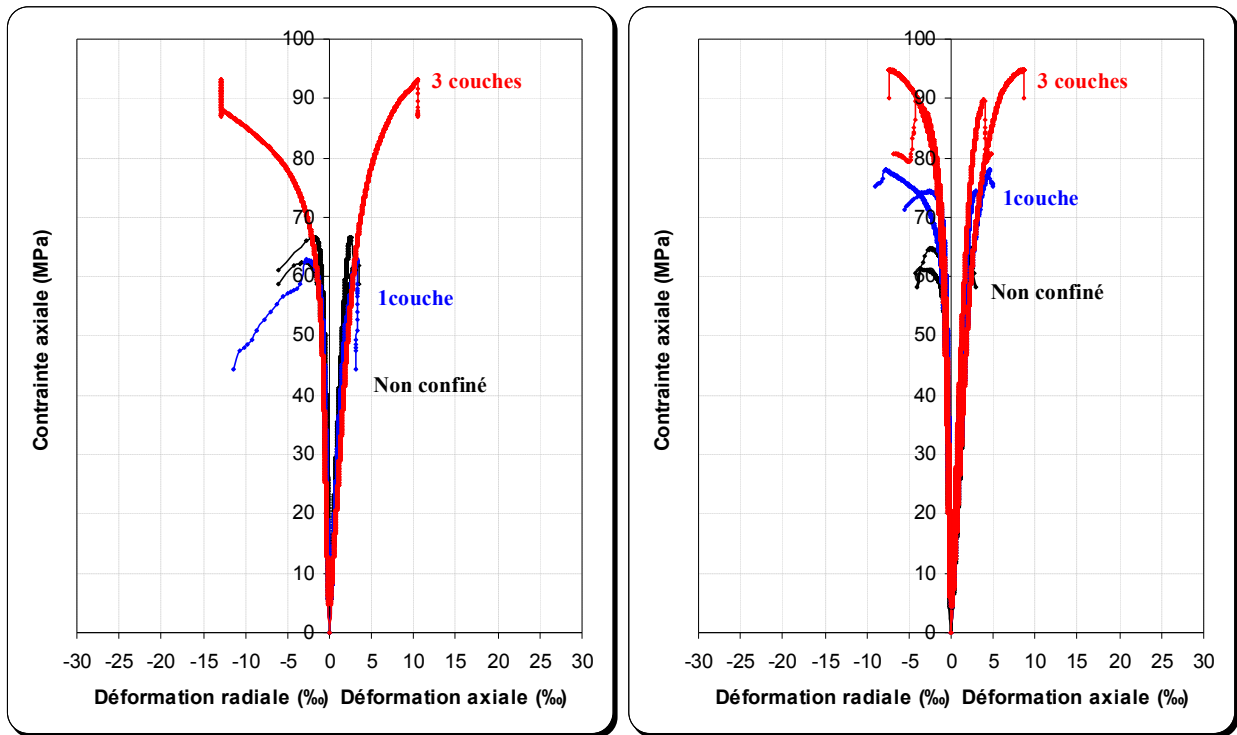
(b) Cylindres en béton armé série-1 ($f'_{co} = 26$ MPa)



(c) Cylindres en béton série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(d) Cylindres en béton armé série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(e) Cylindres en béton série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

(f) Cylindres en béton armé série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

Figure II.3. 5: Courbes contrainte-déformation des cylindres (Ø160x320 mm) confinés avec des matériaux composites de type «PRFC»

II.3.2.2. Résultats expérimentaux des spécimens de section carrée (140x140x280 mm)

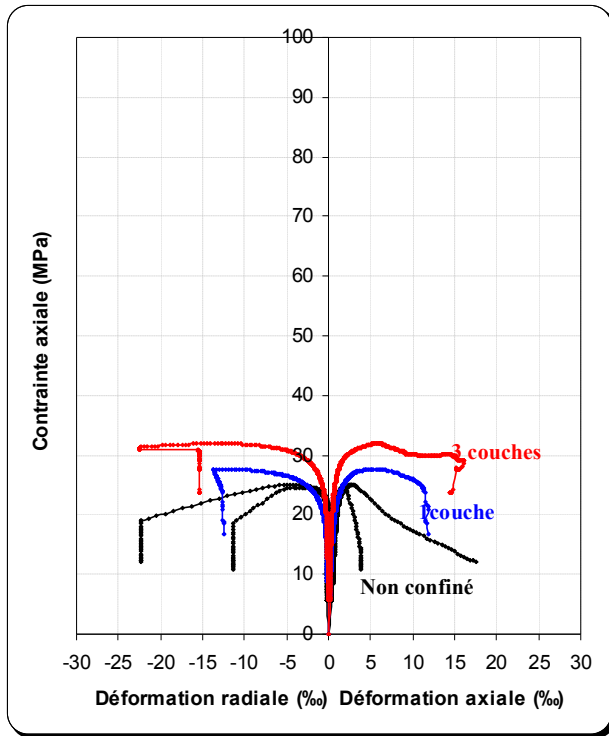
Le Tableau II.3.4 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations axiales et radiales, des gains en résistance à la compression, des gains en déformation axiale et radiale des spécimens confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» par rapport aux spécimens non confinés de la série 1,2 et 3, ainsi que le ratio de dilatation. Ces résultats sont présentés graphiquement dans les Figures II.3.6(a) à II.3.6(f) par des courbes contrainte-déformation.

Tableau II.3. 4: Résultats des essais sur les prismes (140x140x280 mm) de la série 1, 2 et 3

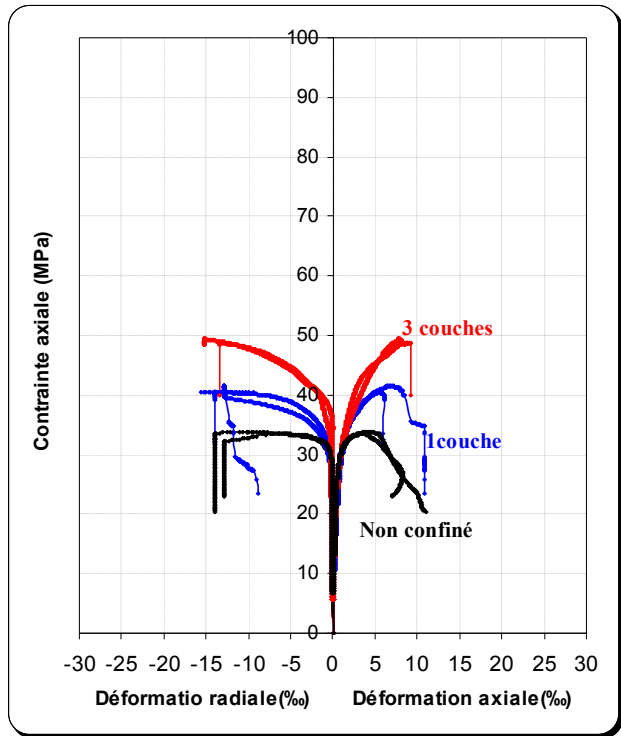
Code	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc} moyenne (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}	ϵ_{cc} (‰)	ϵ_{cc} moyenne (‰)	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	ϵ_r (‰)	ϵ_r moyenne (‰)	ϵ_r/ϵ_{r0}	ϵ_r/ϵ_{cc}
P280-B26-0P ₁	24,57	24,77	1,00	1,69	2,17	1,00	3,42	3,62	1,00	2,02
P280-B26-0P ₂	24,98			2,66			3,82			1,43
P280-B26-1P ₁	27,66	27,66	1,11	5,58	5,58	2,57	12,23	12,23	3,37	2,19
P280-B26-3P ₁	32,03	32,03	1,29	6,05	6,05	2,78	13,23	13,23	3,65	2,18
P280-BA26-0P ₁	33,39	33,59	1,00	4,22	4,29	1,00	8,74	9,38	1,00	2,06
P280-BA26-0P ₂	33,80			4,36			10,03			2,29
P280-BA26-1P ₁	40,48	41,02	1,20	5,36	6,08	1,24	10,28	11,58	1,09	1,91
P280-BA26-1P ₂	41,56			1,23			6,80			1,58
P280-BA26-3P ₁	48,82	49,12	1,45	8,98	8,40	2,09	13,47	14,38	1,43	1,49
P280-BA26-3P ₂	49,42			1,47			7,83			1,82

P280-B50-0P ₁	47,65	48,53	1,00	3,53	3,385	1,00	3,90	3,83	1,00	1,10
P280-B50-0P ₂	49,41			3,24			3,77			1,16
P280-B50-1P ₁	52,52	52,52	1,08	4,03	4,030	1,19	7,34	7,34	1,91	1,82
P280-B50-3P ₁	58,25	58,25	1,20	6,72	6,720	1,98	9,88	9,88	2,57	1,47
P280-BA50-0P ₁	52,24	52,82	1,00	3,19	4,075	1,00	6,02	7,50	1,00	1,88
P280-BA50-0P ₂	53,40			4,96			8,98			1,81
P280-BA50-1P ₁	63,43	62,04	1,20	4,34	5,415	1,06	7,60	8,56	1,01	1,75
P280-BA50-1P ₂	60,66			1,14			6,49			1,59
P280-BA50-3P ₁	67,37	69,09	1,27	7,77	6,890	1,90	11,56	10,83	1,54	1,48
P280-BA50-3P ₂	70,81			1,34			6,01			1,47

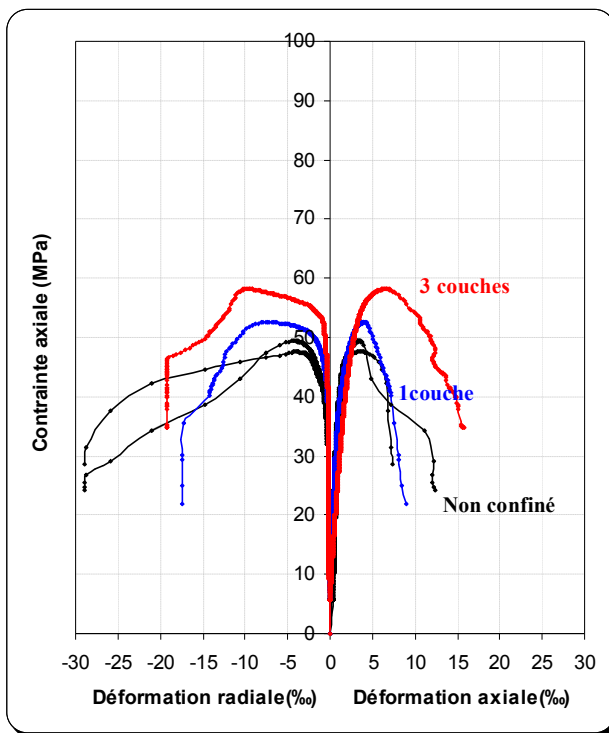
P280-B62-0P ₁	60,24	59,53	1,00	3,66	3,56	1,00	4,06	3,89	1,00	1,10
P280-B62-0P ₂	58,82			3,46			3,73			1,07
P280-B62-1P ₁	61,30	61,30	1,02	3,69	3,69	1,03	3,97	3,97	1,02	1,07
P280-B62-3P ₁	70,35	70,35	1,18	4,94	4,94	1,38	6,69	6,69	1,71	1,35
P280-BA62-0P ₁	63,82	63,79	1,00	3,82	3,75	1,00	6,08	5,71	1,00	2,15
P280-BA62-0P ₂	63,76			3,68			5,34			1,62
P280-BA62-1P ₁	72,86	74,84	1,14	3,85	3,87	1,02	5,78	5,74	1,01	1,50
P280-BA62-1P ₂	76,82			1,20			3,89			1,03
P280-BA62-3P ₁	79,58	79,59	1,24	5,02	5,14	1,33	7,16	7,96	1,25	1,42
P280-BA62-3P ₂	79,60			1,24			5,26			1,40



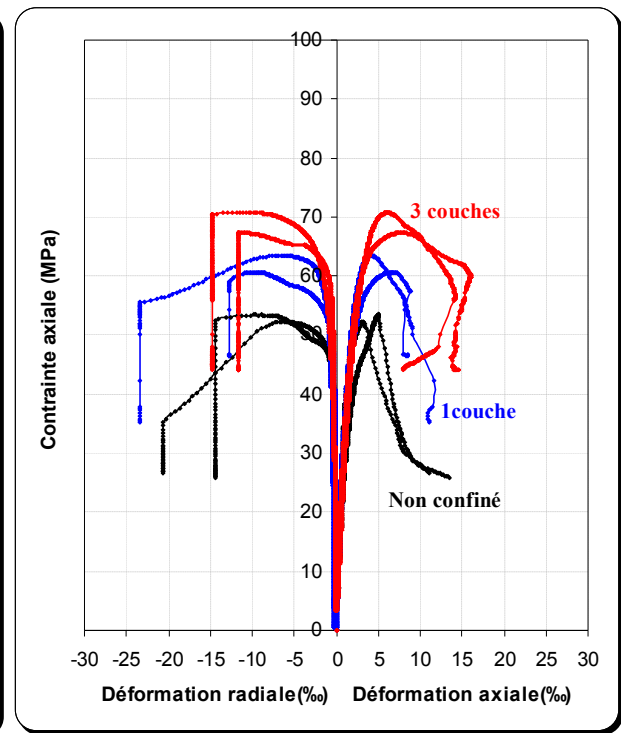
(a) 140x140x280 mm en BA -1 ($f'_{co} = 26$ MPa)



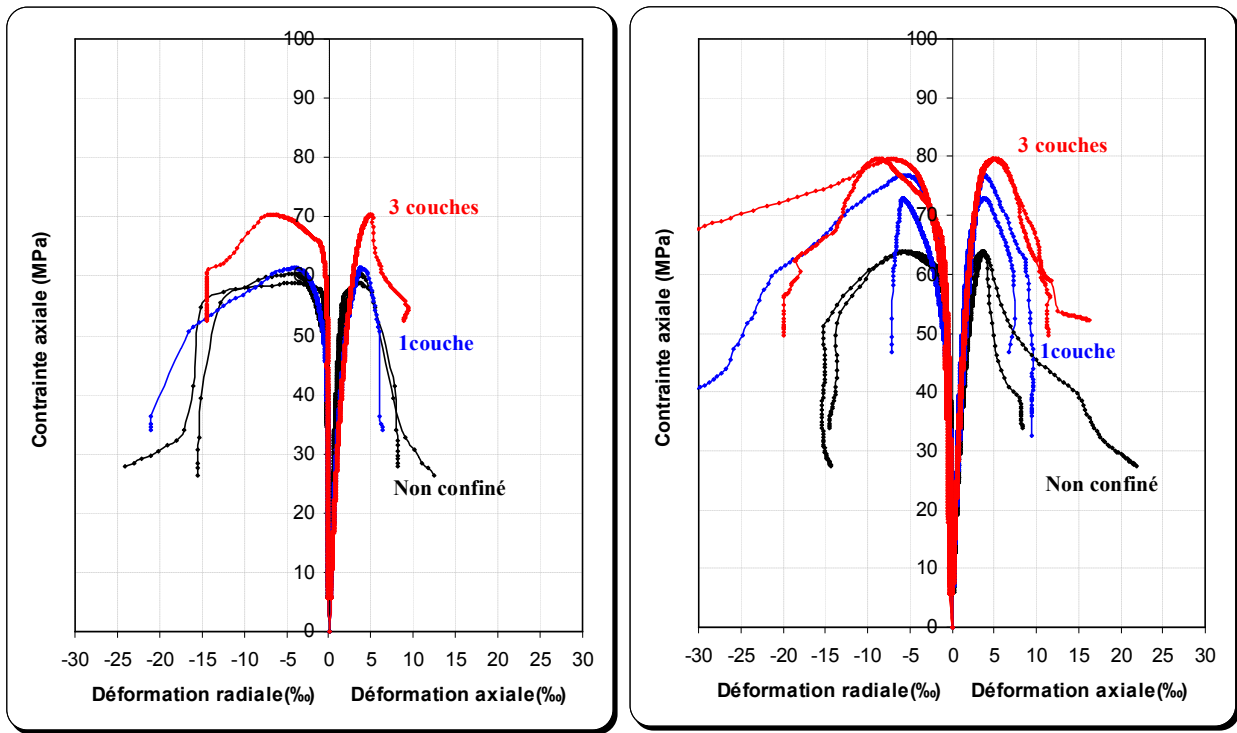
(b) 140x140x280 mm en BA série-1 ($f'_{co} = 26$ MPa)



(c) 140x140x280 mm en béton série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(d) 140x140x280 mm en béton armé série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(e) 140x140x280 mm en béton série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

(f) 140x140x280 mm en béton armé série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

Figure II.3. 6: Courbes contrainte-déformation des prismes (140x140x280 mm) confinés avec des matériaux composites de type «PRFC»

II.3.2.3. Résultats expérimentaux des spécimens de section carrée (140x140x560 mm)

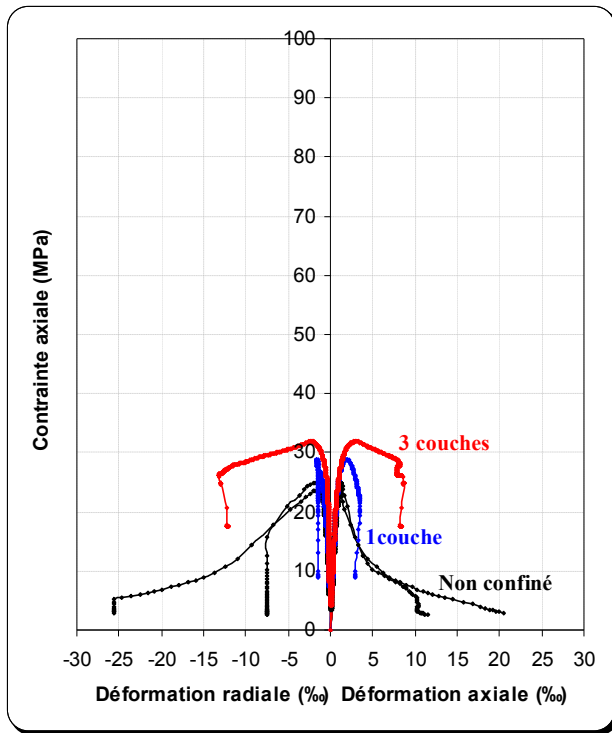
Le Tableau II.3.5 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations axiales et radiales, des gains en résistance à la compression, des gains en déformation axiale et radiale des spécimens confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» par rapport aux spécimens non confinés de la série 1,2 et 3, ainsi que le ratio de dilatation. Ces résultats sont présentés graphiquement dans les Figures II.3.7(a) à II.3.7(f) par des courbes contrainte-déformation.

Tableau II.3. 5: Résultats des essais sur les prismes (140x140x560 mm) de la série 1, 2 et 3

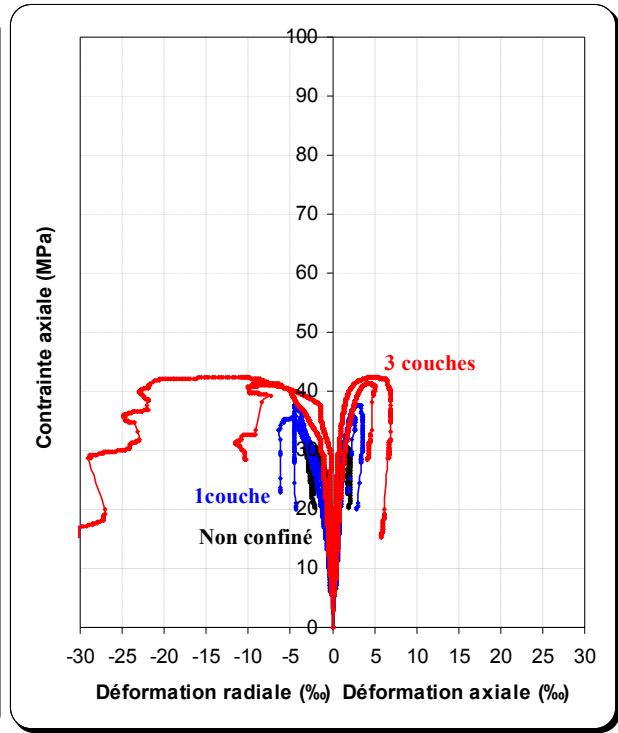
Code	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc} moyenne (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}	ϵ_{cc} (‰)	ϵ_{cc} moyenne (‰)	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	ϵ_r (‰)	ϵ_r moyenne (‰)	ϵ_r/ϵ_{ro}	ϵ_r/ϵ_{cc}
P560-B26-0P ₁	24,95	24,37	1,00	1,25	1,12	1,00	1,27	1,23	1,00	1,01
P560-B26-0P ₂	23,80			1,00			1,20			1,20
P560-B26-1P ₁	28,80	28,80	1,18	1,89	1,89	1,68	2,56	2,56	2,08	1,35
P560-B26-3P ₁	31,92	31,92	1,31	2,89	2,89	2,58	5,16	5,16	4,19	1,78
P560-BA26-0P ₁	30,65	30,49	1,00	1,71	1,77	1,00	2,06	2,44	1,00	1,20
P560-BA26-0P ₂	30,33			1,84			2,82			1,53
P560-BA26-1P ₁	35,72	36,73	1,17	2,50	2,77	1,41	4,39	4,42	1,79	1,75
P560-BA26-1P ₂	37,74			1,23			3,04			1,71
P560-BA26-3P ₁	41,39	41,85	1,35	4,32	4,40	2,44	9,43	9,95	3,86	2,18
P560-BA26-3P ₂	42,32		1,38	4,48		2,53	10,47		4,29	2,33

P560-B50-0P ₁	44,58	46,66	1,00	1,49	1,43	1,0	0,24	0,25	1,00	0,16
P560-B50-0P ₂	48,74			1,38			0,26			0,18
P560-B50-1P ₁	50,74	50,74	1,08	2,08	2,08	1,45	0,50	0,50	2,00	0,24
P560-B50-3P ₁	54,12	54,12	1,16	2,76	2,76	1,93	0,98	0,98	3,92	0,35
P560-BA50-0P ₁	52,83	52,67	1,00	2,07	2,11	1,00	0,43	0,43	1,00	0,20
P560-BA50-0P ₂	52,52			2,16			0,43			0,19
P560-BA50-1P ₁	61,84	61,61	1,17	2,89	2,92	1,36	0,78	0,73	1,81	0,27
P560-BA50-1P ₂	61,39			1,16			2,96			1,40
P560-BA50-3P ₁	67,14	65,91	1,27	3,23	3,26	1,53	1,31	1,37	3,04	0,40
P560-BA50-3P ₂	64,68			1,22			3,30			1,56

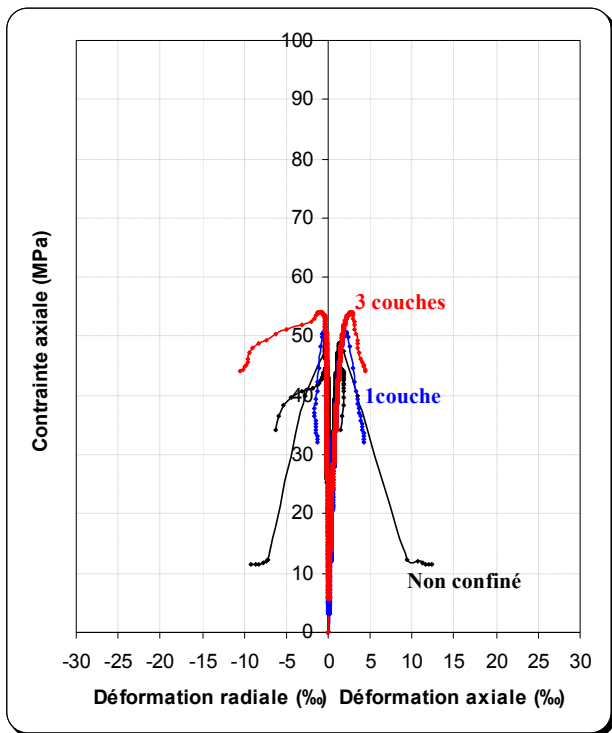
P560-B62-0P ₁	59,72	58,60	1,00	2,26	1,98	1,00	0,57	0,59	1,00	0,25
P560-B62-0P ₂	57,48			1,70			0,62			0,36
P560-B62-1P ₁	62,34	62,34	1,06	2,70	2,70	1,36	0,82	0,82	1,38	0,30
P560-B62-3P ₁	64,66	64,66	1,10	2,88	2,88	1,45	1,30	1,30	2,20	0,45
P560-BA62-0P ₁	63,01	63,62	1,00	2,16	2,08	1,00	0,39	0,35	1,00	0,18
P560-BA62-0P ₂	64,23			2,00			0,32			0,16
P560-BA62-1P ₁	72,03	72,78	1,13	2,82	2,82	1,35	0,40	0,45	1,14	0,14
P560-BA62-1P ₂	73,54			1,15			2,82			1,35
P560-BA62-3P ₁	77,39	77,94	1,21	2,92	2,94	1,40	0,80	0,76	2,28	0,27
P560-BA62-3P ₂	78,49			1,23			2,97			1,42



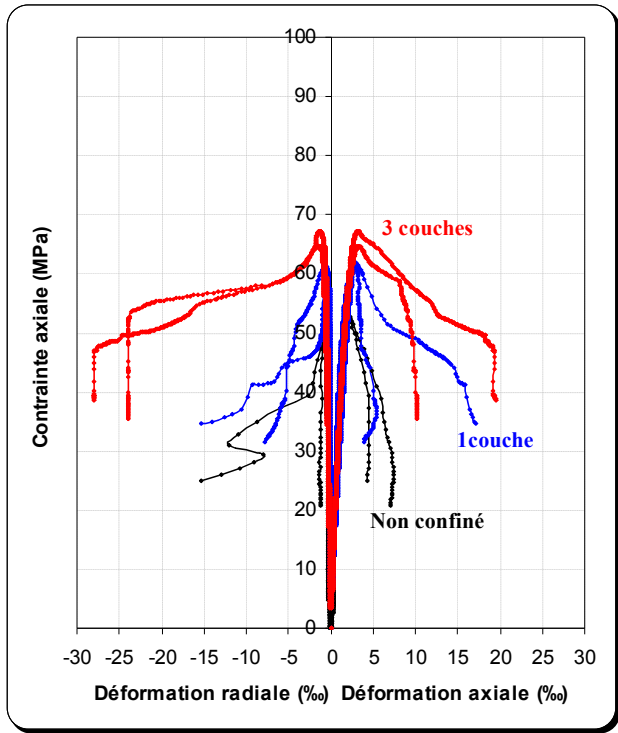
(a) 140x140x560 mm en béton série-1 ($f'_{co} = 26$ MPa)



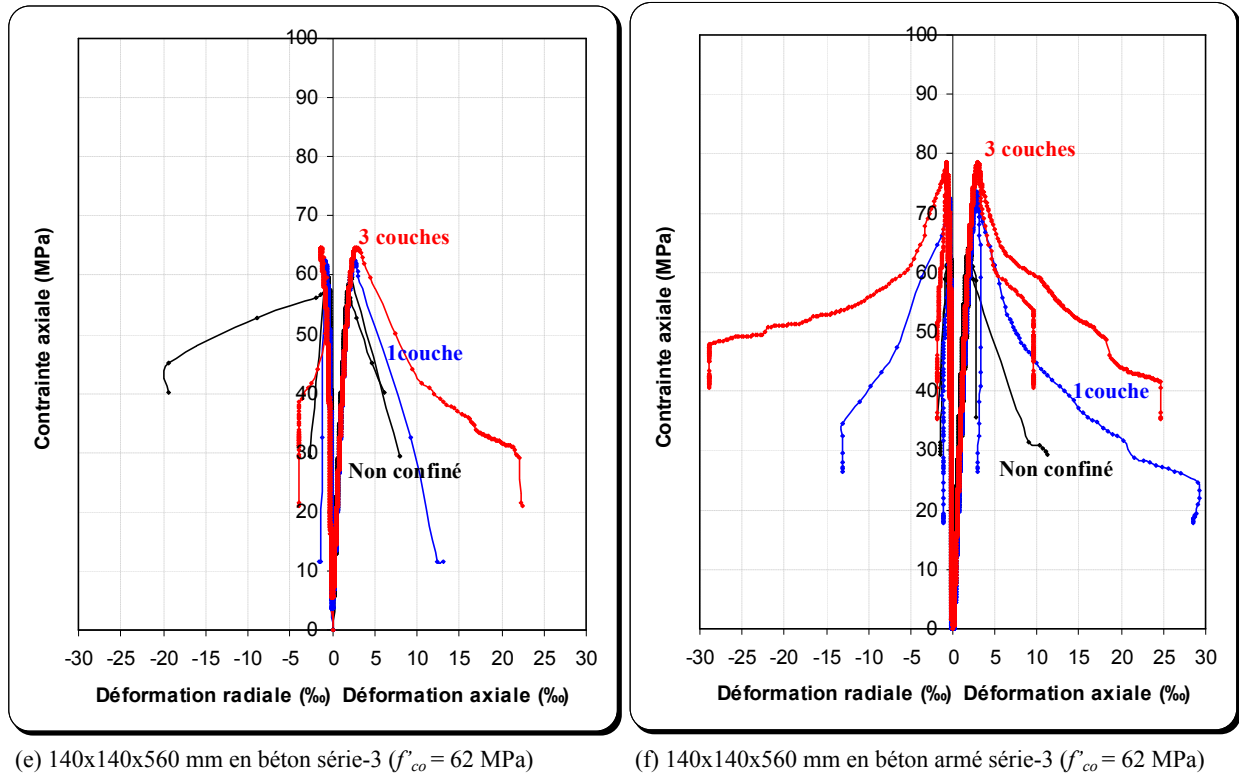
(b) 140x140x560 mm en béton armé série-1 ($f'_{co} = 26$ MPa)



(c) 140x140x560 mm en béton série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(d) 140x140x560 mm en béton armé série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(e) 140x140x560 mm en béton série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

(f) 140x140x560 mm en béton armé série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

Figure II.3. 7: Courbes contrainte-déformation des prismes (140x140x560 mm) confinés avec des matériaux composites de type «PRFC»

II.3.2.4. Résultats expérimentaux des colonnes de section carrée (140x140x1000 mm)

Le Tableau II.3.6 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations axiales et radiales, des gains en résistance à la compression, des gains en déformation axiale et radiale des colonnes en B.A confinées avec des matériaux composites de type «PRFC» par rapport aux spécimens non confinés de la série 1, 2 et 3, ainsi que le ratio de dilatation. Ces résultats sont présentés graphiquement dans les Figures II.3.8(a) à II.3.8(c) sous forme de courbes contrainte-déformation.

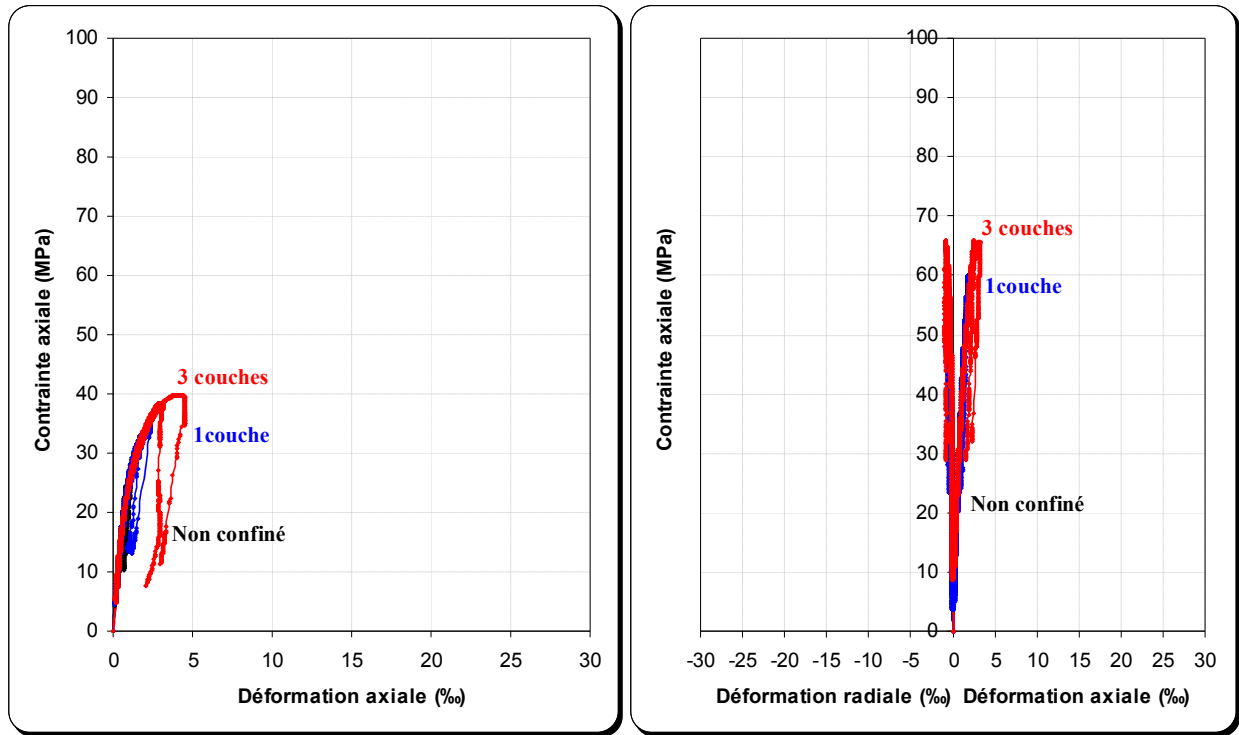
Il est à noter que les mesures des déformations radiales n'ont pas été enregistrées lors des essais sur les colonnes 140x140x1000 mm de la première série (béton de 26 MPa).

Tableau II.3. 6: Résultats des essais sur les colonnes (140x140x1000 mm) de la série 1, 2 et 3

Code	f_{cc} (MPa)	f_{cc} moyenne (MPa)	f_{cc}/f_{co}	ε_{cc} (‰)	ε_{cc} moyenne (‰)	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$	ε_r (‰)	ε_r moyenne (‰)	$\varepsilon_r/\varepsilon_{r0}$	$\varepsilon_r/\varepsilon_{cc}$
P1000-BA26-0P ₁	24,94	24,69	1,00	1,09	0,96	1,00	-	-	-	-
P1000-BA26-0P ₂	24,45			0,84			-			-
P1000-BA26-1P ₁	33,16	33,92	1,34	1,81	2,05	1,88	-	-	-	-
P1000-BA26-1P ₂	34,69			2,30			-			-
P1000-BA26-3P ₁	39,82	39,17	1,61	4,27	3,64	4,44	-	-	-	-
P1000-BA26-3P ₂	38,52			3,02			-			-

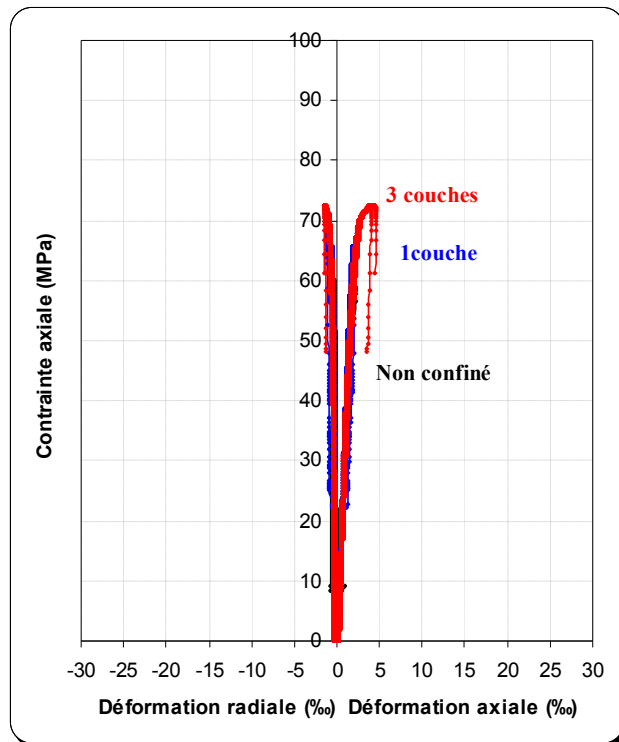
P1000-BA50-0P ₁	53,23	48,26	1,00	1,57	1,38	1,00	0,28	0,30	1,00	0,17
P1000-BA50-0P ₂	43,29			1,20			0,32			0,26
P1000-BA50-1P ₁	60,17	60,16	1,24	1,86	1,88	1,34	0,61	0,66	2,03	0,32
P1000-BA50-1P ₂	60,15			1,90			0,72			0,37
P1000-BA50-3P ₁	65,60	65,71	1,35	3,16	2,86	2,28	0,88	0,86	2,93	0,27
P1000-BA50-3P ₂	65,82			2,56			0,84			0,32

P1000-BA62-0P ₁	61,83	60,98	1,00	2,09	2,08	1,00	0,55	0,49	1,00	0,26
P1000-BA62-0P ₂	60,14			2,08			0,43			0,20
P1000-BA62-1P ₁	65,76	66,77	1,07	1,90	2,13	0,91	0,64	0,82	1,30	0,33
P1000-BA62-1P ₂	67,78			2,37			1,00			0,42
P1000-BA62-3P ₁	72,52	72,51	1,18	3,87	4,10	1,86	1,31	1,36	2,67	0,33
P1000-BA62-3P ₂	72,50			4,34			1,42			0,32



(a) 140x140x100 mm en béton armé série-1 ($f'_{co} = 26$ MPa)

(b) 140x140x100 mm en béton armé série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(c) 140x140x100 mm en béton armé série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

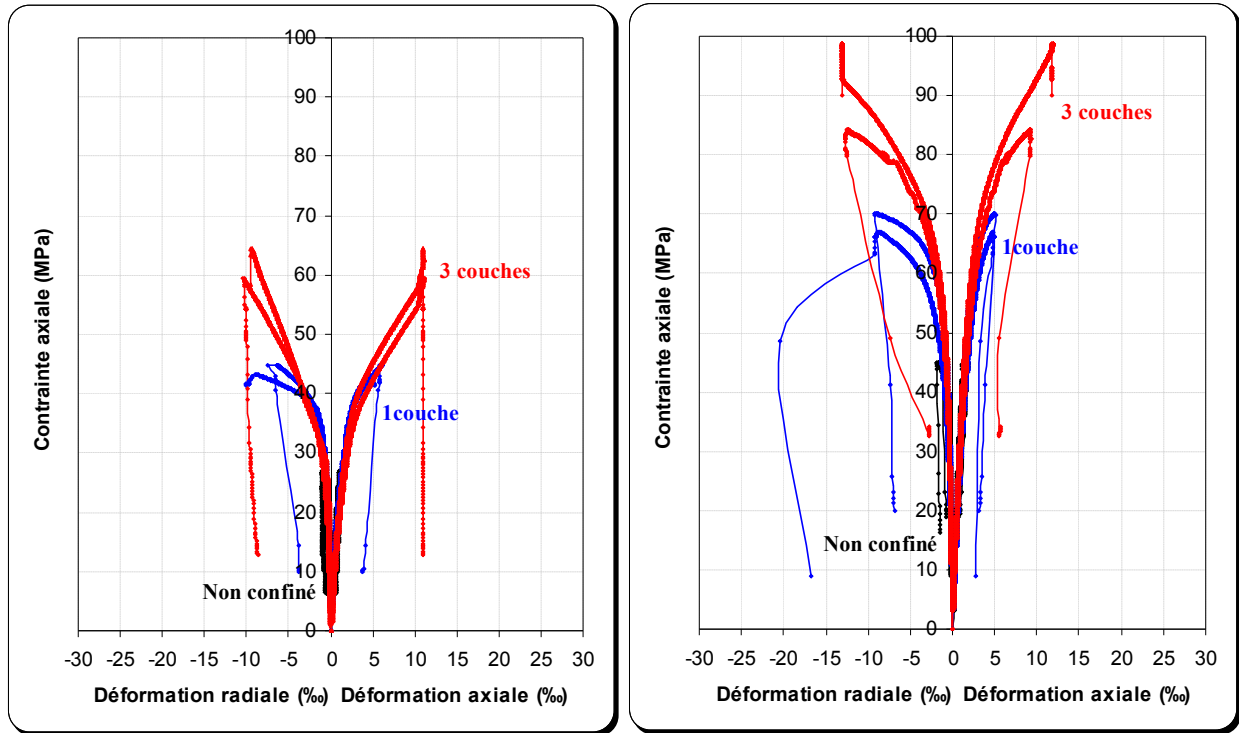
Figure II.3. 8: Courbes contrainte-déformation des prismes (140x140x1000 mm) confinés avec des matériaux composites de type «PRFC»

II.3.2.5. Résultats expérimentaux des colonnes de section circulaire (Ø155x1000 mm)

Le Tableau II.3.7 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations axiales et radiales, des gains en résistance à la compression, des gains en déformation axiale et radiale des colonnes en B.A confinées avec des matériaux composites de type «PRFC» par rapport aux spécimens non confinés de la série 1, 2 et 3, ainsi que le ratio de dilatation. Ces résultats sont présentés graphiquement dans les Figures II.3.9(a) à II.3.9(c) sous forme de courbes contrainte-déformation.

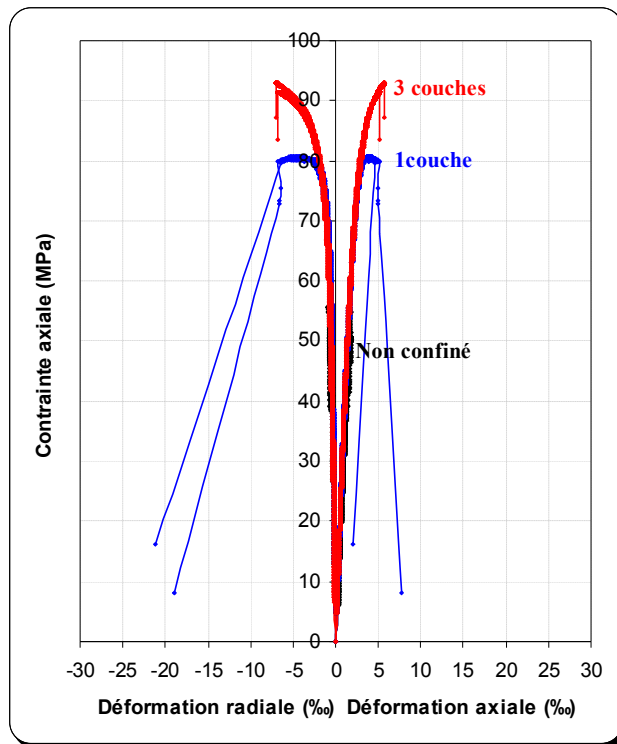
Tableau II.3. 7: Résultats des essais sur les colonnes (Ø155x1000 mm) de la série 1, 2 et 3

Code	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc} moyenne (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}	ε_{cc} (‰)	ε_{cc} moyenne (‰)	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$	ε_r (‰)	ε_r moyenne (‰)	$\varepsilon_r/\varepsilon_{r0}$	$\varepsilon_r/\varepsilon_{cc}$
Col.155-BA26-0P ₁	26,83	25,59	1,00	1,07	1,12	1,00	1,04	1,01	1,00	0,97
Col.155-BA26-0P ₂	24,36			1,18			0,99			0,83
Col.155-BA26-1P ₁	44,83	44,05	1,75	5,90	5,27	5,26	7,41	8,19	7,33	1,25
Col.155-BA26-1P ₂	43,28			4,65			8,97			8,88
Col.155-BA26-3P ₁	59,32	61,87	2,31	11,07	11,06	9,88	10,35	9,92	10,24	0,93
Col.155-BA26-3P ₂	64,42			11,06			9,49			9,39
Col.155-BA50-0P ₁	45,00	44,99	1,00	1,21	1,48	1,00	1,75	1,42	1,00	1,44
Col.155-BA50-0P ₂	44,99			1,76			1,09			0,61
Col.155-BA50-1P ₁	66,97	68,56	1,48	4,84	4,94	3,27	8,75	8,93	6,16	1,80
Col.155-BA50-1P ₂	70,16			5,04			9,11			6,41
Col.155-BA50-3P ₁	98,64	91,50	2,19	11,87	10,54	8,02	13,00	12,71	9,15	1,09
Col.155-BA50-3P ₂	84,36			9,22			12,43			8,75
Col.155-BA62-0P ₁	55,68	53,14	1,00	1,72	1,76	1,00	0,84	0,81	1,00	0,48
Col.155-BA62-0P ₂	50,60			1,80			0,78			0,43
Col.155-BA62-1P ₁	80,30	80,47	1,51	4,65	4,27	2,64	5,51	4,97	6,80	1,18
Col.155-BA62-1P ₂	80,65			3,90			4,44			5,48
Col.155-BA62-3P ₁	92,92	92,19	1,74	5,71	5,45	3,24	6,99	6,88	8,62	1,22
Col.155-BA62-3P ₂	91,46			5,20			6,77			8,35



(a) Colonnes Ø155x1000 mm en B.A série-1 ($f'_{co} = 26$ MPa)

(b) Colonnes Ø155x1000 mm en B.A série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(c) Colonnes Ø155x1000 mm en B.A série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

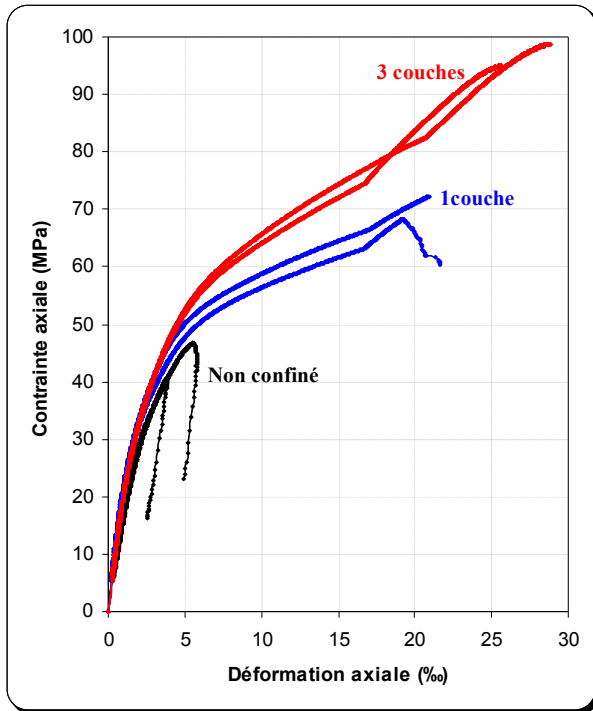
Figure II.3. 9: Courbes contrainte-déformation des colonnes (Ø155x1000 mm) confinées avec des matériaux composites de type «PRFC»

II.3.2.6. Résultats expérimentaux des colonnes de section circulaire (\varnothing 197x1000 mm)

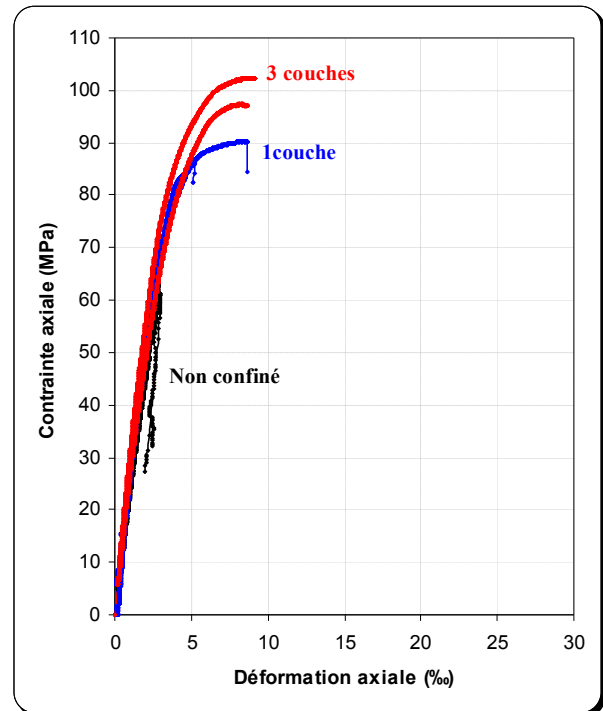
Le Tableau II.3.8 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations axiales, des gains en résistance à la compression, des gains en déformation axiale des colonnes en B.A confinées avec des matériaux composites de type «PRFC» par rapport aux spécimens non confinés de la série 1, 2 et 3. Ces résultats sont présentés graphiquement dans les Figures II.3.10(a) à II.3.10(c) sous forme de courbes contrainte-déformation.

Tableau II.3. 8: Résultats des essais sur les colonnes (\varnothing 197x1000 mm) de la série 1, 2 et 3

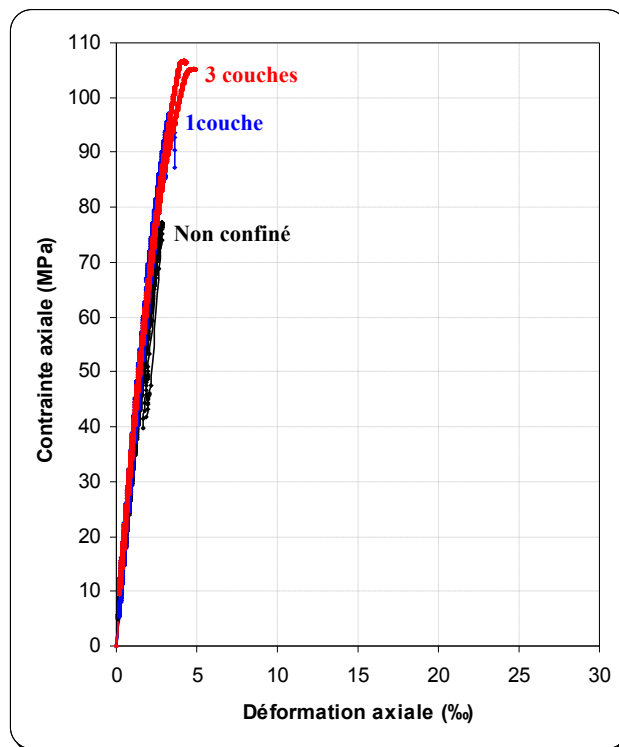
Code	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc} moyenne (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}	ε_{cc} (‰)	ε_{cc} moyenne (‰)	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$
Col.197-BA26-0P ₁	46,61	43,49	1,00	5,52	4,65	1,00
Col.197-BA26-0P ₂	40,38			3,79		
Col.197-BA26-1P ₁	68,35	70,30	1,57	19,26	20,09	4,14
Col.197-BA26-1P ₂	72,25			20,92		
Col.197-BA26-3P ₁	98,78	96,87	2,27	28,78	27,19	6,18
Col.197-BA26-3P ₂	94,96			25,60		
Col.197-BA50-0P ₁	61,26	62,68	1,00	2,93	2,90	1,00
Col.197-BA50-0P ₂	64,10			2,88		
Col.197-BA50-1P ₁	86,24	88,27	1,37	5,26	6,94	1,81
Col.197-BA50-1P ₂	90,31			8,62		
Col.197-BA50-3P ₁	102,29	99,77	1,63	8,88	8,57	3,06
Col.197-BA50-3P ₂	97,26			8,27		
Col.197-BA62-0P ₁	77,31	76,52	1,00	2,97	2,92	1,00
Col.197-BA62-0P ₂	75,74			2,88		
Col.197-BA62-1P ₁	95,48	96,21	1,24	3,51	3,38	1,20
Col.197-BA62-1P ₂	96,95			3,26		
Col.197-BA62-3P ₁	106,68	105,96	1,39	4,13	4,44	1,41
Col.197-BA62-3P ₂	105,24			4,76		



(a) Colonnes Ø197x1000 mm en B.A série-1 ($f'_{co} = 26$ MPa)



(b) Colonnes Ø197x1000 mm en B.A série-2 ($f'_{co} = 50$ MPa)



(c) Colonnes Ø197x1000 mm en B.A série-3 ($f'_{co} = 62$ MPa)

Figure II.3. 10: Courbes contrainte-déformation des colonnes (Ø197x1000 mm) confinées avec des matériaux composites de type «PRFC»

II.3.2.7. Résultats expérimentaux des spécimens en B.A confiné après endommagement

Dans cette partie on s'intéresse à la réparation avec des matériaux composites de type «PRFC» à travers l'étude de l'effet du degré d'endommagement des spécimens sur l'efficacité du confinement externe avec des matériaux composites «PRFC». Les échantillons sont en premier lieu endommagés à différent pourcentage de la charge de rupture à savoir 40%, 60%, 80% (en plus de 10 cycles de chargement déchargement) et 100 %. Par la suite, l'aspect géométrique des spécimens a été rétabli par un mortier de même dosage en ciment que le béton initial, et enfin les échantillons ont été confinés avec 3 couches de composite «PRFC» avant la mis à l'essai de compression simple.

▪ Cylindres (160x320 mm) en B.A confiné après endommagement

Le Tableau II.3.9 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations axiales et radiales, des gains en résistance à la compression, des gains en déformation axiale et radiale des cylindres (Ø160x320 mm) en béton armé confinés avec des «PRFC» après endommagement par rapport aux cylindres non confinés, ainsi que le ratio de dilatation. Ces résultats sont présentés graphiquement Sur la Figure II.3.11 sous forme de courbes contrainte-déformation.

Tableau II.3. 9: Résultats des essais sur cylindres (Ø160x320 mm) confinés après endommagement

Code	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc} moyenne (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}	ϵ_{cc} (‰)	ϵ_{cc} moyenne (‰)	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	ϵ_r (‰)	ϵ_r moyenne (‰)	ϵ_r/ϵ_{ro}	ϵ_r/ϵ_{cc}
Cy.160-BA27-0%-0P ₁	30,82	31,00	1	3,79	3,89	1	4,03	4,81	1	1,06
Cy.160-BA27-0%-0P ₂	31,18			3,99			5,59			1,40
Cy.160-BA27-0%-3P ₁	74,42	74,50	2,40	20,71	21,43	5,32	13,64	13,23	2,83	0,65
Cy.160-BA27-0%-3P ₂	74,58			2,41			22,15			5,69
Cy.160-BA27-40%-0P ₁	30,18*									
Cy.160-BA27-40%-3P ₁	74,15	74,40	2,39	20,6	20,14	5,29	14,07	13,92	2,92	0,68
Cy.160-BA27-40%-3P ₂	74,65			2,41			19,68			5,05
Cy.160-BA27-60%-0P ₁	28,02*									
Cy.160-BA27-60%-3P ₁	72,32	73,19	2,33	22,58	22,45	5,80	13,06	13,13	2,71	0,57
Cy.160-BA27-60%-3P ₂	74,07			2,39			22,33			5,74
Cy.160-BA27-80%-0P ₁	24,23*									
Cy.160-BA27-80%-3P ₁	72,66	72,91	2,34	25,34	26,27	6,51	13,84	13,94	2,87	0,54
Cy.160-BA27-80%-3P ₂	73,17			2,36			27,21			6,99
Cy.160-BA27-100%-0P ₁	23,13*									
Cy.160-BA27-100%-3P ₁	71,95	70,47	2,32	27,16	26,38	6,98	14,21	14,07	2,95	0,52
Cy.160-BA27-100%-3P ₂	68,99			2,23			25,61			6,58

Note : la résistance en compression des cylindres de contrôle = (26,91+27,85+26,35+27,51)/4= 27,15 MPa.

* la résistance à la compression axiale après l'endommagement d'un spécimen en béton armé non confiné.

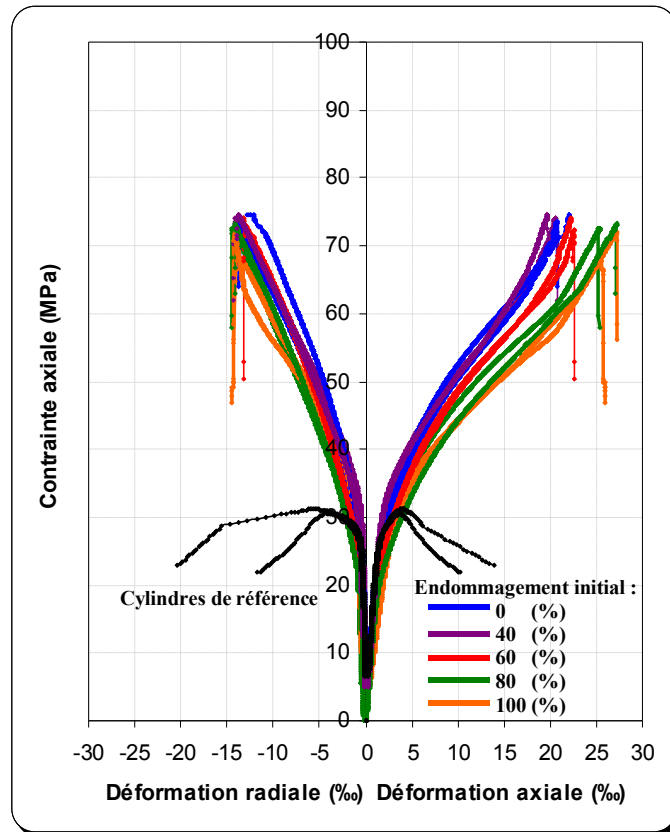


Figure II.3. 11: Courbes contrainte-déformation des cylindres en B.A confiné après endommagement

▪ Colonnes circulaires (Ø155x1000 mm) en B.A confiné après endommagement

Le Tableau II.3.10 présente les valeurs maximales obtenues des résistances en compression, des déformations axiales et radiales, des gains en résistance à la compression, des gains en déformation axiale et radiale des colonnes en béton armé confinées après endommagement par rapport aux spécimens non confinés, ainsi que le ratio de dilatation. Ces résultats sont présentés graphiquement Sur la Figure II.3.12 sous forme de courbes contrainte-déformation.

Tableau II.3. 10: Résultats des essais sur colonnes (Ø155x1000 mm) confinées après endommagement

Code	f_{cc} (MPa)	f_{cc} moyenne (MPa)	f_{cc}/f_{co}	ϵ_{cc} (‰)	ϵ_{cc} moyenne (‰)	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	ϵ_r (‰)	ϵ_r moyenne (‰)	ϵ_r/ϵ_{r0}	ϵ_r/ϵ_{cc}
Col.155-BA26-0%-0P ₁	27,68	26,82	1	1,12	1,18	1	1,31	1,28	1	1,16
Col.155-BA26-0%-0P ₂	25,97			1,24			1,26			1,01
Col.155-BA26-0%-3P ₁	78,49	77,19	2,92	12,19	12,51	10,33	13,42	13,6	10,48	1,10
Col.155-BA26-0%-3P ₂	75,89			12,83			10,87			13,78
Col.155-BA26-40%-3P ₁	70,70	71,81	2,63	12,59	11,78	10,66	13,53	12,78	10,57	1,07
Col.155-BA26-40%-3P ₂	72,92			10,97			9,29			12,04
Col.155-BA26-60%-3P ₁	72,97	71,67	2,72	9,90	9,61	8,38	7,72	8,08	6,03	0,77
Col.155-BA26-60%-3P ₂	70,37			9,32			7,89			8,45
Col.155-BA26-80%-3P ₁	70,60	70,83	2,63	8,77	9,27	7,43	6,70	7,25	5,23	0,76
Col.155-BA26-80%-3P ₂	71,06			9,77			8,27			7,80
Col.155-BA26-100%-3P ₁	65,10	66,32	2,42	7,79	8,56	6,60	6,57	6,86	5,13	0,84
Col.155-BA26-100%-3P ₂	67,54			9,33			7,90			7,16

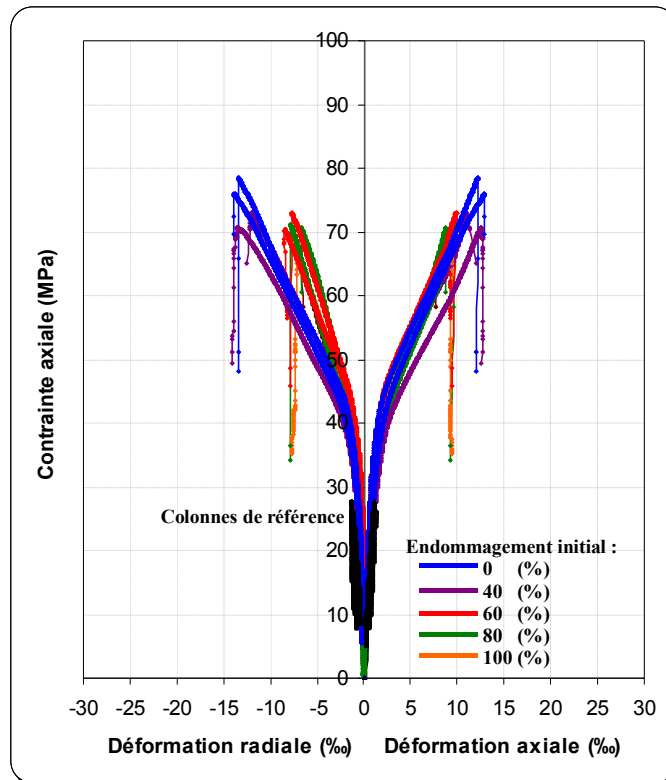


Figure II.3. 12: Courbes contrainte-déformation des colonnes en B.A confiné après endommagement

II.3.2.8. Modes de rupture des spécimens confinés avec des matériaux composites de type «PRFC»

La rupture des spécimens survient lorsque l'enveloppe «PRFC» de confinement cède. À cause du comportement fragile des matériaux composites, cette rupture est soudaine, sans avertissement (à part quelque craquement avant la rupture de l'enveloppe composite). Dans presque la totalité des spécimens testés, la rupture s'est produite avant que les enveloppes composites n'atteignent leurs capacités de déformations ultimes. Cette déformation de rupture est appelée la déformation circonférentielle effective du composite. Selon le type de section confinée (circulaire ou carrée) et le niveau de confinement du spécimen (défini par le nombre de couches de «PRFC»), différentes observations peuvent être tirés de l'examen des échantillons testés.

▪ Modes de rupture des cylindres (Ø160x320 mm) en béton confiné avec des matériaux composites de type «PRFC»

La rupture des cylindres (Ø160x320 mm) confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» est en générale marquée par une rupture nette et perpendiculaire aux fibres de carbone suivi d'une rupture dans le sens circonférentiel du cylindre suivant des bandes de différentes largeurs, voir Figure II.3.13. Ce mode de rupture circonférentiel est probablement du à la nature unidirectionnel des tissus de carbone utilisé. Dans le cas des cylindres en béton armé fortement confinés (3 plis «PRFC») la rupture de l'enveloppe composite se propage sur presque totalité de la hauteur du cylindre. Par contre, dans le cas des cylindres faiblement confinés (1 pli «PRFC») l'enveloppe se rompt sur une longueur de 100 à 150 mm environ. D'autre part, pour les cylindres en béton confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» la rupture est généralement localisée au tiers central du spécimen.

La rupture a été fragile et d'une manière "brutale" précédé par des craquements du composite. Les premiers sons accompagnant la microfissuration du composite «PRFC» se situaient en générale entre 80% et 90% du chargement maximal des cylindres. Au niveau des zones de recouvrement ou des interfaces, le tissu composite n'a subi ni rupture ni glissement apparent.

Pour tous les cylindres testés, le béton a été arraché dans les zones de rupture. L'épaisseur du béton arraché avec les bandes «PRFC» détachées au moment de la rupture variait de 2 mm à 20 mm environ. Ce qui est remarquable, c'est que plus la largeur de la bande «PRFC» détachée est grande plus la quantité du béton arraché est importante. Sur plusieurs cylindres en béton armé confinés avec des matériaux composites de type «PRFC», le béton de l'enrobage a été arraché complètement dans les zones de rupture, tel qu'illustré sur la Figure II.3.14.



Figure II.3. 13: Mode de rupture des éprouvettes cylindriques confinées avec des matériaux composites PRFC (série 1)

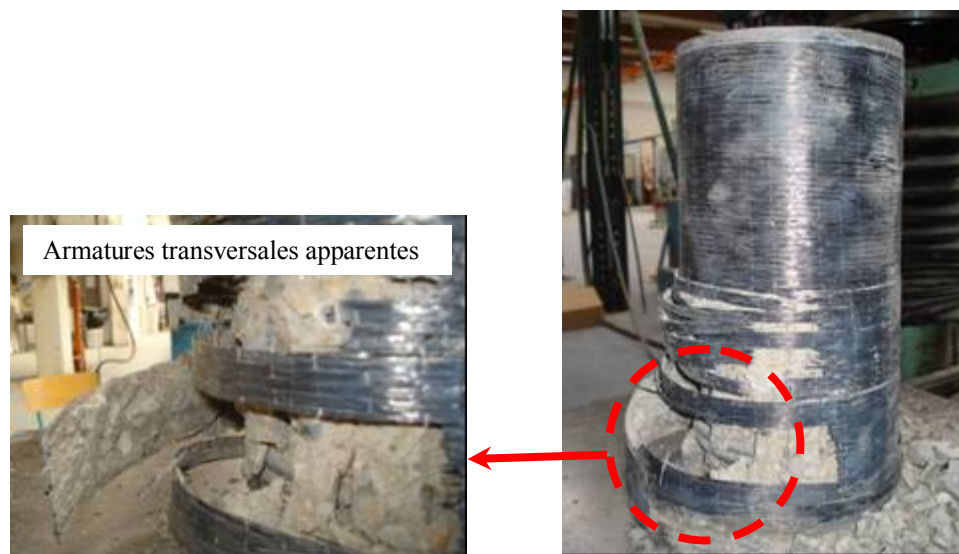


Figure II.3. 14: Arrachement du béton d'enrobage lors d'une rupture d'un cylindre (série2)

▪ Modes de rupture des spécimens carrés (140x140x280 mm) en béton confiné avec des matériaux composites de type «PRFC»

En ce qui concerne les spécimens prismatiques carrés (140x140x280 mm) confinés avec des matériaux composites de type «PRFC», il faut souligner les observations suivantes : en générale la rupture est nette, perpendiculaire aux fibres. Dans tous les cas, la rupture de l’enveloppe composite survient au niveau des coins, et ce peu importe le niveau de confinement du spécimen. Dans le cas des spécimens faiblement confinés (1 pli «PRFC»), l’enveloppe composite se rompt sur une longueur de l’ordre de 50 à 100 mm environ. Par contre, dans le cas des spécimens fortement confinés (3 plis «PRFC») le confinement cède sur une longueur plus importante (supérieur ou égale à la moitié de la hauteur du spécimen), comme le montre la Figure II.3.15. La rupture est brutale, libérant d’un coup une grande quantité d’énergie emmagasinée au cours du chargement. Des macro-fissures se sont développées dans le béton après la rupture mais aucun bloc ne s’est détaché.



Figure II.3. 15: Mode de rupture des spécimens (140x140x280 mm) confinés avec des matériaux composites «PRFC»

▪ **Modes de rupture des spécimens carrés (140x140x560 mm) en béton confiné avec des matériaux composites de type «PRFC»**

La rupture des spécimens prismatiques carrés (140x140x560 mm) confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» a été localisée au niveau des coins. Pour les spécimens de la série 1 (béton à 26 MPa) cette rupture survient, en générale, dans le tiers (1/3) supérieur ou inférieur de la hauteur du spécimen. Tandis que, pour les échantillons de la série 2 et 3 ayant des résistances en compression respectivement de 50 MPa et de 62 MPa, la rupture de l'enveloppe composite se manifeste parfois dans le tiers (1/3) central de l'échantillon (Figure II.3.16).



Figure II.3. 16: Mode de rupture des spécimens (140x140x560 mm) confinés avec des matériaux composites «PRFC»

▪ **Mode de rupture des colonnes carrées (140x140x1000 mm) en béton confiné avec des matériaux composites de type «PRFC»**

Les colonnes de section carrée (140x140x1000 mm) en béton armé confinées avec des «PRFC» ont toutes subi une rupture de l'enveloppe composite qui survient toujours au niveau des coins et se localise dans le tiers (1/3) supérieur ou inférieur de la hauteur de la colonne (Figure II.3.17). Pour toutes les colonnes testées, le béton a été arraché dans les zones de rupture. L'épaisseur du béton arraché variait de 2 mm à 20 mm environ. D'autre part, aucune rupture, ni glissement du tissu composite n'ont été observés dans les zones de recouvrement du composite. Les bandes de renfort aux extrémités des colonnes ont joué un rôle de prévention en diminuant les risques de rupture prématurée due au frettage. Dans presque l'ensemble des cas, les fissures du tissu «PRFC» n'étaient pas prolongées ni initiées dans les bandes de renfort.

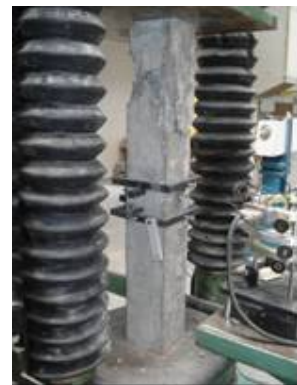
P1000-BA26-3P₁P1000-BA26-1P₁P1000-BA26-0P₁P1000-BA50-3P₁P1000-BA50-1P₁P1000-BA50-0P₁P1000-BA62-3P₁P1000-BA62-1P₁P1000-BA62-0P₁

Figure II.3. 17 : Mode de rupture des colonnes (140x140x1000mm) confinées avec des matériaux composites «PRFC»

▪ **Mode de rupture des colonnes circulaires ($\text{\O}155 \times 1000$ mm) en béton confiné avec des matériaux composites de type «PRFC»**

Dans la catégorie des colonnes circulaire ($\text{\O}155 \times 1000$ mm) en béton armé confinées avec des «PRFC», la rupture de l'enveloppe composite a été perpendiculaire aux fibres de carbone suivi d'une rupture dans le sens circonférentiel de la colonne suivant des bandes de différentes largeurs qui se localise dans le tiers (1/3) supérieur ou inférieur de la hauteur de la colonnes (Figure II.3.18). Pour les colonnes de la série 2 (béton à 50 MPa) hautement confinées (3plis «PRFC») ainsi que toutes les colonnes de la série 3 (béton 62 MPa), la zone de rupture se rapproche du milieu de la colonne. La largeur de la zone de rupture est plus importante (30 cm environ) dans les colonnes de la série 3, telle qu'illustrée sur la Figure II.3.19. Dans cette dernière, l'aspect "brutale" est plus prononcé à la rupture. C'est probablement du au comportement fragile des deux matériaux (béton à haute résistance et composite «PRFC»). Au moment de la rupture, de petits blocs de béton sont parfois détachés.

Pour toutes les colonnes testées, le béton a été arraché dans les zones de rupture. L'épaisseur du béton arraché variait de 2 mm à 20 mm environ. Dans plusieurs cas, le béton de l'enrobage a été complètement arraché dans les zones de rupture. Dans quelques spécimens de la série 2 et 3 (béton 50 et 62 MPa), on a noté la déformation des barres d'armatures longitudinales après la rupture des colonnes (Figure II.3.19).

Au niveau des zones de recouvrement ou des interfaces, le tissu composite n'a subi ni rupture ni glissement apparent. Les bandes de renfort aux extrémités des colonnes ont joué un rôle de prévention en diminuant les risques de rupture prématurée par effet de frettage. Dans l'ensemble des colonnes testées, les fissures du tissu «PRFC» n'étaient pas prolongées ni initiées dans les bandes de renfort.



Figure II.3. 18: Mode de rupture des colonnes ($\text{\O}155 \times 1000$ mm) confinées avec des matériaux composites «PRFC»



Col.155-BA62-1P₁



Col.155-BA62-3P₁



Col.155-BA50-3P₁



Figure II.3. 19 : Colonnes (Ø155x1000 mm) confinées avec des matériaux composites PRFC après rupture

▪ **Mode de rupture des colonnes circulaires ($\text{\O}197 \times 1000$ mm) en béton confiné avec des matériaux composites de type «PRFC»**

En générale, la rupture des colonnes de $\text{\O}197 \times 1000$ mm en béton armé confinées avec des «PRFC» a été localisée au 1/3 central des colonnes pour les trois séries de béton testé (Figure II.3.20). Aucune rupture ni glissement du tissu «PRFC» n'ont été observés dans les recouvrements à $\frac{1}{4}$ du périmètre de la colonne. Par ailleurs, aucun glissement entre le tissu «PRFC» et la surface du béton ne s'est produit. Pour toutes les colonnes, le béton de l'enrobage a été arraché dans les zones de rupture suivant des épaisseurs variables qui atteignait parfois le niveau des armatures.

Col.197-BA62-0P₁Col.197-BA62-1P₁Col.197-BA62-3P₁Col.197-BA26-0P₁Col.197-BA26-1P₁Col.197-BA26-3P₁

Figure II.3. 20: Mode de rupture des colonnes ($\text{\O}197 \times 1000$ mm) confinées avec des matériaux composites «PRFC»

Chapitre II.4. ANALYSE ET INTERPRÉTATION DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Les résultats sont analysés en termes du niveau de confinement, de résistance en compression, du type de la section, de l'éclatement géométrique et du degré d'endommagement. Les résultats des essais de laboratoire sont présentés numériquement dans des tableaux et graphiquement sous forme de courbes contrainte-déformation, dans le chapitre précédent. A partir de ces résultats, il est possible de faire les observations suivantes :

II.4.1. Déformation des spécimens en fonction de la contrainte axiale de compression

Typiquement, les courbes contrainte-déformation présentent une pente initiale qui suit celle du béton non confiné jusqu'à un point d'inflexion, suivie d'une zone de grande déformation plastique selon l'efficacité du confinement définie par le niveau de confinement et la rigidité du matériau composite utilisé.

Le raccourcissement axial et l'expansion latérale des spécimens testés ont été mesurés avec un montage extensométrique équipé au totale de quatre LVDT (3 installés verticalement et 1 dans le sens transversal au milieu de l'extensomètre). Les essais réalisés dans cette étude mettent en évidence la difficulté de prédire le moment de la rupture de l'enveloppe composite en se basant sur l'évolution de la déformation du composite au cours du chargement.

Les valeurs des contraintes et des déformations de chacun des essais sont présentées dans les Tableaux II.3.1 à II.3.10. Sur la première colonne de ces tableaux est donnée la contrainte axiale maximale atteinte lors du chargement (f'_{cc}). Les contraintes ont été calculées automatiquement par le logiciel de commande de la presse de compression suite à la déclaration de la géométrie du spécimen avant l'essai (c'est la force mesurée divisée par la surface de béton, sans tenir compte de la rigidité du confinement «PRF» dans l'axe du spécimen). Le rapport de ces contraintes sur la résistance en compression axiale du béton non confiné avec des matériaux composites «PRF» (f'_{co}), permet d'évaluer les gains en résistance à la compression des différentes configurations de confinement pour chaque série d'essai. Le rapport de résistances (f'_{cc}/f'_{co}) est une bonne indication de l'efficacité du confinement.

Concernant les déformations, les deux valeurs (une dans certains cas) qui y sont indiquées pour chaque essai sont la déformation axiale (ϵ_{cc}) qui est la moyenne des mesures de trois LVDT verticaux et la déformation radiale (ϵ_r) mesurée par rapport au milieu des spécimens dans le sens circonférentiel pour les sections circulaires et au milieu de la face pour les sections carrées. Ces déformations correspondent à la contrainte de compression axiale maximale (valeurs au pic de la courbe contrainte-déformation). Dans presque tous les spécimens testés, le confinement externe par composite «PRF» permet une amélioration plus importante de la ductilité par rapport à la résistance en compression.

Il est à noter que l'augmentation de la résistance à la compression des cylindres (160x320 mm) en béton confinés avec des fibres de verre bidirectionnelles (Cy.160-B57-1P- série a) est plus importante que celle des cylindres similaires confinés avec des fibres de carbone unidirectionnelle (Cy.160-B62-1P- série 3). Il faut cependant être prudent dans l'utilisation de ce rapport pour comparer les deux matériaux. Tel qu'il a déjà été mentionné précédemment, le calcul de la contrainte axiale moyenne ne tient pas compte de la branche de la charge reprise par l'enveloppe composite. Cette hypothèse est plus difficilement vérifiée dans le cas des cylindres confinés avec des fibres de verre bidirectionnelles, étant donnée la rigidité axiale (dans l'axe de la colonne) relativement importante de l'enveloppe composite due aux fibres de la trame qui sont orientées dans cette direction. Le gain de résistance des cylindres est donc attribuable en partie à l'augmentation de sa section, et il ne peut pas être considéré comme uniquement une augmentation de la résistance à la

compression du béton due au confinement. Cependant, dans le cas de confinement avec des composites constitués de fibres bidirectionnelles, le rapport (f'_{cc}/f'_{co}) doit être interprété comme étant la capacité supplémentaire du spécimen à supporter une charge axiale par rapport à un spécimen de section identique sans confinement.

II.4.2. Déformation circonférentielle effective du composite

Les déformations transversales calculées à partir de mesures effectuées à mi hauteur des spécimens, sont une indication de l'expansion latérale de la colonne due à la charge de compression axiale (effet de Poisson). Des lectures des déplacements ont été prises perpendiculairement aux faces des échantillons de section carrée et juste au milieu de la face. Tandis que dans le cas des échantillons de section circulaire, les déformations transversales ont été mesurées dans le sens radial. Dans la majorité des spécimens testés, la rupture s'est produite avant que les composites n'atteignent leurs capacités de déformation ultimes (ϵ_{fu}), comme le montre les Tableaux II.4.1. Cette déformation de rupture est appelée : la déformation circonférentielle effective du composite «PRF» (ϵ_r).

En examinant le Tableau II.4.1, les valeurs moyennes des déformations radiales (ϵ_r) au moment de la rupture varient de 0,93 ‰ (valeur minimale) enregistrée pour les spécimens (140x140x1000 mm) à 10,27 ‰ (valeur maximale) enregistrée pour les spécimens (Ø160x320 mm). Ces déformations moyennes représentent un rapport (ϵ_r/ϵ_{fu}) de l'ordre de 6,60 % à 73,3 % de la déformation ultime du composite «PRFC» ϵ_{fu} (14 ‰). Cette réduction est principalement due à la forme courbée de l'enveloppe composite (désalignement des fibres), aux conditions de mise en œuvre du composite et la difficulté de contrôle de l'épaisseur et des interfaces contrairement à la déformation ultime ϵ_{fu} , déterminée à partir des essais de traction normalisés sur des coupons rectilignes et dans des conditions optimales. D'autre part, au seuil de la rupture, des déformations non uniformes se développent suite à la fissuration interne du béton (Matthys et al. 2005). Ces déformations conjuguées avec une charge importante appliquée sur le béton fissuré, provoquent une concentration de contraintes dans le composite «PRF», ce qui peut être la cause d'une rupture anticipée.

Tableau II.4. 1: Rapport de déformation radiale de rupture et déformation ultime du «PRF»

Code spécimen	ϵ_r (%)	ϵ_{fu} (%)	ϵ_r/ϵ_{fu}
Cy.160-B26-1P ₁	13,120	14	0,937
Cy.160-B26-3P ₁	13,180	14	0,941
Cy.160-BA26-1P ₁	13,150	14	0,939
Cy.160-BA26-1P ₂	13,160	14	0,940
Cy.160-BA26-3P ₁	14,060	14	1,004
Cy.160-BA26-3P ₂	12,420	14	0,887
Cy.160-B50-1P ₁	2,900	14	0,207
Cy.160-B50-3P ₁	13,150	14	0,939
Cy.160-BA50-1P ₁	13,170	14	0,941
Cy.160-BA50-1P ₂	13,160	14	0,940
Cy.160-BA50-3P ₁	13,200	14	0,943
Cy.160-BA50-3P ₂	13,170	14	0,941
Cy.160-B62-1P ₁	2,460	14	0,176
Cy.160-B62-3P ₁	12,890	14	0,921
Cy.160-BA62-1P ₁	7,790	14	0,556
Cy.160-BA62-1P ₂	2,610	14	0,186
Cy.160-BA62-3P ₁	4,100	14	0,293
Cy.160-BA62-3P ₂	7,150	14	0,511
Moyenne			0,733
CV (écart-type/moyenne)			0,428
Ecart type			0,314

Code spécimen	ϵ_r (%)	ϵ_{fu} (%)	ϵ_r/ϵ_{fu}
P280-B26-1P ₁	12,230	14	0,874
P280-B26-3P ₁	13,230	14	0,945
P280-BA26-1P ₁	10,280	14	0,734
P280-BA26-1P ₂	12,885	14	0,920
P280-BA26-3P ₁	13,470	14	0,962
P280-BA26-3P ₂	15,300	14	1,093
P280-B50-1P ₁	7,340	14	0,524
P280-B50-3P ₁	9,880	14	0,706
P280-BA50-1P ₁	7,600	14	0,543
P280-BA50-1P ₂	9,530	14	0,681
P280-BA50-3P ₁	11,565	14	0,826
P280-BA50-3P ₂	10,110	14	0,722
P280-B62-1P ₁	3,970	14	0,284
P280-B62-3P ₁	6,690	14	0,478
P280-BA62-1P ₁	5,782	14	0,413
P280-BA62-1P ₂	5,715	14	0,408
P280-BA62-3P ₁	7,164	14	0,512
P280-BA62-3P ₂	8,760	14	0,626
Moyenne			0,681
CV (écart-type/moyenne)			0,330
Ecart-type			0,225

Code spécimen	ϵ_r (%)	ϵ_{fu} (%)	ϵ_r/ϵ_{fu}
P560-B26-1P ₁	2,560	14	0,183
P560-B26-3P ₁	5,160	14	0,369
P560-BA26-1P ₁	4,390	14	0,314
P560-BA26-1P ₂	4,450	14	0,318
P560-BA26-3P ₁	9,430	14	0,674
P560-BA26-3P ₂	10,470	14	0,748
P560-B50-1P ₁	0,500	14	0,036
P560-B50-3P ₁	0,980	14	0,070
P560-BA50-1P ₁	0,780	14	0,056
P560-BA50-1P ₂	0,680	14	0,049
P560-BA50-3P ₁	1,310	14	0,094
P560-BA50-3P ₂	1,430	14	0,102
P560-B62-1P ₁	0,820	14	0,059
P560-B62-3P ₁	1,300	14	0,093
P560-BA62-1P ₁	0,400	14	0,029
P560-BA62-1P ₂	0,500	14	0,036
P560-BA62-3P ₁	0,800	14	0,057
P560-BA62-3P ₂	0,720	14	0,051
Moyenne			0,185
CV (écart-type/moyenne)			1,182
Ecart-type			0,219

Code spécimen	ϵ_r (%)	ϵ_{fu} (%)	ϵ_r/ϵ_{fu}
P1000-BA50-1P ₁	0,61	14	0,044
P1000-BA50-1P ₂	0,72	14	0,051
P1000-BA50-3P ₁	0,88	14	0,063
P1000-BA50-3P ₂	0,84	14	0,060
P1000-BA62-1P ₁	0,64	14	0,046
P1000-BA62-1P ₂	1	14	0,071
P1000-BA62-3P ₁	1,31	14	0,094
P1000-BA62-3P ₂	1,42	14	0,101
Moyenne			0,066
CV (écart-type/moyenne)			0,324
Ecart-type			0,021

Suite Tableau II.4.1

Code spécimen	ε_r (‰)	ε_{fu} (‰)	$\varepsilon_r/\varepsilon_{fu}$
Col.155-BA26-1P ₁	7,41	14	0,529
Col.155-BA26-1P ₂	8,97	14	0,641
Col.155-BA26-3P ₁	10,35	14	0,739
Col.155-BA26-3P ₂	9,49	14	0,678
Col.155-BA50-1P ₁	8,75	14	0,625
Col.155-BA50-1P ₂	9,11	14	0,651
Col.155-BA50-3P ₁	13	14	0,929
Col.155-BA50-3P ₂	12,43	14	0,888
Col.155-BA62-1P ₁	5,51	14	0,394
Col.155-BA62-1P ₂	4,44	14	0,317
Col.155-BA62-3P ₁	6,99	14	0,499
Col.155-BA62-3P ₂	6,77	14	0,484
Moyenne			0,614
CV (écart-type/moyenne)			0,298
Ecart-type			0,183

II.4.3. Courbes contrainte-déformation

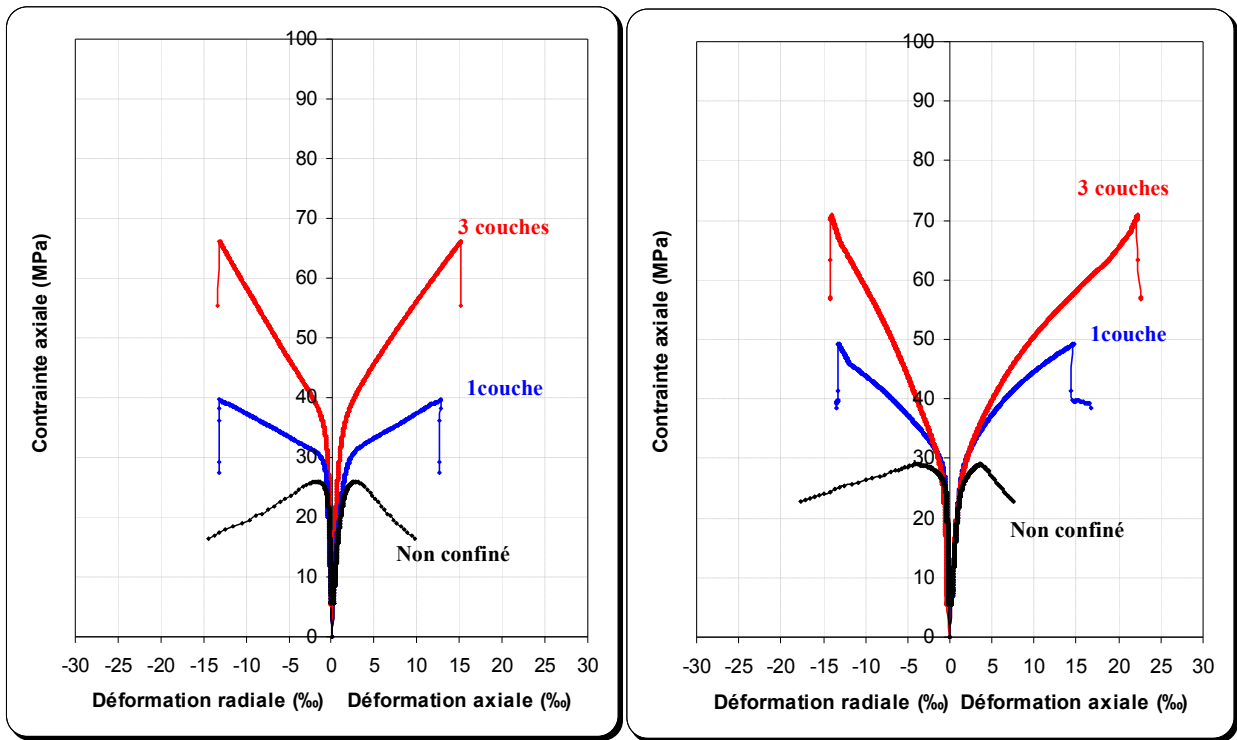
Les résultats expérimentaux ont montré que les courbes contrainte-déformation des spécimens testés présentent une allure bilinéaire qui se divise en deux catégories : des diagrammes de type ascendant et des diagrammes de type descendant (Figures II.3.1 à II.3.10). Dans le cas des colonnes ($\varnothing 197 \times 1000$ mm), seules les déformations axiales en fonction des contraintes de compression axiale ont été mesurées lors des essais de laboratoire.

II.4.3.1. Courbes contrainte-déformation "type ascendant"

La majorité des éprouvettes de sections circulaires en béton ou en béton armé confiné avec des matériaux composites «PRF» ont présenté une allure caractéristique bilinéaire ascendante avec un brusque adoucissement après une zone de transition qui se manifeste au seuil de la résistance à la compression maximale du béton non confiné f'_{co} (Figure II.4.1), à moins que le niveau de confinement de l'enveloppe composite est si faible qu'aucune amélioration significative de résistance et/ou de déformation ne peut être attendue.

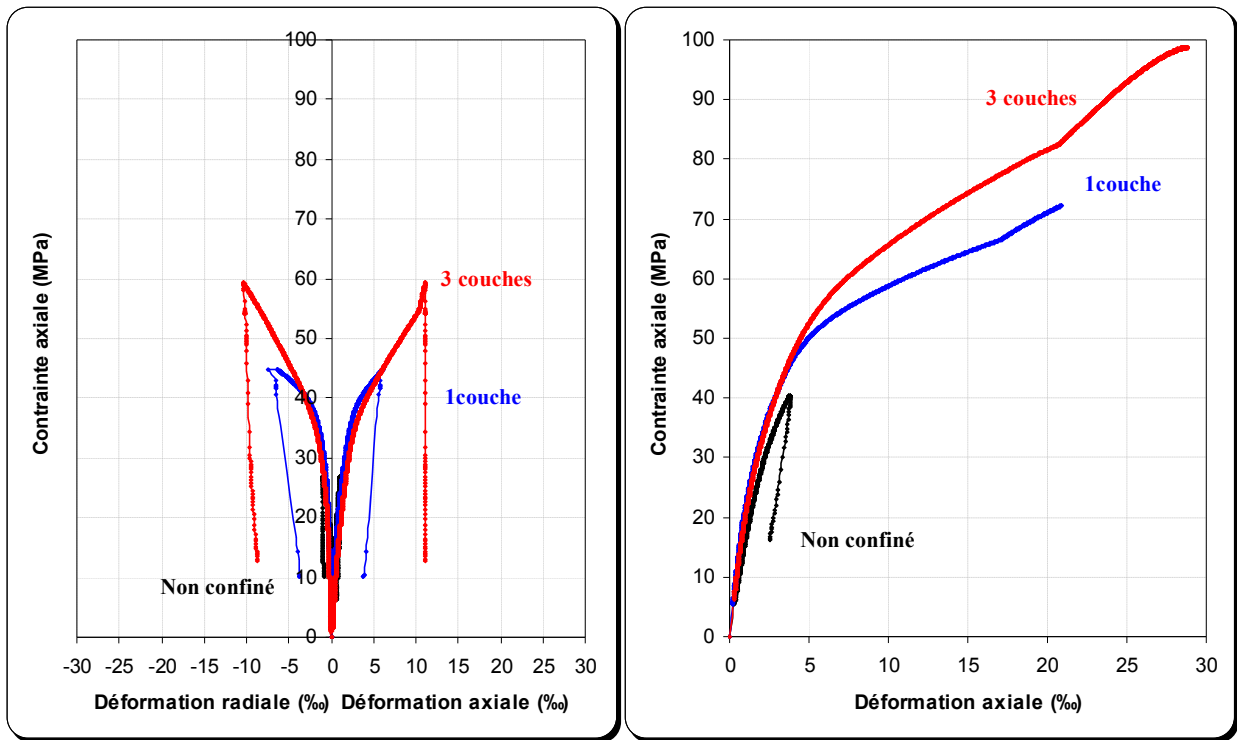
Dans la première branche linéaire, l'inclinaison de la courbe contrainte-déformation est semblable à celle du béton ordinaire, ce qui montre que le comportement est peu affecté par l'enveloppe composite. Dans la seconde branche linéaire, le béton est fissuré et la force de confinement du «PRF» est activée. La contrainte du béton confiné augmente linéairement avec l'augmentation de la contrainte dans le composite et atteint son maximum à la rupture de l'enveloppe «PRF». Dans ce cas, la contrainte ultime et la contrainte maximale (valeur au pic de la courbe contrainte-déformation) du béton confiné sont confondues.

D'autre part, lorsqu'un spécimen est faiblement confiné, le comportement contrainte-déformation bilinéaire décrit ci-dessus ne peut se produire. Une telle situation survient quand le niveau de confinement avec des «PRF» est très faible comme on le montre sur la Figure II.4.2 (Cy.160-B50-1P₁ et Cy.160-B62-1P₁). Dans une telle configuration, le confinement ne peut donner une grande amélioration à l'allure du diagramme contrainte-déformation par rapport à celui du béton non confiné à l'exception d'une légère augmentation de la résistance. Dans ce cas, le spécimen est considéré comme insuffisamment confiné.



(a) Cy.160-B26-1P₁ et Cy.160-B26-3P₁

(b) Cy.160-BA26-1P₁ et Cy.160-BA26-3P₁



(c) Col.155-BA26-1P₁ et Col.155-BA26-3P₁

(d) Col.197-BA26-1P₁ et Col.197-BA26-3P₁

Figure II.4. 1: Courbes contrainte-déformation (type ascendant) des spécimens de section circulaire en béton confiné avec des matériaux composites de type «PRFC» par rapport aux spécimens de référence.

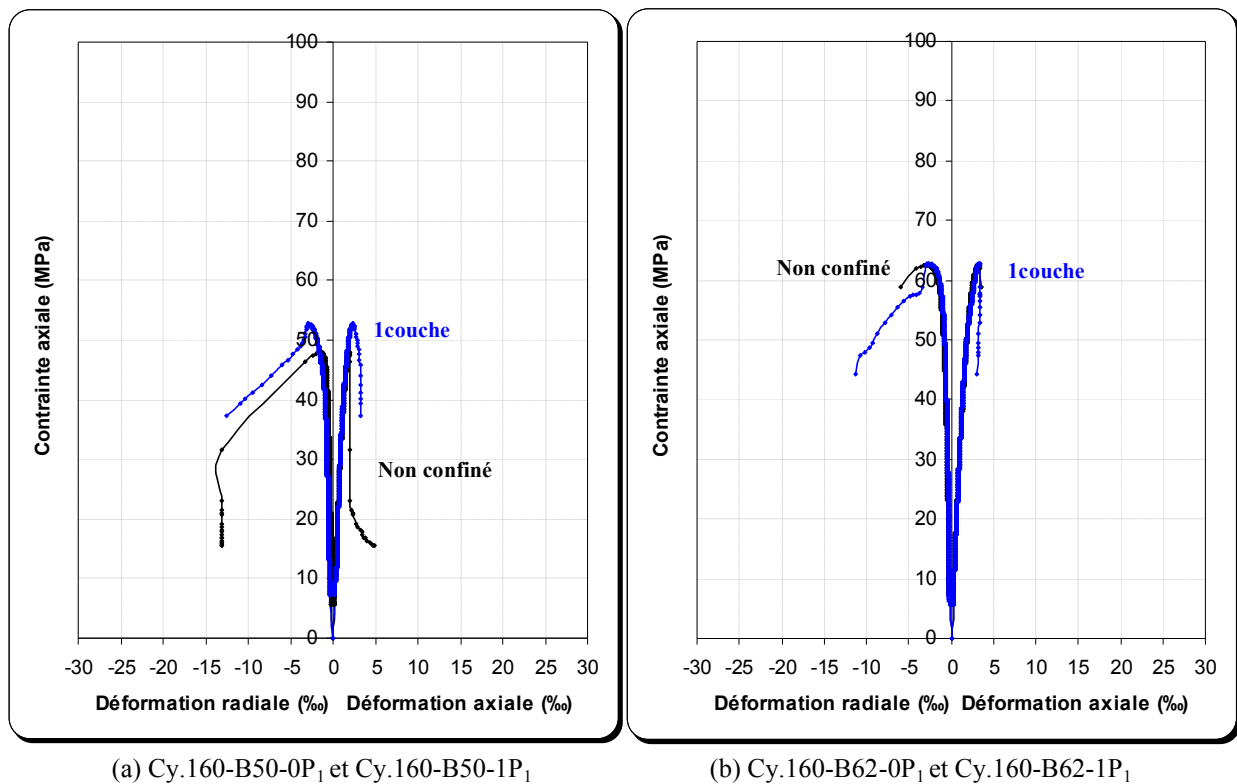
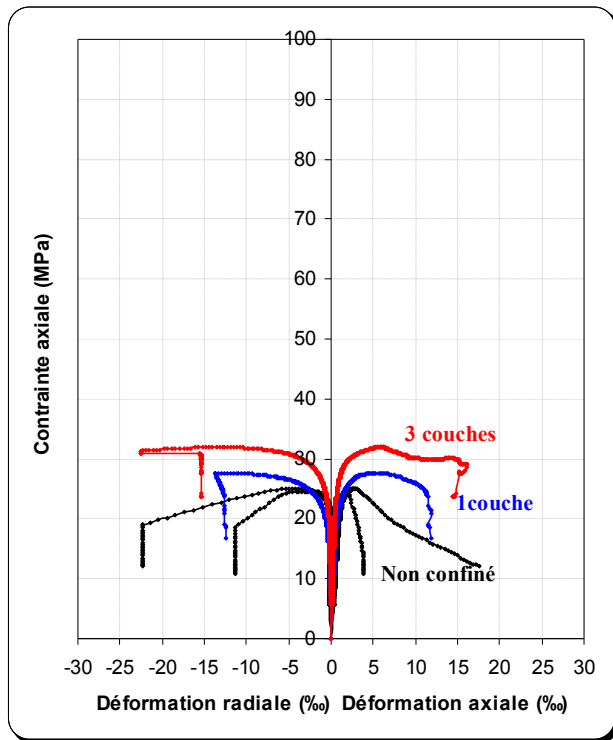


Figure II.4. 2: Courbes contrainte-déformation (type descendant) avec $f'_{cu} < f'_{co}$.

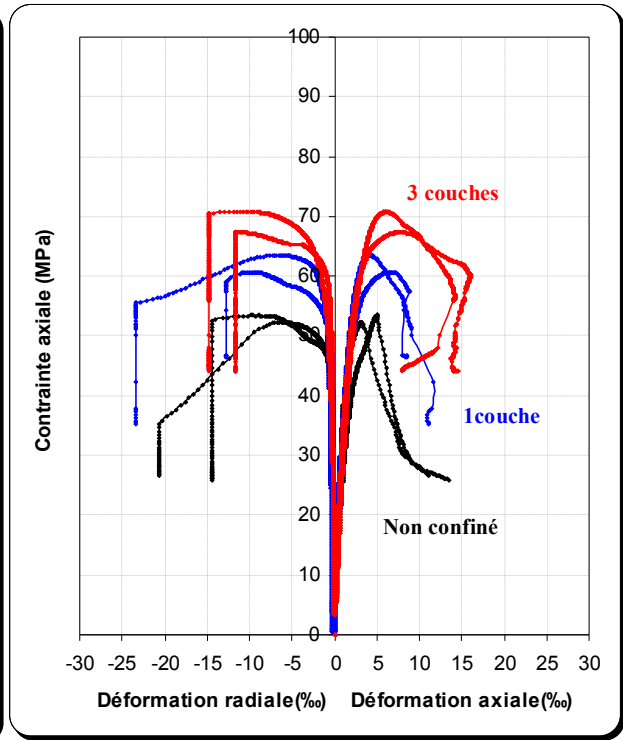
II.4.3.2. Courbes contrainte-déformation "type descendant "

Le diagramme contrainte-déformation des spécimens de sections carrées n'est plus du type bilinéaire ascendant, il présente une branche post-pic descendante ce qui implique que la résistance à la compression ultime du béton confiné f'_{cu} est inférieure à sa résistance à la compression maximale f'_{cc} , d'où cette dernière est atteinte avant la rupture complète du composite «PRF». Ce type de comportement descendant est lui-même subdivisé en deux cas de figure, si la résistance ultime du béton confiné f'_{cu} est supérieure à la résistance en compression maximale du béton non confiné f'_{co} , (Figures II.4.3a et II.4.3b), le renfort en «PRF» améliore tout de même la résistance en compression du béton (c'est la limite entre les éléments efficacement confinés et ceux insuffisamment confinés), mais dans le cas où f'_{cu} est inférieure à f'_{co} , le béton est insuffisamment confiné et le gain en résistance est très faible (Figures II.4.3c et II.4.3d).

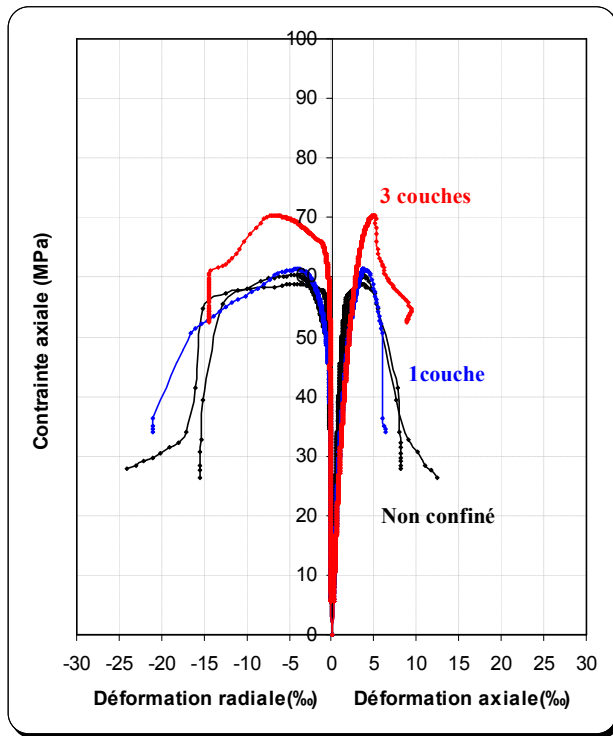
Le Tableau II.4.2 présente un résumé des allures des diagrammes contrainte-déformation des différents spécimens testés en fonction du nombre de plis «PRF» et de la classe du béton utilisé.



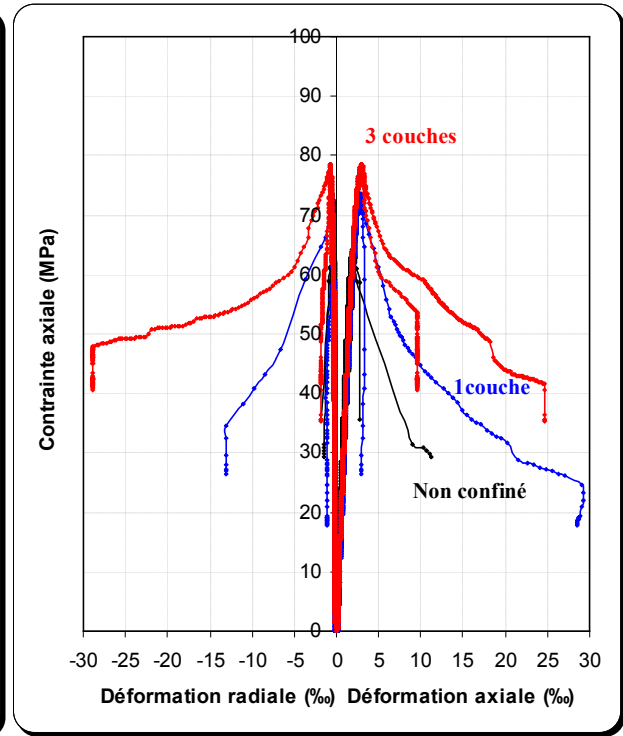
(a) 140x140x280 mm en béton série-1



(b) 140x140x280 mm en béton armé série-2



(c) 140x140x280 mm en béton série-3



(d) 140x140x560 mm en béton armé série-3

Figure II.4. 3: Courbes contrainte-déformation des spécimens prismatiques carrés en béton confiné avec « PRFC » (a) et (b) type descendant avec $f'_{cu} > f'_{co}$; (c) et (d) type descendant avec $f'_{cu} < f'_{co}$.

Tableau II.4. 2: Différentes allures des diagrammes contrainte-déformation observées dans la présente étude

(a) Programme expérimental principal (confinement avec «PRFC»)		Séries de béton testé			
Spécimens		No. de plis «PRF»	26 MPa	50 MPa	62 MPa
Cylindres Ø160 x 320 mm	Béton	1 Couche «PRFC»	1	3	3
		3 Couches «PRFC»	1	1	1
	B.A	1 Couche «PRFC»	1	1	2
		3 Couches «PRFC»	1	1	2
Colonnes Ø155 x 1000 mm	B.A	1 Couche «PRFC»	1	1	1
		3 Couches «PRFC»	1	1	2
Colonnes Ø197 x 1000 mm	B.A	1 Couche «PRFC»	1	1	2
		3 Couches «PRFC»	1	1	2
Prismes 140 x 140 x 280 mm	Béton	1 Couche «PRFC»	2	3	3
		3 Couches «PRFC»	2	2	2
	B.A	1 Couche «PRFC»	1	2	2
		3 Couches «PRFC»	1	2	2
Prismes 140 x 140 x 560 mm	Béton	1 Couche «PRFC»	2	3	3
		3 Couches «PRFC»	2	3	3
	B.A	1 Couche «PRFC»	2	3	3
		3 Couches «PRFC»	2	3	3
Colonnes 140 x 140 x 1000 mm	B.A	1 Couche «PRFC»	1	3	3
		3 Couches «PRFC»	1	3	3
(b) Programme expérimental préliminaire (confinement avec des «PRFV»)			57 MPa	1 : bilinéaire ascendant 2 : bilinéaire descendant $(f'_{cu} > f'_{co})$ 3 : bilinéaire descendant $(f'_{cu} < f'_{co})$	
Cylindres Ø160 x 320 mm	Béton	1 Couche «PRFV»	1		
		2 Couches «PRFV»	1		
		4 Couches «PRFV»	1		
Prismes 100 x 100 x 300 mm	Béton	1 Couche «PRFV» (R0)	2		
		2 Couches «PRFV» (R0)	2		
		1 Couche «PRFV» (R8)	1		
		2 Couches «PRFV» (R8)	1		
		1 Couche «PRFV» (R16)	1		
		2 Couches «PRFV» (R16)	1		

II.4.4. Effet du nombre de couches «PRF» sur l'efficacité du confinement

Les Figures 8.1 à 8.10 montrent l'effet de la variation de la rigidité du confinement sur le comportement de spécimens de différentes dimensions. Sur chaque figure, sont superposées les courbes contrainte-déformation de spécimens d'une même série de béton et de dimensions identiques (mêmes sections et même élancement géométrique). La rigidité de l'enveloppe de confinement est indiquée sur les figures par le type de matériau composite utilisé (PRFV ou PRFC) et le nombre de couches. Pour l'ensemble des spécimens testés (Figures II.3.1 à II.3.10 et Figure II.4.4 à II.4.11), l'augmentation de la rigidité du confinement entraîne à la fois, une augmentation de la résistance à la compression et de la ductilité. Pour la même série de béton et pour le même type de matériau composite («PRFV» ou «PRFC»), plus le nombre de couches «PRF» (et par conséquent la rigidité du confinement) est élevé, plus la résistance à la compression et les déformations (axiale et radiales) à la rupture sont grandes. Ce qui implique que la charge ultime et les déformations axiales et radiales augmentent avec l'augmentation du nombre de couches «PRF» (augmentation de l'épaisseur de l'enveloppe composite). D'autre part, les courbes présentées sur les Figures II.3.1 à II.3.10 montrent qu'une augmentation du nombre de couches du composite «PRF» n'affecte pas la pente de la branche initiale de la relation contrainte-déformation, mais elle a un effet significatif sur la pente de la seconde branche.

Les corrélations obtenues à partir des Figures II.4.4 à II.4.11, montrent que la variation de la résistance en compression (f'_{cc}) et de la déformation axiale (ε_{cc}) en fonction du nombre de couches [n] du composite «PRF» correspond à une fonction linéaire dans la majorité des cas. Cependant, pour la variation de f'_{cc} en fonction du nombre de couches «PRF» : 71 % des corrélations présentées sur les Figures II.4.4 à II.4.11 ont données un coefficient de variation $R^2 > 0,90$ et 29 % un $R^2 > 0,80$. Alors que, pour la variation de ε_{cc} en fonction du nombre de couches «PRF» : 74 % des corrélations présentées ont données un coefficient de variation $R^2 > 0,90$; 13 % un $R^2 > 0,80$ et 13 % un R^2 compris entre 0,65 et 0,75.

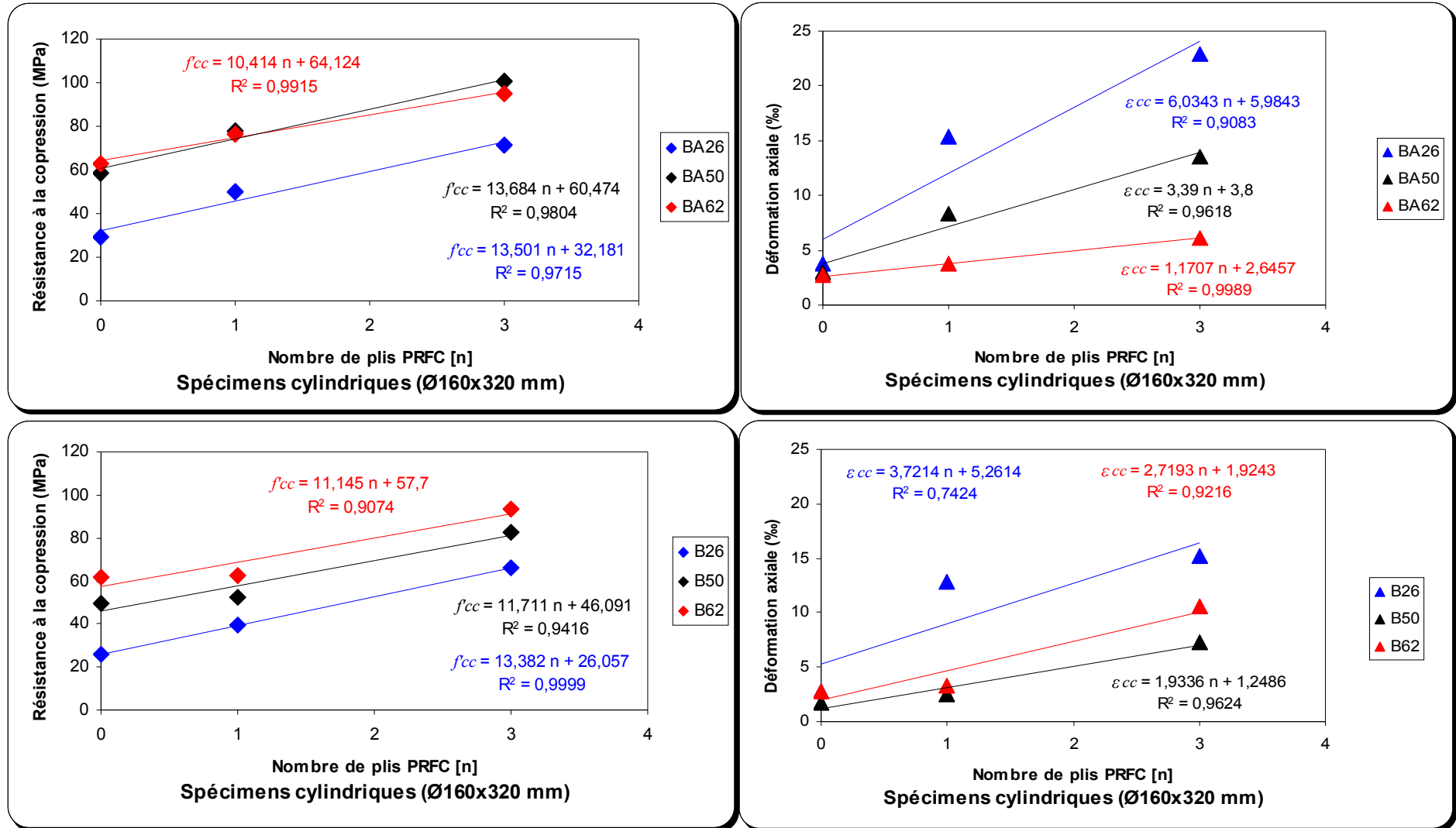


Figure II.4. 4: Résistance en compression et déformation axiale en fonction du nombre de couches de «PRFC» (Cylindres Ø160x320 mm confinés avec des matériaux composites de type «PRFC»)

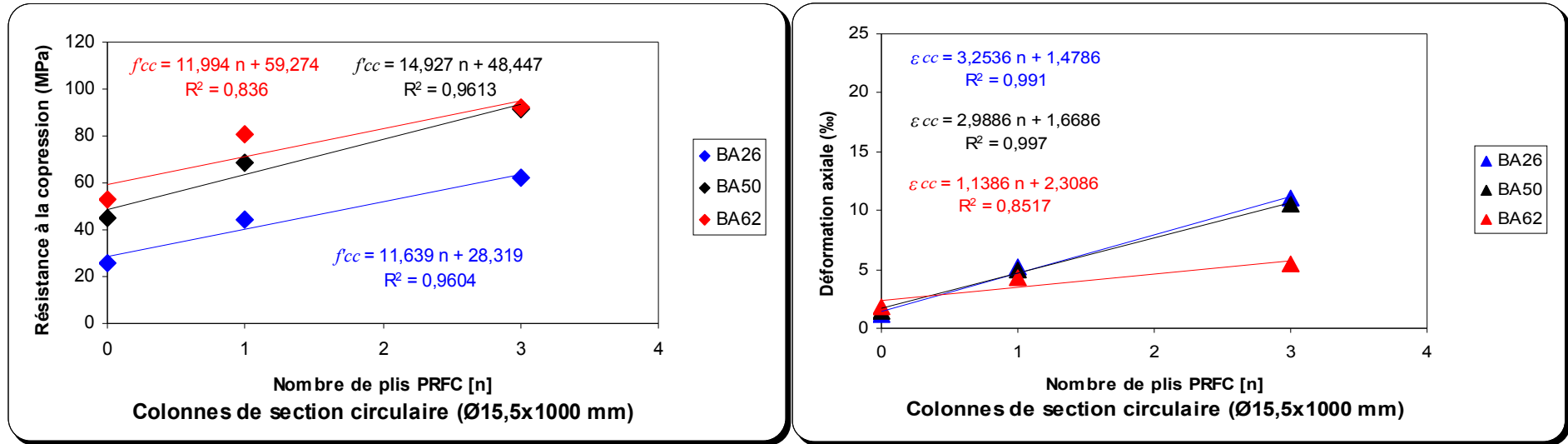


Figure II.4. 5: Résistance en compression et déformation axiale en fonction du nombre de couches «PRF» (Colonnes Ø155x1000 mm confinées avec des PRFC)

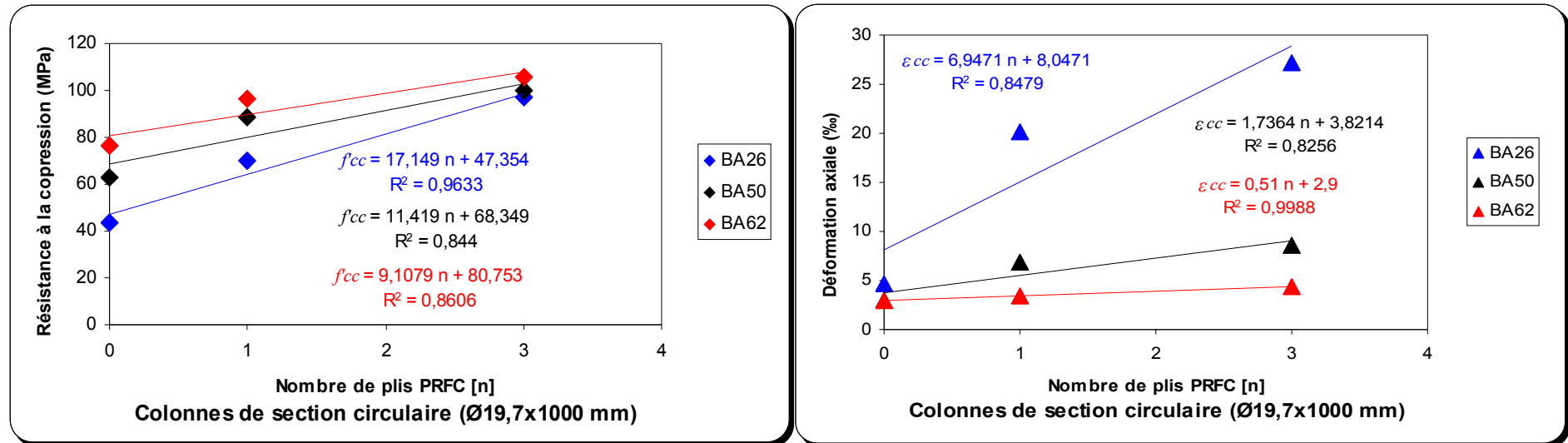


Figure II.4. 6: Résistance en compression et déformation axiale en fonction du nombre de couches de «PRF» (Colonnes Ø197x1000 mm confinées avec des PRFC)

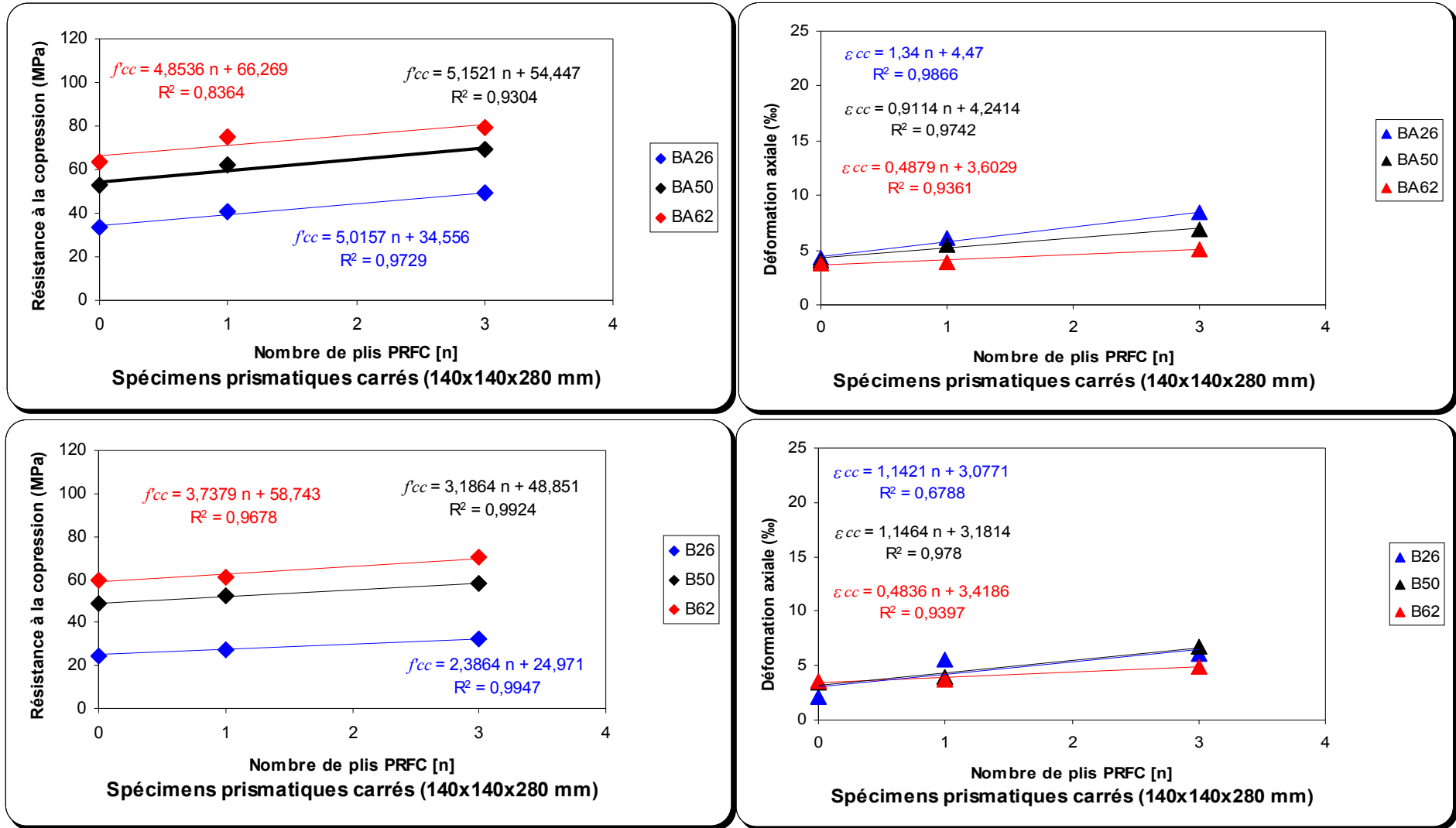


Figure II.4. 7: Résistance en compression et déformation axiale en fonction du nombre de couches de «PRFC» (prismes 140x140x280 mm confinés avec des matériaux composites de type PRFC)

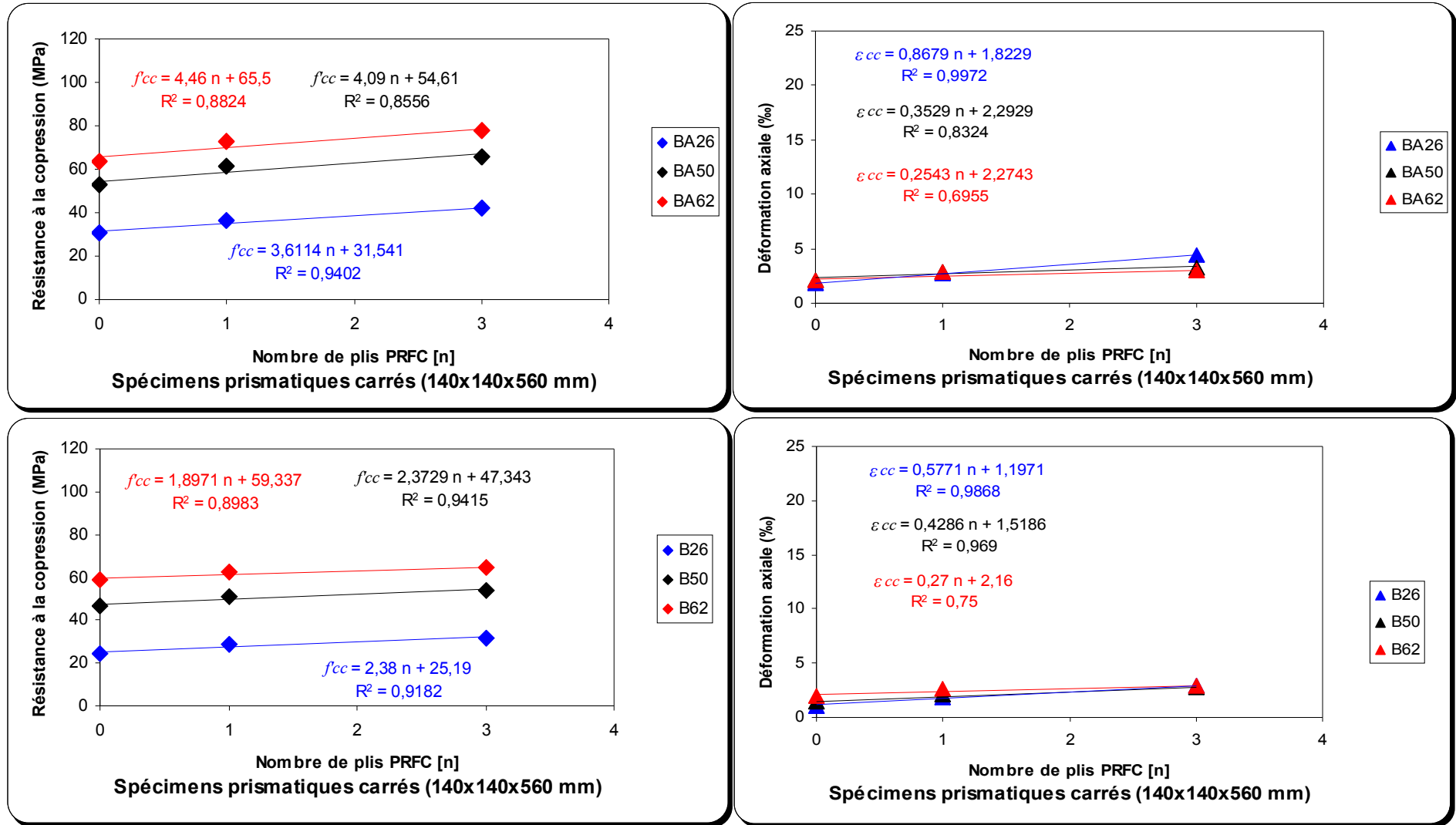


Figure II.4. 8: Résistance en compression et déformation axiale en fonction du nombre de couches de «PRFC» (prismes 140x140x560 mm confinés avec des matériaux composites de type PRFC)

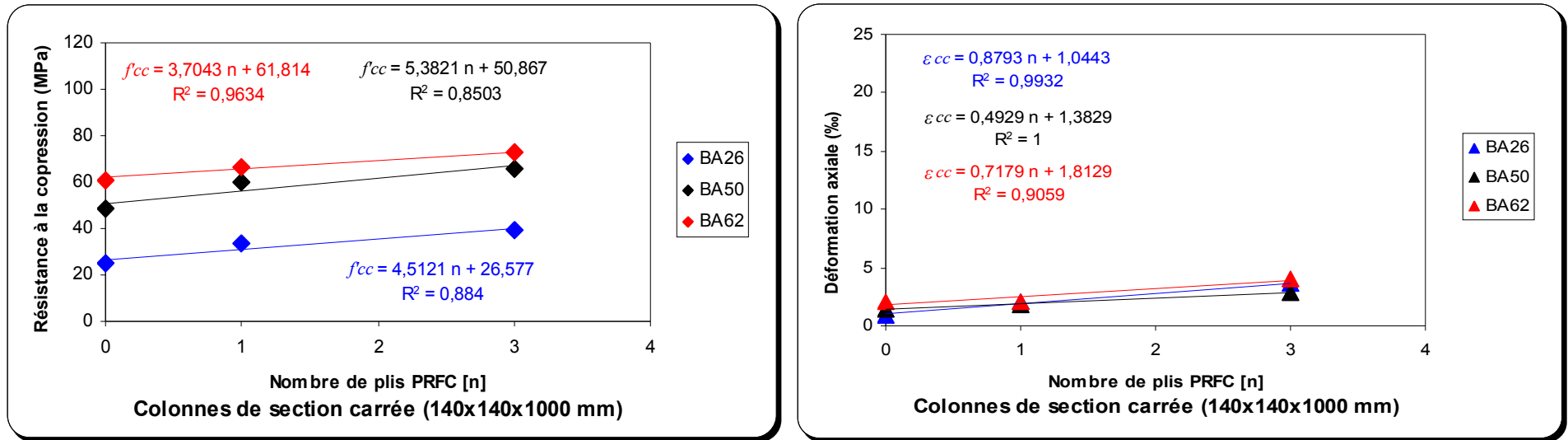


Figure II.4. 9: Résistance en compression et déformation axiale en fonction du nombre de couches de «PRFC» (Colonnes 140x140x1000 mm confinées avec des matériaux composites de type PRFC)

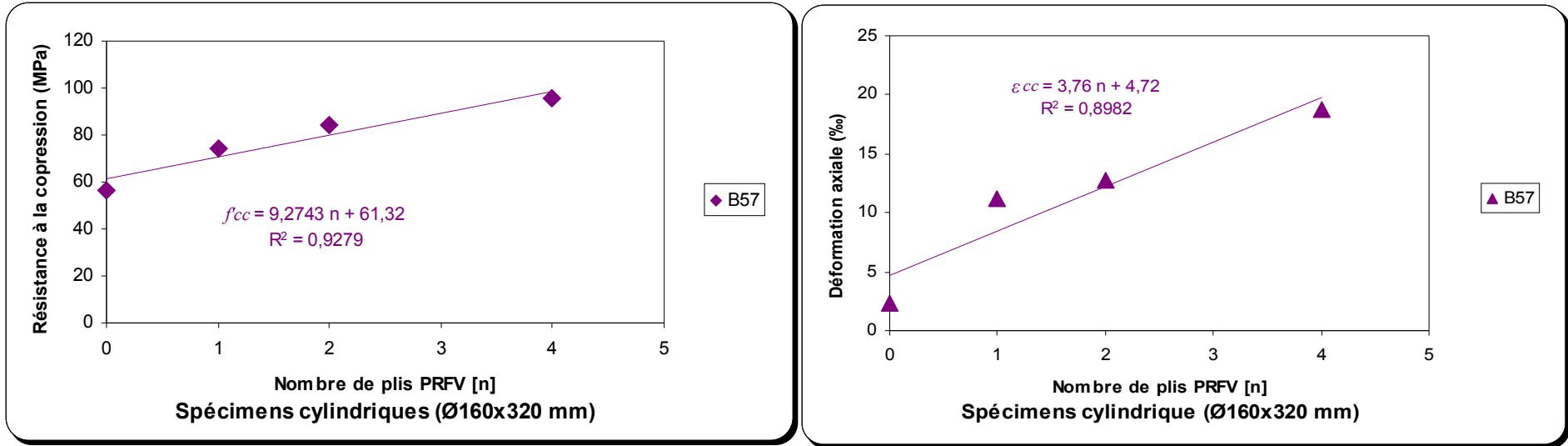


Figure II.4. 10: Résistance en compression et déformation axiale en fonction du nombre de couches «PRFV» (cylindres Ø160x320 mm en béton confiné avec PRFV)

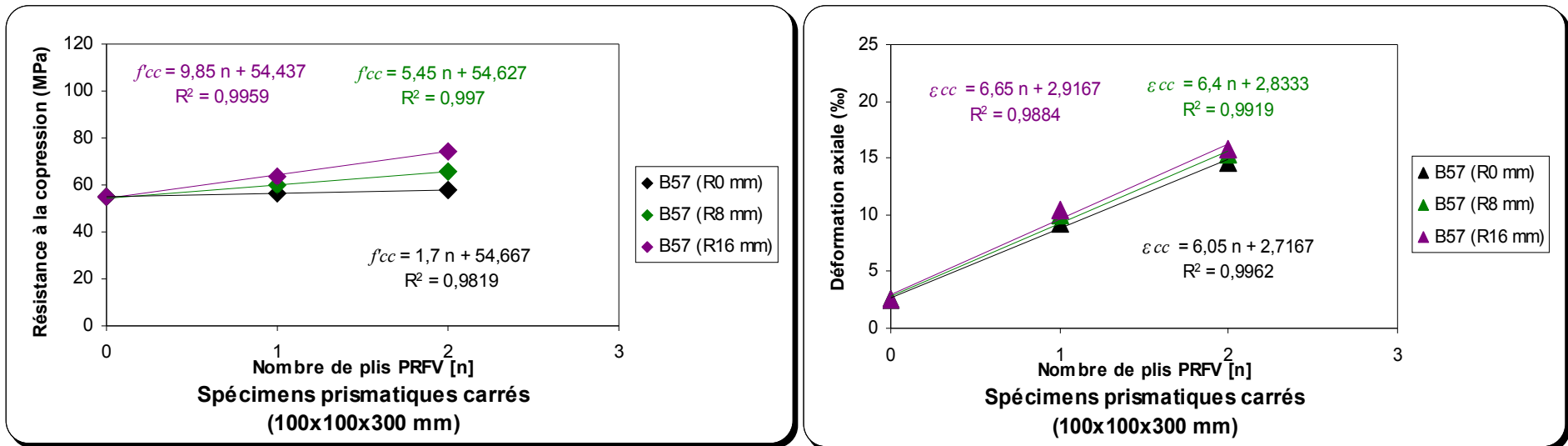


Figure II.4. 11: Résistance en compression et déformation axiale en fonction du nombre de couches «PRFV» (Prismes 100x100x300 mm en béton confiné avec PRFV)

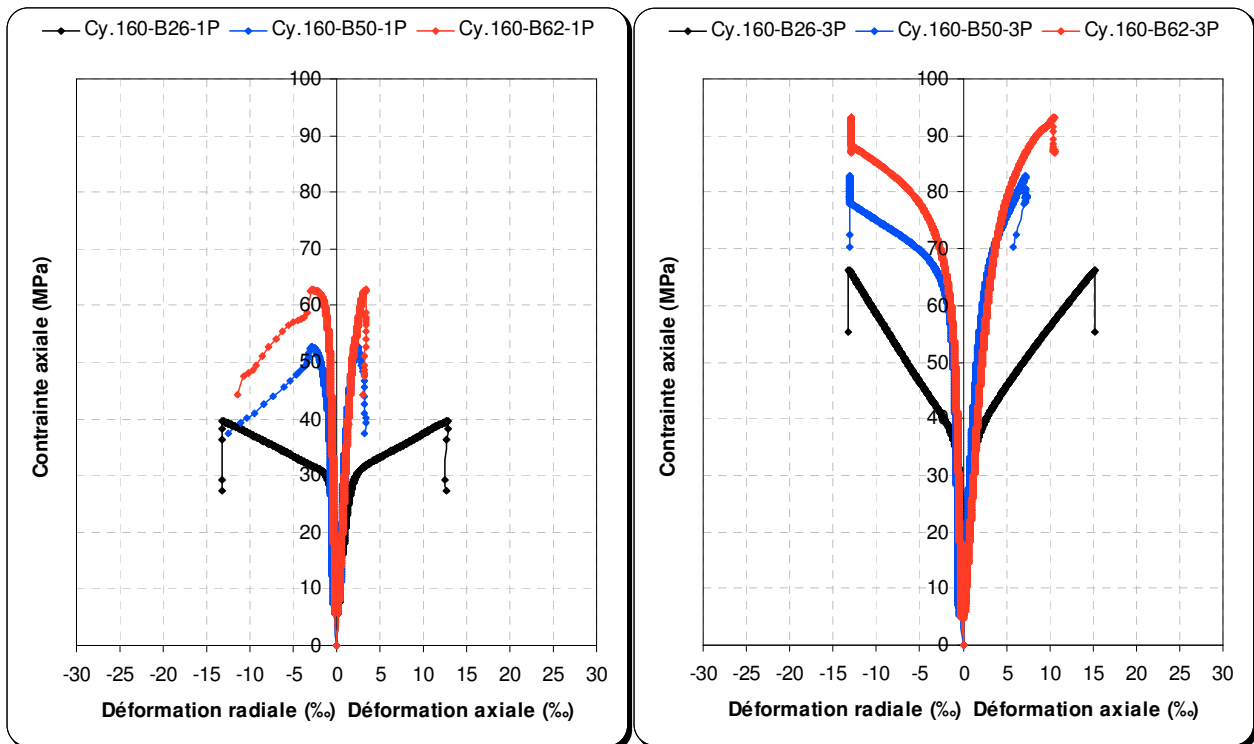
II.4.5. Effet de la résistance du béton non confiné (f'_{co}) sur l'efficacité du confinement

II.4.5.1. Courbes contrainte-déformation

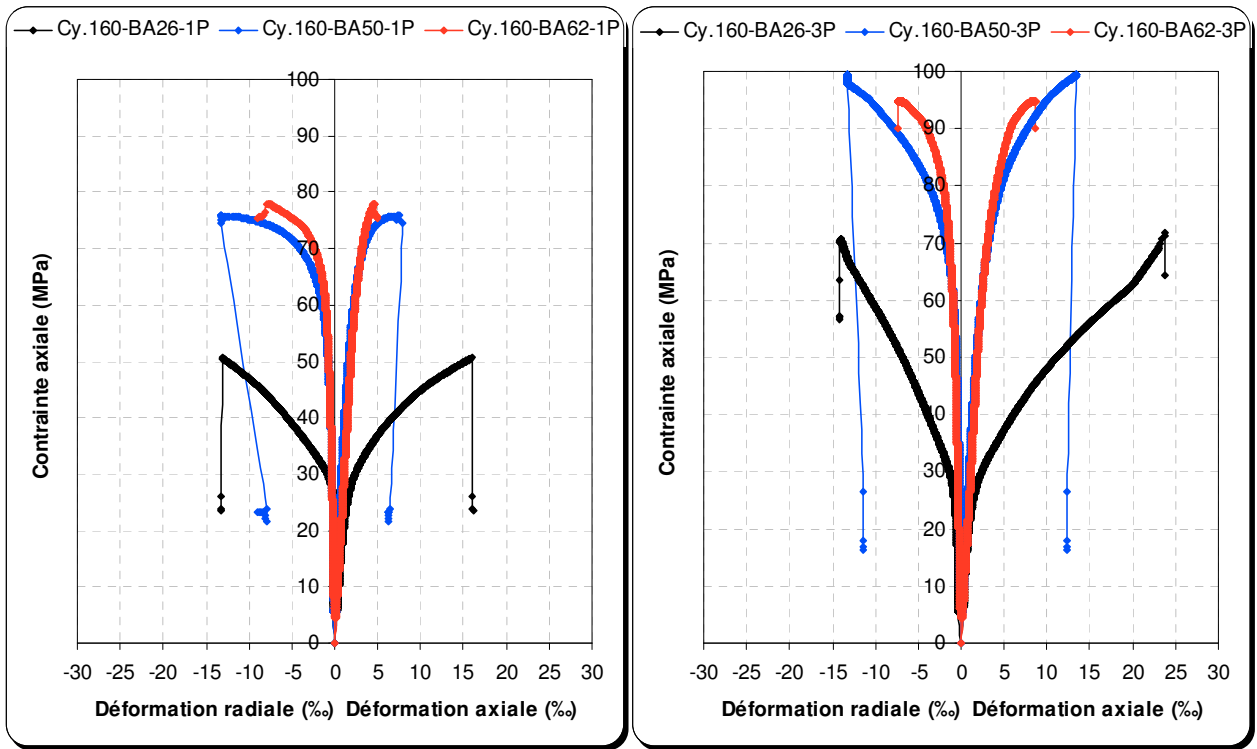
L'effet de la résistance du béton non confiné f'_{co} sur l'allure des courbes contrainte-déformation des spécimens confinés avec des matériaux composites «PRF» est plus remarquable pour les sections circulaires que les sections carrées.

La Figure II.4.12 montre les courbes contrainte-déformation des cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm), des colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm) et des colonnes ($\varnothing 197 \times 1000$ mm) des trois séries de béton de 26 MPa, de 50 MPa et de 62 MPa confinées avec 1 ou 3 couches de «PRFC». Ces courbes ont été superposées pour des spécimens identiques mais de résistance différente afin de montrer l'effet de la résistance du béton non confiné f'_{co} sur l'allure des diagrammes contrainte-déformation.

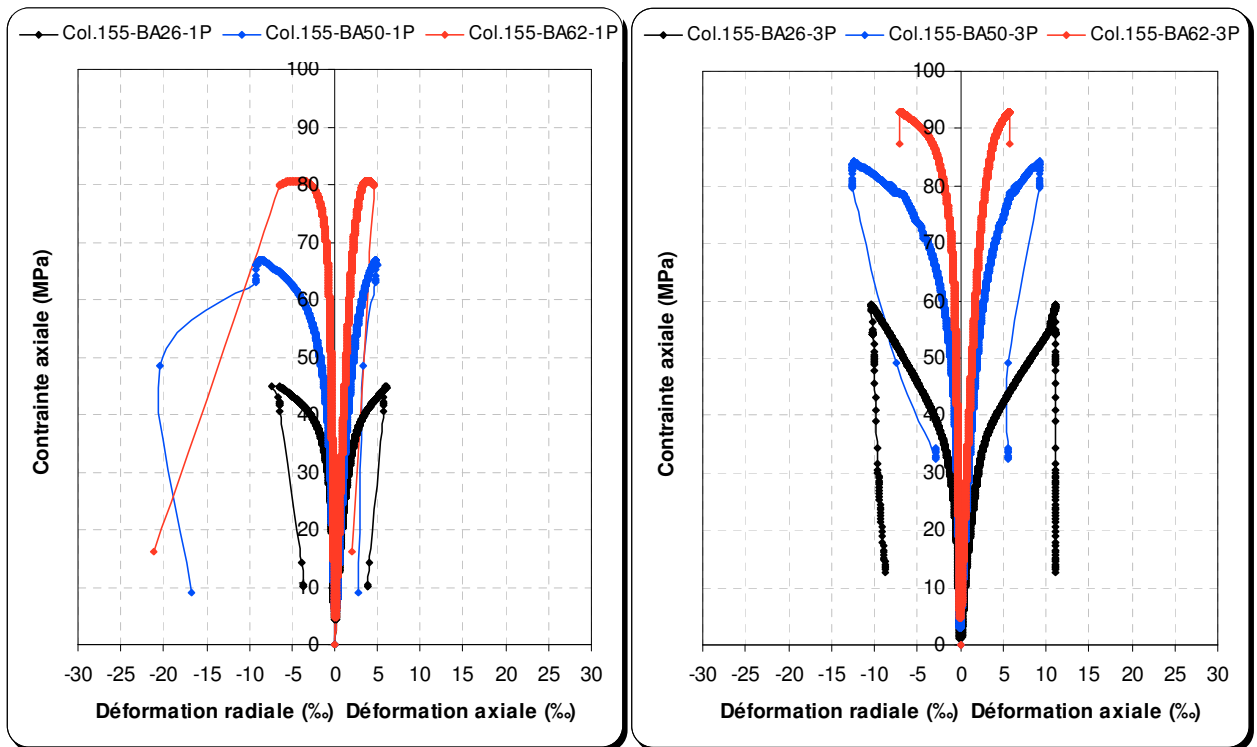
À cet effet, on constate que pour les spécimens en béton de faible résistance de la série 1 : 26 MPa (classé ordinaire dans certains codes), les courbes contrainte-déformation sont de type bilinéaire ascendant. Par contre, pour des spécimens similaires en béton de moyenne ou de haute résistance (série 2 : 50 MPa ou série 3 : 62 MPa), lorsque la résistance du béton non confiné f'_{co} augmente, la pente de la seconde branche (zone plastique) de la courbe bilinéaire se redresse graduellement à des plateaux, et éventuellement à une allure bilinéaire descendante avec une réduction substantielle de ductilité (Figure II.4.12).



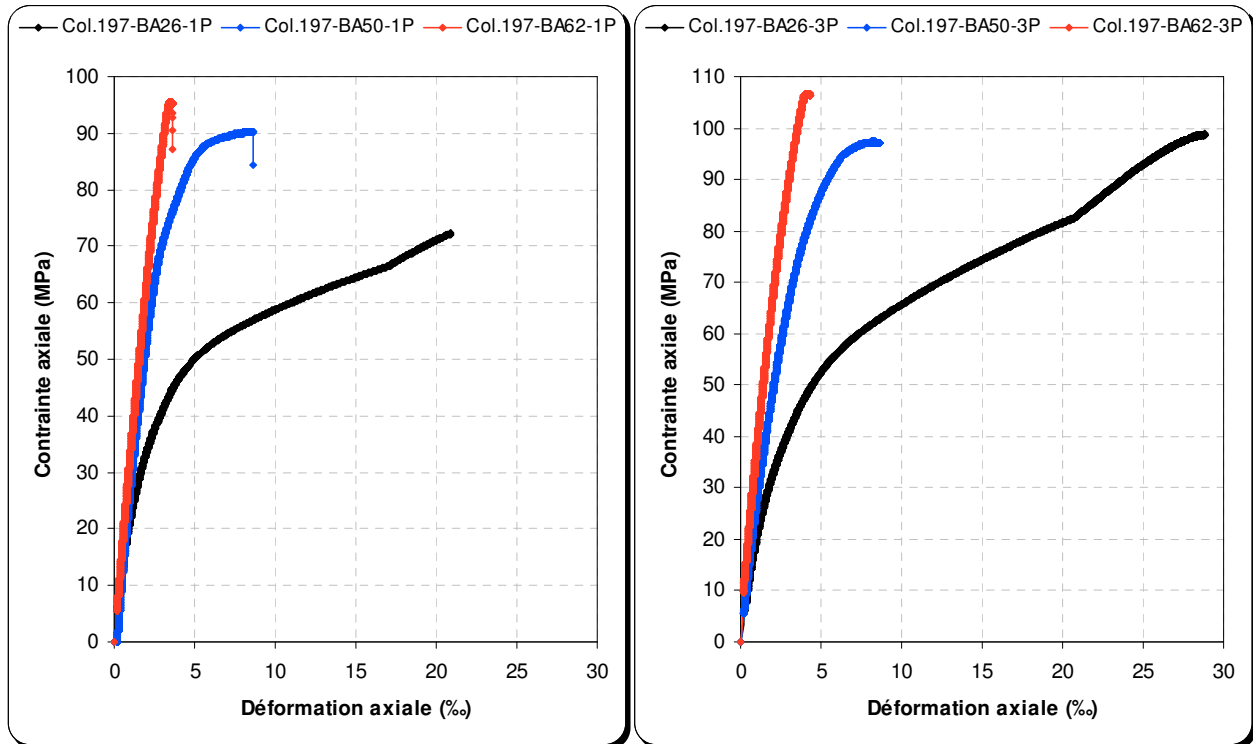
(a) Cylindres (160x320 mm) en béton confiné avec des «PRFC», série : 1 (26 MPa), 2 (50 MPa) et 3 (62 MPa)



(b) Cylindres (160x320 mm) en B.A confiné avec des «PRFC», série : 1 (26 MPa), 2 (50 MPa) et 3 (62 MPa)



(c) Colonnes (Ø155x1000 mm) en B.A confiné avec des «PRFC», série : 1 (26 MPa), 2 (50 MPa) et 3 (62 MPa)



(d) Colonnes ($\varnothing 197 \times 1000$ mm) en B.A confiné avec des «PRFC», série : 1 (26 MPa), 2 (50 MPa) et 3 (62 MPa)

Figure II.4. 12: Effet de la résistance du béton non confiné sur l'allure des courbes contrainte-déformation

II.4.5.2. Résistance et ductilité

L'effet de la résistance du béton non confiné f'_{co} (résistance initiale du béton avant le confinement externe par le composite «PRF») sur l'efficacité du confinement vis-à-vis des gains en résistance et en ductilité des spécimens confinés avec des matériaux composites «PRF» a été remarquable pour les deux type de sections étudiées (à savoir les sections circulaires et carrées). Les valeurs moyennes des gains de résistance à la compression et de la ductilité de l'ensemble des spécimens du programme principal sont exprimées en fonction de la résistance du béton non confiné (f'_{co}) sur les histogrammes de la Figure II.4.13.

Le confinement externe avec des composites «PRF» permet d'augmenter considérablement la charge ultime et les déformations des spécimens en béton ou en béton armé. A titre d'exemple, pour le béton de faible résistance (série 1 : 26 MPa), les cylindres en béton armé, ou entre parenthèse () en béton confinés avec 1 couche «PRFC» ont donné des gains de résistance à la compression et de déformation axiale respectivement de 68 % (52 %) et de 306 % (368 %). Cependant, pour les éprouvettes confinées avec 3 couches de «PRFC», les gains de résistance et de déformation axiale ont été plus importants avec respectivement 141 % (155 %) et 509 % (455 %) d'augmentation (Figure II.4.13a).

En contre partie, pour des cylindres identiques en béton à haute résistance (série 3 : 62 MPa), les gains de résistance et de déformation sont moins prononcés que précédemment. Dans cette série, les gains de résistance à la compression et de déformation axiale ont été respectivement de 20 % (1 %) et de 39% (15 %) pour un confinement d'une seule couche «PRFC». Alors que, pour les éprouvettes confinées avec 3 couches de «PRFC», les gains de résistance et de déformation axiale ont été respectivement de 50 % (50 %) et de 129 % (271 %).

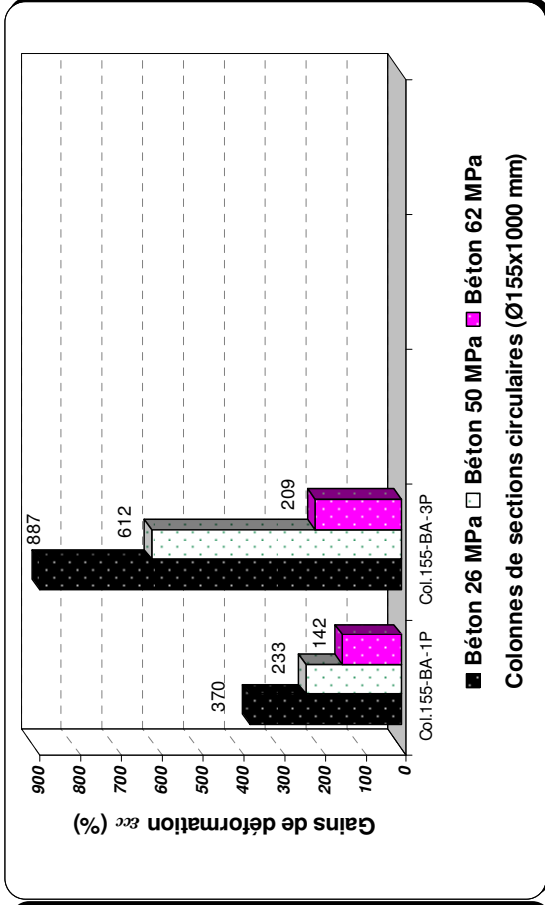
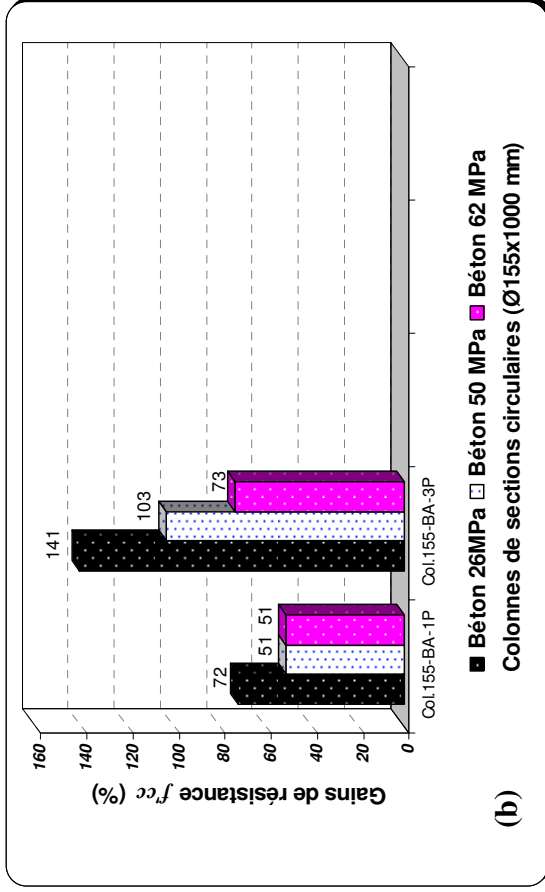
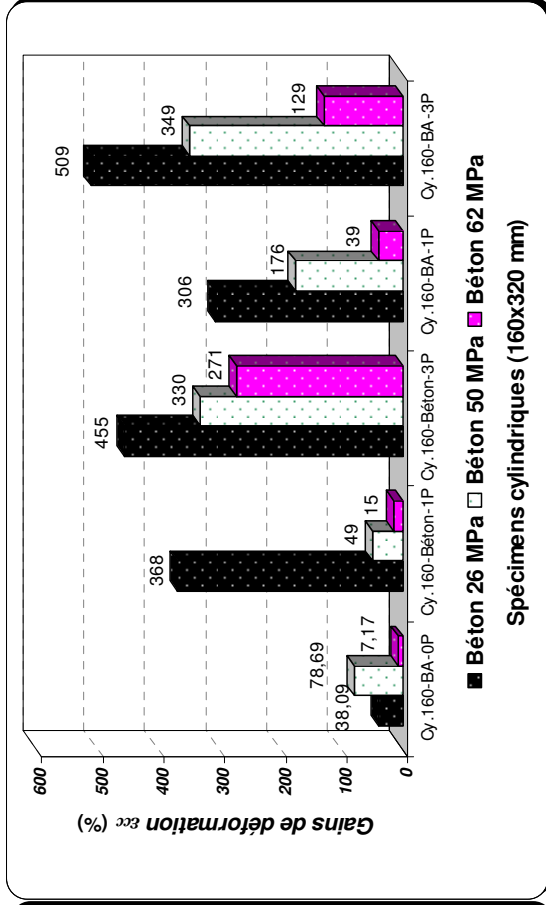
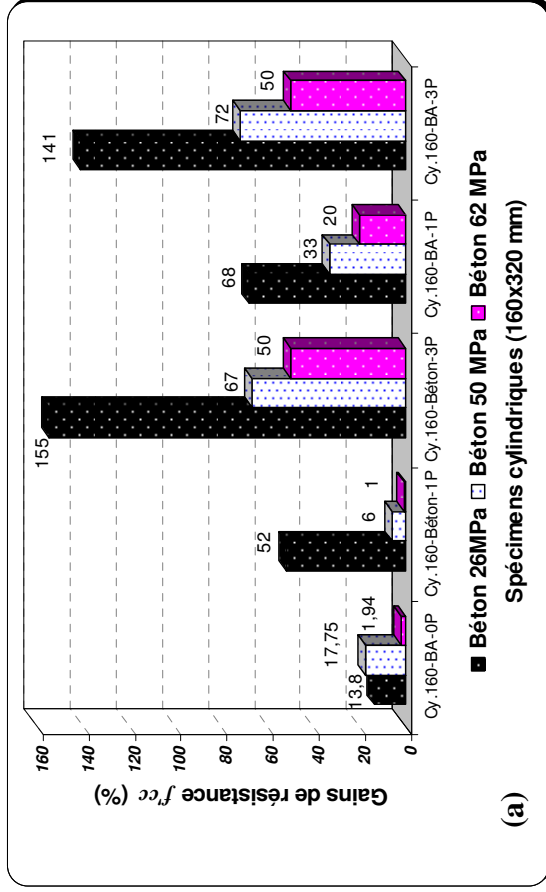


Figure II.4.13 : Effet de la résistance du béton non confiné (f'_{cc}) sur l'efficacité du confinement avec des composites «PRFC»

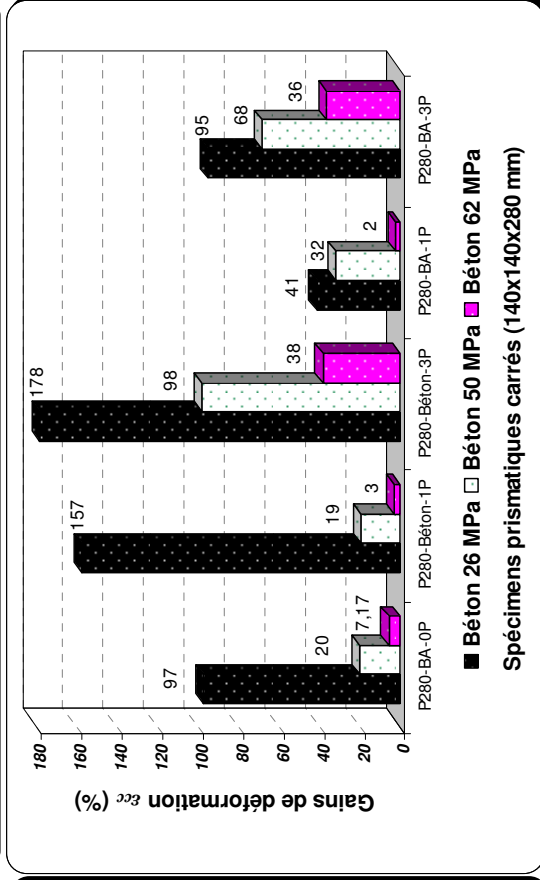
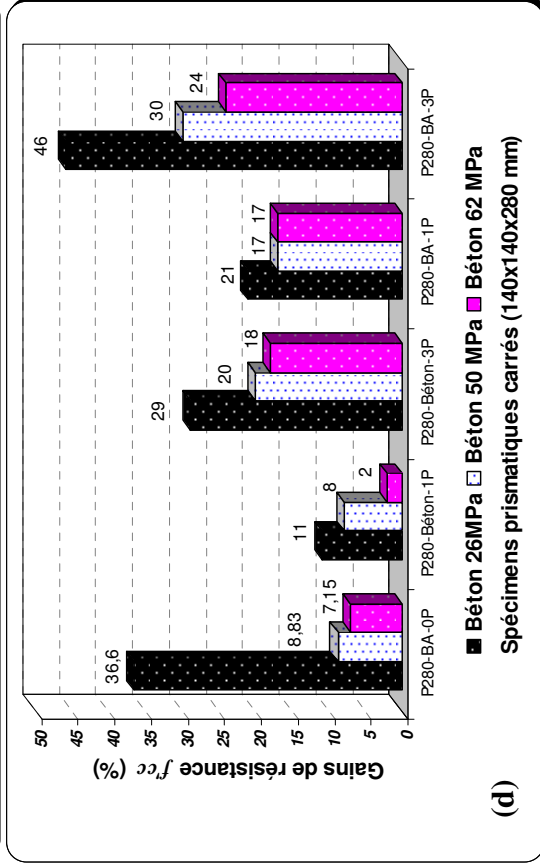
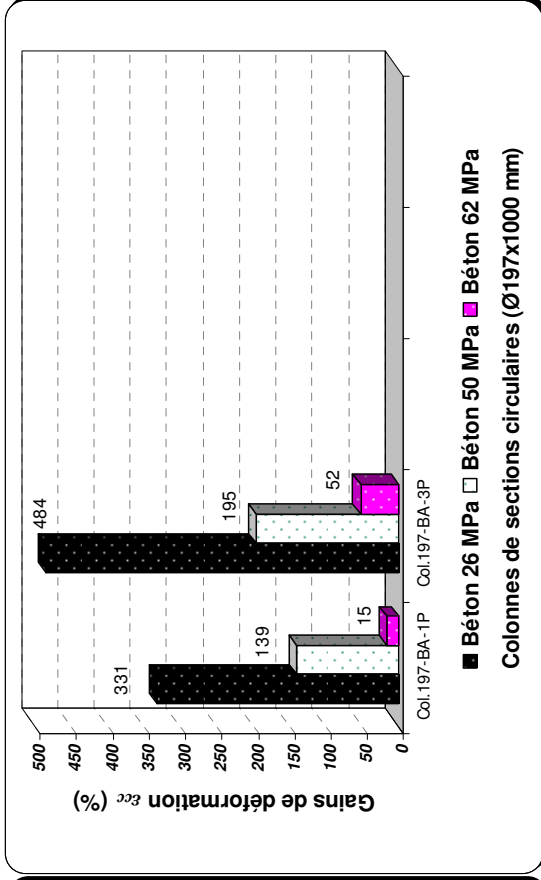
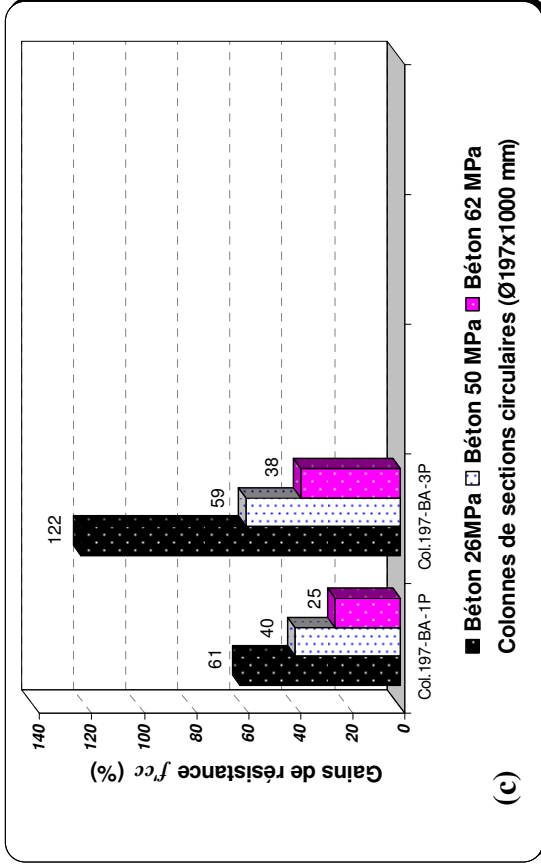


Figure II.4.13 : Effet de la résistance du béton non confiné (f'_{co}) sur l'efficacité du confinement avec des composites «PRFC»

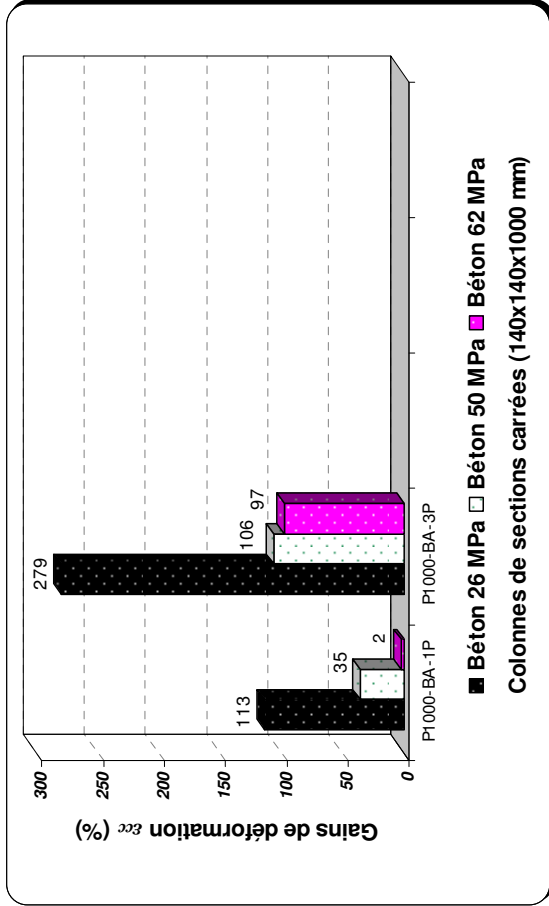
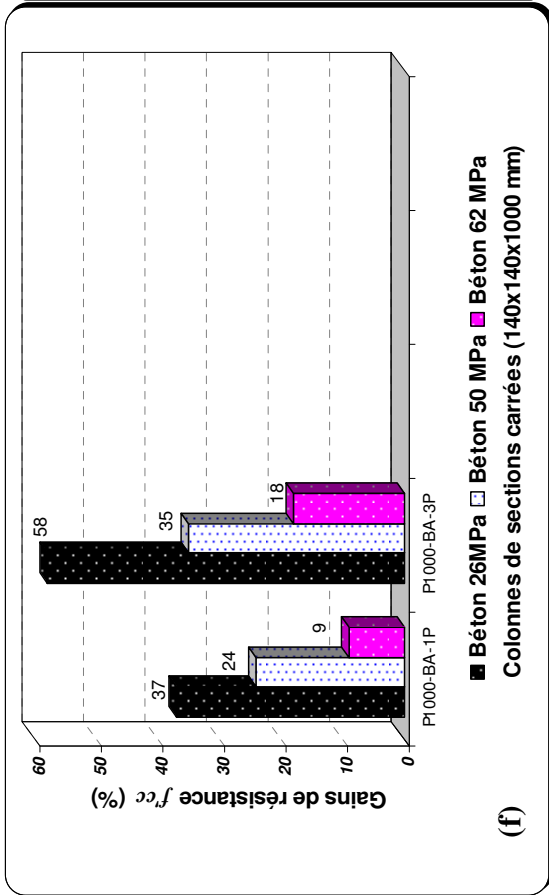
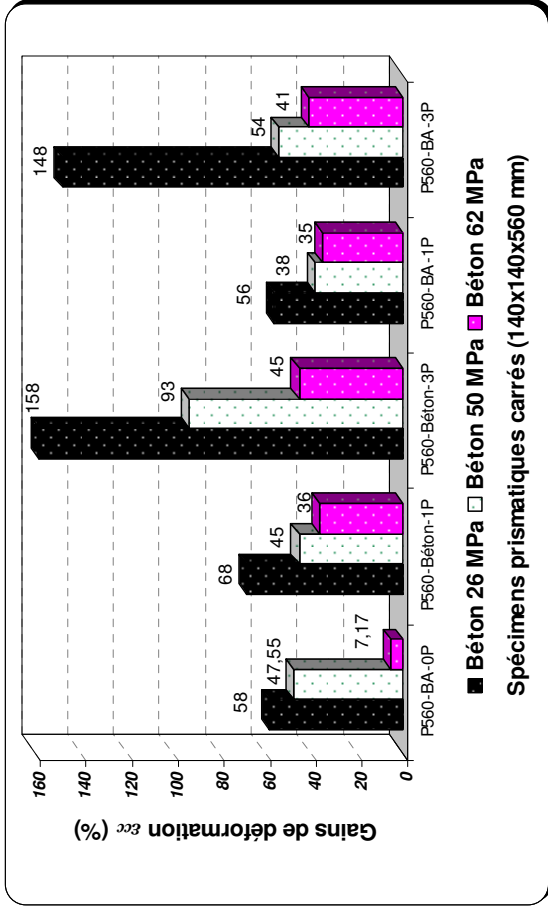
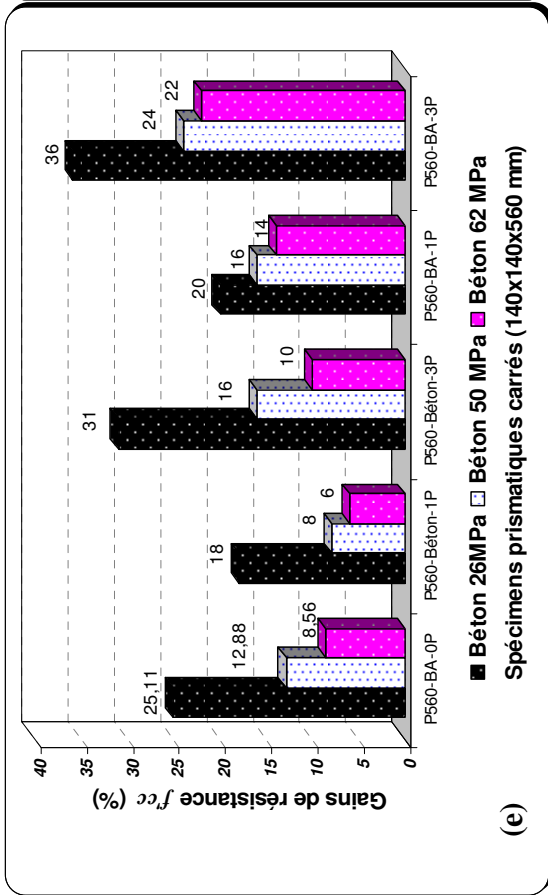


Figure II.4. 13 : Effet de la résistance du béton non confiné (f'_{co}) sur l'efficacité du confinement avec des composites «PRFC»

A la lumière des résultats présentés sur la Figure II.4.13, il s'est avéré que plus la résistance du béton non confiné (f'_{co}) était élevée, moins le gain procuré par le confinement était important.

Cette tendance, peut être attribuée au fait que lorsque la résistance du béton non confiné augmente, la rigidité du béton augmente en conséquence dans les deux directions axiales et radiales, telles qu'illustrées sur la Figure II.4.12. L'augmentation de la rigidité radiale du béton non confiné peut changer le mode de rupture, d'une rupture dans le composite «PRF» à une rupture par écrasement du béton (comportement fragile du béton de haute résistance). A cet effet, la contribution de renforcement de l'enveloppe composite est maximale si la rupture est due à une rupture dans le composite «PRF» et elle est limitée si la rupture est liée à un écrasement du béton. Dans ce cas, la rupture est anticipée suite à l'écrasement fragile du béton et l'enveloppe composite n'aura pas assez de temps pour développer la pleine résistance des fibres.

Pour cette raison, dans la série des spécimens en béton de faible résistance ($f'_{co} = 26$ MPa) la rupture a été probablement gouvernée par une rupture du composite «PRF» et par conséquent, le confinement «PRF» a développé la totalité de sa contribution de renforcement. Par contre, la contribution du confinement «PRF» pour les spécimens en béton à haute résistance ($f'_{co} = 62$ MPa) a été réduite suite à l'écrasement fragile du béton avant que l'enveloppe composite n'atteint sa déformation ultime.

Concernant le confinement procuré par les armatures transversales, les histogrammes des Figures II.4.13a, II.4.13d et II.4.13e montrent que, pour les trois série de béton (26 MPa, 50 MPa et 62 MPa) et pour les spécimens ($\text{Ø}160 \times 320$ mm, $140 \times 140 \times 280$ mm et $140 \times 140 \times 560$ mm), le confinement avec 3 couches de «PRFC» des spécimens en béton est plus efficace que celui obtenu par la section minimale d'armatures suggérées par l'Eurocode 2 pour des spécimens similaires en béton armé non confinés avec des matériaux composites «PRFC».

II.4.6. Effet de la géométrie de la section confinée

II.4.6.1. Type de section transversale (circulaire ou carrée)

Les Figures II.4.14 à II.4.16 montrent l'effet de la section transversale des spécimens en béton et en béton armé sur l'efficacité du confinement avec une enveloppe composite «PRFC». Sur ces figures, nous avons superposé les courbes contraintes-déformation des spécimens de sections circulaires (cylindres $\text{Ø}160 \times 320$ mm) avec celles des spécimens de sections prismatiques carrées ($140 \times 140 \times 280$ mm).

▪ Spécimens non confinés

Dans le cas du béton non confiné avec une enveloppe composite, les spécimens prismatiques carrés présentent des résistances à la compression presque similaire (même supérieure dans certains cas) à celles des éprouvettes cylindriques. Le rapport de la résistance moyenne des éprouvettes cylindriques par rapport aux spécimens prismatiques carrés a été de l'ordre de 1,04, de 1,01 et de 1,03 respectivement pour les spécimens en béton de la série 1, 2 et 3. Alors, que pour les spécimens en béton armé de la série 1, 2 et 3, il a été respectivement de l'ordre de 0,87, de 1,1 et de 0,98.

▪ Spécimens confinés avec des matériaux composites de type «PRFC»

Les résultats montrent que pour le même niveau de confinement, le même élancement géométrique (L/D) et le même rapport de section transversale ($S_{\text{cylindre}}/S_{\text{prisme}} \approx 1$), les gains de résistance à la compression et des déformations (axiale et radiale) des spécimens confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» sont plus importants pour les spécimens de sections circulaires (cylindres $\text{Ø}160 \times 320$ mm) par rapport à ceux des spécimens de sections carrées ($140 \times 140 \times 280$ mm), voir les Tableaux II.3.3 et II.3.4 dont les valeurs moyennes sont regroupées dans la Tableau II.4.3.

Tableau II.4. 1: Valeurs moyennes des rapports de résistance et de déformation axiale

Série de béton		Cylindre Ø160x320 mm			Prismes 140x140x280 mm		
		f'_{cc}/f'_{co}	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	$\epsilon_{rr}/\epsilon_{ro}$	f'_{cc}/f'_{co}	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	$\epsilon_{rr}/\epsilon_{ro}$
1 (26 MPa)	1 couche	1,63	4,27	4,23	1,18	1,79	1,94
	3 couches	2,46	5,91	4,26	1,40	2,23	2,23
2 (50 MPa)	1 couche	1,24	2,34	2,46	1,14	1,28	1,39
	3 couches	1,70	4,43	5,03	1,27	1,78	1,81
3 (62 MPa)	1 couche	1,14	1,31	1,04	1,12	1,02	1,01
	3 couches	1,50	2,76	2,55	1,22	1,37	1,49

Le Tableau II.4.3 montre que l'augmentation de la résistance à la compression des éprouvettes cylindriques confinées avec 1 couche ou entre parenthèse () 3 couches de «PRFC» pour les trois séries de béton ayant des classes de résistances de 26 MPa, de 50 MPa et de 62 MPa, a été de l'ordre respectivement de : 63%, 24% et 14% (146%, 70% et 50%). Tandis que pour les spécimens prismatiques carrés, cette augmentation de résistance a été respectivement de l'ordre de : 18%, 14% et 12% (40%, 27% et 22%). Cependant, l'augmentation de la déformation axiale des éprouvettes cylindriques confinées avec 1 couche, ou entre parenthèse () 3 couches de «PRFC» pour les trois séries de béton de classes de résistance de 26, de 50 et de 62 MPa, a été respectivement de l'ordre de : 327%, 134% et 31% (491%, 343% et 176%). Tandis que pour les spécimens prismatiques carrés, cette augmentation de déformation axiale a été respectivement seulement de 79%, 28% et 2% (123%, 78% et 37%).

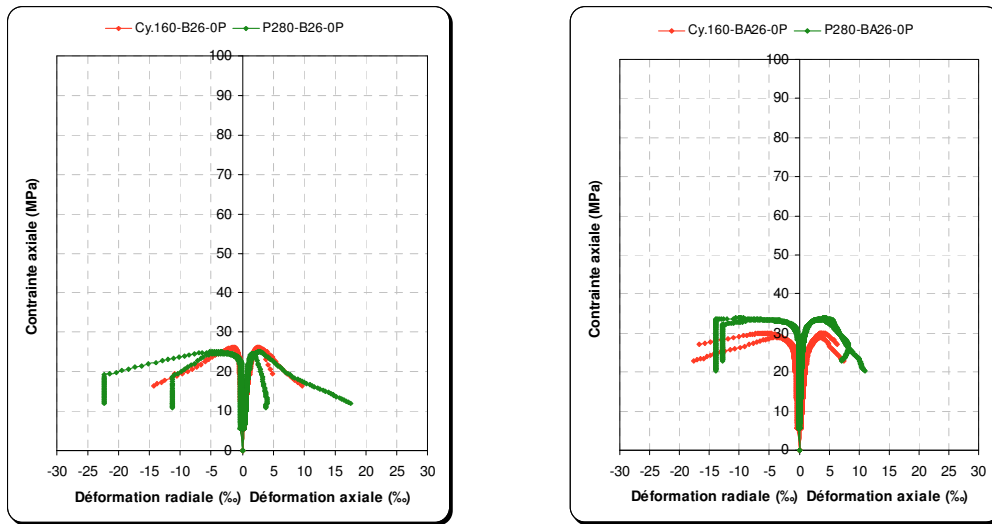
Par ailleurs, la déformation radiale des éprouvettes cylindriques confinées avec 1 couche, ou entre parenthèse () 3 couches de «PRFC» pour les trois séries de béton (26 MPa, 50 MPa et 62 MPa), a été respectivement de l'ordre de : 323%, 146% et 4% (326%, 403% et 155%). Tandis que pour les spécimens prismatiques carrés, l'augmentation a été respectivement de 94%, de 39% et de 1% (123%, 81% et 49%).

Les Figures II.4.14 à II.4.16 montrent que l'égalité (ou même la supériorité dans certains cas) observée pour les spécimens prismatiques carrés comparés aux éprouvettes cylindriques avant le confinement est inversée au profit des éprouvettes cylindriques après confinement avec des «PRFC». Cette différence observée après confinement est certainement due à l'influence de la forme géométrique de la section transversale du fait que les autres paramètres sont les même dans chaque comparaison.

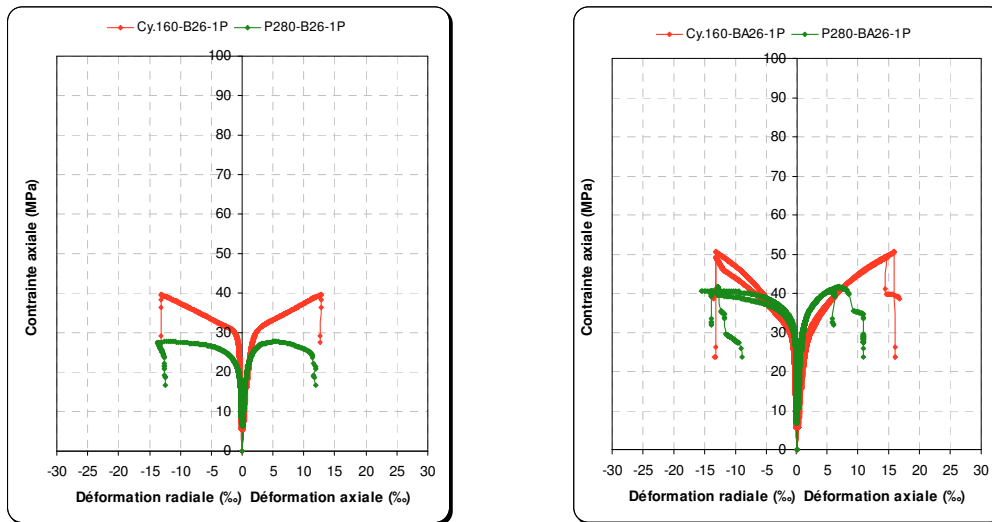
Dans le cas des éprouvettes cylindriques (élément axisymétrique), la répartition de la contrainte de compression axiale et de la pression de confinement (f_i) exercée par l'enveloppe composite (réaction passive de l'enveloppe composite à l'expansion du béton) est uniforme. Cependant, la section du béton est entièrement confinée.

Par contre, dans le cas des spécimens prismatiques carrés, le béton n'est pas uniformément confiné avec l'enveloppe composite. Le résultat de cette non-uniformité de confinement, peut être expliqué par une variation de la résistance à la compression du béton dans le plan de la section et par la suite sur le volume du spécimen. Ceci est dû à la concentration des contraintes au niveau des coins de la section carrée et par conséquent à la faible pression de confinement sur les faces du spécimen, ce qui réduit la région du noyau effectivement confiné.

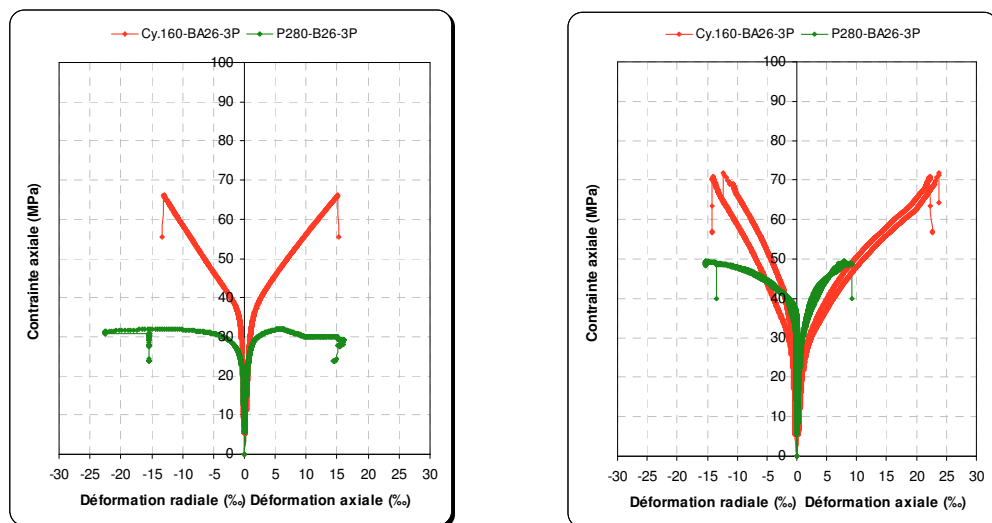
D'autre part, les valeurs moyennes des déformations radiales (ε_r) enregistrées au moment de la rupture des spécimens pour les trois séries de béton testé sont de l'ordre de 9,52 ‰ pour les spécimens prismatiques carrés (140x140x280 mm) et d'environ 10,27 ‰ pour les éprouvettes cylindriques (Ø160x320 mm), voir Tableau II.4.1. Respectivement, ces déformations moyennes représentent un rapport de déformation ($\varepsilon_r/\varepsilon_{fu}$) de l'ordre de 68,1 % et 73,3 % de la déformation ultime du composite «PRFC» ε_{fu} (14 ‰). Ce qui montre que la capacité de déformation du confinement est plus mobilisée dans les spécimens de section circulaire que dans le cas des spécimens de section carrée. Cette différence entre les deux types de sections est probablement due (en plus des causes mentionnées au début du chapitre) à la concentration des contraintes au niveau des coins des spécimens prismatiques carrés, ce qui conduit d'avantage à une rupture anticipée.



(a) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A non confiné avec des matériaux composites.

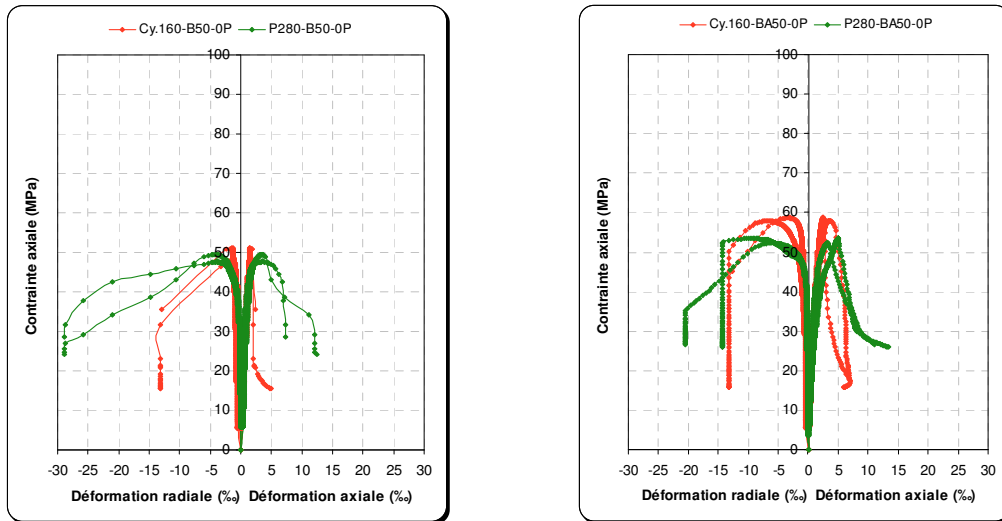


(b) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A confiné avec 1 couche «PRFC».

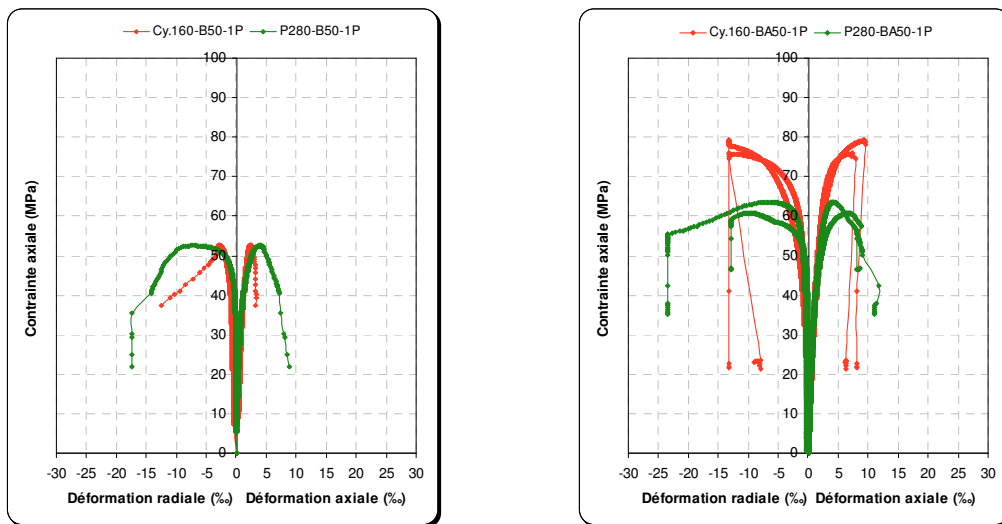


(c) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A confiné avec 3 couches «PRFC».

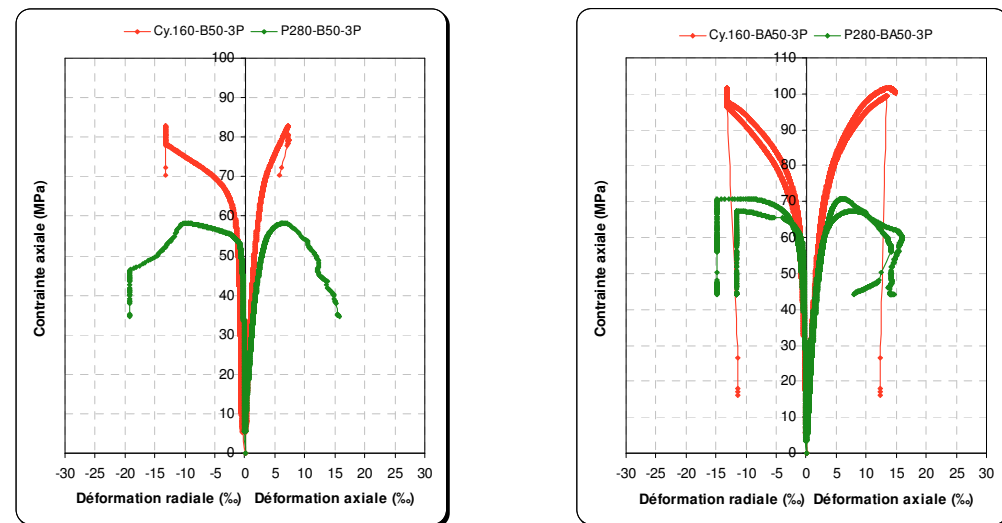
Figure II.4. 14: Effet de la section transversale sur l'efficacité du confinement (série 1- 26 MPa)



(a) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A non confiné avec des matériaux composites.

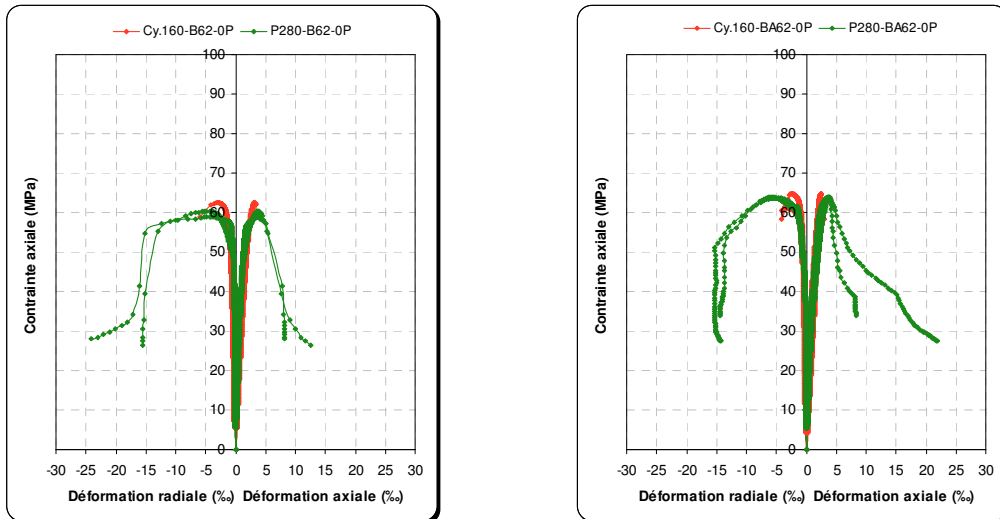


(b) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A confiné avec 1 couche «PRFC».

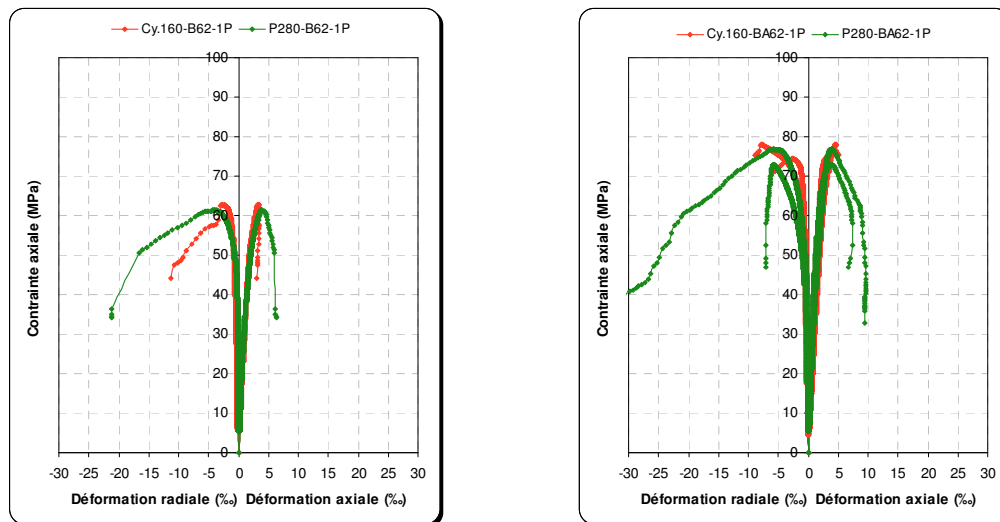


(c) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A confiné avec 3 couches «PRFC».

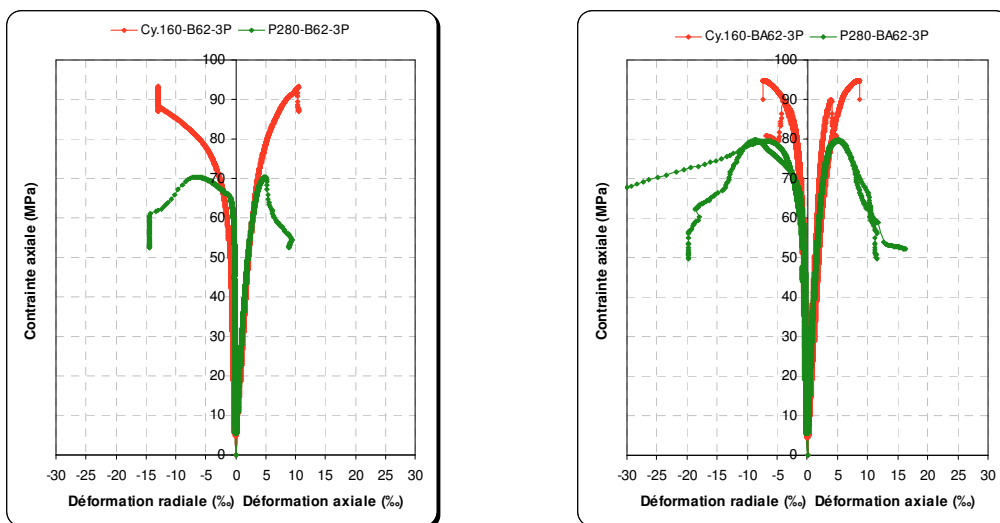
Figure II.4. 15: Effet de la section transversale sur l'efficacité du confinement (série 2- 50 MPa)



(a) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A non confiné avec des matériaux composites.



(b) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A confiné avec 1 couche «PRFC».



(c) Éprouvettes cylindriques et prismatiques carrés en béton et en B.A confiné avec 3 couches de «PRFC».

Figure II.4. 16: Effet de la section transversale sur l'efficacité du confinement (série 3- 62 MPa)

II.4.6.2. Variation du rayon des coins des sections carrées

Les Figure II.4.17 (a) et II.4.17 (b) montrent les courbes contrainte-déformation moyennes de trois séries de spécimens confinés respectivement avec 1 et 2 couches de «PRFV», de section prismatique carrée (100x100x300 mm), superposées avec celle du spécimen de référence (sans confinement). Le rayon des coins de chacune de ces séries est différent. On constate qu'en augmentant le rayon, l'efficacité du confinement est améliorée en conséquence.

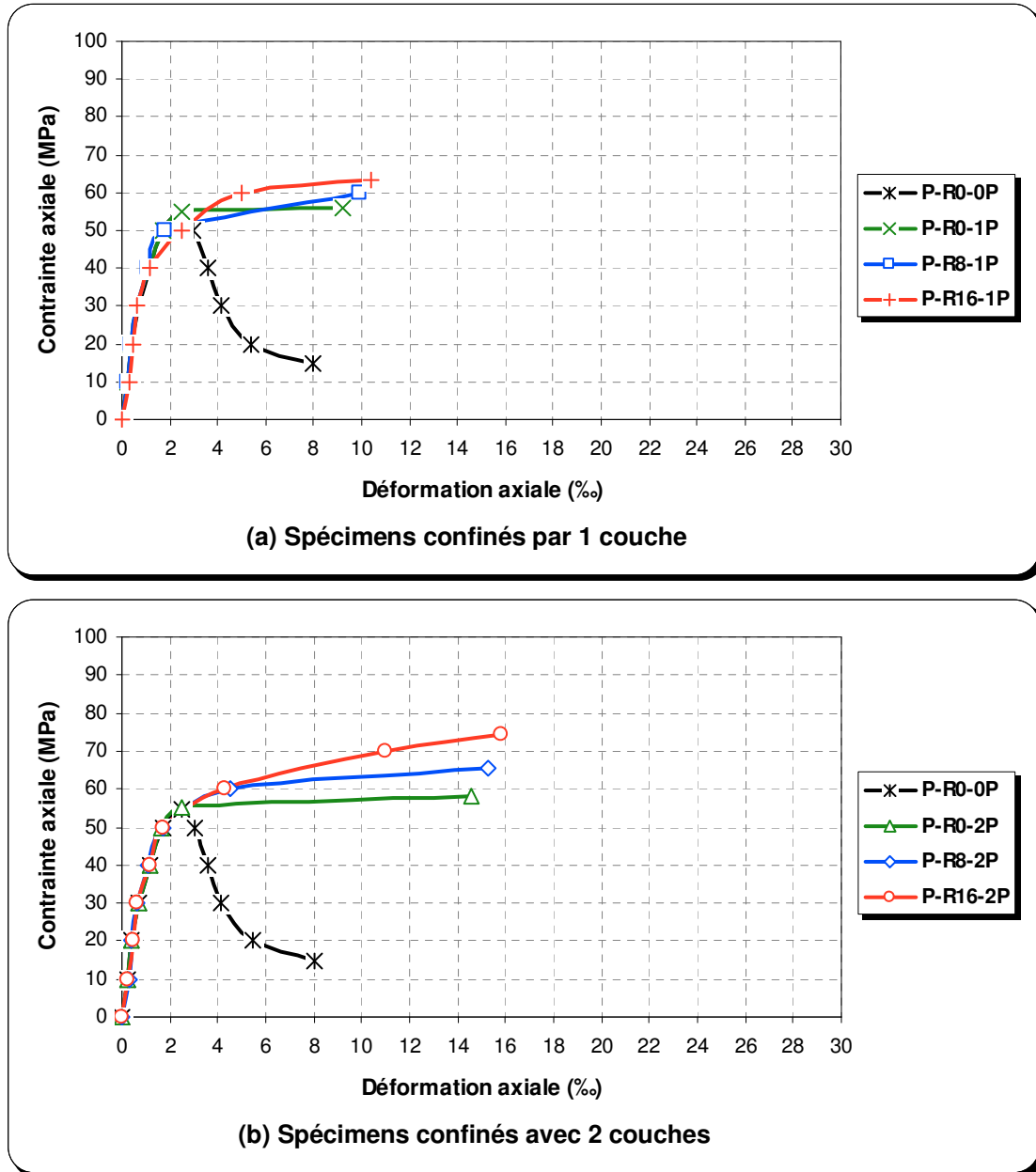


Figure II.4. 17: Variation du rayon des coins des spécimens prismatiques carrés en béton confiné avec des composites «PRFV».

De plus, ces courbes illustrent deux comportements possibles dans la zone poste pic : à l'exception du spécimen de référence R = 0 mm (sans confinement) dont le comportement est de type bilinéaire descendant (adoucissant); pour R = 0 mm confiné avec 1 ou 2 couches de «PRFV», il y a une allure semblable à un comportement plastique parfait (un plateau après le pic) qui peut probablement représenter la limite entre un confinement insuffisant et un confinement efficace. Tandis que pour R = 8 mm et 16 mm, le comportement est raidissant et les courbes contrainte-déformation deviennent de type bilinéaire ascendant. Selon les Figures II.4.17 (a) et II.4.17 (b), il est clair que le

comportement post-pic enregistré sur les courbes contrainte-déformation est directement influencé par le rayon des coins du fait que la rigidité de l'enveloppe composite est la même. La pente post-pic de ces courbes augmente avec l'augmentation du rayon des coins. En d'autres termes, la rigidité post-pic est plus grande pour les spécimens ayant des rayons de coins plus larges.

Les Tableaux II.4.4 et II.4.5 présentent les valeurs moyennes de la résistance en compression, de la déformation axiale des 3 séries de spécimens prismatiques carrés confinés avec des «PRFV» (R= 0 mm, R= 8mm et R= 16 mm) et les rapports de résistance et de déformation (f'_{cc}/f'_{co}) et ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$). Dans ces tableaux, f'_{co} et f'_{cc} représentent respectivement : la valeur moyenne de la résistance en compression axiale du béton non confiné et de la contrainte axiale maximale atteinte lors du chargement du béton confiné. De ces tableaux, on constate que les gains en résistance, ou entre parenthèse () en déformation axiale des spécimens confinés avec 1 couche de «PRFV» avec R = 8 mm et R = 16 mm comparés au spécimen de référence (P300-B57-R0-1P) sont respectivement de 6,47% (7,60%) et de 13,19% (13,04%). Cependant, pour les spécimens confinés avec 2 couches de «PRFV», les gains en résistance et en déformation axiale pour R = 8 mm et R = 16 mm sont de l'ordre respectivement de 12,88% (4,79%) et de 28% (8,21%).

Ces résultats montrent que la résistance et la ductilité sont augmentées quand le rayon de courbure de coins est plus grand. Comme on l'a expliqué précédemment, l'augmentation du rayon de courbure des coins augmente la surface de la région du noyau de béton effectivement confiné et diminue la concentration des contraintes au niveau des coins. Ce qui explique les gains de résistance et de déformation enregistrés. Cependant, en augmentant les rayons des coins des éléments en béton armé, il ne faut pas perdre de vue l'aspect pratique afin de respecter un enrobage raisonnable des armatures de ces éléments. Un rayon de 16 mm semble efficace et pratique.

Tableau II.4. 2: Moyennes des résistances en compression et les rapports f'_{cc}/f'_{co} correspondants

		Non confiné	1 couche «PRFV»		2 couches «PRFV»	
Codes	2R/b	f'_{co} (MPa)	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}
P300-B57-R0	0	54,80	-	1,00	-	1,00
P300-B57-R0	0	54,80	56,10	1,02	58,20	1,06
P300-B57-R8	0,16	-	59,73	1,09	65,70	1,20
P300-B57-R16	0,32	-	63,56	1,16	74,50	1,36

Tableau II.4. 3: Moyennes des Déformations axiales et les rapports $\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$ correspondants

		Non confiné	1 couche «PRFV»		2 couches «PRFV»	
Codes	2R/b	ε_{co} (‰)	ε_{cc} (‰)	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$	ε_{cc} (‰)	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$
P300-B57-R0	0	2,50	-	1,00	-	1,00
P300-B57-R0	0	2,50	9,20	3,68	14,60	5,84
P300-B57-R8	0,16	-	9,90	3,96	15,30	6,12
P300-B57-R16	0,32	-	10,40	4,16	15,80	6,32

La Figure II.4.18 montre les gains en résistance à la compression exprimés par le rapport de résistance f'_{cc}/f'_{co} en fonction du rapport 2R/b (rapport du rayon des coins sur le côté du spécimen carré). On remarque que les gains de résistance ou de déformation du béton confiné avec des «PRFV» sont proportionnels au rayon des coins. D'autre part, une tendance linéaire peut être observée entre le rapport de résistance et le rapport 2R/b.

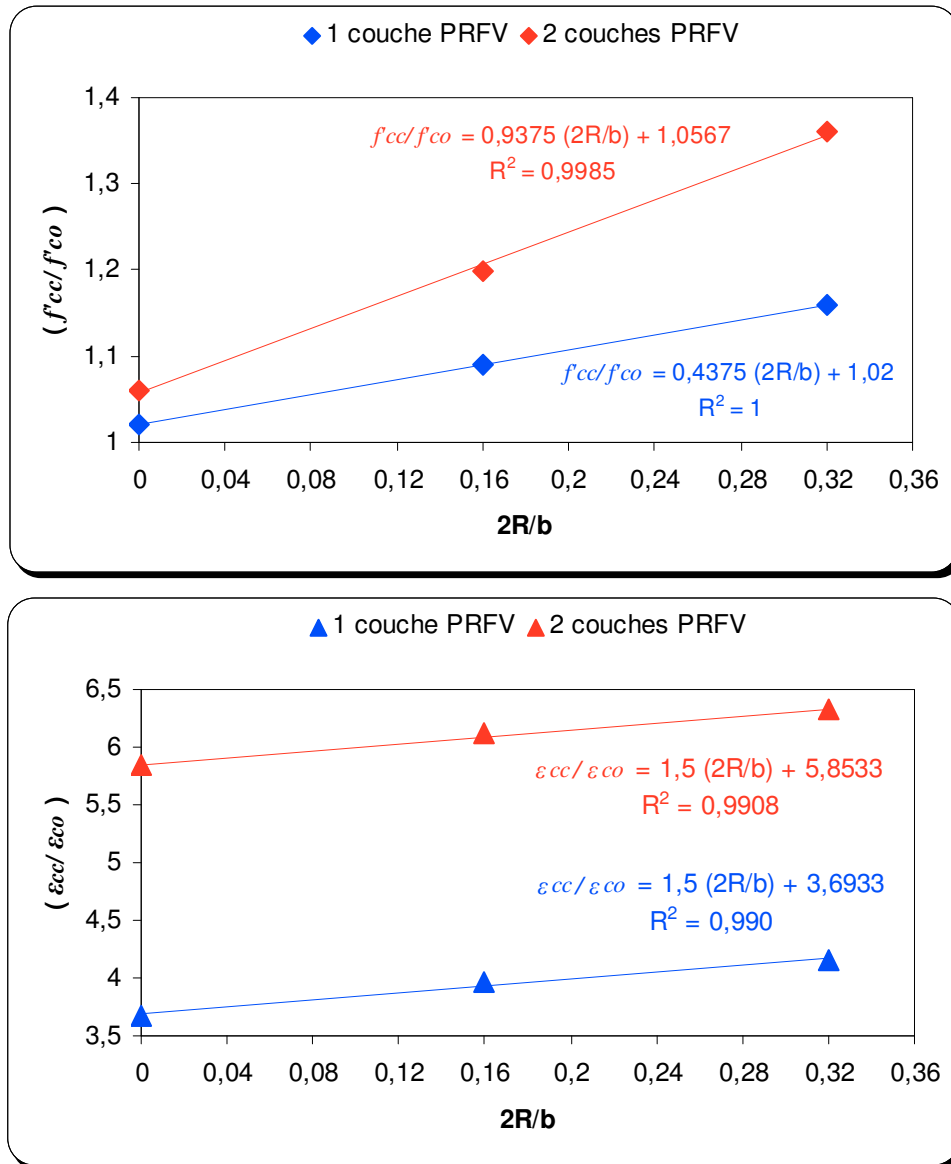


Figure II.4. 18: Effet du rayon des coins sur l’efficacité du confinement externe avec des composites PRFV

II.4.7. Effet du diamètre sur l’efficacité du confinement

Dans ce qui suit, nous comparons les résultats obtenus pour les colonnes en béton armé de section circulaire Ø197x1000 mm par rapport aux colonnes Ø155x1000 mm pour les trois séries de béton testés dans le programme principale de la présente étude (série 1: 26 MPa ; série 2 : 50 MPa et série 3: 62 MPa).

II.4.7.1. Colonnes non confinées

Les colonnes de 197 mm de diamètre ont enregistrées une résistance en compression axiale supérieure à celle des colonnes de 155 mm de diamètre et ce pour les trois série de béton (26 MPa, 50 MPa et 62 MPa). Le tableau II.4.6 montre que les colonnes non confinées de diamètre 197 mm offrent plus de confinement (rigidité latérale procurée par le béton) que celui des colonnes de 155 mm. Cette efficacité du confinement des colonnes Ø197x1000 mm par rapport à celle de Ø155x1000 mm diminue avec la résistance en compression du béton. Elle a été de l’ordre de 69,94 % pour le béton de la série 1 (26 MPa) et seulement de 43,99 % pour le béton de la série 3 (62 MPa).

Tableau II.4. 4: Résistances moyenne en compression des colonnes en B.A non confiné

Série de béton	Colonnes		$(f'_{c197} - f'_{c155}) / f'_{c155}$ (%)
	Ø 155 x1000 mm	Ø 197 x1000 mm	
1 (26 MPa)	25,59	43,49	69,94
2 (50 MPa)	44,99	62,68	39,31
3 (62 MPa)	53,14	76,52	43,99

II.4.7.2. Colonnes confinées avec des matériaux composites «PRFC»

Les gains de résistance en compression et de déformation axiale en fonction du diamètre des colonnes sont présentés sur la Figure II.4.19 pour deux niveaux différents de confinement (1 et 3 couches de PRFC). Contrairement aux colonnes non confinées, les colonnes de 155 mm de diamètre confinées avec 1 ou 3 couches de «PRFC» ont atteint des gains de résistance en compression et de déformation axiale supérieurs à ceux enregistrés pour les colonnes de 197 mm de diamètre, et ce pour les trois série de béton, tels qu'illustrés sur la Figure II.4.19. Cependant, le confinement avec des matériaux composites «PRFC» a inversé la tendance observée dans les colonnes similaires non confinées.

Il faut savoir que pour un niveau de confinement donné, l'augmentation des dimensions de la section transversale des spécimens engendrait une baisse du rapport volumétrique du «PRF» (ρ_{prf} : défini comme le rapport de la surface transversale du composite sur la surface du béton) et par conséquent une diminution de la résistance du béton confiné. Les Figures II.4.20 à II.4.27 montrent le rapport de résistance (f'_{cc}/f'_{co}) et le rapport de déformation ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$) en fonction du rapport volumétrique du «PRF» (ρ_{prf}) pour tous les spécimens testés dans le cadre de la présente étude. En générale, l'augmentation du ρ_{PRF} implique un confinement plus efficace.

Cependant, après un confinement avec des matériaux composites «PRFC», les colonnes de 155 mm de diamètre avait $\rho_{prf} = 0,0258$ et $0,0774$ respectivement pour 1 et 3 couches de «PRFC», supérieur à ceux de la colonne de 197 mm de diamètre qui avaient pour valeur $\rho_{prf} = 0,0203$ et $0,0609$ pour respectivement 1 et 3 couches de «PRFC», (Figure II.4.21 et II.4.22). Ce qui explique l'efficacité du confinement pour les colonnes (Ø155x1000 mm) après confinement avec des «PRFC» par rapport aux colonnes (Ø197x1000 mm) malgré leurs diamètres plus petits.

Les Figures II.4.20 à II.4.27 montrent que la variation du rapport de résistance (f'_{cc}/f'_{co}) et du rapport de déformation ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$) en fonction du rapport volumétrique du «PRF» (ρ_{prf}) correspond dans la majorité des cas à une fonction linéaire avec un coefficient de variation $R^2 > 0,90$. On remarque que 74 % des corrélations présentées sur ces figures ont données un coefficient de variation $R^2 > 0,90$; 19 % un $R^2 > 0,80$; 3 % un $R^2 > 0,73$ et 3 % un $R^2 > 0,66$.

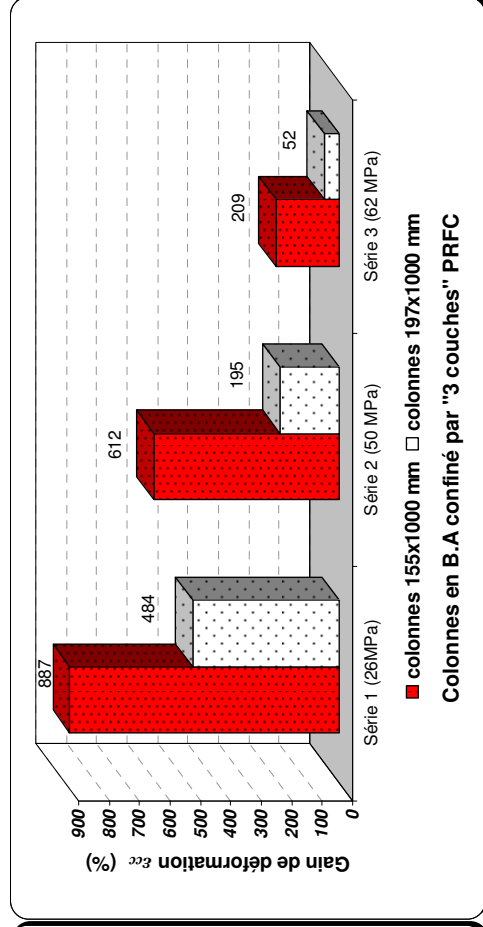
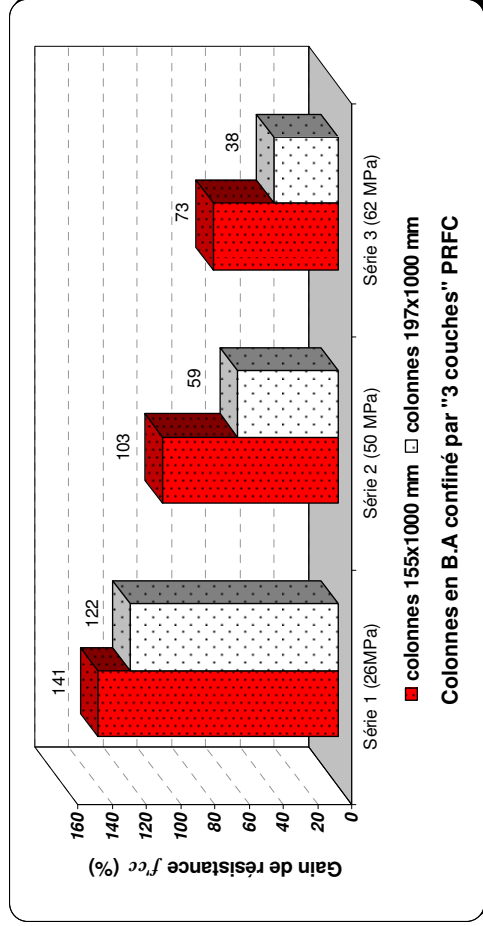
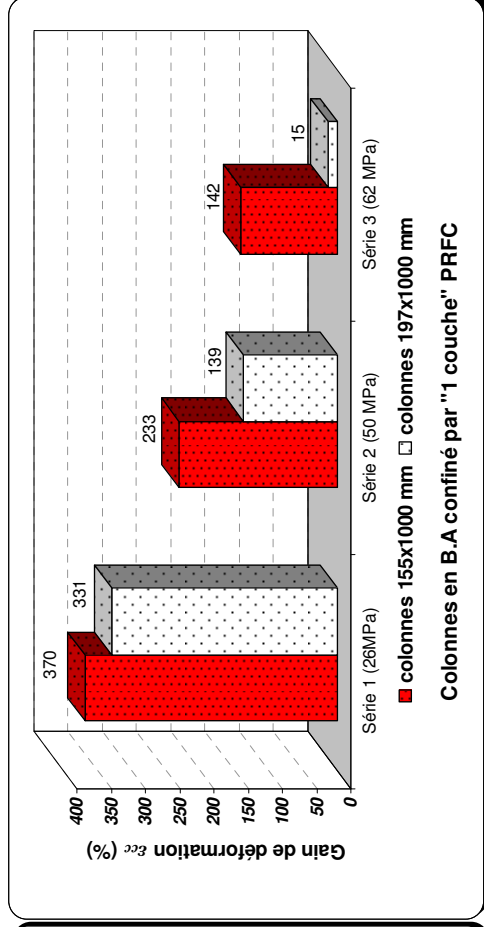
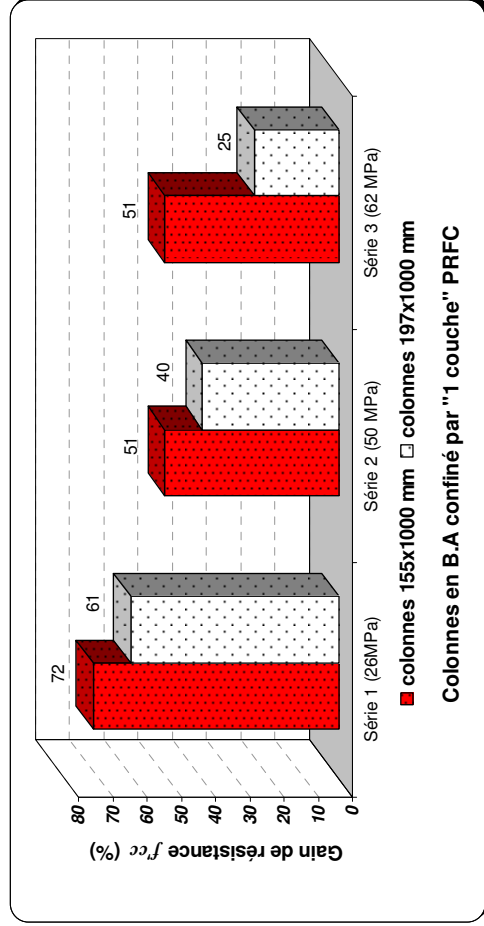


Figure II.4. 19: Effet du diamètre de la colonne sur l'efficacité du confinement externe par composites PRFC

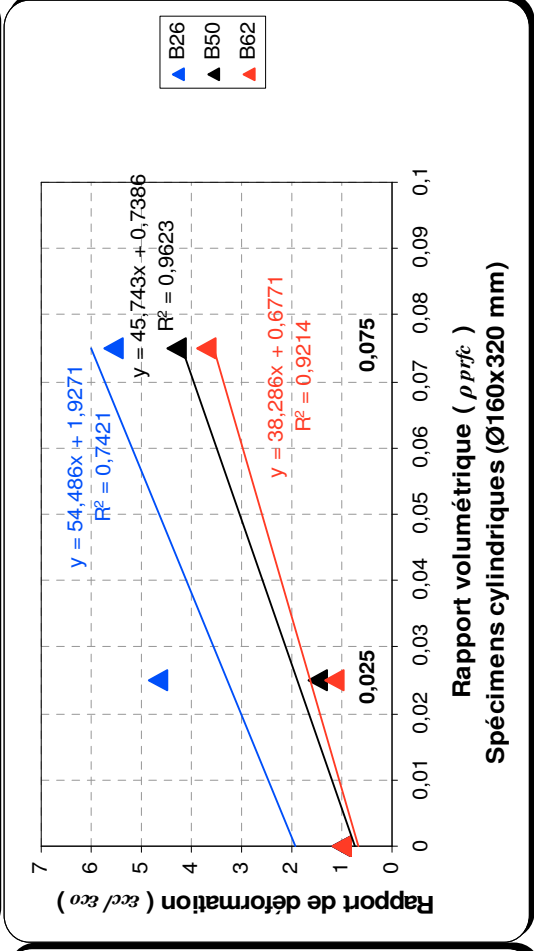
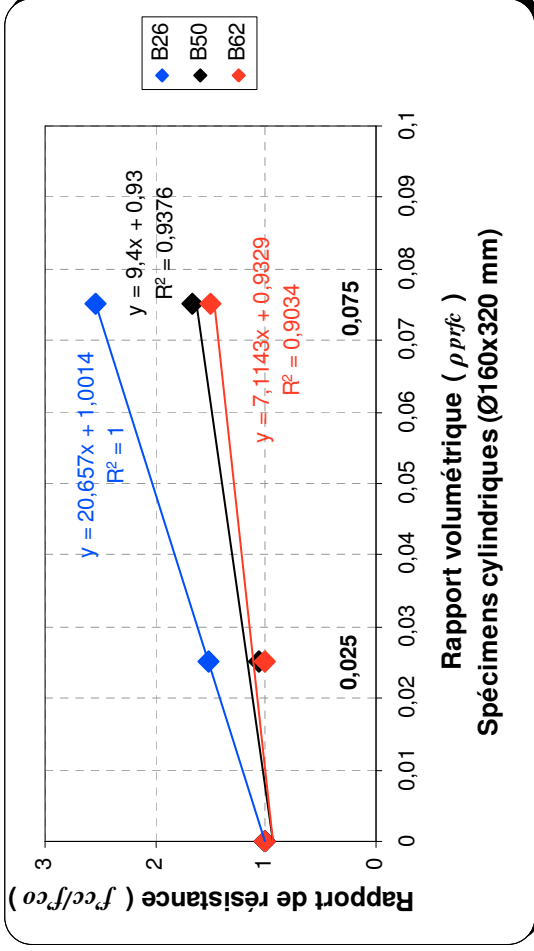
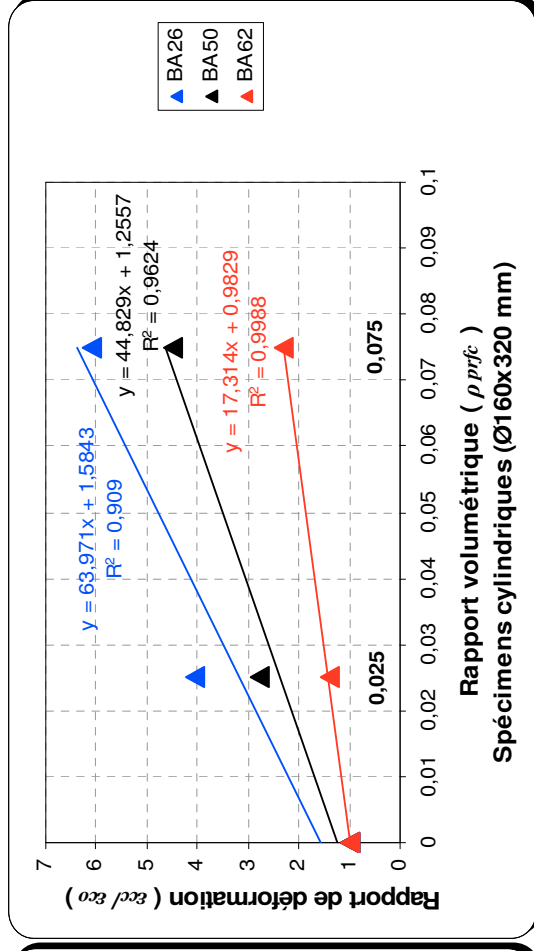
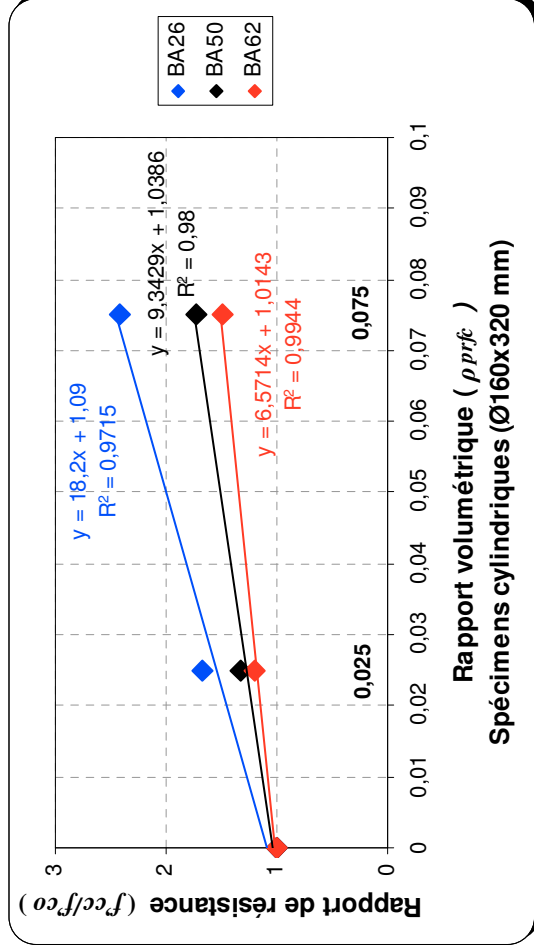


Figure II.4. 20: Rapport de résistance et rapport de déformation en fonction du rapport volumétrique (Cylindres Ø160x320 mm en béton- et B.A- confiné avec des PRFC)

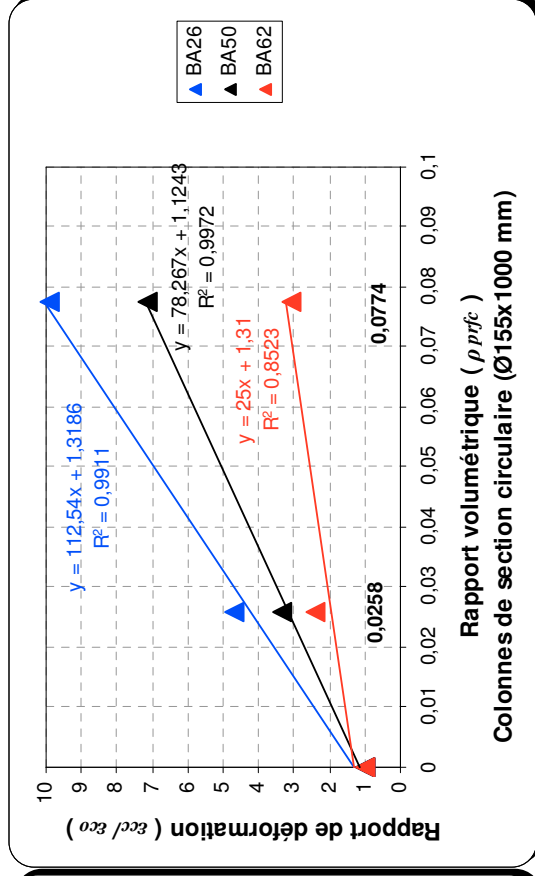
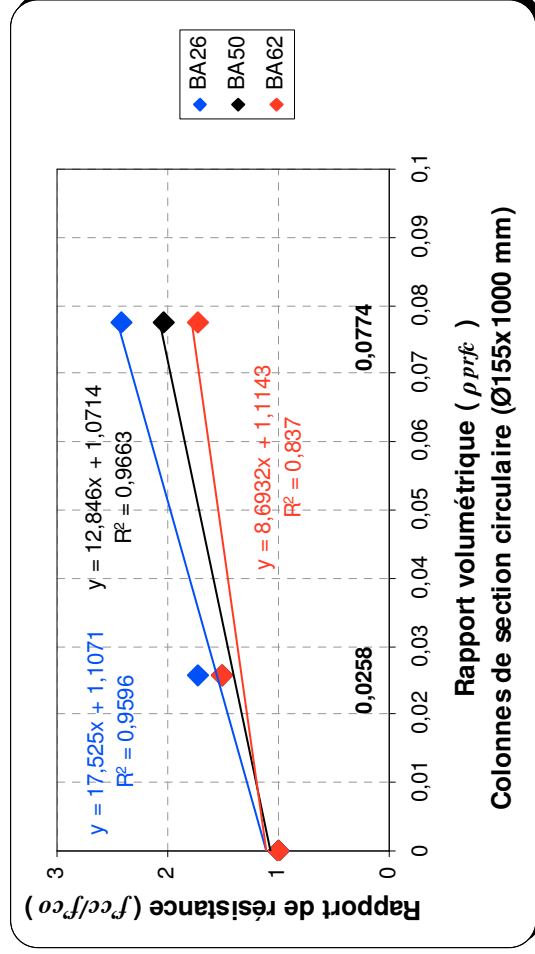


Figure II.4. 21: Rapport de résistance et rapport de déformation en fonction du rapport volumétrique (Colonnes Ø155x1000 mm en B.A confiné avec des PRFC)

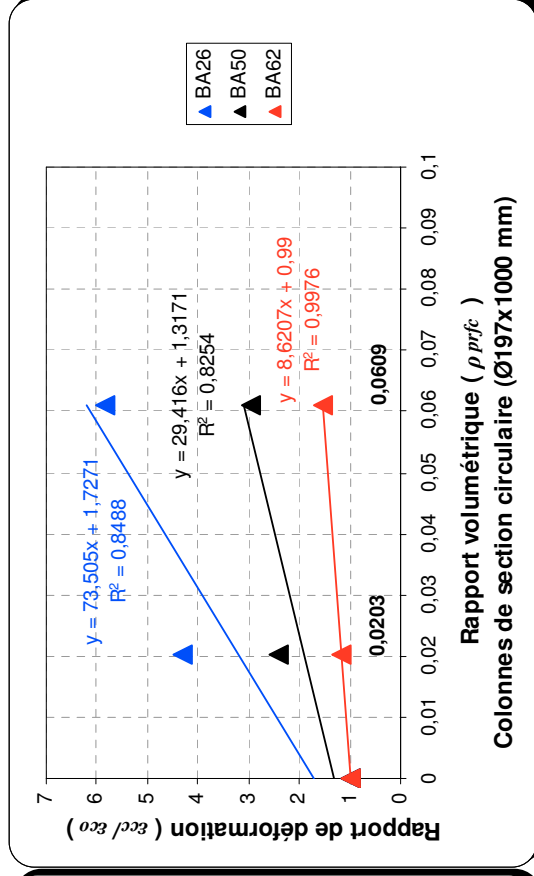
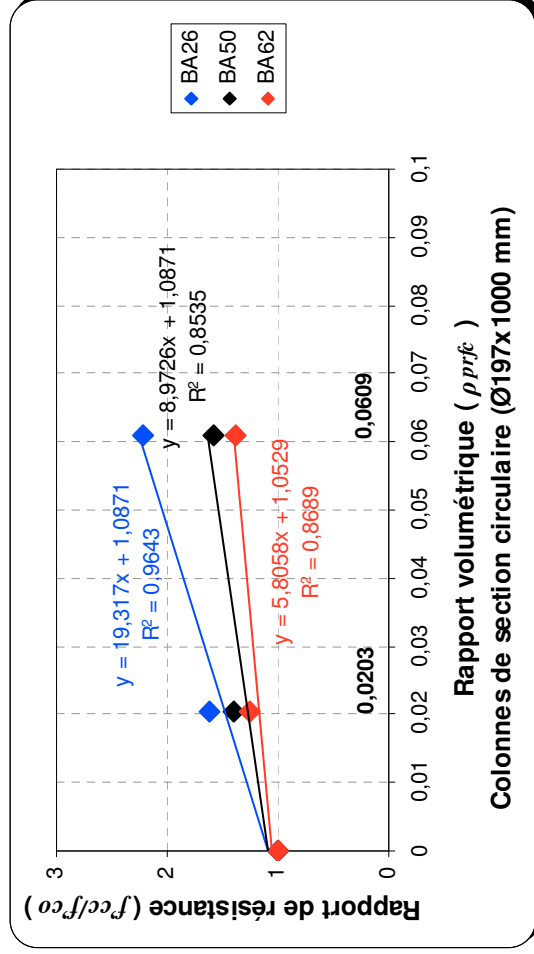


Figure II.4. 22: Rapport de résistance et rapport de déformation en fonction du rapport volumétrique (Colonnes Ø197x1000 mm en B.A confiné avec des PRFC)

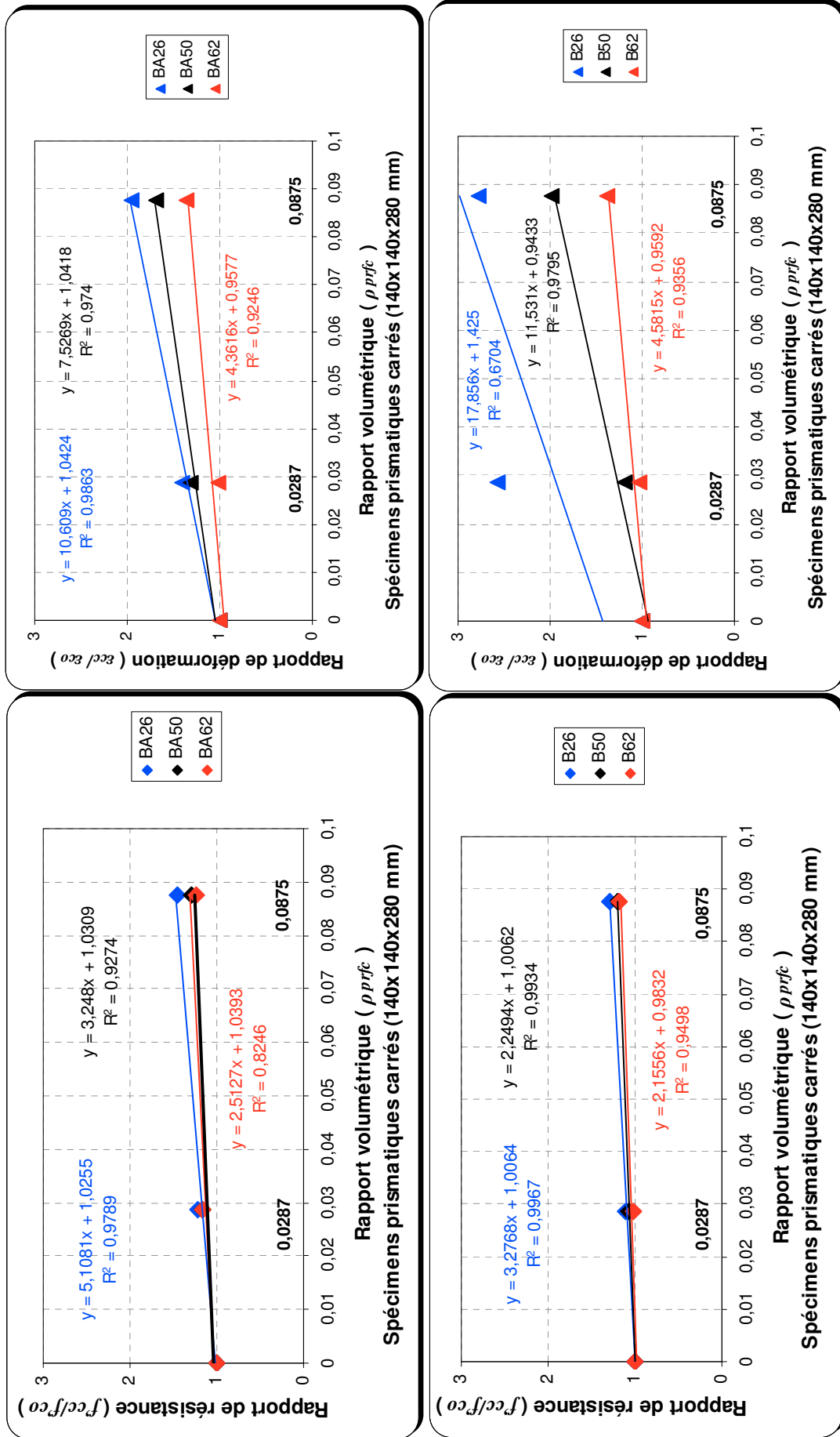


Figure II.4. 23 : Rapport de résistance et rapport de déformation en fonction du rapport volumétrique (Prismes 140x140x280 mm en béton- et B.A confiné avec des PRFC)

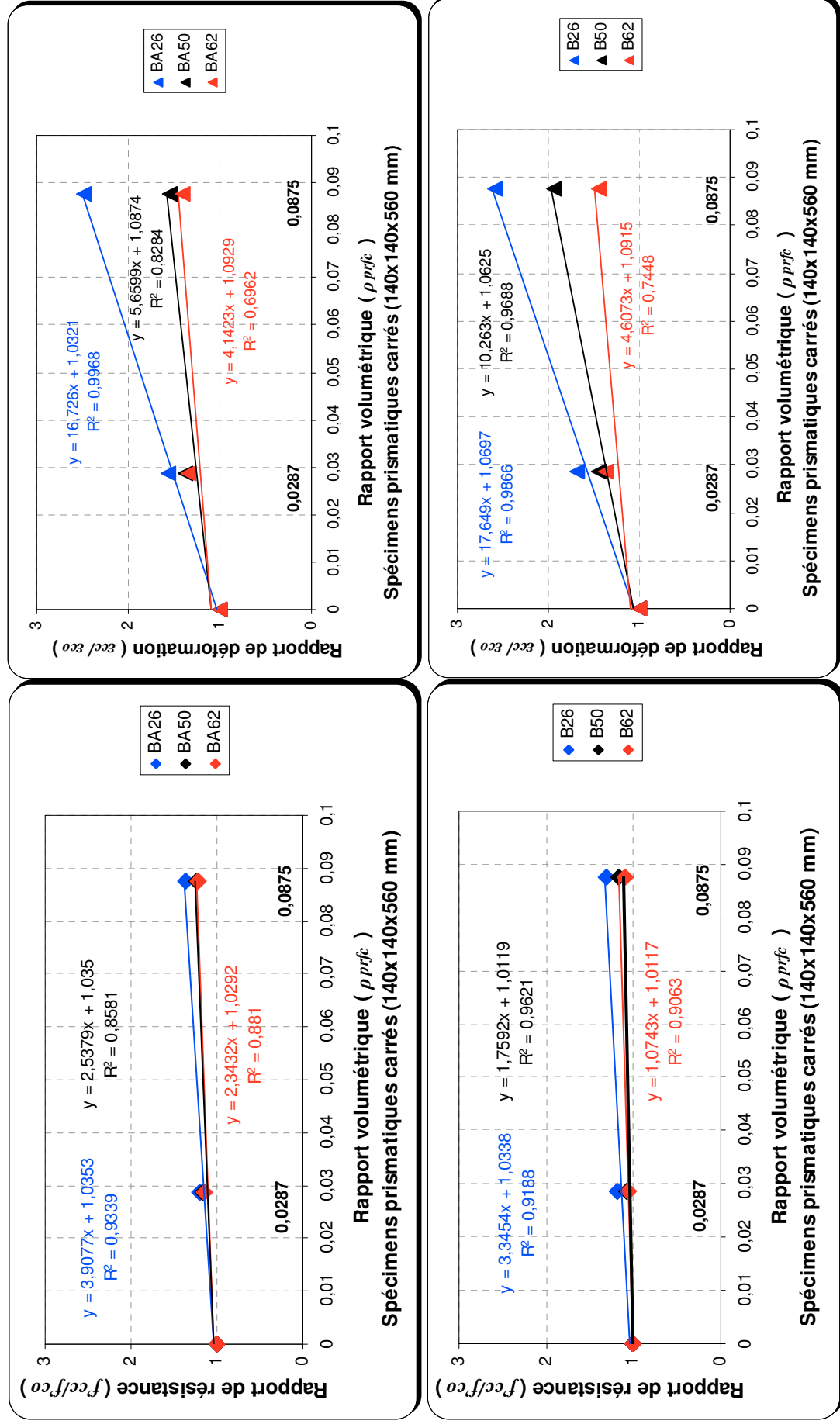


Figure II.4. 24: Rapport de résistance et rapport de déformation en fonction du rapport volumétrique (Prismes 140x140x560 mm en béton- et B.A confiné avec des PRFC)

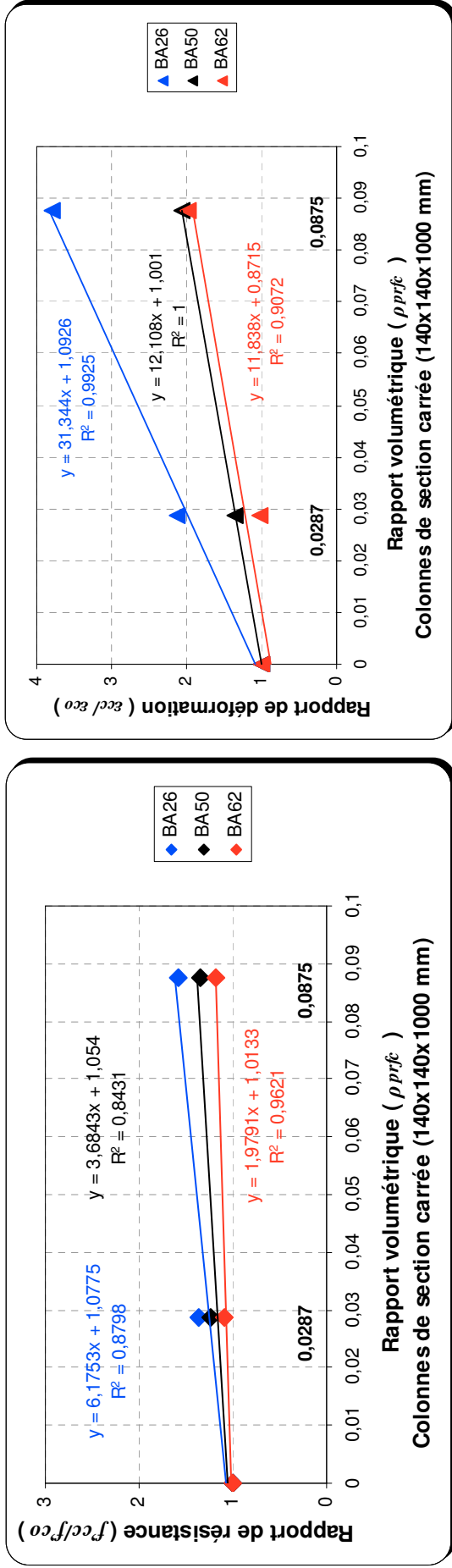


Figure II.4. 25: Rapport de résistance et rapport de déformation en fonction du rapport volumétrique (Colonnes 140x140x1000 mm en B.A confiné avec des PRFC)

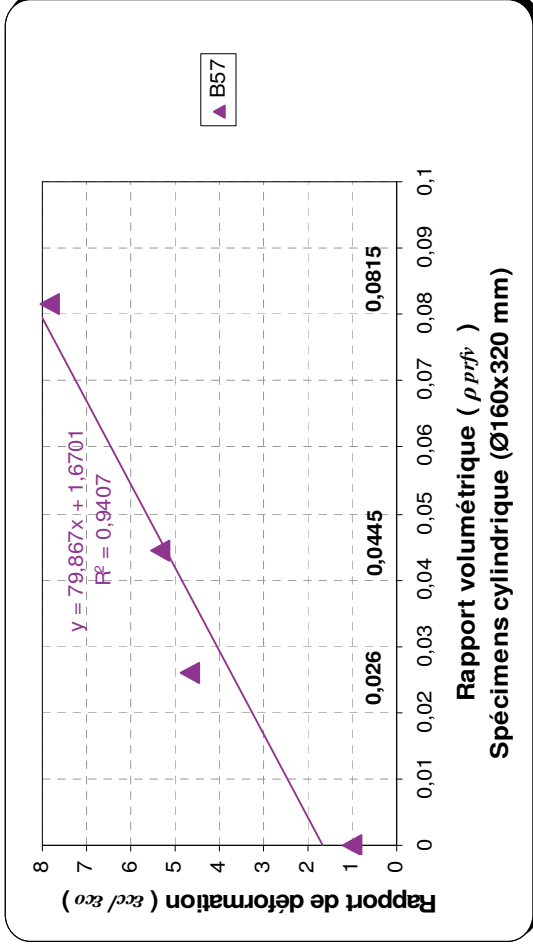
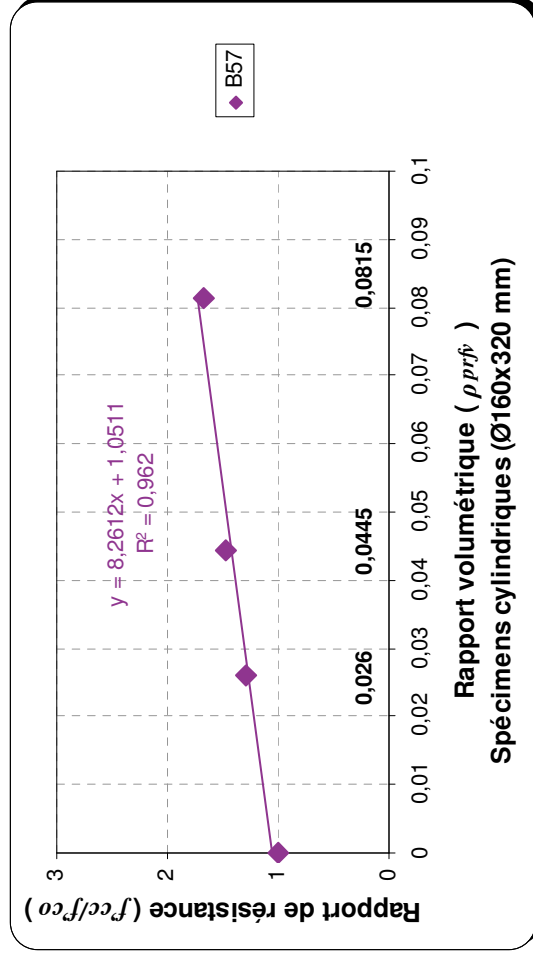


Figure II.4. 26: Rapport de résistance et rapport de déformation en fonction du rapport volumétrique (Cylindres Ø160x320 mm en béton confiné avec des PRFV)

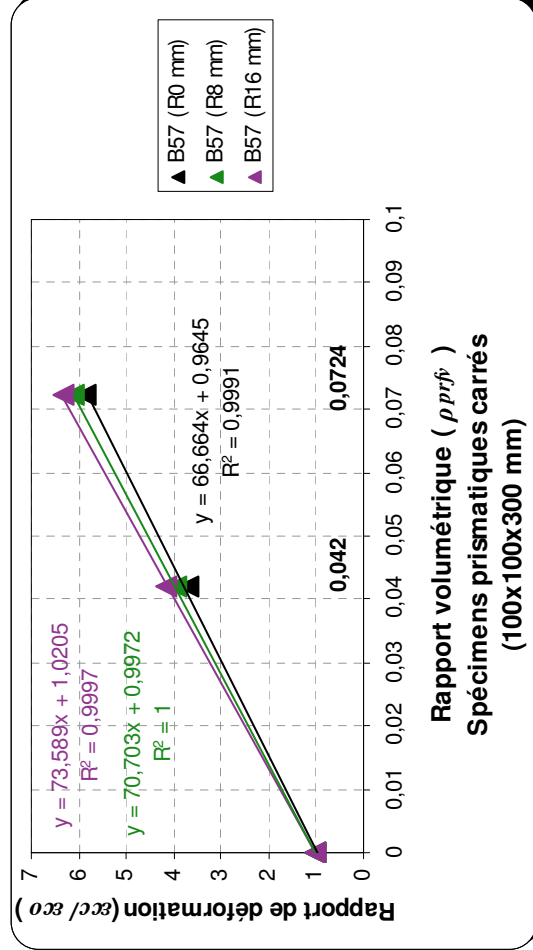
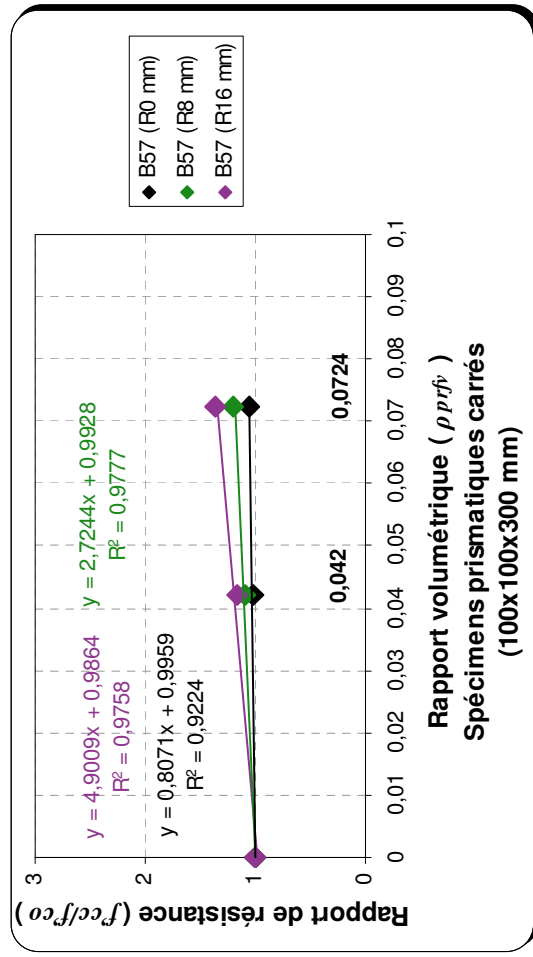


Figure II.4. 27: Rapport de résistance et rapport de déformation en fonction du rapport volumétrique (prismes 100x100x300 mm en béton confiné avec des PRFV)

II.4.8. Effet de l'élançement géométrique des spécimens sur l'efficacité du confinement

II.4.8.1. Gains de résistance et de déformation axiale des spécimens confinés

Le but de cette partie est de vérifier si l'élançement a un effet significatif sur le comportement des spécimens confinés avec des matériaux composites «PRFC». Nous analysons l'influence de l'élançement géométrique (L/D) sur l'efficacité du confinement pour les deux types de sections étudiées dans la présente étude (circulaires et carrées). Cependant, tous les spécimens en béton armé du programme principal sont exploités. Le Tableau II.4.7 regroupe le type de spécimens et leurs élançements géométriques (L/D ou L/b) et à titre indicatif les élançements mécaniques (λ).

Tableau II.4. 5: Spécimens étudiés et leurs élançements géométriques et mécaniques

Spécimens de sections circulaires	L/D	$\lambda = 4l_f/D$	Spécimens de sections carrées	L/b	$\lambda = 3,46 l_f/b$
Ø160 x 320 mm	2	8	140 x 140 x 280 mm	2	6,92
Ø 19,7 x 1000 mm	5,07	20,30	140 x 140 x 560 mm	4	13,84
Ø 15,5 x 1000 mm	6,45	25,80	140 x 140 x 1000 mm	7,14	24,71

Les Figures II.4.28 et II.4.29 montrent les gains de résistance à la compression et de la déformation axiale en fonction de l'élançement géométrique (L/D , L/b) des spécimens confinés avec des matériaux composites de type «PRFC». L'élançement mécanique (λ) est indiqué entre parenthèse.

De ces figures on peut constater que pour la même série de béton, la variation de l'élançement n'affecte pas l'efficacité du confinement que se soit pour les spécimens de sections circulaires ou de sections carrées. À l'exception des spécimens de la série 3 (62 MPa) de section carrée confinés avec 1 couche «PRFC» où on remarque une diminution des gains de résistances f'_{cc} de 17%, de 14% et de 9% respectivement avec l'augmentation de l'élançement L/D de 2, de 4 et de 7,14.

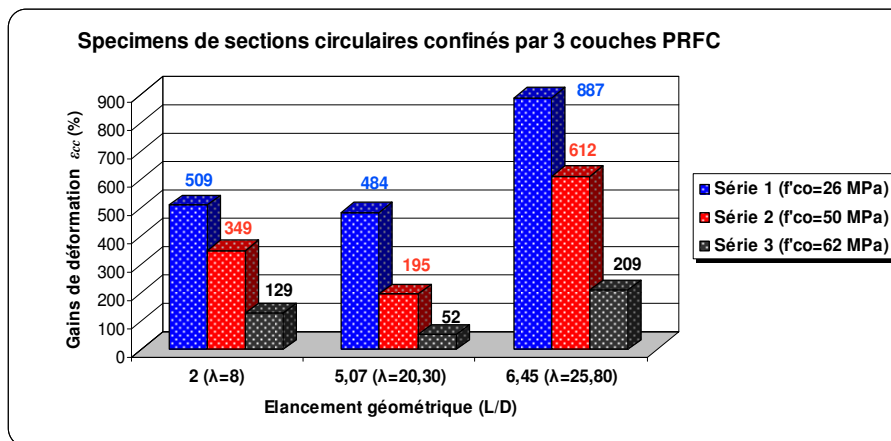
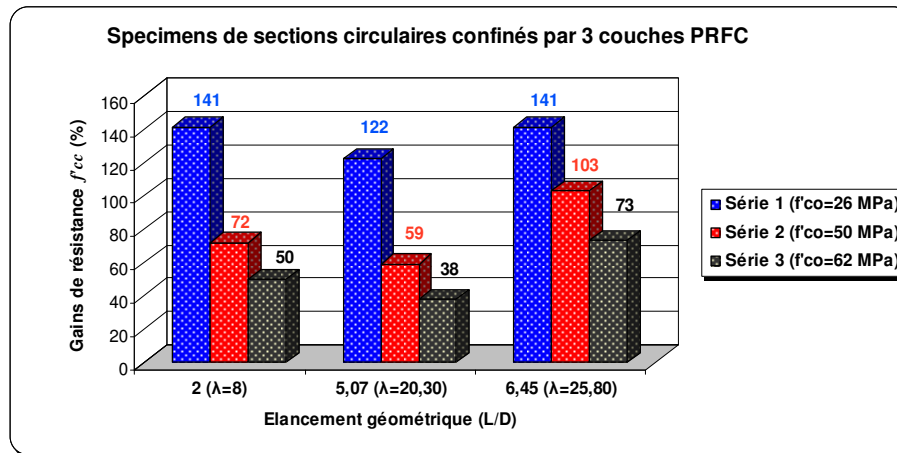
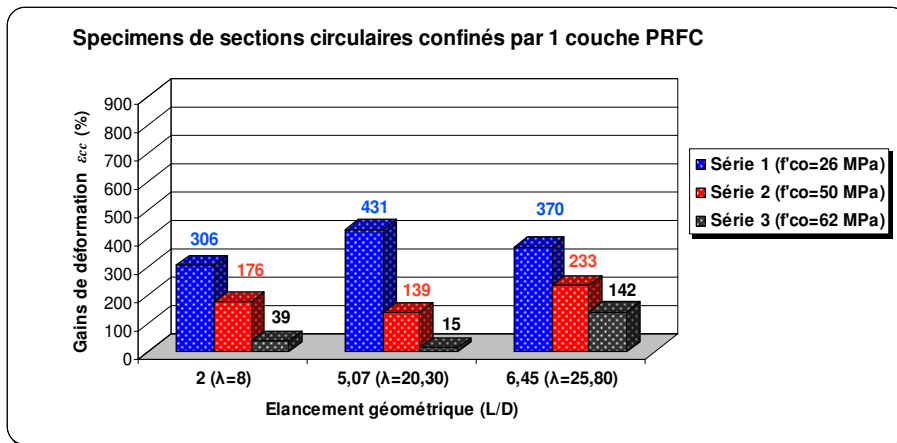
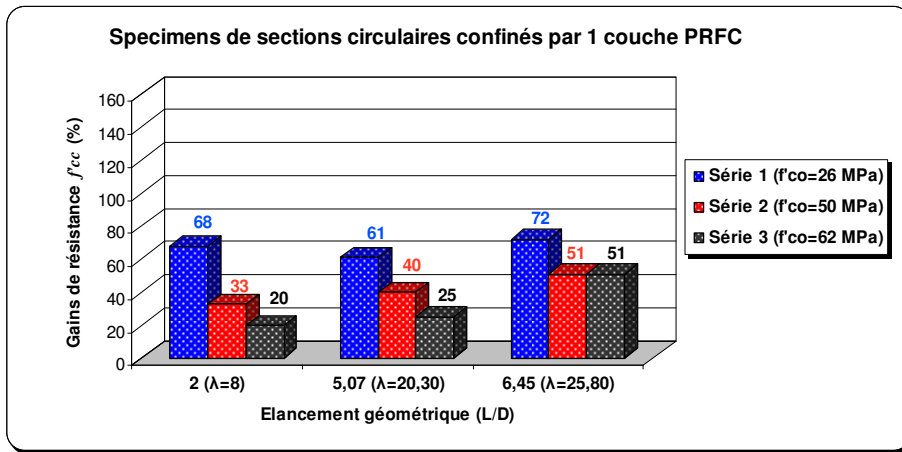


Figure II.4. 28: Effet de l'élancement sur l'efficacité du confinement (spécimens circulaires en B.A)

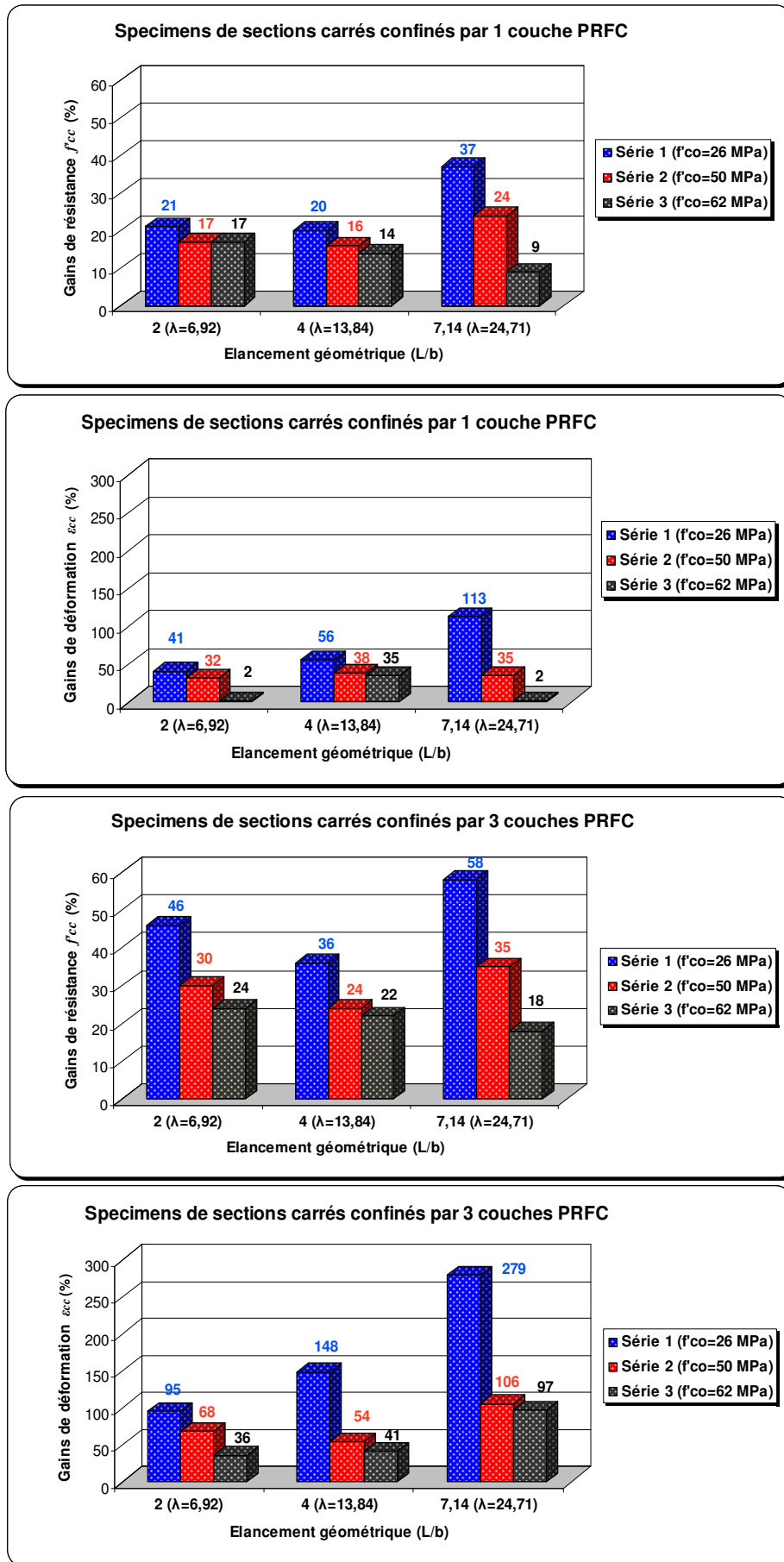


Figure II.4. 29: Effet de l'élancement sur l'efficacité du confinement (spécimens carrés en B.A)

II.4.8.2. Résistance à la compression axiale des spécimens en béton confiné avec PRFC

- Spécimens de même section et de longueurs différentes

Dans le cas des spécimens de sections similaires (même diamètre pour les sections circulaires ou même côté pour les sections carrées) et de longueurs différentes (Tableau II.4.7 à l'exception des colonnes Ø 197x1000 mm). On remarque une diminution modérée de la résistance à la compression des spécimens confinés avec des matériaux composites de type «PRFC» avec l'augmentation de l'élançement géométrique (L/D ou L/b), tel qu'illustré sur la Figure II.4.30. Sauf que le contraire a été observé dans la comparaison des deux spécimens de section circulaire confinés avec 1 couche «PRFC» de la série 3 (62 MPa) : Cy.160-BA62-1P et Col.155-BA62-1P.

- Spécimens de sections différentes et de longueurs différentes

Dans le cas des spécimens de sections différentes (diamètres différents) et de longueurs différentes (les spécimens de sections circulaires du Tableau II.4.7). L'influence de l'élançement (L/D) sur la résistance à la compression ne peut être observée d'une manière évidente, voir Figure II.4.31. Cette figure représente les mêmes courbes que celles de la Figure II.4.30 pour les spécimens de sections circulaires en ajoutant l'élançement ($L/D = 5,07$ des colonnes Ø 197x1000 mm).

II.4.8.3. Courbes contrainte-déformation

Les figures II.4.32 à II.4.34 et II.4.35 à II.4.37 montrent les courbes contrainte-déformation des spécimens en béton armé de sections circulaires et de sections carrées. Chaque graphe regroupe des spécimens ayant des élançements différents. Cependant, nous observons une similitude de la branche initiale des courbes contrainte-déformation pour les spécimens de même diamètre ou de même côté (pour les sections carrées) et de (L/D ou L/b) différents. Alors que cette rigidité initiale est légèrement plus grande pour les spécimens de plus grand diamètre (colonnes Ø197x1000 mm).

D'autre part, à l'exception des spécimens de la série 2 (50 MPa), les spécimens de sections circulaires avec un (L/D) plus grand montrent une première transition sur les courbes de la déformation radiale (transition entre la zone élastique et la zone plastique) à un niveau de contrainte plus important que celui des spécimens courts.

D'une manière générale, aucun effet significatif de l'élançement n'a été observé. En outre, l'effet de la pression de confinement exercée par l'enveloppe composite est considéré comme indépendant de l'élançement L/D . Ainsi, nous pouvons conclure que les essais utilisant des cylindres (Ø160x320 mm) sont suffisants pour évaluer le comportement des colonnes en béton armé confinées avec des matériaux composites «PRF».

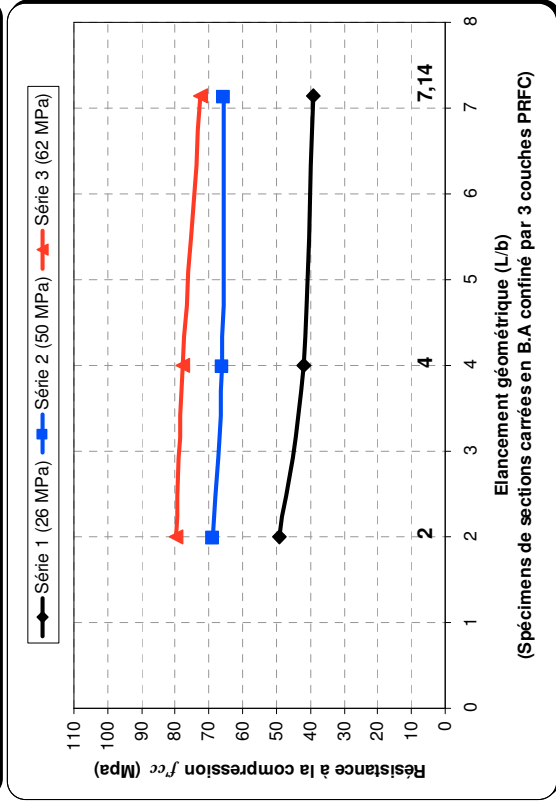
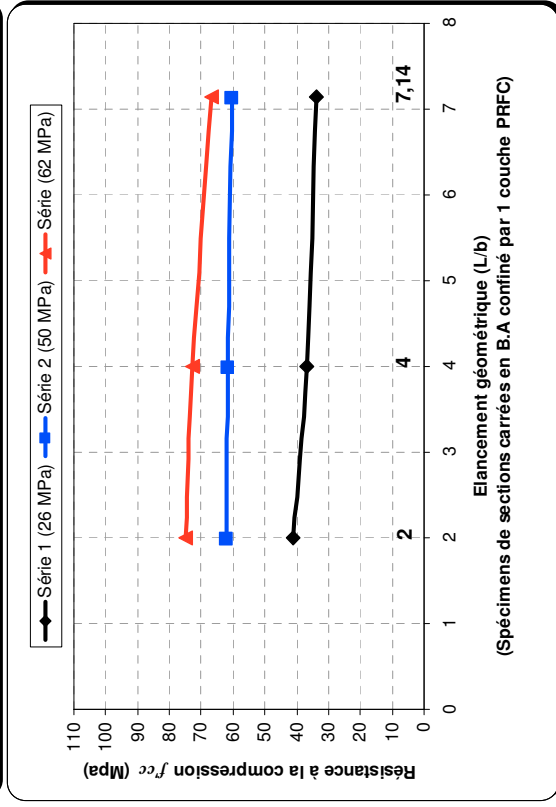
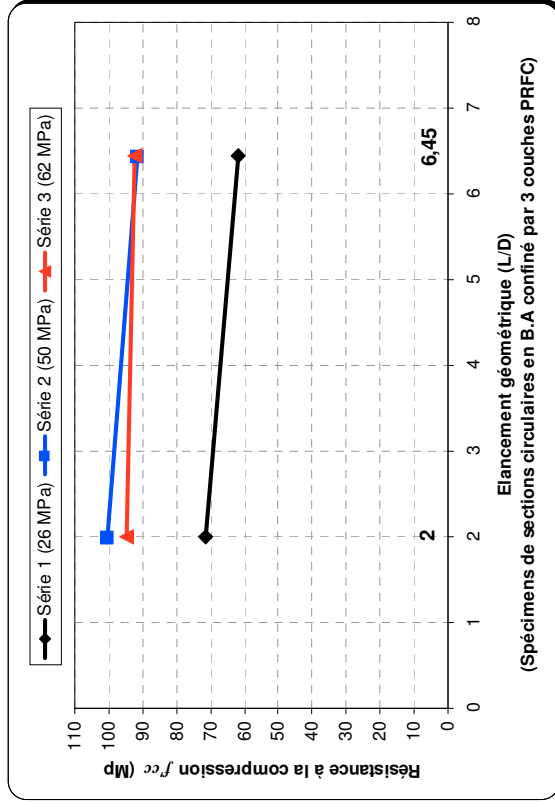
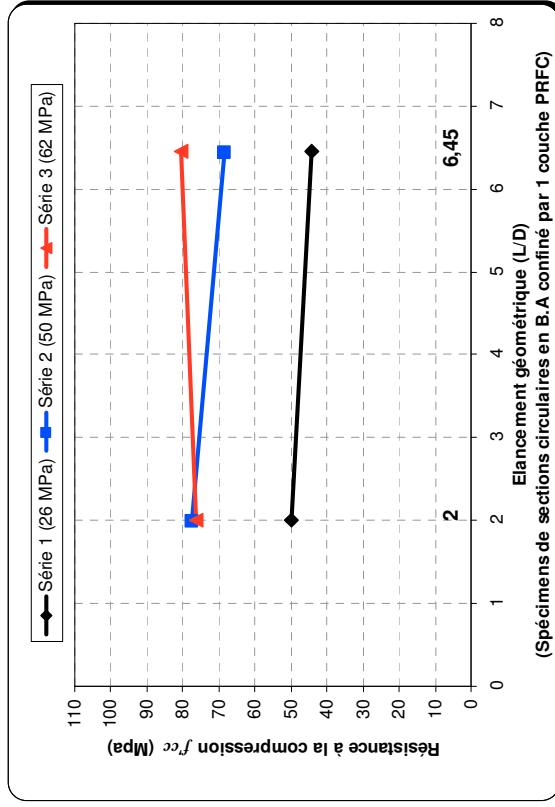


Figure II.4. 30: Effet de l'élancement géométrique sur la résistance à la compression (spécimens de même section et de longueurs différentes)

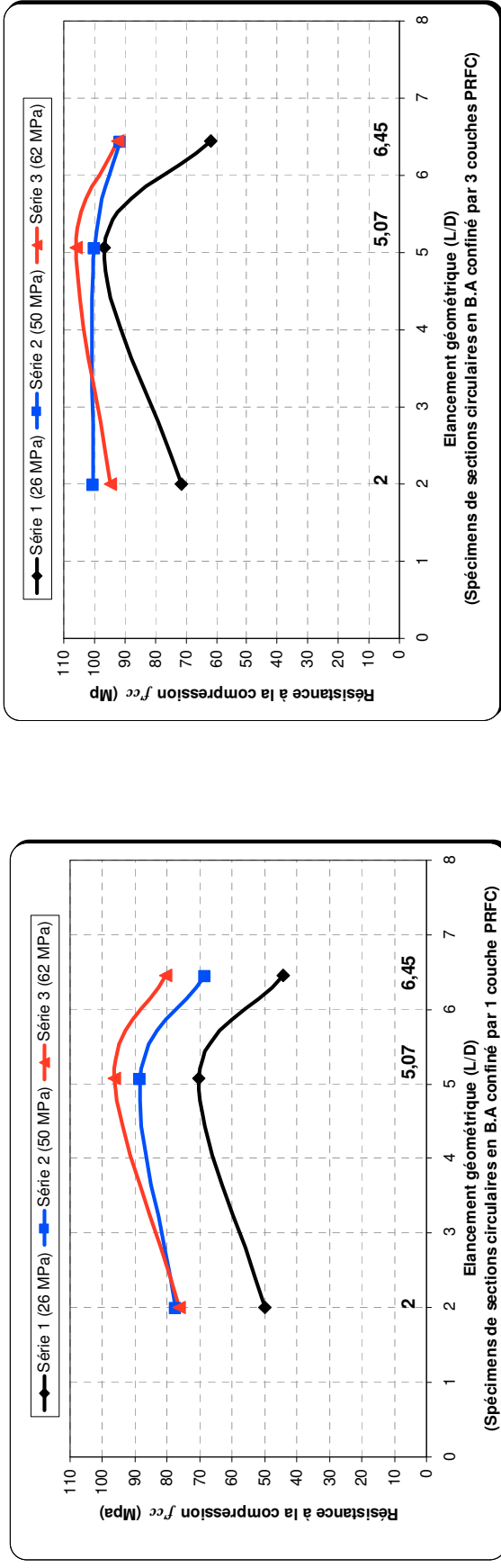


Figure II.4.31: Effet de l'élancement géométrique sur la résistance à la compression (spécimens de sections différentes et de longueurs différentes)

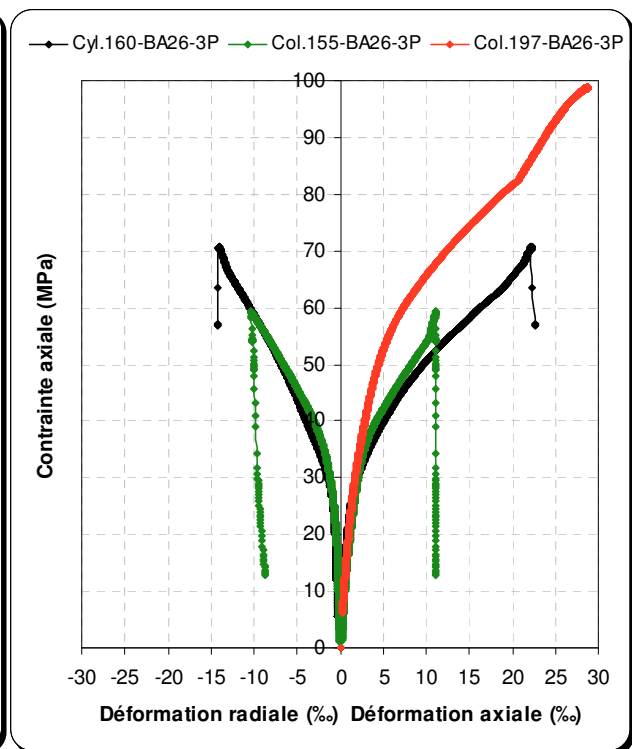
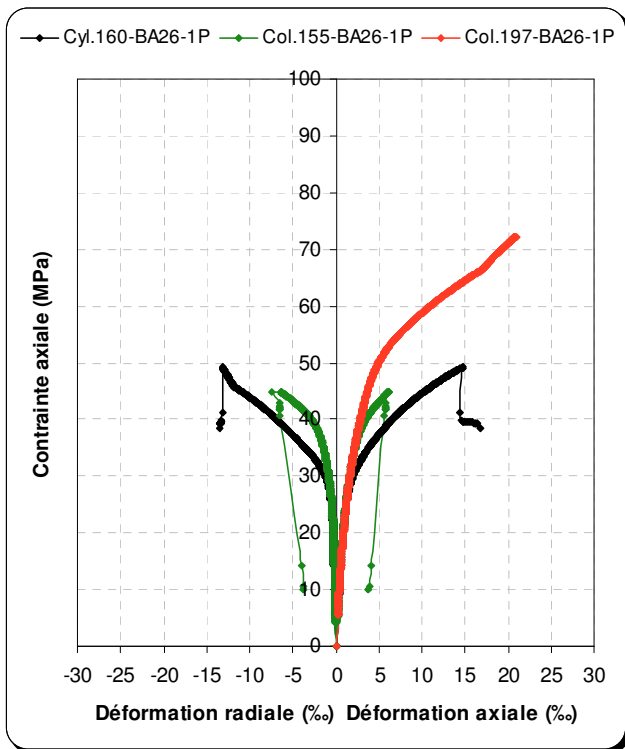
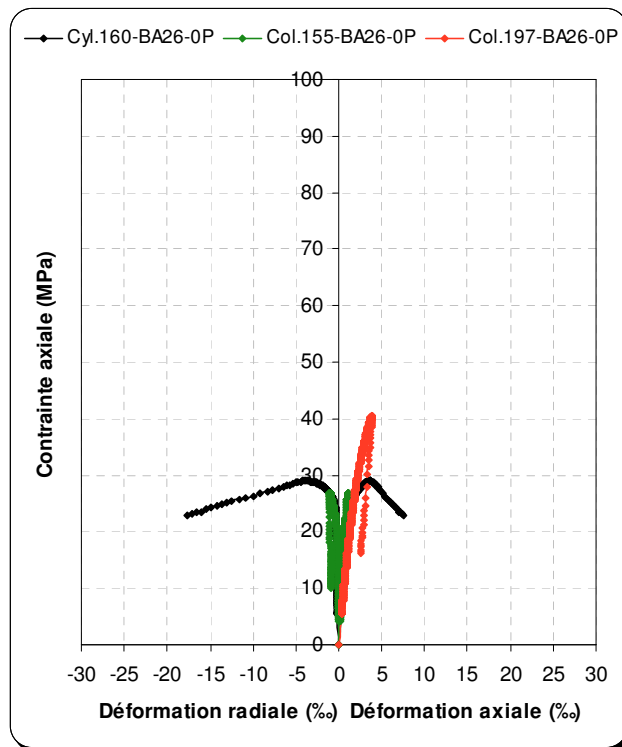


Figure II.4. 32: Courbes contrainte-déformation des spécimens circulaires de différents L/D (série 1- 26 MPa)

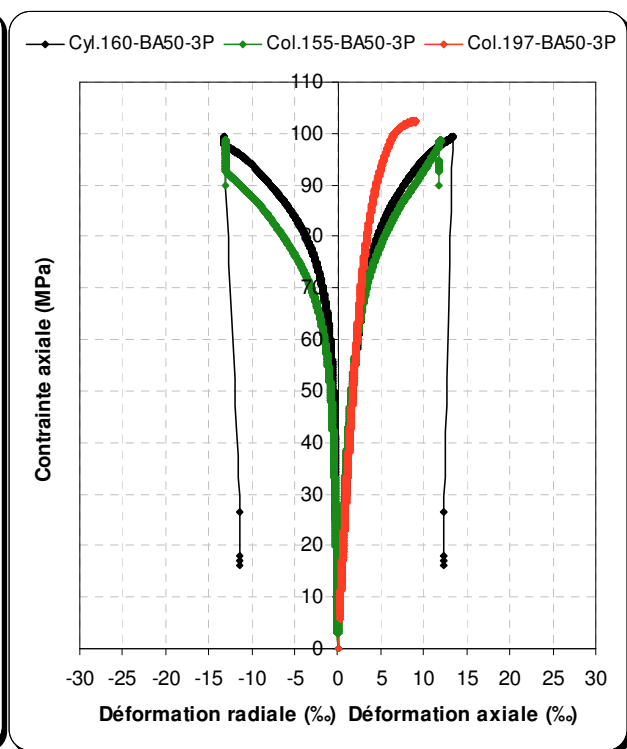
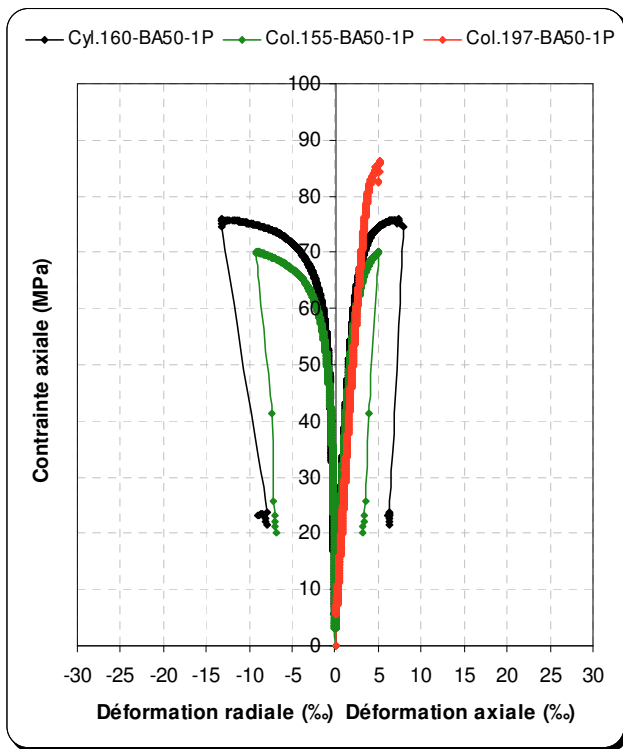
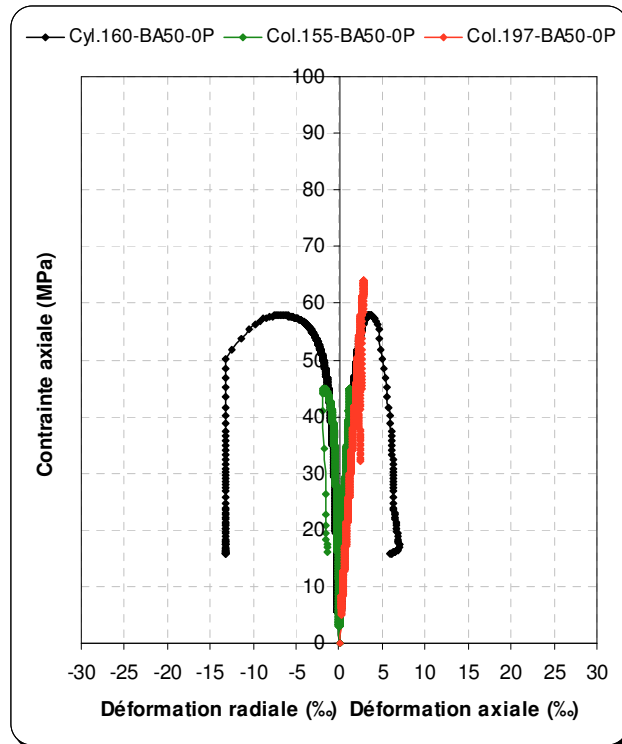


Figure II.4. 33: Courbes contrainte-déformation des spécimens circulaires de différents L/D (série 2- 50 MPa)

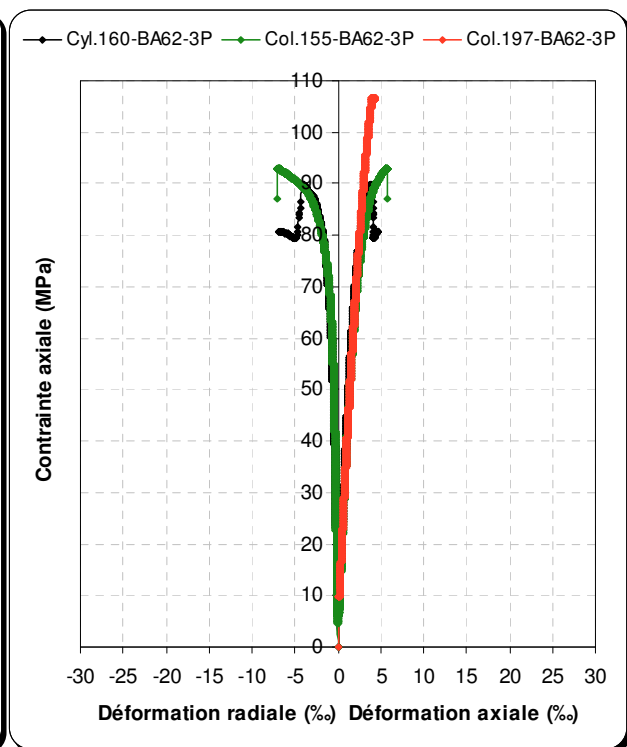
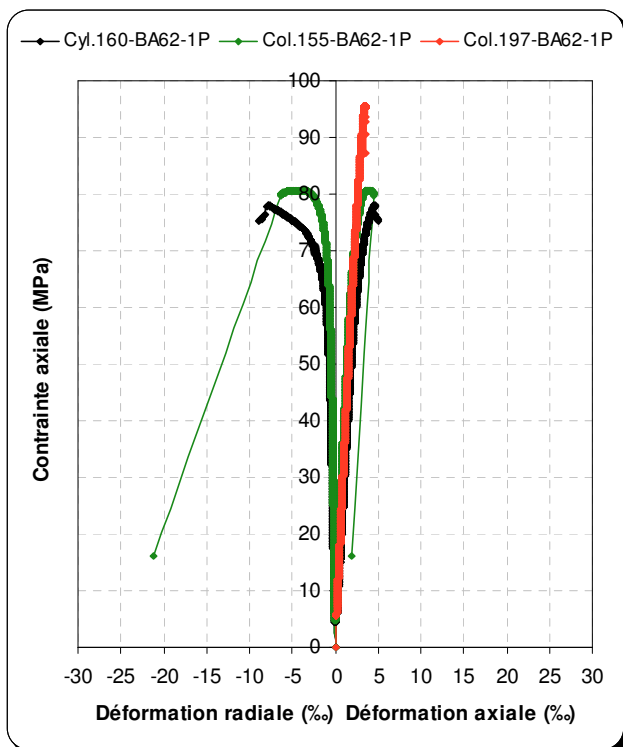
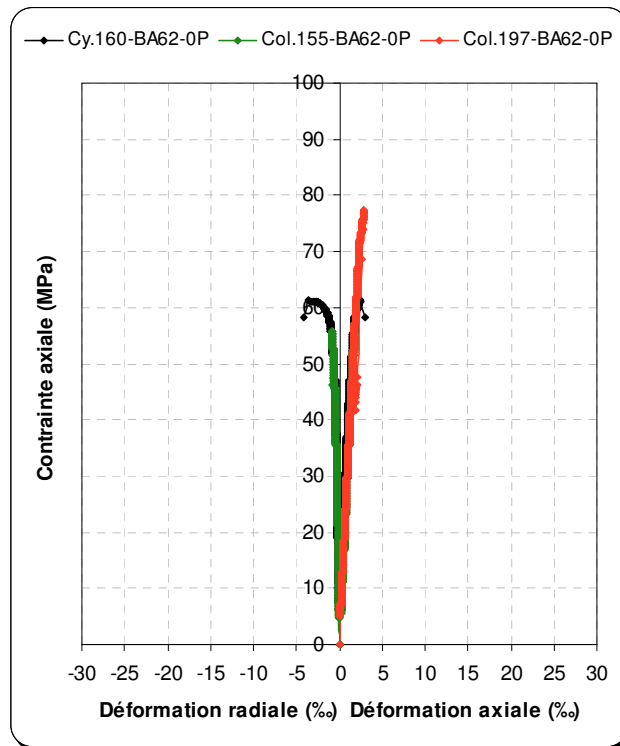


Figure II.4. 34: Courbes contrainte-déformation des spécimens circulaires de différents L/D (série 3- 62 MPa)

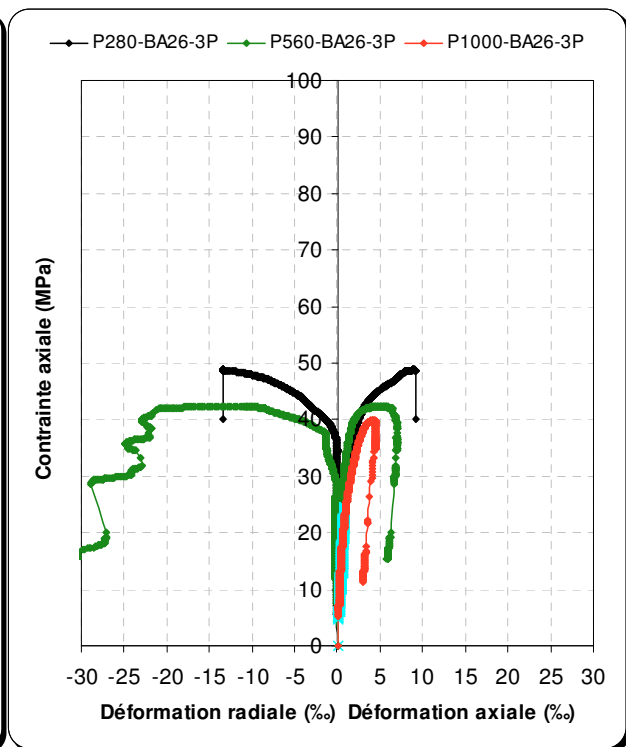
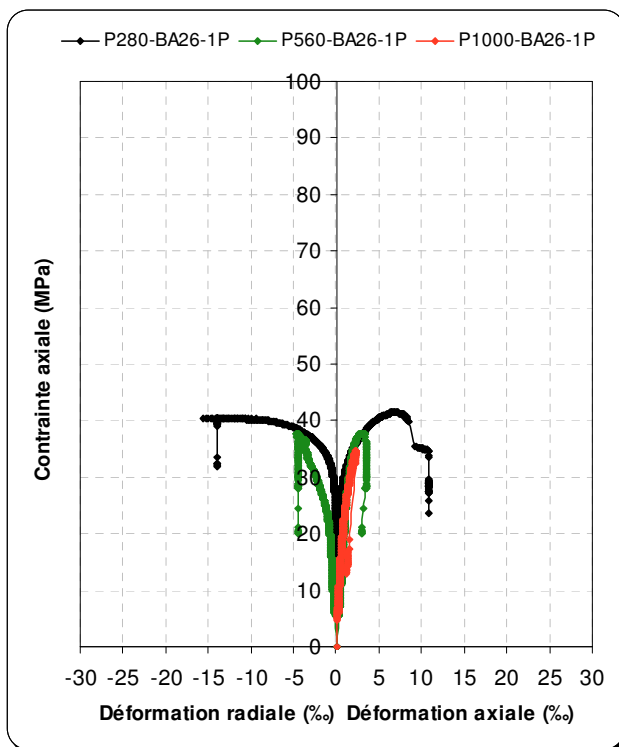
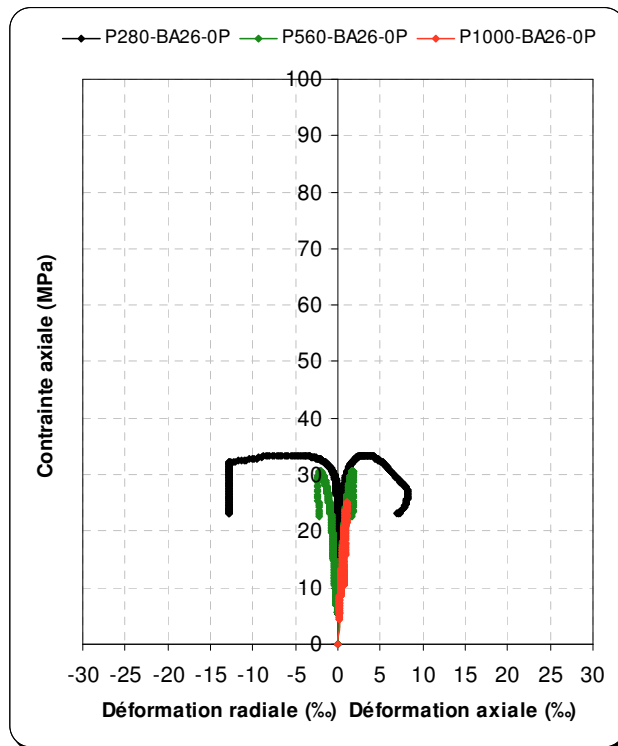


Figure II.4. 35: Courbes contrainte-déformation des spécimens carrés de différents L/D (série 1- 26 MPa)

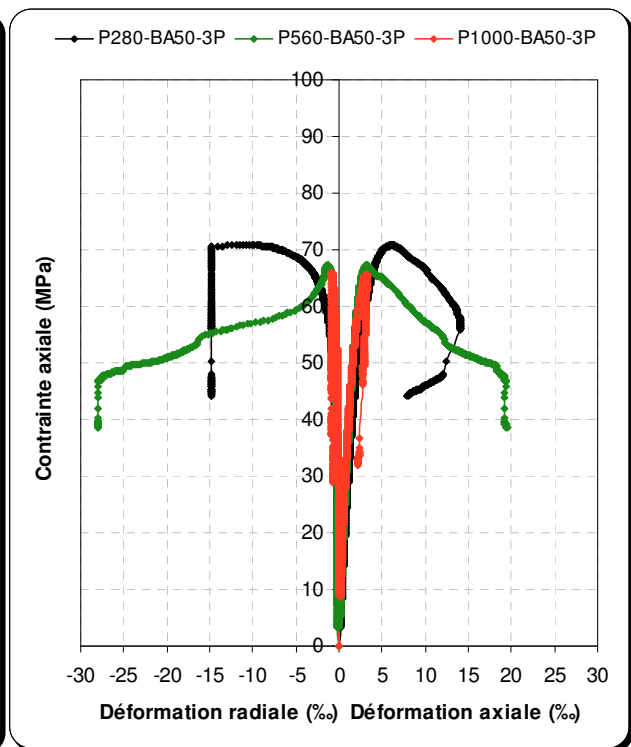
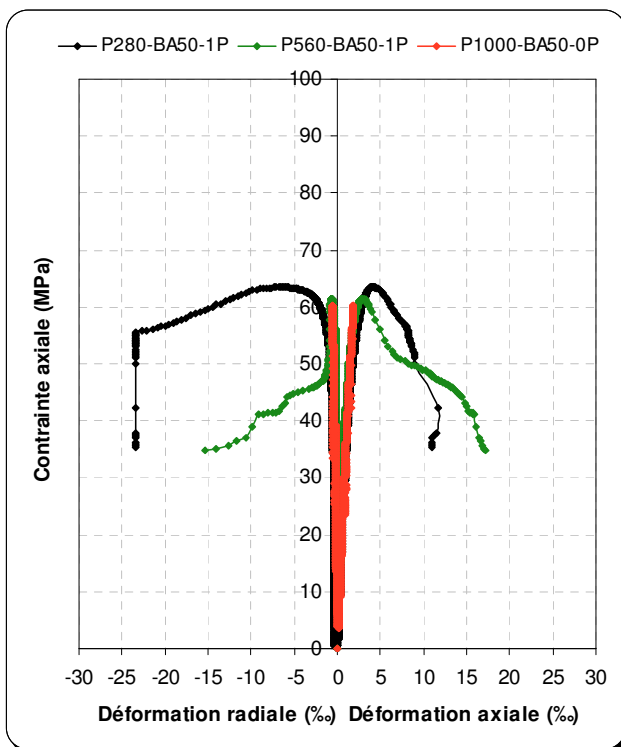
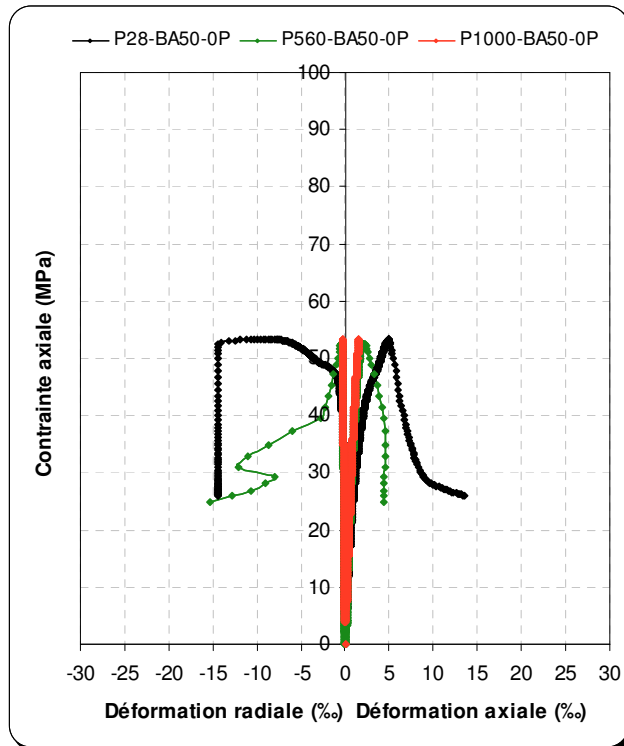


Figure II.4. 36: Courbes contrainte-déformation des spécimens carrés de différents L/D (série 2 – 50 MPa)

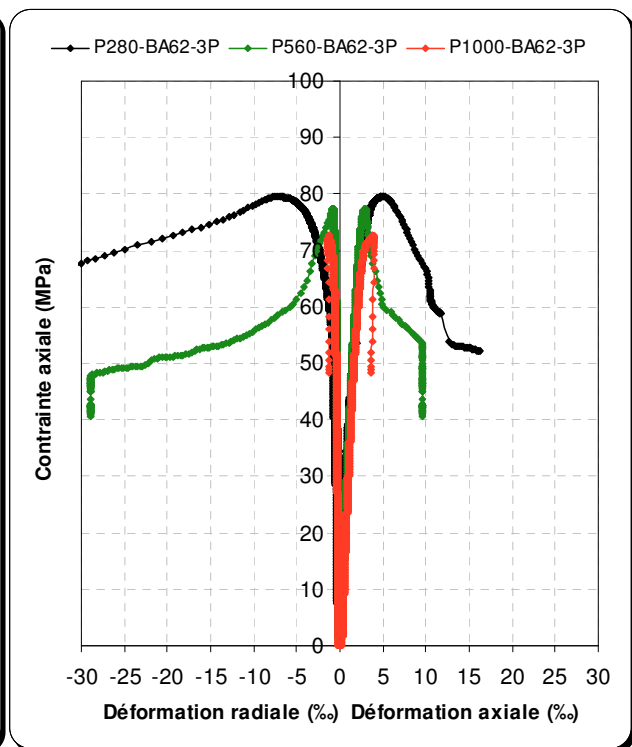
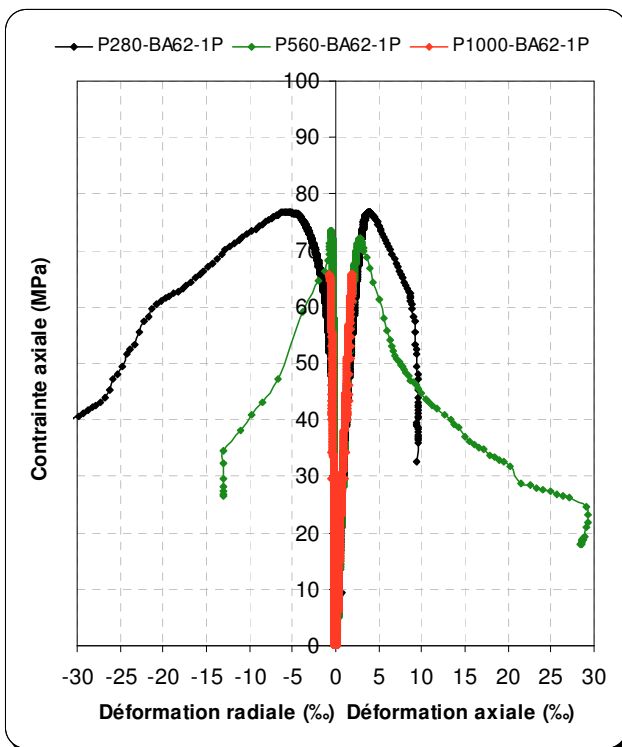
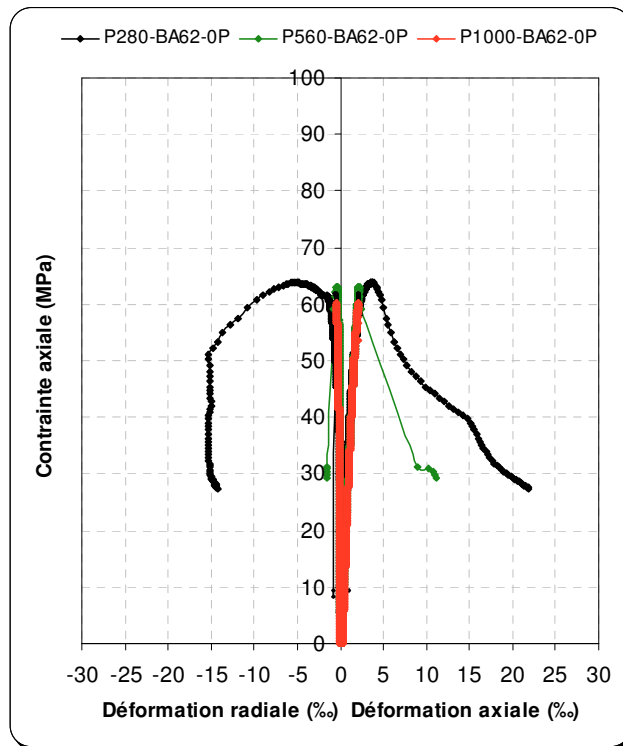


Figure II.4. 37: Courbes contrainte-déformation des spécimens carrés de différents L/D (série 3 62 MPa)

II.4.9. Effet de l'endommagement initial du béton armé sur l'efficacité du confinement

II.4.9.1. Courbes contrainte-déformation

Les Figures II.4.38 et II.4.39 présentent respectivement les courbes contrainte-déformation moyennes des cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm) et des colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm). Les courbes contrainte-déformation moyennes des spécimens en B.A initialement endommagés ou non et confinés avec 3 couches de «PRFC» et celles des spécimens similaires non endommagés et non confinés (spécimens de références) ont été superposées.

Ces figures montrent que les spécimens endommagés puis renforcés avec 3 couches de «PRFC» se comportaient d'une manière tout à fait comparable à celle des spécimens similaires non endommagés initialement. Comparés aux spécimens de référence (non confinés-non endommagés), le confinement avec des matériaux composites de type «PRFC» a été très efficace pour tous les spécimens quelque soit leurs taux d'endommagement initial (Figures II.4.38 et II.4.39 et Tableaux II.4.8 et II.4.9).

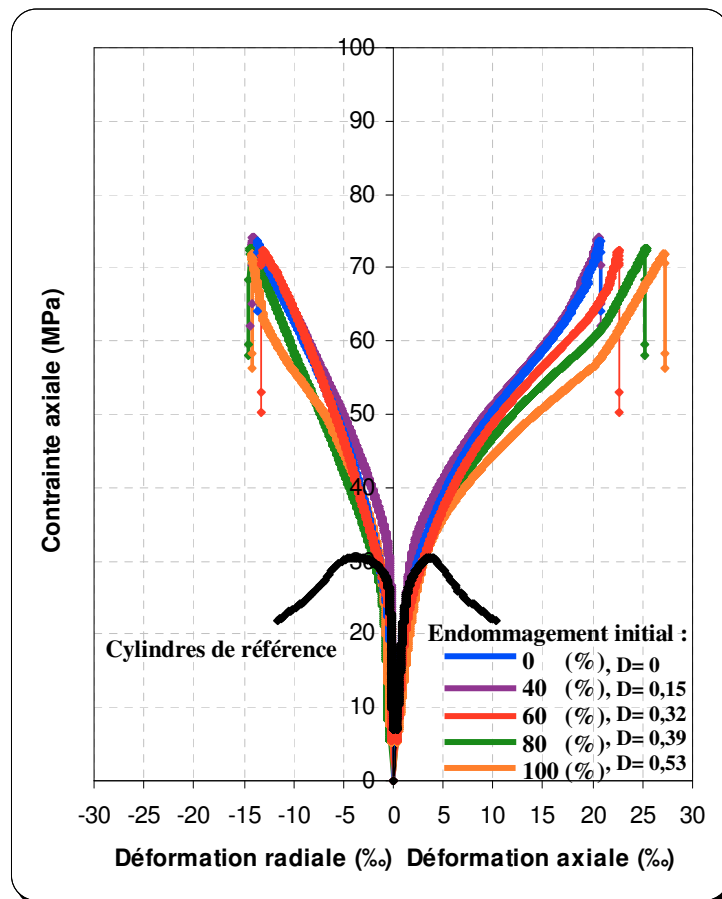


Figure II.4. 38: Courbes contrainte-déformation moyenne des cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm) en B.A confiné avec 3 couches de «PRFC» (effet d'endommagement)

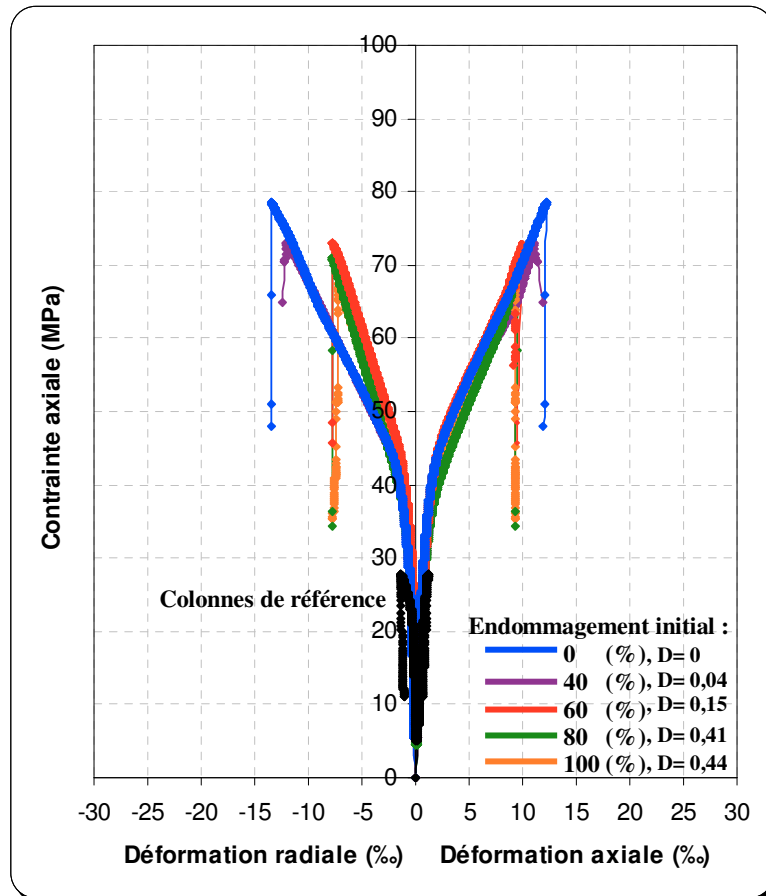


Figure II.4. 39: Courbes contrainte-déformation moyenne des Colonnes (Ø155 x 1000 mm) en B.A confiné avec 3 couches de «PRFC» (effet d'endommagement)

II.4.9.2. Résistance à la compression et déformations

Les Tableaux II.4.8 et II.4.9 présentent respectivement les valeurs moyennes des résultats d'essais sur les éprouvettes cylindriques et sur les colonnes. Ces Tableaux montrent qu'une fois le taux d'endommagement initial dépasse les 60 % de la charge de rupture ($D^{(*)} > 32\%$ pour les cylindres Ø160x320 mm et $D > 15\%$ pour les colonnes Ø155X100mm) il affecte légèrement les valeurs des résistances à la compression et d'une manière plus prononcée celles des déformations axiales et radiales des spécimens. Le rapport ($\epsilon_r / \epsilon_{cc}$) est en général inférieur à 1, ce qui indique que la déformation axiale est plus importante que la déformation radiale et que la pression de confinement exercée par l'enveloppe composite limite l'expansion radiale du béton.

Pour les éprouvettes cylindriques (Ø 160x320 mm), la résistance à la compression moyenne et entre parenthèse () les déformations axiales et radiales, du spécimen (Cy.160-BA27-0%-3P) a été d'environ 74,50 MPa (21,43 ‰ et 13,23 ‰). Ces valeurs sont comparables aux valeurs de : 74,40 MPa (20,14 ‰ et 13,92 ‰) ; 73,19 MPa (22,45 ‰ et 13,13 ‰) ; 72,91 MPa (26,27 ‰ et 13,94 ‰) et 70,47 MPa (26,38 ‰ et 14,07 ‰) enregistrées respectivement sur des spécimens similaires endommagés à des taux de 40%, 60%, 80% et 100% de la charge de rupture.

(*) Degré d'endommagement : $D = 1 - \frac{\tilde{E}_c}{E_c}$ (avec E_c, \tilde{E}_c : module d'élasticité du béton armé non endommagé et le module d'élasticité du béton armé endommagé non confiné avec des matériaux composites PRF, respectivement).

Cependant dès que le taux d'endommagement est \geq à 60 % de la charge de rupture, on remarque une légère diminution des résistances (ex. - 5,40% entre Cy.160-BA27-0%-3P et Cy.160-BA27-100%-3P) contre une légère amélioration des déformations axiales et radiales respectivement de + 23,09 % et de + 6,34 %. D'autre part, pour les colonnes (\varnothing 155x1000 mm), les résistances à la compression et entre parenthèse () les déformations axiales et radiales du spécimen (Col.155-BA27-0%-3P) ont été d'environ 77,19 MPa (12,51 ‰ et 13,60 ‰). Ces valeurs sont comparables en terme de résistance et plus faibles en terme de déformation par rapport aux valeurs de : 71,81 MPa (11,78 ‰ et 12,78 ‰) ; 71,67 MPa (9,61 ‰ et 8,08 ‰) ; 70,83 MPa (9,27 ‰ et 7,25 ‰) et 66,32 MPa (8,56 ‰ et 6,86 ‰) enregistrées pour des colonnes similaires endommagées respectivement à des taux de 40%, 60%, 80% et 100 % de la charge de rupture. Cependant, dès que le taux d'endommagement est \geq à 60% de la charge de rupture, on remarque une diminution des résistances (ex. -14,08 % entre Col.155-BA27-0%-3P et Col.155-BA27-100%-3P) et des déformations axiales et radiales respectivement de - 31,57 % et de - 49,55 %.

Tableau II.4. 6: Moyenne des résultats des essais sur les cylindres (\varnothing 160x320 mm)

Code	D	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}	ε_{cc} (‰)	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$	ε_r (‰)	$\varepsilon_r/\varepsilon_{ro}$	$\varepsilon_r/\varepsilon_{cc}$
Cy.160-BA27-0%-0P ₁	0	31,00	1	3,89	1	4,81	1	1,23
Cy.160-BA27-0%-3P ₁	0	74,50	2,40	21,43	5,50	13,23	2,75	0,61
Cy.160-BA27-40%-3P ₁	0,15	74,40	2,40	20,14	5,17	13,92	2,89	0,69
Cy.160-BA27-60%-3P ₁	0,32	73,19	2,36	22,45	5,77	13,13	2,72	0,58
Cy.160-BA27-80%-3P ₁	0,39	72,91	2,35	26,27	6,75	13,94	2,89	0,53
Cy.160-BA27-100%-3P ₁	0,53	70,47	2,27	26,38	6,78	14,07	2,92	0,53

D : degré d'endommagement

Tableau II.4. 7: Moyenne des résultats des essais sur colonnes (\varnothing 155x1000 mm)

Code	D	f'_{cc} (MPa)	f'_{cc}/f'_{co}	ε_{cc} (‰)	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$	ε_r (‰)	$\varepsilon_r/\varepsilon_{ro}$	$\varepsilon_r/\varepsilon_{cc}$
Col.155-BA27-0%-0P ₁	0	26,82	1	1,18	1	1,28	1	1,08
Col.155-BA27-0%-3P ₁	0	77,19	2,87	12,51	10,60	13,60	10,62	1,08
Col.155-BA27-40%-3P ₁	0,04	71,81	2,67	11,78	9,98	12,78	9,98	1,08
Col.155-BA27-60%-3P ₁	0,15	71,67	2,67	9,61	8,14	8,08	6,31	0,84
Col.155-BA27-80%-3P ₁	0,41	70,83	2,64	9,27	7,85	7,25	5,66	0,78
Col.155-BA27-100%-3P ₁	0,44	66,32	2,47	8,56	7,25	6,86	5,35	0,80

D : degré d'endommagement

II.4.9.3. Énergie de déformation

Le Tableau II.4.10 et II.4.11 présentent une comparaison quantitative de l'énergie de déformation respectivement sur des éprouvettes cylindriques (\varnothing 160 x 320 mm) et sur les colonnes (\varnothing 155 x 1000 mm). L'énergie de déformation est un bon indicateur de ductilité qui est calculée en considérant l'aire sous la courbe contrainte-déformation axiale.

La valeur moyenne de l'énergie de déformation des cylindres non confinés (Cy.160-BA27-0%-0P) est d'environ 0,30 MPa. Par conséquent, comme le montre le Tableau II.4.10, cette énergie de déformation a été améliorée d'environ 3 à 4 fois après un confinement avec 3 couches de «PRFC» comparée au spécimen de référence. Cependant, l'énergie de déformation des colonnes non confinées (Col.155-BA27-0%-0P) est d'environ 0,0086 MPa. Cette valeur moyenne a été considérablement améliorée après un confinement avec 3 couches de «PRFC» pour atteindre des valeurs de 50 à 80 fois plus grande (Tableau II.4.11).

Tableau II.4. 8: Comparaison de l'énergie de déformation des cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm)

Endommagement initial	Code spécimen	Aire sous la courbe contrainte-Déformation axiale (MPa)	Aire moyenne (MPa)
0% f'_{co} D = 0	Cy.160-BA27-0%-0P ₁	0,2553	0,3075
	Cy.160-BA27-0%-0P ₂	0,3597	
0% f'_{co} D = 0	Cy.160-BA27-0%-3P ₁	1,0068	1,0728
	Cy.160-BA27-0%-3P ₂	1,1387	
40% f'_{co} D = 0,15	Cy.160-BA27-40%-3P ₁	1,0332	1,0016
	Cy.160-BA27-40%-3P ₂	0,9699	
60% f'_{co} D = 0,32	Cy.160-BA27-60%-3P ₁	1,0850	1,0775
	Cy.160-BA27-60%-3P ₂	1,0700	
80% f'_{co} D = 0,39	Cy.160-BA27-80%-3P ₁	1,2280	1,2601
	Cy.160-BA27-80%-3P ₂	1,2921	
100% f'_{co} D = 0,53	Cy.160-BA27-100%-3P ₁	1,2903	1,2403
	Cy.160-BA27-100%-3P ₂	1,1904	

D : degré d'endommagement

Tableau II.4. 9: Comparaison de l'énergie de déformation des colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm)

Endommagement initial	Code spécimen	Aire sous la courbe contrainte-Déformation axiale (MPa)	Aire moyenne (MPa)
0% f'_{co} D = 0	Col.155-BA27-0%-0P ₁	0,0081	0,0086
	Col.155-BA27-0%-0P ₂	0,0091	
0% f'_{co} D = 0	Col.155-BA27-0%-3P ₁	0,6711	0,6892
	Col.155-BA27-0%-3P ₂	0,7073	
40% f'_{co} D = 0,04	Col.155-BA27-40%-3P ₁	0,6238	0,6080
	Col.155-BA27-40%-3P ₂	0,5922	
60% f'_{co} D = 0,15	Col.155-BA27-60%-3P ₁	0,4915	0,4804
	Col.155-BA27-60%-3P ₂	0,4693	
80% f'_{co} D = 0,41	Col.155-BA27-80%-3P ₁	0,4226	0,4346
	Col.155-BA27-80%-3P ₂	0,4466	
100% f'_{co} D = 0,44	Col.155-BA27-100%-3P ₁	0,3643	0,4135
	Col.155-BA27-100%-3P ₂	0,4628	

D : degré d'endommagement

La Figure II.4.40 montre que l'augmentation de l'énergie de déformation est très significative pour les spécimens confinés avec 3 couches de composite «PRFC» (endommagés initialement ou non). Il convient de noter que pour les éprouvettes cylindriques ($\varnothing 160 \times 320$ mm) plus l'endommagement initial est important, plus l'énergie de déformation procurée par l'enveloppe composite est grande. Cette tendance a été inversée dans le cas des colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm) où l'énergie de déformation procurée par l'enveloppe composite diminue avec l'augmentation du degré d'endommagement initial de la colonne (Figure II.4.41).

Cette différence peut être attribuée au fait que, dans les cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm) l'observation de l'état de fissuration, montre que l'endommagement initial est plus au moins uniforme sur la hauteur des spécimens. Alors que, dans le cas des colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm) endommagées à un taux supérieur ou égale à 60 % de la charge de rupture le maximum d'endommagement est localisé dans le tiers (1/3) supérieur ou inférieur de la hauteur de la colonne. Les Tableaux II.4.12 donnent les modules d'élasticité des spécimens en béton non confinés avant et après endommagement des cylindres.

Dans le cas des colonnes, le tableau II.4.12 donne les résultats des modules d'élasticité obtenus sur trois hauteurs différentes (1/3 supérieur, 1/3 central et 1/3 inférieur). Les valeurs des modules d'élasticité sur le tiers (1/3) supérieur ou le tiers (1/3) inférieur sont considérées comme réelles puisque dans ces zones, la transmission des efforts est totale et uniforme. Par ailleurs, dans le cas du tiers (1/3) central des colonnes de 1 m de hauteur, la répartition des contraintes dans cette zone n'est pas uniforme et la transmission des charges n'est donc pas totale. Ainsi, nous obtenons des modules d'élasticité « apparents » plus importants puisque dans les calculs du module, on utilise les contraintes réelles appliquées. A titre d'exemple, nous remarquons que dans le cas des colonnes non endommagées (Col.155-BA27-0%), une différence au niveau du module d'élasticité moyen entre le tiers (1/3) central (26000 MPa) et les tiers (1/3) inférieur et supérieur (24700 MPa), alors qu'on devait avoir le même résultat (propriété intrinsèque du matériau). Ceci se traduit simplement qu'au niveau du tiers central, la charge transmise est diminuée (environ 92 % de la charge appliquée).

Dans le cas des éprouvettes cylindriques, l'endommagement initial qui est plus au moins uniforme (état de fissuration ou rupture) donne naissance à un nouveau matériau fissuré de résistance décroissante en fonction de l'augmentation du taux d'endommagement, ce qui explique l'amélioration de l'énergie de déformation procurée par le confinement pour les spécimens les plus endommagés (Cy.160-BA27-80%-3P et Cy.160-BA27-100%-3P). Cependant, dans le cas des colonnes, l'endommagement initial provoque des zones fissurées localisées (zone critiques) d'où la réduction des résistances et des déformations dans les colonnes endommagées à 60%, 80% et 100 % de la charge de rupture et par conséquent la réduction de l'énergie de déformation.

D'autre part, après confinement avec des «PRFC» l'endommagement initial des cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm) a peu d'effet sur la résistance à la compression et les déformations (Figure II.4.38 et Tableau II.4.8). Alors que les courbes contrainte-déformation des colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm) montrent qu'un endommagement initial supérieur ou égale à 60 % de la charge de rupture ($D > 15\%$) réduit les résistances à la compression et d'une manière plus significative les déformations axiales et radiales des colonnes confinées. Par conséquent, l'énergie de déformation (définie comme étant l'aire sous la courbe contrainte-déformation) diminue, Tableau II.4.9 et Figure II.4.41.

En général, la capacité ultime et la ductilité des spécimens renforcés par une enveloppe composite constituée de 3 couches de «PRFC» ne sont pas affectées d'une manière significative par l'endommagement initial du béton.

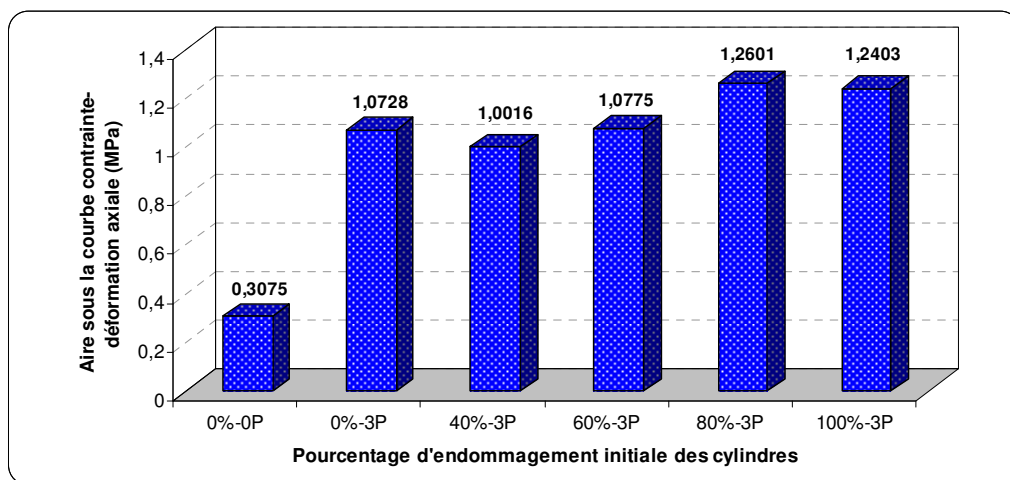


Figure II.4. 40: Valeur moyenne de l'énergie de déformation des cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm) en B.A réparé avec 3 couches PRFC

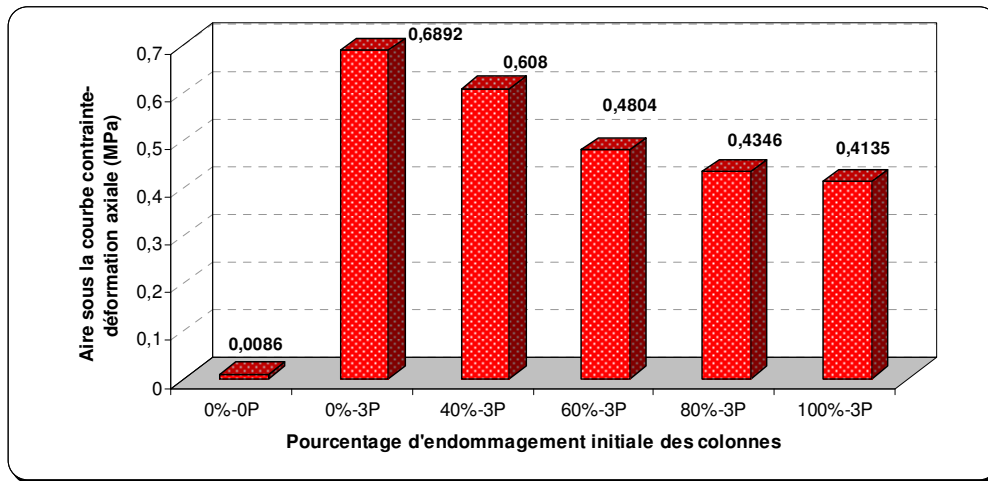


Figure II.4. 41: Valeur moyenne de l'énergie de déformation des colonnes (Ø 155x1000 mm) en B.A réparé avec 3 couches PRFC

Tableau II.4. 10: Module d'élasticité avant et après endommagement (Ø 160x320 mm)

Endommagement initial de (%)	Code spécimen	E_{co} (MPa)	\tilde{E}_{co} (MPa)
0% f_{co} D = 0	Cy.160-BA27-0%-3P ₁	25753	25753
	Cy.160-BA27-0%-3P ₂	25465	25465
40% f_{co} D = 0,15	Cy.160-BA27-40%-3P ₁	25610	21700
	Cy.160-BA27-40%-3P ₂	25420	21510
60% f_{co} D = 0,32	Cy.160-BA27-60%-3P ₁	25062	17075
	Cy.160-BA27-60%-3P ₂	23566	15821
80% f_{co} D = 0,39	Cy.160-BA27-80%-3P ₁	24346	14793
	Cy.160-BA27-80%-3P ₂	24228	14945
100% f_{co} D = 0,53	Cy.160-BA27-100%-3P ₁	24253	11500
	Cy.160-BA27-100%-3P ₂	23648	11057

E_{co} : module d'élasticité du béton non confiné avant l'endommagement,
 \tilde{E}_{co} : module d'élasticité du béton non confiné après l'endommagement,
 D : degré d'endommagement.

Tableau II.4. 11: Modules d'élasticité avant et après endommagement (Ø 155x1000 mm)

Endommagement initial	code spécimen	(1/3) supérieur de la colonne		(1/3) central de la colonne		(1/3) inférieur de la colonne	
		E_{co} (MPa)	\tilde{E}_{co} (MPa)	E_{co} (apparent) (MPa)	\tilde{E}_{co} (apparent) (MPa)	E_{co} (MPa)	\tilde{E}_{co} (MPa)
0% f_{co} D = 0	Col.155-BA27-0%-3P ₁	24870	-	26800	-	25600	-
	Col.155-BA27-0%-3P ₂	23935	-	25300	-	24723	-
40% f_{co} D = 0,04	Col.155-BA27-40%-3P ₁	24056	21428	26686	24334	24908	23967
	Col.155-BA27-40%-3P ₂	24979	22731	26878	24502	25591	23797
60% f_{co} D = 0,15	Col.155-BA27-60%-3P ₁	25602	20934	28056	21603	26505	20694
	Col.155-BA27-60%-3P ₂	21984	18220	27361	21341	21819	16958
80% f_{co} D = 0,41	Col.155-BA27-80%-3P ₁	21090	10289	27005	14788	22721	12481
	Col.155-BA27-80%-3P ₂	27879	18217	28000	14850	23037	11940
100% f_{co} D = 0,44	Col.155-BA27-100%-3P ₁	25929	11980	27859	14346	24387	13936
	Col.155-BA27-100%-3P ₂	25161	12253	28725	14663	22122	12429

E_{co} : module d'élasticité du béton non confiné avant l'endommagement, \tilde{E}_{co} : module d'élasticité du béton non confiné après l'endommagement, D : degré d'endommagement.

PARTIE III

**PROPOSITION DE MODÈLES
ANALYTIQUES DE CONFINEMENT**

Chapitre III.1 : MODÈLE CONTRAINTE-DEFORMATION

Un modèle théorique permettant de prédire le comportement de colonnes confinées à l'aide de matériau composite a été récemment développé par Fahmy et Wu (2010), l'établissement de ce modèle est basé sur les résultats expérimentaux de 257 éprouvettes cylindriques en béton confinées avec différents types de matériaux composites récoltés en majorité de la bibliographie. Ce modèle présente une réponse bilinéaire du béton confiné avec des matériaux composites « PRF » avec l'équation de la 1^{ère} branche ascendante, qui contient cinq paramètres distincts :

$$\sigma_c = E_c \varepsilon_c - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f_o} \varepsilon_c^2 \quad (\text{III.1.1})$$

où ε_c et σ_c représentent la déformation axiale et la contrainte du béton, E_c et E_2 définissent le module d'élasticité du béton non confiné et la seconde pente de la relation contrainte-déformation du béton confiné avec composite PRF, et enfin f_o qui représente la contrainte plastique de référence à l'intersection de la seconde pente de la relation contrainte-déformation avec l'axe des contraintes et qui est prise égale la résistance à la compression du béton non confiné f'_{co} . La Figure III.1.1 montre les différents paramètres impliqués.

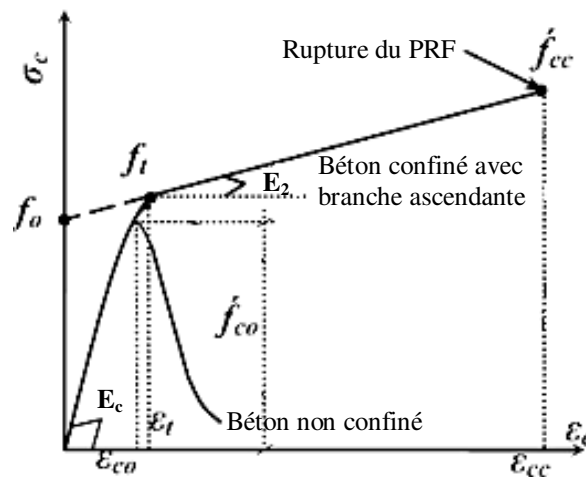


Figure III.1. 1: Paramètres du modèle de confinement pour les colonnes circulaires.

Dans ce modèle, la zone de transition est définie respectivement par la contrainte et la déformation de transition :

$$f_t = E_c \varepsilon_t - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f'_{co}} \varepsilon_t^2 \quad (\text{III.1.2})$$

$$\varepsilon_t = \frac{2f'_{co}}{E_c - E_2} \quad (\text{III.1.3})$$

Alors que, la 2^{ème} branche ascendante de la relation contrainte-déformation est définie par la résistance de confinement maximale f'_{cc} (qui coïncide avec la résistance ultime), et la déformation axiale correspondante ε_{cc} , comme suit:

$$f'_{cc} = f'_{co} + k_1 f_{lu} \quad (\text{III.1.4})$$

$$\varepsilon_{cc} = \frac{f'_{cc} - f_o}{E_2} \quad (\text{III.1.5})$$

$$\text{Avec : } \begin{cases} k_1 = 4,5 f_{lu}^{-0,3} & \text{pour } f'_{co} \leq 40\text{MPa} \\ E_2 = m_2 (245,61 f'_{co}{}^{m_1} + 0,6728 E_l) \\ m_1 = 0,5 ; m_2 = 0,83 & \text{pour } f'_{co} \leq 40\text{MPa} \\ m_1 = 0,2 ; m_2 = 1,73 & \text{pour } f'_{co} > 40\text{MPa} \\ E_l = \frac{2E_{prf} N t_{prf}}{d} \end{cases}$$

E_{prf} , N , t_{prf} et d sont respectivement : le module d'élasticité du composite, le nombre de couches formant l'enveloppe composite, l'épaisseur d'une couche PRF et le diamètre de la colonne en béton ou en B.A confiné par « PRF ».

Le modèle empirique proposé par Fahmy et Wu (2010) pour caractériser le comportement des colonnes confinées avec des matériaux composites PRF ne tient pas compte de l'état d'endommagement initial de la colonne avant la réparation par une enveloppe composite PRF. Il est donc normal qu'il ne soit pas convenable, dans sa forme actuelle, pour les colonnes en béton armé initialement endommagé. Cependant, le modèle devrait donc être corrigé pour tenir compte de cet aspect important.

III.1.1. Estimation de l'endommagement des matériaux

L'endommagement appliqué au comportement des matériaux quasi-fragiles a été initialement présenté par Kachanov en 1958 (Comby Peyrot 2006) puis développé par de nombreux autres auteurs (Lemaitre et Chaboche 2002, Lemaitre et al. 2008). La mécanique de l'endommagement est une théorie décrivant la réduction progressive des propriétés mécaniques des matériaux en raison de l'initiation, la croissance et la coalescence des fissures microscopiques. Ces changements internes conduisent à la dégradation des propriétés mécaniques du matériau.

L'idée de pouvoir distinguer un matériau endommagé, à la base de cette théorie, a conduit à la notion de la contrainte effective, définie par Kachanov (Comby Peyrot 2006). Sur la Figure III.1.2, S désigne la surface de section d'un élément de volume, \vec{n} étant la normale à la surface considérée, et S_D la surface endommagée (vides, fissures). \tilde{S} désigne la surface résistante effective ($\tilde{S} < S$). Cette théorie prend en compte les discontinuités géométriques et les concentrations de contraintes:

$$\tilde{S} = S - S_D \quad (\text{III.1.6})$$

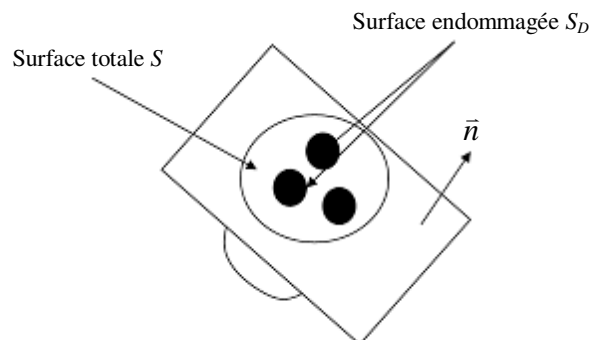


Figure III.1. 2: Endommagement uniaxial selon Kachanov (Comby Peyrot 2006)

La mesure du tenseur d'endommagement D_n , par rapport à la normale \vec{n} , est donnée par la relation suivante:

$$D_n = \frac{S_D}{S} = \frac{S - \tilde{S}}{S} \quad (\text{III.1.7})$$

Cependant, si nous considérons que les valeurs par défaut sont réparties uniformément dans chaque direction (endommagement isotrope), l'endommagement sera indépendant de \vec{n} :

$$D_n = D \quad (\text{III.1.8})$$

D est un scalaire tel que $0 \leq D \leq 1$, avec $D = 0$ (matériau sain) et $D = 1$ (matériau complètement endommagé). La variable d'endommagement D met en relation l'endommagement et le comportement mécanique grâce aux caractéristiques élastiques du matériau. Par définition:

$$\tilde{E} = E (1 - D) \quad (\text{III.1.9})$$

\tilde{E} et E sont respectivement le module de Young effectif et initial du matériau. Ce concept d'endommagement a été appliqué avec succès au matériau béton par Mazars (Mazars 1984). De l'équation (III.1.9), le degré d'endommagement D des spécimens en béton armé de la série 4 (27 MPa) est estimé comme suit :

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}_c}{E_c} \quad (\text{III.1.10})$$

Avec :

E_c : module d'élasticité du béton armé non endommagé non confiné avec des matériaux composites « PRFC »,

\tilde{E}_c : module d'élasticité du béton armé endommagé non confiné avec des matériaux composites « PRFC »,

D : le degré d'endommagement des spécimens avant la réparation avec le composite « PRFC ».

Les Tableaux III.1.1 et III.1.2 présentent le degré d'endommagement respectivement des éprouvettes cylindriques ($\emptyset 160 \times 320$ mm) et des colonnes ($\emptyset 155 \times 1000$ mm) en béton armé de la série 4.

Tableau III.1. 1: Degré d'endommagement des cylindres ($\emptyset 160 \times 320$ mm) en B.A de la série 4 (27 MPa)

Endommagement initial en (%) de la charge de rupture	Code spécimen	E_{oc} (MPa)	\tilde{E}_{oc} (MPa)	$D=1-(\tilde{E}_{oc}/E_{oc})$	D (Moyen)
0% f'_{co}	Cy.160-BA26-0%-3P ₁	25753	-	0	0
	Cy.160-BA26-0%-3P ₂	25465	-	0	
40% f'_{co}	Cy.160-BA26-40%-3P ₁	25610	21700	0,152	0,15
	Cy.160-BA26-40%-3P ₂	25420	21510	0,153	
60% f'_{co}	Cy.160-BA26-60%-3P ₁	25062	17075	0,318	0,32
	Cy.160-BA26-60%-3P ₂	23566	15821	0,328	
80% f'_{co}	Cy.160-BA26-80%-3P ₁	24346	14793	0,392	0,39
	Cy.160-BA26-80%-3P ₂	24228	14945	0,383	
100% f'_{co}	Cy.160-BA26-100%-3P ₁	24253	11500	0,525	0,53
	Cy.160-BA26-100%-3P ₂	23648	11057	0,532	

Tableau III.1. 2: Degré d'endommagement des colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm) en B.A de la série 4 (27 MPa)

Endommagement initial en (%) de la charge de rupture	Code spécimen	E_{oc} (apparent) (MPa)	\tilde{E}_{oc} (apparent) (MPa)	$D = 1 - (\tilde{E}_{oc}/E_{oc})$	D (Moyen)
0% f'_{co}	Col.155-BA26-0%-3P ₁	26800	-	0	0
	Col.155-BA26-0%-3P ₂	25300	-	0	
40% f'_{co}	Col.155-BA26-40%-3P ₁	25216	24334	0,034	0,047
	Col.155-BA26-40%-3P ₂	26043	24502	0,059	
60% f'_{co}	Col.155-BA26-60%-3P ₁	26835	21603	0,194	0,154
	Col.155-BA26-60%-3P ₂	24103	21341	0,114	
80% f'_{co}	Col.155-BA26-80%-3P ₁	24562	14788	0,397	0,415
	Col.155-BA26-80%-3P ₂	26221	14850	0,433	
100% f'_{co}	Col.155-BA26-100%-3P ₁	25912	14346	0,446	0,444
	Col.155-BA26-100%-3P ₂	26350	14663	0,443	

N.B : le degré d'endommagement D a été calculé en fonction des modules d'élasticité mesurés au tiers (1/3) central des colonnes.

III.1.2. Proposition d'un modèle contrainte-déformation pour des colonnes confinées avec des matériaux composites tenant compte de l'endommagement initial du béton

▪ 1^{ère} branche ascendante :

La première branche ascendante de la relation contrainte-déformation de ce modèle est générée par les équations résumées dans le Tableau III.1.3. Les équations proposées par Fahmy et Wu (2010) ont été modifiées pour tenir compte du degré d'endommagement initial de la colonne en béton armé avant sa réparation avec des matériaux composites « PRFC ». Les équations modifiées sont fonction du module d'élasticité \tilde{E}_c du béton endommagé non confiné avec des matériaux composites « PRFC », de la deuxième pente E_2 de la relation contrainte-déformation du béton confiné avec des « PRFC », et de la résistance à la compression \tilde{f}'_{co} du béton initialement endommagé non confiné avec « PRFC » :

$$\sigma_c = \tilde{E}_c \varepsilon_c - \frac{(\tilde{E}_c - E_2)^2}{4f_o} \varepsilon_c^2 \quad (\text{III.1.11})$$

La zone de transition est définie respectivement par la contrainte et la déformation de transition :

$$f_t = \tilde{E}_c \varepsilon_t - \frac{(\tilde{E}_c - E_2)^2}{4\tilde{f}'_{co}} \varepsilon_t^2 \quad (\text{III.1.12})$$

$$\varepsilon_t = \frac{2\tilde{f}'_{co}}{\tilde{E}_c - E_2} \quad (\text{III.1.13})$$

La contrainte de référence à l'intersection de la seconde pente de la relation contrainte-déformation avec l'axe des contraintes (f_o) est prise égale à la résistance en compression du béton non confiné (f'_{co}) pour le béton non endommagé ou elle est égale à la résistance en compression du béton endommagé non confiné (\tilde{f}'_{co}) pour le cas du béton initialement endommagé.

Cependant, la valeur de la résistance en compression \tilde{f}'_{co} du béton initialement endommagé non confiné avec des matériaux composites « PRFC » est donnée en fonction de f'_{co} et du degré d'endommagement D par l'équation suivante :

$$\tilde{f}'_{co} = f'_{co} (1 - D^2) \quad (\text{III.1.14})$$

Cette relation a été déduite des résultats d'essais de compression réalisés sur des éprouvettes cylindriques ($\varnothing 160 \times 320 \text{mm}$) en B.A avec différents degrés d'endommagement du béton. Alors que, le module d'élasticité (\tilde{E}_c) du béton endommagé non confiné avec PRFC peut être obtenu en fonction du module d'élasticité du béton non endommagé non confiné avec PRFC (E_c) et du degré d'endommagement D par le biais de l'équation III.1.9.

Tableau III.1. 3: Équations de la 1^{ère} branche ascendante du modèle proposé

Équation de la 1 ^{ère} branche ascendante	f_o	Contrainte de transition (f_t)	Déformation de transition (ε_t)
Béton non endommagé confiné par PRF :			
$\sigma_c = E_c \varepsilon_c - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f_o} \varepsilon_c^2$	$f_o = f'_{co}$	$f_t = E_c \varepsilon_t \frac{(E_c - E_2)^2}{4f'_{co}} \varepsilon_t^2$	$\varepsilon_t = \frac{2f'_{co}}{E_c - E_2}$
Béton endommagé confiné par PRF:			
$\sigma_c = \tilde{E}_c \varepsilon_c - \frac{(\tilde{E}_c - E_2)^2}{4f_o} \varepsilon_c^2$	$f_o = \tilde{f}'_{co}$	$f_t = \tilde{E}_c \varepsilon_t \frac{(\tilde{E}_c - E_2)^2}{4\tilde{f}'_{co}} \varepsilon_t^2$	$\varepsilon_t = \frac{2\tilde{f}'_{co}}{\tilde{E}_c - E_2}$
$\tilde{f}'_{co} = f'_{co} (1 - D^2)$		$\tilde{E}_c = E_c (1 - D)$	

▪ **2^{ème} branche ascendante :**

La seconde branche ascendante de la relation contrainte-déformation est directement estimée par une seule équation. Cette seconde pente est directement liée au module de confinement E_l de l'enveloppe composite, tant que (selon le cas) la résistance à la compression du béton non confiné f'_{co} ou celle du béton endommagé non confiné \tilde{f}'_{co} est une constante. En conséquence, l'équation proposée doit refléter l'effet de la rigidité latérale du composite utilisé et de la résistance en compression f'_{co} ou \tilde{f}'_{co} (selon le cas) respectivement sur E_2 ou \tilde{E}_2 , (Tableau III.1.4).

La valeur au pic de la relation contrainte-déformation bilinéaire ascendante est définie par la résistance ultime (qui coïncide avec la résistance maximale). Dans cette équation, le coefficient d'efficacité du confinement k_l de l'équation donnant f'_{cc} pour le béton non endommagé confiné avec PRFC a été calibré en se basant sur les résultats expérimentaux des cylindres ($\varnothing 160 \times 320 \text{mm}$) en B.A de la série 4 (27 MPa). De ce fait, k_l a été pris égal à 5,6 au lieu de 4,5 prévu au modèle initial de Fahmy et Wu (2010). La valeur f'_{cc} ainsi calculée et le degré d'endommagement D sont utilisés pour définir la résistance à la compression du béton endommagé confiné avec PRFC (\tilde{f}'_{cc}) par la relation suivante :

$$\tilde{f}'_{cc} = f'_{cc} (1 - D^4) \quad (\text{III.1.15})$$

Cependant, la déformation correspondante $\tilde{\varepsilon}_{cc}$ du béton endommagé confiné est fonction de la résistance en compression du béton endommagé confiné \tilde{f}'_{cc} , de la résistance du béton non endommagé confiné f'_{cc} et de la deuxième pente E_2 de la relation contrainte-déformation du béton confiné avec des matériaux composites « PRFC ».

Tableau III.1. 4: Equations de la 2^{ème} branche ascendante du modèle proposé

Équation de la 2 ^{ème} branche ascendante	ϵ_{cc}	E_2
Béton non endommagé confiné par PRF: $f'_{cc} = f'_{co} + k_1 f_{lu}$ $k_1 = 5,6 f_{lu}^{-0,3}$: pour $f'_{co} \leq 40\text{MPa}$	$\epsilon_{cc} = \frac{f'_{cc} - f'_{co}}{E_2}$	$E_2 = m_2 (245,61 f'_{co}{}^{m_1} + 0,6728 E_1)$
Béton endommagé confiné par PRF : $\tilde{f}'_{cc} = f'_{cc} (1 - D^4)$	$\tilde{\epsilon}_{cc} = \frac{\tilde{f}'_{cc} - \tilde{f}'_{co}}{\tilde{E}_2}$	$\tilde{E}_2 = m_2 (245,61 \tilde{f}'_{co}{}^{m_1} + 0,6728 E_1)$ $m_1 = 0,5 ; m_2 = 0,83$: pour $f'_{co} \leq 40\text{MPa}$ $E_1 = \frac{2 E_{prf} N t_{prf}}{d}$

Les Figures III.1.3 à III.1.7 présentent les courbes contrainte-déformation théoriques obtenues à partir du modèle proposé et les courbes expérimentales obtenues à partir des essais sur cylindres (Ø160x320 mm) de la série 4 (27MPa). Sur ces graphiques, la contrainte axiale est tracée en fonction de la déformation axiale. Le trait continu montre les résultats expérimentaux et le trait discontinu, les résultats théoriques.

D'une manière générale, les courbes théoriques sont en bonne concordance avec les courbes expérimentales et suivent la même tendance. On note par ailleurs que pour un faible degré d'endommagement ($D = 0,15$ et $0,32$), ces courbes divergent légèrement à la fin du chargement. En effet, les équations théoriques prévoient des déformations axiales légèrement supérieures que celles enregistrées lors des essais.

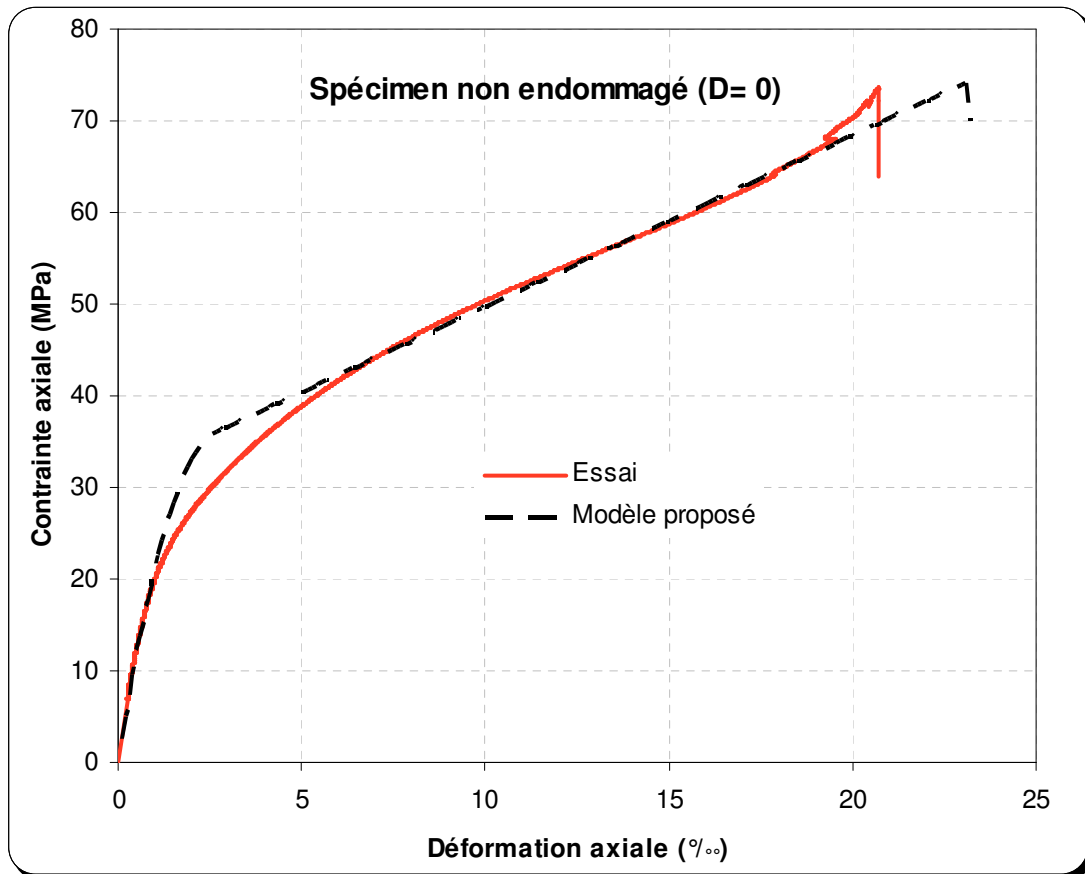


Figure III.1. 3: Comparaison des courbes théoriques et expérimentales (Cy.160-BA27-0%-3P)

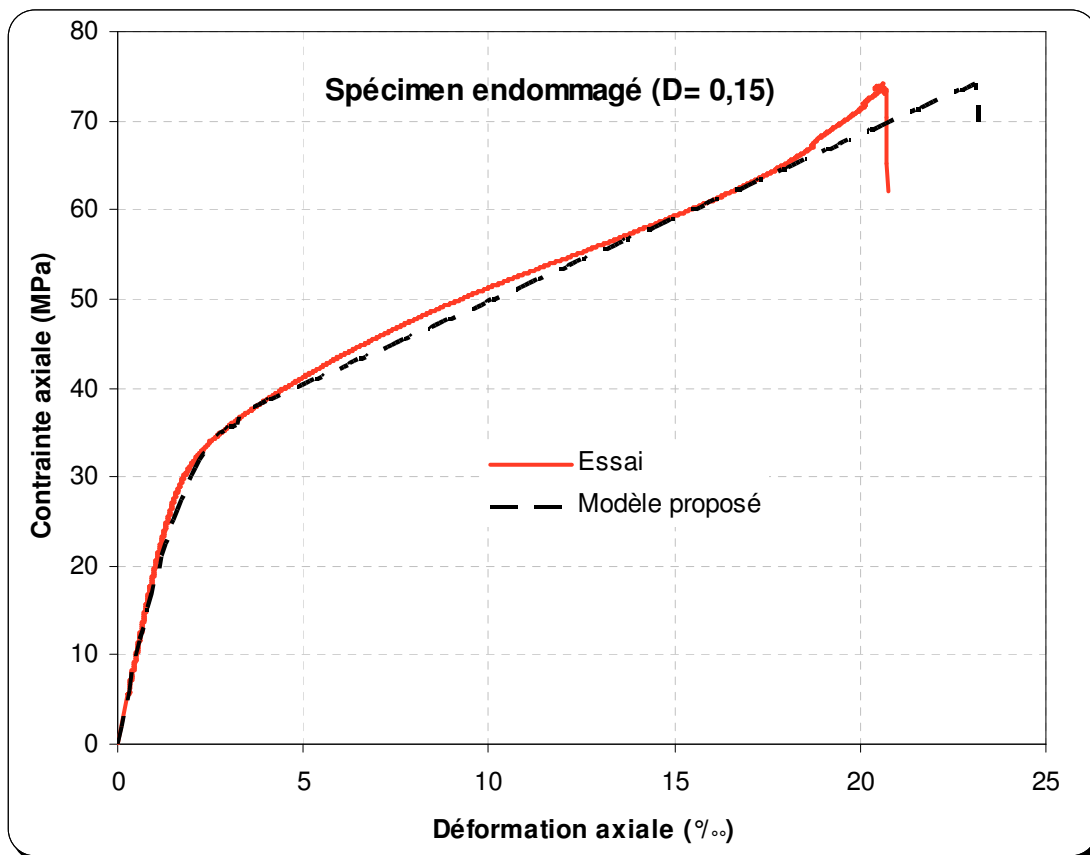


Figure III.1. 4: Comparaison des courbes théoriques et expérimentales (Cy.160-BA27-40%-3P)

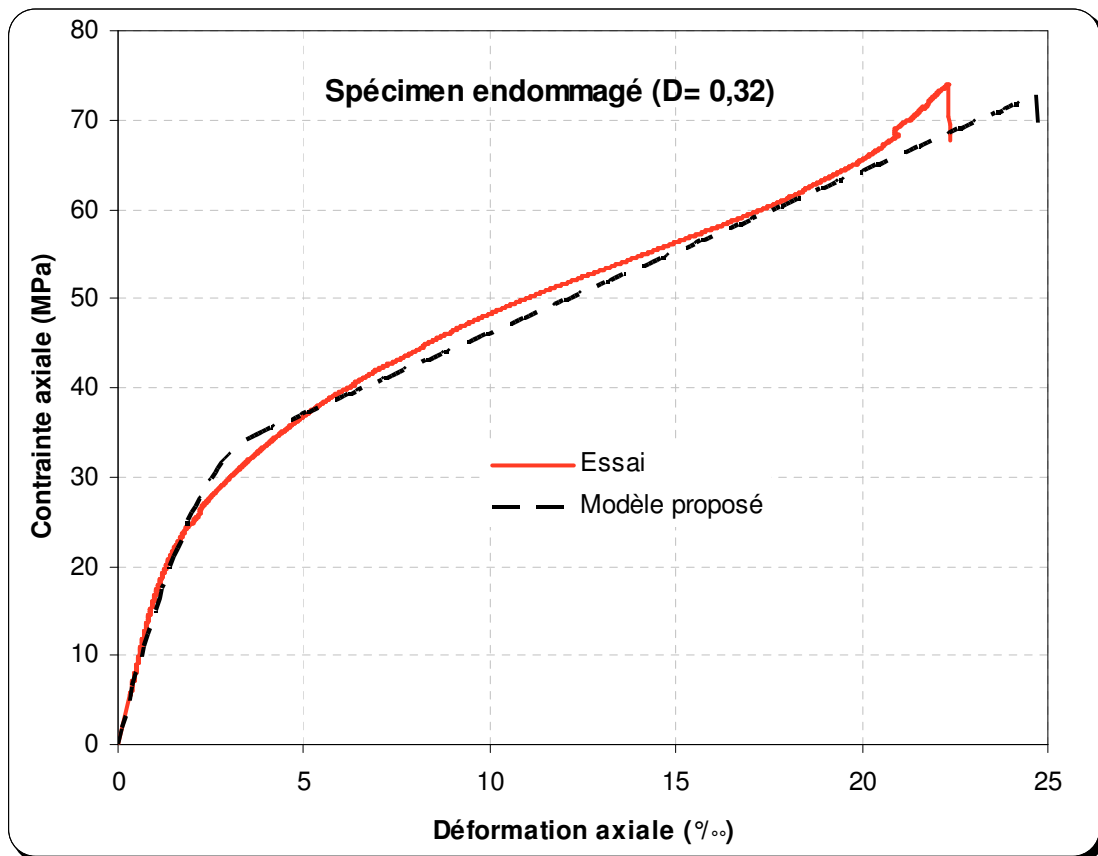


Figure III.1. 5: Comparaison des courbes théoriques et expérimentales (Cy.160-BA27-60%-3P)

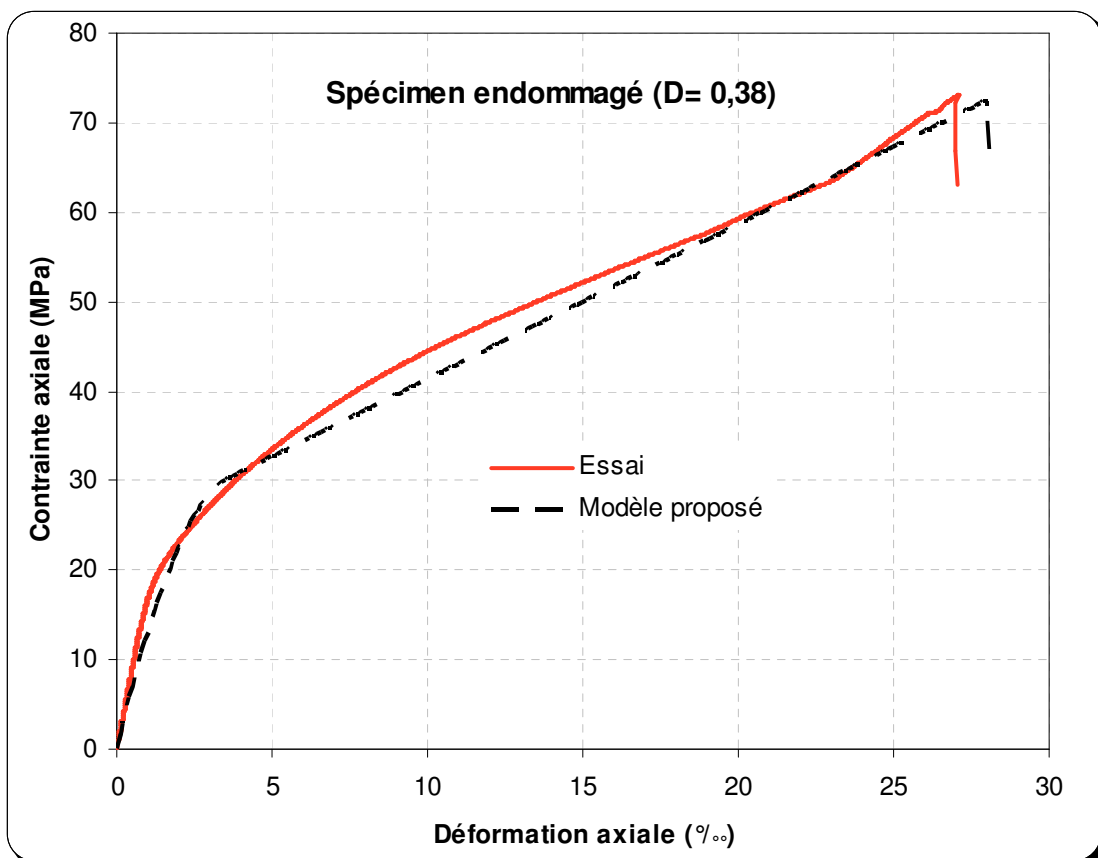


Figure III.1. 6: Comparaison des courbes théoriques et expérimentales (Cy.160-BA27-80%-3P)

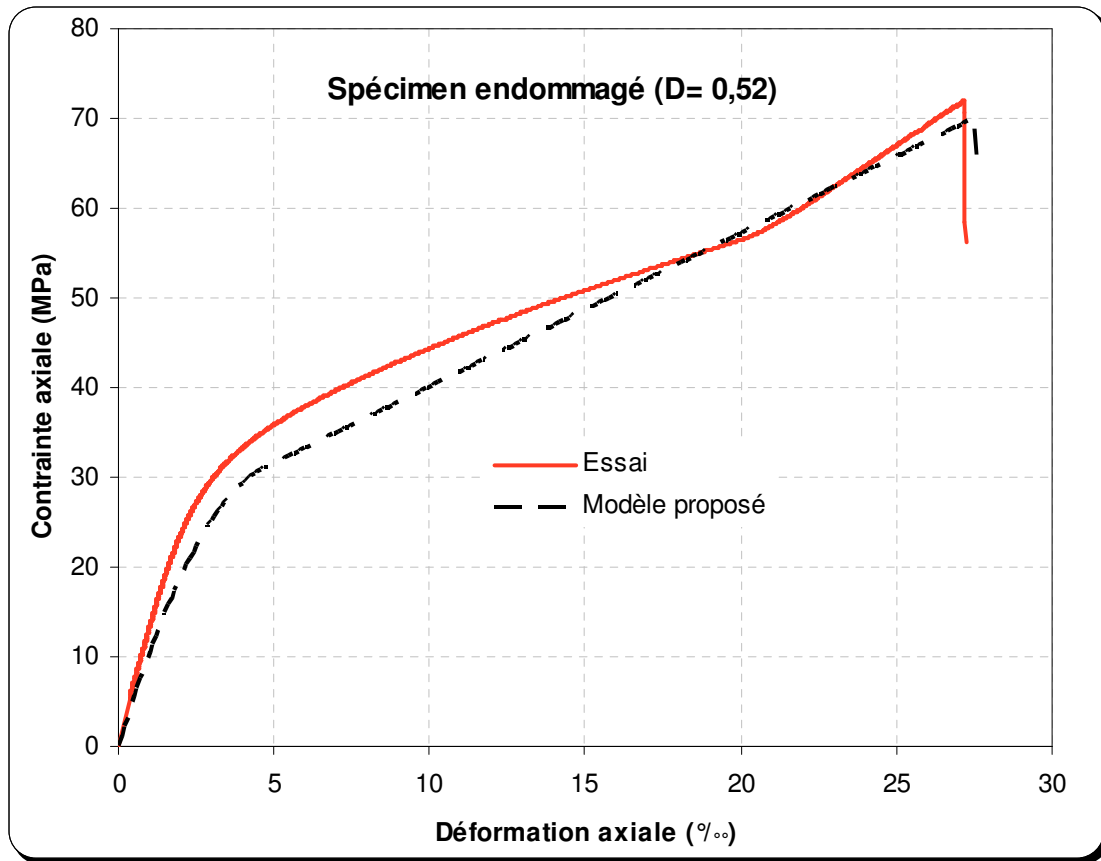


Figure III.1. 7: Comparaison des courbes théoriques et expérimentales (Cy.160-BA27-100%-3P)

Le modèle est élaboré en fonction des valeurs moyennes des résultats expérimentaux des cylindres (Ø160x320 mm) en B.A endommagé de la série 4 (27 MPa). Les paramètres du modèle proposé sont regroupés dans le Tableau III.1.5.

Tableau III.1. 5: Paramètres du modèle proposé (cylindres Ø160x320 mm)

(% charge d'endommagement initial		0% f'_{co}	40% f'_{co}	60% f'_{co}	80% f'_{co}	100% f'_{co}
Valeurs expérimentales	f'_{co} (MPa)	31,0	30,2	28,0	24,2	23,1
	f'_{cc} (MPa)	74,5	74,4	73,2	72,9	70,5
	ϵ_{co} (‰)	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8
	E_c (MPa)	25600	21500	17075	14945	11500
	D	0	0,15	0,32	0,38	0,52
Valeurs théoriques	f_t (MPa)	35,9	35,8	34,6	30,6	31,2
	f'_{cc} (MPa)	74,6	74,5	73,8	72,9	68,7
	f_t (MPa)	18,8	18,8	18,8	18,8	18,8
	ϵ_{cc} (‰)	23,4	24,1	25,4	28,2	26,8
	ϵ_t (‰)	2,6	3,1	3,7	3,7	4,7
	E_t (MPa)	1294	1294	1294	1294	1294
	E_2 (MPa)	1856	1842	1802	1726	1703
f'_{co} (MPa)	31	30,3	27,8	26,4	22,3	

Une comparaison des résultats expérimentaux et celles prédites par le modèle est présentée dans le Tableau III.1.6. Les rapports entre les valeurs théoriques (résistances et déformations) et expérimentales sont très voisins de 1. Ce résultat montre bien la fiabilité du modèle proposé.

Tableau III.1. 6: Comparaison entre les résultats expérimentaux et ceux du modèle

(%) charge d'endommagement initial Cylindres (Ø160x320 mm) en B.A		0% f'_{co}	40% f'_{co}	60% f'_{co}	80% f'_{co}	100% f'_{co}
Degré d'endommagement (D)		0	0,15	0,32	0,38	0,52
$f_{cc,exp}$ (MPa)	spécimen no.1	74,4	74,2	72,3	72,7	71,9
	spécimen no.2	74,6	74,65	74,1	73,17	68,99
$\varepsilon_{cc,exp}$ (‰)	spécimen no.1	20,7	20,6	22,6	25,34	27,16
	spécimen no.2	22,2	19,7	22,3	27,21	25,61
$f'_{cc,theo}/f'_{cc,exp}$ (spécimen no.1)		1,00	1,00	1,02	1,00	0,95
$f'_{cc,theo}/f'_{cc,exp}$ (spécimen no.2)		1,00	0,99	0,99	0,99	0,99
$f'_{cc,theo}/f'_{cc,exp}$ (la moyenne)		1,00	1,00	1,00	0,99	0,97
$\varepsilon_{cc,theo}/\varepsilon_{cc,exp}$ (spécimen no.1)		1,13	1,16	1,12	1,11	0,98
$\varepsilon_{cc,theo}/\varepsilon_{cc,exp}$ (spécimen no.2)		1,05	1,22	1,13	1,03	1,04
$\varepsilon_{cc,theo}/\varepsilon_{cc,exp}$ (la moyenne)		1,09	1,19	1,13	1,07	1,01

Les paramètres du modèle proposé pour les colonnes (Ø155x1000 mm) en B.A endommagé de la série 4 (27 MPa) sont présentés dans le Tableau III.1.7.

Tableau III.1. 7: Paramètres du modèle proposé (colonnes Ø155x1000 mm)

(%) charge d'endommagement initial		0% f'_{co}	40% f'_{co}	60% f'_{co}	80% f'_{co}	100% f'_{co}
Valeurs expérimentales	f'_{co} (MPa)	27,00	-	-	-	-
	f'_{cc} (MPa)	77,19	71,81	71,67	70,83	66,32
	ε_{co} (‰)	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18
	E_c (MPa)	26050	24418	21472	14819	14504
	D	0	0,047	0,154	0,415	0,444
Valeurs théoriques	f_t (MPa)	31,02	31,22	31,13	28,15	27,41
	f'_{cc} (MPa)	71,55	71,55	71,51	69,43	68,77
	f_t (MPa)	19,35	19,35	19,35	19,35	19,35
	ε_{cc} (‰)	27,80	24,87	25,27	28,35	26,33
	ε_t (‰)	2,22	2,38	2,67	3,40	3,38
	E_1 (MPa)	1335	1335	1335	1335	1335
	E_2 (MPa)	1805	1804	1792	1710	1695
	f'_{co} (MPa)	27,00	26,94	26,35	22,34	21,67

Une comparaison entre les valeurs des résistances et des déformations prédites par le modèle et les valeurs expérimentales est présentée dans le Tableau III.1.8. On remarque que le modèle proposé qui tient compte de l'endommagement initial du béton donne d'excellentes estimations pour les résistances à la compression, alors qu'il surestime les déformations axiales. Cette surestimation des déformations peut être expliquée par le fait que les mesures extensométriques ont été effectuées sur le tiers (1/3) central des colonnes ce qui représente la zone où on a enregistré des modules d'élasticité supérieurs avant ou après endommagement par rapport aux extrémités des colonnes (voir Tableau II.4.13). Cela veut dire que les contraintes dans le tiers (1/3) supérieur ou inférieur des colonnes sont plus importantes que celles développées au milieu. Par conséquent, les déformations enregistrées seront plus faibles dans la zone centrale (valeurs apparentes). Donc en connaissant l'état de contraintes normales (compression) réel et les déformations axiales au niveau du tiers central, les valeurs théoriques obtenues à partir du modèle proposé surtout dans le cas des déformations seront en accord avec les résultats expérimentaux.

Tableau III.1. 8: Comparaison des résultats expérimentaux et prédites par le modèle

(%) charge d'endommagement initial Colonnes (Ø155x1000 mm) en B.A		0% f'_{co}	40% f'_{co}	60% f'_{co}	80% f'_{co}	100% f'_{co}
Degré d'endommagement (D)		0	0,04	0,15	0,41	0,44
$f_{cc,exp}$ (MPa)	spécimen no.1	78,5	70,7	73,0	70,6	65,1
	spécimen no.2	75,9	72,9	70,4	71,1	67,5
$\varepsilon_{cc,exp}$ (‰)	spécimen no.1	12,19	12,59	9,9	8,77	7,79
	spécimen no.2	12,83	10,97	9,32	9,77	9,33
$f'_{cc,theo}/f'_{cc,exp}$ (spécimen no.1)		0,91	1,01	0,98	0,98	1,05
$f'_{cc,theo}/f'_{cc,exp}$ (spécimen no.2)		0,94	0,98	1,01	0,97	1,01
$f'_{cc,theo}/f'_{cc,exp}$ (la moyenne)		0,92	0,99	0,99	0,98	1,03
$\varepsilon_{cc,theo}/\varepsilon_{cc,exp}$ (spécimen no.1)		2,28	1,98	2,61	3,35	3,51
$\varepsilon_{cc,theo}/\varepsilon_{cc,exp}$ (spécimen no.2)		2,16	2,27	2,77	3,00	2,93
$\varepsilon_{cc,theo}/\varepsilon_{cc,exp}$ (la moyenne)		2,22	2,12	2,63	3,06	3,10

Chapitre III.2 : MODÈLE DE TYPE RÉSISTANCE

III.2.1. Déformation circonférentielle à la rupture du composite PRF

Selon les résultats obtenus, la rupture des spécimens s'est produite avant que les composites n'atteignent leurs capacités de déformation ultimes ε_{fu} (Tableaux II.4.1). Ainsi, cette rupture se produit prématurément et la déformation circonférentielle à la rupture était inférieure à la déformation ultime obtenue à partir des essais de traction standard du composite PRF. Ce phénomène affecte considérablement la précision des modèles existants pour le béton avec des matériaux composites « PRF ». En se référant au Tableau II.4.1, les valeurs moyennes des déformations radiales (ε_r) au moment de la rupture varient de 0,93 ‰ (valeur minimale) pour les spécimens prismatiques de 140x140x1000 mm à 10,27 ‰ (valeur maximale.) pour les spécimens cylindriques Ø160x320 mm. Ces déformations moyennes représentent un rapport ($\varepsilon_r/\varepsilon_{fu}$) de l'ordre de 6,60 ‰ à 73,3 ‰ par rapport à la déformation ultime du composite PRFC ε_{fu} (14 ‰).

En se basant sur les résultats des cylindres (Ø160x320 mm), le coefficient de déformation effective du PRF η représentant le rapport ($\varepsilon_r/\varepsilon_{fu}$) a une valeur de 0,73. Cependant, la pression de confinement latérale effective due au composite PRF est donnée comme suit:

$$f_{l,eff} = \frac{2 t_{frp} E_{frp} \varepsilon_{h,rup}}{d} = \frac{2 t_{frp} E_{frp} \eta \varepsilon_{fu}}{d} = \eta f_l \quad (\text{III.1.16})$$

III.2.2. Modèle proposé pour les sections circulaires

III.2.2.1 Résistance à la compression axiale

Basé sur la régression des données des essais expérimentaux des cylindres (Ø160x320 mm) des trois séries de béton : 26 MPa, 50 MPa et 62 MPa (Tableau III.2.1), une équation simple est proposée pour prédire la résistance au pic du béton confiné avec des matériaux composites « PRF ». La Figure III.2.1 montre la relation entre le rapport de confinement actuel $f_{l,eff}/f'_{co}$ et le rapport de résistance f'_{cc}/f'_{co} . On remarque que la relation peut être approchée par une fonction linéaire donnée par l'équation suivante:

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 2,20 \frac{f_{l,eff}}{f'_{co}} \quad (\text{III.1.17})$$

En utilisant un facteur de réduction η de 0,73 avec le remplacement de $f_{l,eff}$ par f_l dans l'équation. (III.1.17), la résistance ultime de compression axiale du béton confiné avec des « PRF » prend la forme:

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 1,60 \frac{f_l}{f'_{co}} \quad (\text{III.1.18})$$

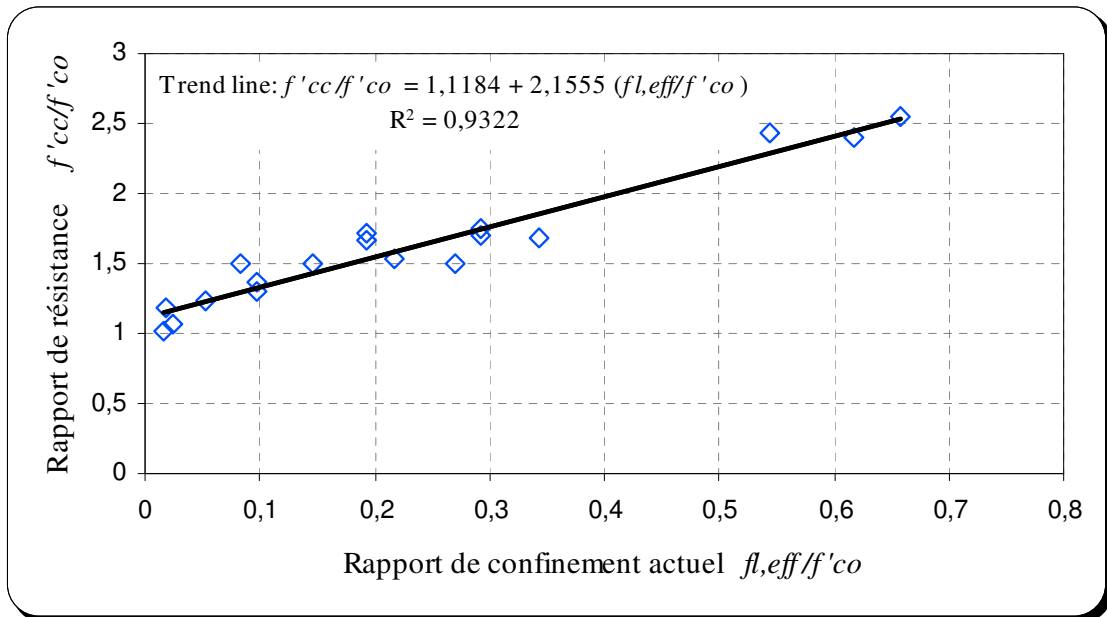


Figure III.2. 1 : Rapport de confinement actuel $f_{l,eff}/f'_{co}$ en fonction du rapport des résistances f'_{cc}/f'_{co}

La Figure III.2.2 est une représentation graphique du rapport de résistance f'_{cc}/f'_{co} en fonction du rapport de confinement f_l/f'_{co} . On peut constater d’après cette figure que le coefficient d’efficacité moyen k_l est un peu élevé. Cela peut être attribué à l’effet de la pression de confinement latérale effective de l’enveloppe composite.

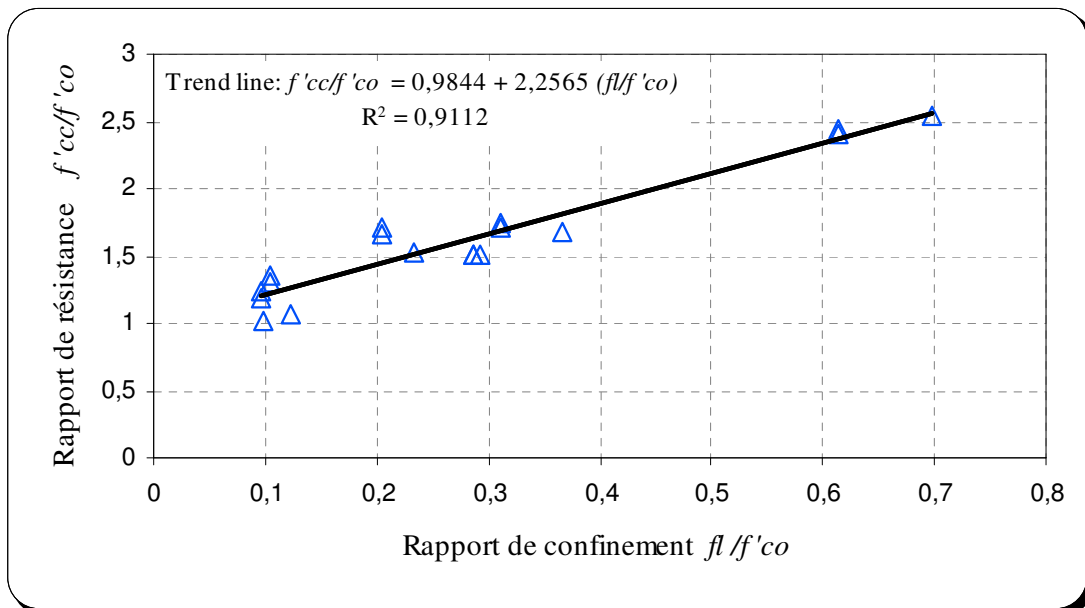


Figure III.2. 2: Rapport de confinement f_l/f'_{co} en fonction du rapport des résistances f'_{cc}/f'_{co}

Tableau III.2. 1: Données et résultats des cylindres (Ø160x320 mm) confinés avec des «PRFC»

Code des spécimens	f_{co} (MPa)	t (mm)	E_{prf} (Gpa)	ϵ_{ju} (%)	$\epsilon_{r,nup.}$ (%)	d (mm)	$f_{i,eff}$ (MPa)	f_l (MPa)	f_t/f_{co}	$f_{i,eff}/f_{co}$	f_{cc} (MPa)	f'_{cc}/f_{co}	ϵ_{co} (%)	ϵ_{cc} (%)	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$
Cy.160-BA26-1P ₁	29,51	1	34,5	14	13,15	160	5,67	6,04	0,20	0,19	50,59	1,71	3,77	15,93	4,22
Cy.160-BA26-1P ₂	29,51	1	34,5	14	13,16	160	5,68	6,04	0,20	0,19	49,17	1,67	3,77	14,75	3,91
Cy.160-BA26-3P ₁	29,51	3	34,5	14	14,06	160	18,19	18,11	0,61	0,62	70,83	2,40	3,77	22,22	5,89
Cy.160-BA26-3P ₂	29,51	3	34,50	14	12,42	160	16,07	18,11	0,61	0,54	71,88	2,44	3,77	23,74	6,29
Cy.160-B26-1P ₁	25,93	1	34,5	14	13,12	160	5,66	6,04	0,23	0,22	39,63	1,53	2,73	12,78	4,68
Cy.160-B26-3P ₁	25,93	3	34,5	14	13,18	160	17,05	18,11	0,70	0,66	66,14	2,55	2,73	15,16	5,55
Cy.160-BA50-1P ₁	58,24	1	34,5	14	13,17	160	5,68	6,04	0,10	0,10	75,84	1,30	3,02	7,37	2,44
Cy.160-BA50-1P ₂	58,24	1	34,5	14	13,16	160	5,68	6,04	0,10	0,10	79,18	1,36	3,02	9,35	3,09
Cy.160-BA50-3P ₁	58,24	3	34,5	14	13,20	160	17,08	18,11	0,31	0,29	101,48	1,74	3,02	13,72	4,54
Cy.160-BA50-3P ₂	58,24	3	34,5	14	13,17	160	17,04	18,11	0,31	0,29	99,35	1,71	3,02	13,44	4,45
Cy.160-B50-1P ₁	49,46	1	34,5	14	2,90	160	1,25	6,04	0,12	0,03	52,75	1,07	1,69	2,52	1,49
Cy.160-B50-3P ₁	49,46	3	34,5	14	13,15	160	17,01	18,11	0,37	0,34	82,91	1,68	1,69	7,27	4,30
Cy.160-BA62-1P ₁	63,01	1	34,5	14	7,79	160	3,36	6,04	0,10	0,05	77,99	1,24	2,69	4,59	1,70
Cy.160-BA62-1P ₂	63,01	1	34,5	14	2,61	160	1,13	6,04	0,10	0,02	74,43	1,18	2,69	2,91	1,08
Cy.160-BA62-3P ₁	63,01	3	34,5	14	4,10	160	5,30	18,11	0,29	0,08	94,92	1,51	2,69	3,87	1,43
Cy.160-BA62-3P ₂	63,01	3	34,5	14	7,15	160	9,25	18,11	0,29	0,15	94,71	1,50	2,69	8,49	3,15
Cy.160-B62-1P ₁	61,81	1	34,5	14	2,46	160	1,06	6,04	0,10	0,02	62,68	1,01	2,84	3,27	1,15
Cy.160-B62-3P ₁	61,81	3	34,5	14	12,89	160	16,68	18,11	0,29	0,27	93,19	1,51	2,84	10,54	3,71

III.2.2.2 Déformation axiale ultime

La Figure III.2.3 montre la relation entre le rapport de déformation et celui du confinement effective des données du Tableau III.2.1. Cette figure indique que la déformation ultime du béton confiné avec des PRF peut être liée de façon linéaire au rapport de confinement effective. Basée sur la régression des données d'essai du Tableau III.2.1, la déformation ultime axiale du béton confiné avec des « PRFC » peut être exprimée à partir de l'expression suivante:

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 7,5 \left(\frac{f_{l,eff}}{f'_{co}} \right) \quad (\text{III.1.19})$$

En remplaçant $f_{l,eff}$ par f_l dans l'équation. (III.1.19) la déformation ultime axiale du béton confiné avec des PRF prend la forme suivante:

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 5,48 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \quad (\text{III.1.19})$$

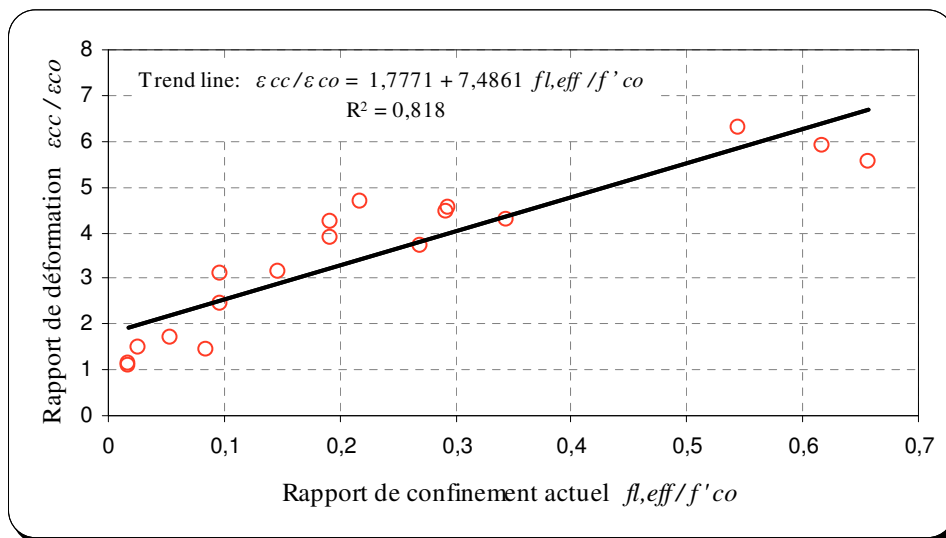


Figure III.2. 3 : Rapport de confinement actuel $f_{l,eff}/f'_{co}$ en fonction du rapport des déformations $\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$

III.2.3. Validation du modèle proposé

Il aurait été possible de réaliser un modèle théorique correspondant bien aux résultats obtenus dans le cadre de cette expérimentation. Par contre, le modèle théorique alors développé n'aurait été valable que pour décrire une expérience avec des matériaux, un environnement, des conditions de chargement identiques à ceux utilisés lors de cette expérience. Un échantillonnage différent de celui de la présente étude est nécessaire pour caler le modèle théorique proposé afin qu'il décrit d'avantage la réalité.

En utilisant le modèle proposé, la résistance à la compression et la déformation axiale des spécimens en béton confinés avec des matériaux composites « PRF » collectés de la bibliographie (travaux de : Matthys et al. 2005, Jiang et Teng 2007, Lam et al. 2006, et Ilki et al. 2003) ont été prédites, comme indiqué dans le Tableau III.2.2 et III.2.3. D'après ces tableaux, on montre clairement qu'il existe une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les résultats prédits par le modèle.

Tableau III.2. 2: Comparaison des valeurs des résistances à la compression axiale prédites par le modèle avec l'expérimentation

Source	Code de Spécimen	Type PRF	f_{co} (MPa)	E_{prf} (Gpa)	ϵ_{iu} (%)	t (mm)	d (mm)	f_u (MPa)	kI	$f_{cc,theo.}$ (MPa)	$f_{cc,exp.}$ (MPa)	$f_{cc,theo.}/f_{cc,exp.}$
Matthys et al. (2005)	k2	CFRP	32	198	11,9	0,585	400	6,89	1,6	43,02	54,30	0,79
	k8	HFRP	32	120	9,6	0,492	400	2,83	1,6	36,53	44,40	0,82
Ilki et al. (2003)	CYL-3-1	CFRP	6,20	230	15	0,495	150	22,77	1,6	42,63	52,20	0,81
	CYL-5-1	CFRP	6,20	230	15	0,825	150	37,95	1,6	66,92	87,70	0,76
	CYL-5-2	CFRP	6,20	230	15	0,825	150	37,95	1,6	66,92	82,70	0,81
Lam et Teng (2006)	CI-M1	CFRP	41,10	250	15,2	0,165	152	8,25	1,6	54,30	52,60	1,03
	CI-M2	CFRP	41,10	250	15,2	0,165	152	8,25	1,6	54,30	57,00	0,95
	CI-M3	CFRP	41,10	250	15,2	0,165	152	8,25	1,6	54,30	55,40	0,98
Jiang et Teng (2007)	CII-M3	CFRP	38,90	247	15,2	0,330	152	16,30	1,6	64,98	65,80	0,99
	36	CFRP	38	240,70	15	1,02	152	48,46	1,6	115,53	129,00	0,89
	37	CFRP	38	240,70	15	1,02	152	48,46	1,6	115,53	135,70	0,85
	38	CFRP	38	240,70	15	1,36	152	64,61	1,6	141,37	161,30	0,87
	39	CFRP	38	240,70	15	1,36	152	64,61	1,6	141,37	158,50	0,89
	40	CFRP	37,70	260	15	0,11	152	5,64	1,6	46,73	48,50	0,96
41	CFRP	37,70	260	15	0,11	152	5,64	1,6	46,73	50,30	0,93	
42	CFRP	44,20	260	15	0,11	152	5,64	1,6	53,23	48,10	1,11	
43	CFRP	44,20	260	15	0,11	152	5,64	1,6	53,23	51,10	1,04	
44	CFRP	44,20	260	15	0,22	152	11,29	1,6	62,26	65,70	0,95	
45	CFRP	44,20	260	15	0,22	152	11,29	1,6	62,26	62,90	0,99	
46	CFRP	47,60	250,50	15	0,33	152	16,31	1,6	73,70	82,70	0,89	
Moyenne : 0,917 Variance : 0,008 Ecart-type : 0,090 Coefficient de variation : 0,098												

Tableau III.2. 3: Comparaison des valeurs des déformations axiales prédites par le modèle avec l'expérimentation

Source	Code de spécimen	Résultats expérimentaux			Résultats théoriques		
		ε_{cc}	$\varepsilon_{cc,exp.}$	k_2	$\varepsilon_{cc,theo.}$	$\varepsilon_{cc,theo.}/\varepsilon_{cc,exp.}$	
Matthys et al. 2005	k2	0,003	0,011	5,480	0,009	0,802	
	k8	0,003	0,006	5,480	0,007	1,179	
Ilki et al. 2003	CYL-3-1	0,002	0,069	5,480	0,042	0,614	
	CYL-5-1	0,002	0,091	5,480	0,070	0,768	
	CYL-5-2	0,002	0,094	5,480	0,072	0,768	
Lam et Teng 2006	CI-M1	0,003	0,009	5,480	0,008	0,882	
	CI-M2	0,003	0,012	5,480	0,008	0,656	
	CI-M3	0,003	0,011	5,480	0,008	0,715	
	CII-M3	0,003	0,013	5,480	0,011	0,880	
Jiang et Teng 2007	36	0,002	0,028	5,480	0,020	0,698	
	37	0,002	0,031	5,480	0,020	0,633	
	38	0,002	0,037	5,480	0,025	0,664	
	39	0,002	0,035	5,480	0,025	0,693	
	40	0,003	0,009	5,480	0,008	0,867	
	41	0,003	0,009	5,480	0,008	0,849	
	42	0,003	0,007	5,480	0,007	1,016	
	43	0,003	0,009	5,480	0,007	0,790	
	44	0,003	0,013	5,480	0,009	0,678	
	45	0,003	0,010	5,480	0,009	0,862	
46	0,003	0,013	5,480	0,011	0,830		
Moyenne						: 0,792	
Variance						: 0,018	
Ecart-type						: 0,135	
Coefficient de variation						: 0,170	

Références

- Comby Peyrot, I. (2006) “Development and validation of a 3D computational tool to describe damage and fracture due to alkali silica reaction in concrete structures”, *Thèse de Doctorat*, École des Mines de Paris, France, 203 p.
- Fahmy, M. F.M. et Wu, Z. (2010) “Evaluating and proposing models of circular concrete columns confined with different FRP composites”, *Composites: Part B*, Vol. 41, pp. 199-213.
- Ilki A, Kumbasar N, Koç V. (2003) “Low and medium strength concrete members confined by fiber reinforced polymer jackets”, *ARI The Bulletin of the Istanbul Technical University*, Vol. 53, No.1, pp. 118-123.
- Jiang T, Teng JG. (2007) “Analysis-oriented stress-strain models for FRP-confined concrete”, *Engineering Structures*, Vol. 29, pp. 2968-2986.
- Lam L, Teng JG, Cheung CH, Xiao Y. (2006) “FRP-confined concrete under axial cyclic compression”, *Cement and Concrete Composites*, Vol. 28, pp. 979-958.
- Lemaître, J. et Chaboche, J.L. (2002) “Mechanics of solid material”, *Cambridge University Press*, 584 p.
- Lemaître, J., Chaboche, J., Benallal, A. et Desmorat, R. (2008) “Mécanique des matériaux solides”, Dunod, 3ème édition, 580 p.
- Matthys, S., Toutanji, H., Audenaert, K. et Taerwe, L. (2005) “Axial load behavior of large-scale columns confined with fiber-reinforced polymer composites”, *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No. 2, pp. 258-267.
- Mazars, J. 1984 “Application de la mécanique de l’endommagement au comportement non linéaire et à la rupture du béton de structure”, *Thèse de Doctorat d’état*, Université Paris VI, France.

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES

En Algérie comme ailleurs dans le monde, une grande partie du patrimoine national et des infrastructures de transport ont atteint la fin de leur durée de vie utile. Des études et expertises ont montré l'urgence de développer des techniques de réhabilitation permettant de redonner aux structures telles que les anciens édifices et les ponts, les capacités structurales nécessaires pour résister aux sollicitations auxquelles elles sont soumises. Parmi les techniques envisagées, l'utilisation des matériaux composites est très prometteuse. L'une de ces méthodes consiste à restaurer ou à augmenter la capacité portante des colonnes en béton armé par l'application d'un confinement réalisé par l'enroulement et le collage d'une enveloppe de matériaux composites. Plusieurs travaux de recherche ont déjà démontré le potentiel de cette approche pour la réhabilitation, le renforcement ou la réparation des colonnes en béton armé.

La présente étude porte sur l'évaluation du comportement structural de colonnes en béton ou en béton armé, de section circulaires ou prismatique carrée, confinées avec une enveloppe mince de composite à base de fibres de verre ou de carbone. Les objectifs de cette étude étaient d'évaluer l'influence des paramètres suivants sur le comportement et la performance des éprouvettes confinées avec des matériaux composites « PRF » :

- le nombre de couches de renfort
- la résistance en compression du béton non confiné (f'_{co})
- la forme de la section (circulaire et carrée)
- le rapport volumétrique du composite « PRF »
- l'élancement géométrique L/D
- le degré d'endommagement

Par ailleurs, à travers ce travail de recherche, nous avons eu comme objectifs de proposer un nouveau modèle de confinement empirique du type résistance pour les besoins de dimensionnement pratique des colonnes confinées avec des matériaux composites « PRF » et un autre modèle de type contrainte-déformation résultant d'une modification d'un modèle existant afin d'introduire le degré d'endommagement initial des colonnes réparées avec des matériaux composites « PRF ».

Pour mener à bien cette investigation, deux programmes de recherche ont été menés : un programme préliminaire sur des cylindres en béton et en béton armé de dimensions ($\text{Ø}160 \times 320$ mm), et sur des spécimens prismatiques carrés en béton de dimensions ($100 \times 100 \times 300$ mm) confinés avec un polymère renforcé de fibres de verre (PRFV) et un programme principal sur des éprouvettes cylindriques de dimensions ($\text{Ø}160$ mm x 320 mm), sur des colonnes de dimensions ($\text{Ø}155$ mm x 1000 mm et $\text{Ø}197$ mm x 1000 mm) et sur des spécimens prismatiques carrés de dimensions ($140 \times 140 \times 280$ mm, $140 \times 140 \times 560$ mm et des colonnes ($140 \times 140 \times 1000$ mm) fabriqués en béton ou en béton armé.

Le programme préliminaire comportait des essais de compression axiale sur 16 éprouvettes cylindriques ($\text{Ø}160$ mm x 320 mm) et 21 spécimens prismatiques carrés ($100 \times 100 \times 300$ mm) confectionné avec un béton de résistance caractéristique égale à 56,70 MPa. Les cylindres étaient, soit non confinés, soit confinés à l'aide d'une couche, deux couches ou quatre couches de polymère renforcé de fibres de verre « PRFV ». Tandis que, les spécimens prismatiques carrés étaient confinés à l'aide d'une couche ou de deux couches de « PRFV ».

Le programme principal, quant à lui, comprenait quatre séries d'essais de compression axiale sur 171 spécimens. Les trois premières séries correspondent respectivement à des bétons de 26 MPa, 50 MPa et 62 MPa. Alors que, la quatrième série consacrée au paramètre d'endommagement a été confectionnée avec le même béton de la première série et qui a donné une résistance caractéristique de 27 MPa. Chacune des trois premières séries est composée au total de 49 spécimens en béton ou en béton armé à savoir : 11 cylindres ($\text{Ø}160$ mm x 320 mm), 6 colonnes ($\text{Ø}155$ mm x 1000 mm), 6 colonnes ($\text{Ø}197$ mm x 1000 mm), 10 spécimens prismatiques carrés ($140 \times 140 \times 280$ mm), 10

spécimens (140 x 140 x 560 mm) et 6 colonnes (140 x 140 x 1000 mm). L'ensemble des spécimens sont soit non confinés, soit confinés à l'aide d'une couche ou de trois couches de polymères renforcés de fibres de carbone (PRFC). La quatrième série est composée de 24 spécimens en béton armé : 12 éprouvettes cylindriques ($\varnothing 160 \times 320$ mm) et 12 colonnes circulaires ($\varnothing 155 \times 1000$ mm) confinées avec 3 couches de « PRFC ».

Les spécimens ont été préparés et instrumentés avec un montage extensométrique équipé de capteurs LVDT. Ils ont ensuite été testés sur une presse hydraulique prévue à cette fin.

Sur la base des résultats obtenus, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

1. Par rapport à l'allure des courbes contrainte-déformation

La majorité des éprouvettes de sections circulaires en béton ou en béton armé confinées avec des matériaux composites « PRF » ont présenté une allure caractéristique bilinéaire ascendante avec un brusque adoucissement après une zone de transition qui se manifeste au seuil de la résistance à la compression maximale du béton non confiné f'_{co} , à moins que le niveau de confinement de l'enveloppe composite est si faible qu'aucune amélioration significative de résistance et/ou de déformation ne peut être attendue.

La majorité des diagrammes contrainte-déformation des spécimens de sections carrées ne sont plus de type bilinéaire ascendant, ils présentent une branche post-pic descendante. Ceci implique que la résistance à la compression ultime du béton confiné f'_{cu} est inférieure à la résistance à la compression maximale f'_{cc} , d'où cette dernière est atteinte avant la rupture complète du composite PRF. Ce type de comportement descendant est lui-même subdivisé en deux cas de figures, si la résistance ultime du béton confiné f'_{cu} est supérieure à la résistance en compression maximale du béton non confiné f'_{co} , le renfort en composite PRF améliore tout de même la résistance de compression du béton (c'est la limite entre les éléments efficacement confinés et ceux insuffisamment confinés), mais dans le cas où f'_{cu} est inférieure à f'_{co} , le béton est insuffisamment confiné et le gain en résistance est très faible.

2. Par rapport au degré de confinement

Pour l'ensemble des spécimens testés, l'augmentation de la rigidité du confinement entraîne à la fois une augmentation de la résistance à la compression et de la ductilité des spécimens confinés avec des matériaux composites «PRF» par rapport aux spécimens non confinés. Cependant, plus le nombre de couches PRF (et par conséquent la rigidité du confinement) est élevé, plus la résistance à la compression et les déformations (axiales et radiales) à la rupture sont grandes. Ce qui implique que la charge ultime et les déformations axiales et radiales augmentent avec l'augmentation de l'épaisseur de l'enveloppe composite.

3. Par rapport à la résistance du béton non confiné

■ *Concernant les courbes contrainte-déformation* : on constate que, pour les spécimens en béton de faible résistance de la série 1 (26 MPa), les courbes contrainte-déformation sont de type bilinéaire ascendant. Par contre, pour des spécimens similaires en béton de moyenne ou de haute résistance série 2 (50 MPa) ou série 3 (62 MPa), lorsque la résistance du béton non confiné f'_{co} augmente, la pente de la seconde branche (zone plastique) de la courbe bilinéaire se redresse graduellement vers un plateau, et éventuellement à une allure bilinéaire descendante avec une réduction substantielle de la ductilité.

■ *Concernant la résistance et la ductilité des spécimens* : L'effet de la résistance du béton non confiné f'_{co} sur l'efficacité du confinement vis-à-vis des gains en résistance et en ductilité des spécimens confinés avec des matériaux composites «PRF» a été remarquable pour les deux type de sections étudiées (à savoir les sections circulaires et carrées). Le confinement externe par une enveloppe de composite PRF permet d'augmenter considérablement la charge ultime et les déformations (axiales et radiales) des spécimens en béton ou en béton armé. Il s'est avéré que plus la résistance du béton non confiné (f'_{co}) était élevée, moins le gain procuré par le confinement était important.

4. Par rapport à la géométrie de la section confinée

■ *Type de section transversale (circulaire ou carrée)* : Les résultats montrent que, pour le même niveau de confinement, le même élancement géométrique L/D et le même rapport de section transversale, les gains en termes de résistance à la compression et en déformations (axiales et radiales) des spécimens confinés avec des matériaux composites «PRF» sont plus importantes pour les spécimens de sections circulaires en comparaison avec ceux de sections carrées.

■ *Variation du rayon des coins des sections carrées* : l'augmentation du rayon des coins d'un spécimen prismatique carré confiné avec des matériaux composites PRF entraîne une augmentation de la déformation axiale ultime et de la résistance à la compression.

Peu importe la section du spécimen, le confinement entraîne une augmentation appréciable de la déformation axiale à la rupture. Cependant, dans le cas des colonnes dont les coins ne sont pas arrondis (spécimens carrés du programme principal), la déformation plastique se produit généralement à un niveau de contrainte inférieur à f'_{co} . Pour que le comportement post-pic soit raidissant (contrainte supérieure à f'_{co}), les coins doivent être arrondis (spécimens carrés du programme préliminaire). Les échantillons avec des coins arrondis (8 et 16 mm de rayon), confinés avec des fibres de verre, ont tous montré, dans la zone plastique, une courbe contrainte-déformation axiale de pente positive. Pour la configuration la plus efficace (rayon de 16 mm et deux couches PRFV), la résistance ultime moyenne a atteint $1,36 f'_{co}$. Cependant, en augmentant les rayons des coins des éléments en béton armé de section carrée, il ne faut pas perdre de vue l'aspect pratique afin de respecter un enrobage raisonnable des armatures de ces éléments. Un rayon de 16 mm semble efficace et pratique.

■ *Diamètre de la section confinée et rapport volumétrique du composite PRF* : Contrairement aux colonnes non confinées, les colonnes de 155 mm de diamètre confinées avec 1 ou 3 couches PRFC ont atteint des gains de résistance en compression et de déformations axiales supérieurs à ceux enregistrés pour les colonnes de 197 mm de diamètre, et ce pour les trois séries de béton (26 MPa, 50 MPa et 62 MPa). Par ailleurs, le confinement avec des matériaux composites « PRFC » a inversé la tendance observée dans les colonnes similaires non confinées. Il faut savoir que pour un niveau de confinement donné, l'augmentation des dimensions de la section transversale des spécimens engendrait une baisse du rapport volumétrique du composite PRF (ρ_{prf} : défini comme le rapport de la surface transversale du composite sur la surface du béton), et par conséquent, une diminution de la résistance du béton confiné. En générale, l'augmentation du rapport volumétrique du PRF ρ_{prf} implique un confinement plus efficace.

Cependant, après confinement avec des matériaux composites « PRFC », les colonnes de 155 mm de diamètre avaient $\rho_{prf} = 0,0258$ et $\rho_{prf} = 0,0774$ respectivement pour 1 et 3 couches de PRFC, supérieurs à ceux des colonnes de 197 mm de diamètre qui avaient pour valeur $\rho_{prf} = 0,0203$ et $0,0609$ respectivement pour 1 et 3 couches de PRFC. Ce qui explique l'efficacité du confinement pour les colonnes de dimensions $\emptyset 155 \times 1000$ mm après un confinement avec un composite PRFC par rapport aux colonnes de dimensions $\emptyset 197 \times 1000$ mm malgré leurs diamètres plus faibles.

5. Par rapport à l'élancement géométrique L/D

■ *Gains de Résistance et de déformation axiale* : pour la même série de béton, la variation de l'élancement n'affecte pas l'efficacité du confinement que se soit pour les spécimens de sections circulaires ou de sections carrées. À l'exception des spécimens de la série 3 (62 MPa) de section carrée confinés avec 1 couche PRFC (Figure 10.29) où on remarque une diminution du gain de résistance f'_{cc} de 17%, de 14% et de 9% respectivement avec l'augmentation de l'élancement de 2, de 4 et de 7,14.

■ *Résistance à la compression axiale* : Dans le cas des spécimens de sections similaires (même diamètre pour les sections circulaires ou même côté pour les sections carrées) et de longueurs différentes. On remarque une diminution modérée de la résistance à la compression avec l'augmentation de l'élancement géométrique (L/D ou L/b) des spécimens confinés avec des

«PRFC». Sauf que, le contraire a été observé dans la comparaison des deux spécimens de section circulaire confiné avec 1 couche de « PRFC » de la série 3 (62 MPa) : Cy.160-BA62-1P et Col.155-BA62-1P. Par contre, dans le cas des spécimens de sections différentes (diamètres différents) et de longueurs différentes. L'influence de l'élanement L/D sur la résistance à la compression ne peut être observée d'une manière évidente.

D'une façon générale, aucun effet significatif de l'élanement L/D n'a été observée. En outre, l'effet de la pression de confinement exercée par l'enveloppe composite est considéré comme indépendant de l'élanement L/D . Ainsi, nous pouvons conclure que les essais utilisant des cylindres ($\varnothing 160 \times 320$ mm) sont suffisants pour évaluer le comportement des colonnes en béton armé confinées avec des matériaux composites « PRF ».

6. Par rapport au degré d'endommagement

- *Courbes contrainte-déformation* : les spécimens endommagés puis renforcés avec 3 couches de PRFC se comportaient d'une manière tout à fait comparable que des spécimens similaires non endommagés initialement. Comparé aux spécimens de références (non confinés-non endommagés), le confinement avec des « PRFC » est très efficaces pour tous les spécimens quelque soit leurs degré d'endommagement initial.

- *Résistance à la compression et déformations* : une fois le taux d'endommagement initiale dépasse les 60 % de la charge de rupture, il affecte légèrement les valeurs des résistances à la compression et d'une manière plus flagrante celles des déformations axiales et radiales des spécimens. D'autre part, le rapport ($\varepsilon_r / \varepsilon_{cc}$) est en général inférieur à 1 ce qui indique que la déformation axiale est plus importante que la déformation radiale et par conséquent la pression de confinement exercée par l'enveloppe composite limite l'expansion radiale du béton.

Pour les éprouvettes cylindriques ($\varnothing 160 \times 320$ mm), dès que le taux d'endommagement est \geq à 60% de la charge de rupture, on remarque une légère diminution des résistances (ex. - 5,40% entre Cy.160-BA27-0%-3P et Cy.160-BA27-100%-3P) contre une légère amélioration des déformations axiales et radiales (respectivement de + 23,09% et de + 6,34%). Par contre, pour les colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm), dès que le taux d'endommagement est \geq à 60% de la charge de rupture, on remarque une diminution des résistances (ex. -14,09% entre Col.155-BA27-0%-3P et Col.155-BA27-100%-3P) et des déformations axiales et radiales (respectivement de - 31.57% et - 49.55%).

- *Énergie de déformation* : la valeur moyenne de l'énergie de déformation des cylindres non confinés (Cy.160-BA26-0%-0P) a été d'environ 0,30 MPa. Par conséquent, cette énergie de déformation a été améliorée après confinement avec 3 couches PRFC d'environ 3 à 4 fois comparée au spécimen de référence. Cependant, l'énergie de déformation des colonnes non confinées (Col.155-BA27-0%-0P) a été d'environ 0,0086 MPa. Cette valeur moyenne enregistrée pour les colonnes a été considérablement améliorée après confinement avec 3 couches PRFC pour atteindre des valeurs d'environ 50 à 80 fois plus grande. Il convient de noter que, pour les éprouvettes cylindriques ($\varnothing 160 \times 320$ mm) plus l'endommagement initial est important, plus l'énergie de déformation procurée par l'enveloppe composite est grande. Cette tendance est inversée dans le cas des colonnes ($\varnothing 155 \times 1000$ mm) où l'énergie de déformation procurée par l'enveloppe composite diminue avec l'augmentation du degré d'endommagement initial de la colonne.

7. Par rapport au modèle empirique

Le modèle de type contrainte-déformation qu'on propose et qui tient compte de l'endommagement initial du béton offre de bonnes prédictions des contraintes et déformations ultimes. Le modèle proposé est plus réaliste puisqu'il prend en considération l'état initial du béton généralement déjà endommagé au moment de la réparation. Par ailleurs, le modèle de type résistance offre également des prédictions satisfaisantes en ce qui concernent les contraintes et les déformations ultimes.

PERSPECTIVES

Le travail présenté nécessite comme tout projet des raffinements afin de pouvoir obtenir d'autres résultats importants et de tirer des conclusions encore plus précises. Les perspectives envisagées dans ce contexte peuvent être classées en deux types :

■ *Sur le plan expérimental :*

Il est nécessaire de développer un programme expérimental dans le but d'introduire plus de variables dans l'étude paramétrique et raffiner de plus en plus le modèle proposé. On peut citer à titre d'exemple :

- Des essais sur des colonnes en béton armé avec des rapports $L/D \geq 15$ permettrait de déterminer le seuil de l'influence du flambement sur l'efficacité du confinement avec des matériaux composites.
- Le confinement de colonnes avec des matériaux composites « PRF » en présence de charge.
- Le confinement partiel pour renforcer les colonnes non fissurées.
- Tester des colonnes sous sollicitation composées.
- La durabilité et la résistance au feu des enveloppes composites seront essentielles à l'acceptation de cette technique par les autorités compétentes qui veillent à la sécurité des citoyens.

■ *Sur le plan de la pratique :*

- Dans le court terme, le manque de critères de dimensionnement et de codes peut gêner l'usage pratique des matériaux composites pour le renforcement ou la réparation des structures en béton armé.
- Dans le long terme, le défi est de préparer une nouvelle génération des « *Architectes* » et « *Ingénieurs* » pour utiliser à plein les potentialités des matériaux composites.
- Sur le plan développement et afin que les matériaux composites soient couramment utilisés pour les travaux de réparation et réhabilitation des structures existantes, il faudra effectuer une étude technico-économique approfondie pour démontrer la rentabilité de cette technique.

ANNEXES

Annexe A1 : Modèles de type résistance pour le béton confiné avec des composites « PRF »

Auteurs	Résistance à la compression du béton confiné f'_{cc}	Déformation axiale correspondante ϵ_{cc}
Fardis et Khalili (1982)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 4,1 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \right]$ $f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 3,7 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,86} \right]$	$\epsilon_{cc} = \epsilon_{co} + 0,001 \frac{E_{prf} \cdot t_{prf}}{d \cdot f'_{co}}$
Saadatmanesh et al. (1994)	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 2,254 \sqrt{1 + 7,94 \frac{2 \cdot f_{prf} \cdot t_{prf}}{f'_{co} \cdot d} - 4 \frac{f_{prf} \cdot t_{prf}}{f'_{co} \cdot d} - 1,254}$	$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1 + 5 \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right)$
Karbhari and Gao I (1997)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 2,1 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,87} \right]$	$\epsilon_{cc} = \epsilon_{co} + 0,01 \cdot \frac{2 f_{prf} \cdot t_{prf}}{d \cdot f'_{co}}$
Karbhari and Gao II (1997)	$f'_{cc} = f'_{co} + 3,1 f'_{co} v_c \frac{2 t_{prf}}{d} \cdot \frac{E_{prf}}{E_c} + 2 \frac{f_{prf} \cdot t_{prf}}{d}$	
Samaan et al. (1998)	$f'_{cc} = f'_{co} + 0,6 f_l^{0,7}$	$\epsilon_{cc} = \frac{f'_{cc} - 0,872 f'_{co} - 0,371 f_l - 6,258}{245,61 f'_{co}{}^{0,2} + 1,3456 \left(\frac{E_{prf} \cdot t_{prf}}{d} \right)}$
Kono et al. (1998)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 0,0572 f_l \right]$	$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1 + 0,280 f_l$
Mirmiran et Shahawy (1997)	$f'_{cc} = f'_{co} + 4,269 f_l^{0,587}$	-
Mirmiran et al. (1998)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[0,0288 \left(\frac{L}{d} \right)^2 - 0,263 \left(\frac{L}{d} \right) + 1,418 \right]$	-
Miyauchi et al. (1999)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 2,98 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \right]$	<p>pour $f'_{co} = 30$ MPa :</p> $\epsilon_{cc} = \epsilon_{co} \left(1 + 10,6 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,373} \right)$ <p>pour $f'_{co} = 50$ MPa :</p> $\epsilon_{cc} = \epsilon_{co} \left(1 + 10,5 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,525} \right)$
Toutanji (1999)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 3,5 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,85} \right]$	$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1 + (310,57 \epsilon_{r, rup} + 1,9) \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right)$
Toutanji modifié (2005)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 2,3 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,85} \right]$	
Saafi. et al. (1999)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 2,2 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,84} \right]$	$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1 + (537 \epsilon_{fu} + 2,6) \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right)$

Spoolstra et Monti (1999)	$\frac{f'_{cu}}{f'_{co}} = 0,2 + 3 \sqrt{\frac{f_l}{f'_{co}}}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 1,25 \frac{E_{co}}{f'_{co}} \varepsilon_{fu} \sqrt{\frac{f_l}{f'_{co}}}$
Xiao et Wu (2000)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1,10 + \left(4,1 - 0,75 \frac{f'_{co}{}^2}{C_j} \right) \frac{f_l}{f'_{co}} \right]$	$\varepsilon_{cc} = \frac{\varepsilon_{fu} - 0,0005}{7 \left(\frac{f'_{co}}{C_j} \right)^{0,8}}$
Xiao et Wu (2003)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1,10 + \left(4,1 - 0,45 \frac{f'_{co}{}^2}{C_j} \right)^{1,4} \frac{f_l}{f'_{co}} \right]$ $C_j = 2 \cdot \frac{t_{prf}}{d} \cdot E_{prf}$	
Thériault et Neale (2000)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 3,33 \left(\frac{f_{l,prf}}{f'_{co}} \right) \right]$ $f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 2 \left(\frac{f_{l,prf}}{f'_{co}} \right) \right]$ $f_{l,prf} = 2 \cdot N_b \cdot \phi_{prf} \cdot f_{prf} \cdot t_{prf} / d \text{ (pour les sections circulaires)}$ $f_{l,prf} = N_b \cdot \phi_{prf} \cdot f_{prf} \cdot t_{prf} (b+h)/bh \text{ (pour les sections rectangulaires)..}$	-
Lam et Teng (2002)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 2 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \right]$ $f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 3,3 \left(\frac{f_{l,eff}}{f'_{co}} \right) \right]$ $f_{l,eff} = \frac{2t_{prf} \cdot E_{prf} \cdot \varepsilon_{h,rupt}}{d}$	- Béton confiné avec des PRFC : $\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 15 \frac{f_l}{f'_{co}}$ - Tubes en PRFV remplis de béton : $\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 27 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{0,7}$
ACI committee 440 (2002)	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 2,25 \sqrt{1 + 7,9 \frac{f_l}{f'_{co}}} - 2 \frac{f_l}{f'_{co}} - 1,25$	$\varepsilon_{cc} = \frac{1,71 (5f'_{cc} - 4f'_{co})}{E_c}$
Lin et Li (2003) et Li et al. (2003)	$f'_{cc} = f'_c + f'_l \tan^2(45 + \varphi/2)$ $f'_l = k_1 \cdot f_l$	$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left[1 + \alpha \tan^2(45 + \frac{\varphi}{2}) \frac{f'_l}{f'_{co}} \right]$
Berthet et al. (2006)	$f'_{cc} = f'_{co} + 3,45 f_{l,eff}$ $f'_{cc} = f'_{co} + \frac{9,50}{(f'_{co})^{1/4}} f_{l,eff}$ $f_{l,eff} = \frac{2 t_{prf} \cdot E_{prf} \cdot \varepsilon_{h,rupt}}{d}$	$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} + \sqrt{2} \left(\frac{E_l}{f'_{co}{}^2} \right)^{2/3} (\varepsilon_{fu} - \nu_c \varepsilon_{co})$
Youssef et al. (2007)	$\frac{f'_{cu}}{f'_{co}} = 1 + 2,25 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right)^{5/4}$	$\varepsilon_{cu} = 0,003368 + 0,2590 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \left(\frac{f_{prf}}{E_{prf}} \right)^{1/2}$
Teng et al. (2007)	$f'_{cc} = f'_{co} \left[1 + 3,5 \left(\frac{f_l}{f'_{co}} \right) \right]$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 17,5 \frac{f_l}{f'_{co}}$