

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université Hassiba Benbouali de Chlef

Faculté de Génie Civil et d'Architecture

Département de Génie Civil



THÈSE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

DOCTORAT EN SCIENCES

Spécialité : Génie Civil

Par

DJAFAR HENNI Imane

Thème :

**RÉSISTANCE ET DUCTILITÉ DES COLONNES EN BÉTON
ARMÉ RÉHABILITÉES PAR LES POLYMÈRES RENFORCÉS
PAR DES FIBRES D'ARAMIDES « AFRP »**

Soutenue le 24 / 01 / 2019, devant le jury composé de :

EZZIANE Karim	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Président
HASSAINE DAOUADJI Tahar	Professeur	Université de Tiaret	Examineur
BENZAID Riad	MC-A-	Université de Jijel	Examineur
SI YOUCEF Youcef	MC-A-	EPAU Alger	Examineur
KASSOUL Amar	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Rapporteur

REMERCIEMENT

*“Une âme peut se dire généreuse, quand elle
prend plus de plaisir à donner qu'à recevoir”
Chevalier de Méré*

J'aimerais tout d'abord exprimer ma gratitude à Mr Amar KASSOUL, mon directeur de thèse, pour m'avoir confié ce travail et m'avoir appris à être plus autonome tout au long de ce travail de recherche. Je lui suis très reconnaissante pour la qualité des nombreux conseils, son attention, et bien évidemment pour les connaissances et son expérience de la recherche qu'il a su me transmettre, et qui j'en suis sûre me seront bénéfiques dans les années futures.

J'adresse ma reconnaissance à tous les membres du jury pour m'avoir fait l'honneur d'accepter d'évaluer ce travail : Mr HASSAINE DAOUADJI Tahar, Mr BENZAID Riad et MR SI YUCEF Youcef pour avoir été les examinateurs, Mr EZZIANE Karim pour avoir été le président du jury.

Je voudrais remercier ma famille, et plus particulièrement mon mari, pour leurs soutiens et leurs encouragements afin de poursuivre la thèse.

Je n'oublie pas bien évidemment de remercier mes amis qui m'ont toujours suivi avec intérêt et m'ont apporté leur aide.

Enfin, je remercie tous ceux qui m'ont permis de traverser cette longue période à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef.

Résumé

La réhabilitation des éléments structuraux par matériaux composites collés est une technique moderne qui offre une solution intéressante en termes de résistance et de ductilité. Elle permet d'augmenter la durée de vie des structures existantes ce qui est très important du point de vue développement durable. Le présent travail se propose de contribuer à la prédiction de nouveaux modèles de confinement du type résistance ainsi qu'au développement d'une nouvelle loi du comportement contrainte-déformation appropriée pour les colonnes circulaires de béton confiné avec des enveloppes de polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA). A cet effet, une base de données comprenant les résultats expérimentaux existants dans la littérature de 81 cylindres de béton confinés par des enveloppes de PRFA a été collectée pour évaluer la performance de 12 modèles de confinement existants du type résistance. La fiabilité de ces modèles a été mise en évidence en utilisant deux indices statistiques, à savoir, le coefficient de détermination (R^2) et l'erreur quadratique moyenne (RMSE). En conséquence, deux nouveaux modèles de résistance et de déformation pour le confinement en PRFA ont été proposés, ainsi qu'une nouvelle loi de comportement a été développée. En conséquence, les modèles de confinement proposés pour la force et la déformation ultime offrent de meilleures performances par rapport aux autres modèles existants. Ainsi que, le comportement fourni par la loi développée du type contrainte-déformation est très adéquat avec ceux des courbes expérimentales tout en assurant le même niveau de capacité en force et en déformation axiale. Enfin une étude quantitative de la résistance et la ductilité pour le confinement par l'enveloppe de PRFA est traitée en effectuant une étude paramétrique pour les différentes classes du béton non confiné (normale, moyenne, élevée). Cette analyse a montré que l'effet du confinement devient important avec la diminution de la résistance à la compression du béton non confiné.

Mots clés : Colonnes, Béton, Polymère, Confinement, Modèle, PRFA, Résistance, Ductilité.

Abstract

The rehabilitation of structural elements by wrapped composite materials is a modern technique that offers an interesting solution in terms of strength and ductility. It increases the life of existing structures which is very important from sustainable development.

The present work proposes to contribute to the prediction of new confinements models of the resistance type as well as to the development of a new design stress-strain behavior appropriate for the circular columns of concrete confined with wrapping of aramid fibers reinforced polymers (AFRP). To this effect, a database containing the experimental results existing in the literature of 81 concrete cylinders confined by AFRP wraps was collected to evaluate the performance of 12 existing confinement models of the resistance type. The reliability of these models has been demonstrated using statistical indices, namely the coefficient of determination (R^2) and the root mean square error (RMSE). As a result, two new models of strength and strain specific for the AFRP confinement has been proposed, as well as a new behavior law have been developed. Accordingly, the confinement models proposed for ultimate strength and strain offer better performance compared to other existing models. As well as, the behavior provided by the developed law of stress-strain type is very adequate with those of the experimental curves while ensuring the same level of capacity in force and in axial strain. Finally, a quantitative study of the strength and ductility for confinement by AFRP wraps is completed by performing a parametric study for the different classes of unconfined concrete (normal, medium, high). This analysis has shown that the effect of confinement becomes important with the decrease for the compressive strength of unconfined concrete.

Keywords: Columns, Concrete, Polymers, Confinement, Models, AFRP, Strength, Ductility.

ملخص

إن إعادة تأهيل العناصر الهيكلية بالمواد المركبة عن طريق التغليف هي تقنية حديثة تقدم حلاً مثيراً للاهتمام من حيث القوة والليونة. إنه يزيد من عمر الهياكل القائمة وهو أمر مهم للغاية من وجهة نظر التنمية المستدامة. يساهم هذا العمل في اقتراح نماذج جديدة من نوع المقاومة وكذلك لتطوير قانون جديد لسلوك "الإجهاد-التشوه" المناسب للأعمدة الدائرية للخرسانة المحصورة بأغلفة البوليمرات المقواة بالألياف الأراميد (PRFA). تحقيقاً لهذه الغاية، تم جمع قاعدة بيانات تحتوي على نتائج تجريبية سابقة موجودة في المراجع لـ 81 أسطوانة خرسانية محصورة بأغلفة PRFA لتقييم فعالية 12 نموذج من نوع المقاومة التي تم اقتراحها سابقاً. وقد تم إثبات صلاحية هذه النماذج باستخدام مؤشرات إحصائية، وهي معامل التحديد (R^2) وفرق المربع المتوسط (RMSE). ونتيجة لذلك، تم اقتراح نموذجين جديدين للمقاومة والتشوه خاص بالتقوية بـ PRFA، بالإضافة إلى تطوير قانون سلوكي جديد. نتيجة لذلك، توفر نماذج الإحتواء المقترحة للقوة والتشوه الأقصى أداء أفضل من النماذج الأخرى السابقة الوجود. كذلك، فإن السلوك المنصوص عليه في القانون المطور من نوع "الإجهاد-التشوه" مناسب للغاية مع سلوك المنحنيات التجريبية مع ضمان نفس المستوى من القدرة المعمول بها والتشوه المحوري. وأخيراً، تم الإنتهاء بدراسة كمية للمقاومة والليونة بإستعمال أغلفة PRFA عن طريق إجراء دراسة تحديدية لمختلف فئات الخرسانة الغير محصورة (العادية، المتوسطة، العالية). وقد أظهر هذا التحليل أن تأثير التغليف يصبح مهماً مع انخفاض قوة الضغط للخرسانة غير المحصورة.

الكلمات الدالة: أعمدة، الخرسانة، بوليمرات، الاحتواء، نماذج، PRFA، المقاومة، ليونة.

TABLE DES MATIÈRES

Remerciement.....	I
Résumé.....	II
Abstract.....	III
ملخص.....	IV
Table des Matières.....	V
Liste des Figures.....	X
Liste des Tableaux.....	XVI
Nomenclatures.....	XVII
INTRODUCTION GÉNÉRALE	1

CHAPITRE 1 : UTILISATION DES POLYMÈRES RENFORCÉS DE FIBRES DANS LA RÉHABILITATION DES COLONNES EN BÉTON ARMÉ

1.1 INTRODUCTION.....	5
1.2 GÉNÉRALITÉS SUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES EN PRF.....	5
1.2.1 Définition	5
1.2.2 Caractéristiques générales.....	5
1.2.3 Constituants d'un PRF.....	6
1.2.3.1 Renforts.....	7
1.2.3.2 Matrices.....	12
1.2.4 Différents procédés de mise en œuvre.....	13
1.2.4.1 Stratification en contact.....	13
1.2.4.2 Enroulement filamentaire.....	15
1.2.4.3 Chemisage par coquille préfabriquée en PRF.....	17
1.3 RÉHABILITATION AVEC DES MATÉRIAUX COMPOSITES EN PRF.....	19
1.3.1 Renforcement par PRF vis-à-vis de l'effort tranchant.....	21
1.3.2 Confinement des colonnes avec des composites en PRF	22

1.3.3 Renforcement à la flexion des poteaux par PRF collés.....	28
1.4 REVUE SUR LES LOIS DU COMPORTEMENT ET MODÈLES DU CONFINEMENT POUR PRF	33
1.5 CONCLUSION.....	40

CHAPITRE 2 : ÉTUDE DE LA PERFORMANCE DES MODÈLES DE CONFINEMENT EXISTANTS

2.1 INTRODUCTION	41
2.2 NOTIONS SUR LES INDICATEURS STATISTIQUES UTILISÉS.....	41
2.2.1 Coefficient de détermination (R^2).....	41
2.2.2 Erreur quadratique moyenne (RMSE).....	42
2.3 CONSTRUCTION D'UNE BASE DE DONNÉES EXPÉRIMENTALE	44
2.3.1 Principe de sélection de la base de données.....	44
2.3.2 Critères de sélections.....	44
2.3.3 Notations des paramètres utilisés dans la sélection	45
2.4 MÉCANISME DU CONFINEMENT EN PRF DES SECTIONS CIRCULAIRES	51
2.4.1 Notions sur le confinement des sections circulaires par PRF	51
2.4.2 Pression du confinement ultime	52
2.4.3 Rigidité du confinement	53
2.5 PERFORMANCE DES MODÈLES EXISTANTS DE RESISTANCE ET DE DEFORMATION ...	54
2.5.1 Modèles de Bisby et al. (2005).....	54
2.5.2 Modèles de Wei et Wu (2011).....	56
2.5.3 Modèles d'Ozbakkaloglu et Lim (2013).....	58
2.5.4 Modèle de Pham et Hadi (2014).....	60
2.5.5 Modèles de Sadeghian et Fam (2015).....	61
2.5.6 Modèles de Lim et al. (2016).....	63
2.5.7 Modèle de De Lorenzis et Tepfers (2003).....	65
2.5.8 Modèle de Youssef et al. (2007)	66
2.5.9 Modèle de Rousakis et al. (2012)	67
2.5.10 Modèle de Wu et Zhou (2010)	68
2.5.11 Modèles de Wu et al. (2009)	69

2.5.12 Modèle de Wang et Wu (2011)	71
2.6 CONCLUSION.....	72

CHAPITRE 3 : PRÉDICTION DE NOUVEAUX MODÈLES DE RÉSISTANCE ET DE DÉFORMATION DES COLONNES CONFINÉES PAR LES POLYMÈRES RENFORCÉS DE FIBRES D'ARAMIDE

3.1 INTRODUCTION.....	73
3.2 PRÉDICTION D'UN MODÈLE DE RÉSISTANCE POUR LE CONFINEMENT PAR PRFA ...	73
3.2.1 Principe	73
3.2.2 Expression mathématique du modèle de résistance proposé.....	74
3.2.3 Performance du modèle de résistance proposé	75
3.3 PRÉDICTION D'UN MODÈLE DE DÉFORMATION POUR LE CONFINEMENT PAR PRFA	77
3.3.1 Principe	77
3.3.2 Expression mathématique du modèle de déformation proposé.....	77
3.3.3 Performance du modèle de déformation proposé.....	79
3.4 COMPARAISON DE LA PERFORMANCE DES MODÈLES PROPOSÉS ET EXISTANTS	80
3.4.1 Comparaison de la performance des modèles de résistance prédit et existants ...	80
3.4.2 Comparaison de la performance des modèles de déformation prédit et existants .	83
3.5 CONCLUSION.....	86

CHAPITRE 4 : DÉVELOPPEMENT D'UNE LOI DU COMPORTEMENT CONTRAINTE-DÉFORMATION POUR LE BÉTON CONFINÉ EN POLYMÈRES RENFORCÉS DE FIBRES D'ARAMIDE

4.1 INTRODUCTION.....	87
4.2 ASPECTS GÉNÉRAUX SUR LES LOIS DU COMPORTEMENT POUR LES PRF	87
4.2.1 Etapes de la courbe contrainte-déformation	87

4.2.2	Forme de l'équation de la loi du comportement	89
4.3	LOIS DU COMPORTEMENT ÉXISTANTES POUR LE CONFINEMENT PAR PRF	89
4.3.1	Loi Richard et Abbott (1975).....	89
4.3.2	Loi de Samaan et al. (1998).....	90
4.3.3	Loi de Wu et al. (2009).....	91
4.3.4	Loi de Wei et Wu (2011).....	92
4.3.5	Loi de Cao et al. (2016).....	93
4.4	DEVELOPPEMENT D'UNE NOUVELLE LOI DU COMPORTEMENT	95
4.4.1	Forme générale de la nouvelle courbe ($f_{cc}-\epsilon_{cc}$).....	95
4.4.2	Hypothèses de développement	95
4.4.3	Expression de la nouvelle loi contrainte-déformation	95
4.4.3.1	Première pente (E_1).....	96
4.4.3.2	Paramètre de transition n_t	96
4.4.3.3	Pression plastique de transition f_o	96
4.4.3.4	Deuxième pente (E_2).....	97
4.4.3.5	Coordonnées de la condition limite de la courbe.....	97
4.5	VALIDATION DU NOUVEAU MODÈLE DU COMPORTEMENT.....	98
4.5.1	Comparaison avec les courbes expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014).....	98
4.5.2	Comparaison avec les courbes expérimentales d'Ozbakkaloglu et Akin (2012).....	106
4.5.3	Comparaison avec les courbes expérimentales de Wang et Wu (2011).....	110
4.6	CONCLUSION.....	113

CHAPITRE 5 : RÉSISTANCE ET DUCTILITÉ DES COLONNES CIRCULAIRES CONFINÉES PAR LES POLYMÈRES RENFORCÉS DE FIBRES D'ARAMIDE

5.1	INTRODUCTION.....	114
5.2.	PARAMÈTRES INFLUANTS SUR LA LOI DU COMPORTEMENT	114
5.2.1.	Effet du diamètre du spécimen D	115
5.2.2.	Effet de l'épaisseur du composite t_f	118
5.2.3.	Effet de la résistance à la traction du composite f_f	121

5.2.4. Effet de l'élasticité du composite E_f	125
5.3. EFFET DU CONFINEMENT EN PRFA SUR LE GAIN DE RÉSISTANCE DANS LES COLONNES ...	128
5.3.1. Effet du diamètre du spécimen D	128
5.3.2. Effet de l'épaisseur du composite t_f	131
5.3.3. Effet de l'élasticité du composite E_f	134
5.3.4 Comparaison des taux des gains de résistance avec les différents composites PRF	137
5.4. DUCTILITÉ DE DÉFORMATION AXIALE DANS LES COLONNES CONFINÉES PAR PRFA	139
5.4.1 Notions sur la ductilité	139
5.4.2 Paramètres affectant la ductilité de déformation	140
5.4.3 Variation de la ductilité de déformation dans les colonnes confinées par PRFA.....	140
5.4.4 Comparaison de la ductilité de déformation avec les différents composites PRF.....	142
5.5 CONCLUSION.....	144
CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES.....	145
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	148

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Constituants d'un matériau composite (Berthelot, 2012).....	6
Figure 1.2 : Feuille de fibre d'aramide (Yang et al., 2015).....	8
Figure 1.3 : Feuille de fibre de carbone (Falah, 2015).....	9
Figure 1.4 : Feuille de fibre de verre (Ou et al., 2016).....	10
Figure 1.5 : Courbes contrainte-déformation (matériaux composites – acier) (Chakra, 2016)....	11
Figure 1.6 : Stratification en contact des colonnes (Chakra, 2016).....	14
Figure 1.7 : Type du confinement des colonnes (Chakra, 2016).....	14
Figure 1.8 : Vue en élévation de l'enroulement filamentaire (Chakra, 2016).....	16
Figure 1.9 : Vue en plan de l'enroulement filamentaire (Chakra, 2016).....	17
Figure 1.10 : L'enroulement filamentaire [(Master Builders, Inc. and Structural Preservation Systems, 1998) et (Balaguru et al., 2009)].....	17
Figure 1.11 : Différentes sections des colonnes renforcées par des coquilles préfabriquées.....	18
Figure 1.12 : Différents types de chemisage par coquilles préfabriquées.....	19
Figure 1.13 : Renforcement au cisaillement d'une poutre par matériaux composites (Isis CANADA, 2006).....	22
Figure 1.14 : Confinement d'un poteau par matériaux composites (Isis CANADA, 2006).....	23
Figure 1.15 : Renforcement à la flexion de poteaux : description du renforcement (PRFC) appliqué sur la hauteur (b), réponses hystériques des poteaux non renforcés (a) et renforcés par PRFC (c), ainsi que la comparaison des courbes enveloppe d'un poteau non renforcé, renforcé par PRFC et renforcé par chemisage acier (d), (Seible et al., 1997).....	24
Figure 1.16 : Courbes moment-courbure pour les corps d'épreuve renforcés par 1 couche (a), 2 couches (b) et 3 couches (c) de PRFC dans la zone de rotule plastique (Iacobucci et al., 2003).....	26
Figure 1.17 : Réponse aux cycles de chargement des tronçons non renforcés (a) et renforcés (b) (Pantelides et al., 2000).....	27
Figure 1.18 : Mécanisme de renforcement par confinement et scellement de barres PRF horizontales (Wu et al., 2008).....	28
Figure 1.19 : Configuration de renforcement appliqué aux poteaux et système de chargement (Harries et al., 2006).....	29
Figure 1.20 : Configurations de renforcement testées par Colomb et al. (2005).....	30
Figure 1.21 : description de la technique de renforcement testée par Barros et al., et disposition des lamelles PRFC (Barros et al., 2008).....	31

Figure 1.22 : Détails de la disposition des plats PRFC et du taux d’aciers longitudinaux (Perrone et al., 2009).....	32
Figure 2.1 : dispersion des points autour de la droite de régression.....	42
Figure 2.2 : représentation graphique de l’erreur quadratique moyenne (RMSE).....	43
Figure 2.3 : Réponse contrainte-déformation bilinéaire des colonnes circulaires.....	51
Figure 2.4 : Mécanique de confinement du béton confiné au PRF.....	53
Figure 2.5 : Performance du modèle de résistance de Bisby et al. (2005).....	55
Figure 2.6 : Performance du modèle de déformation de Bisby et al. (2005).....	55
Figure 2.7 : Performance du modèle de résistance de Wei et Wu (2011).....	57
Figure 2.8 : Performance du modèle de déformation de Wei et Wu (2011).....	57
Figure 2.9 : Performance du modèle de résistance d’Ozbakkaloglu et Lim (2013).....	59
Figure 2.10 : Performance du modèle de déformation d’Ozbakkaloglu et Lim (2013).....	59
Figure 2.11 : Performance du modèle de résistance de Pham et Hadi (2014).....	60
Figure 2.12 : Performance du modèle de résistance de Sedeghian et Fam (2015).....	62
Figure 2.13 : Performance du modèle de déformation de Sedeghian et Fam (2015).....	62
Figure 2.14 : Performance du modèle de résistance de Lim et al. (2016).....	64
Figure 2.15 : Performance du modèle de déformation de Lim et al. (2016).....	64
Figure 2.16 : Performance du modèle de déformation de De Lorenzis et Tepfers (2003).....	65
Figure 2.17 : Performance du modèle de déformation de Youcef et al. (2007).....	66
Figure 2.18 : Performance du modèle de résistance de Rousakis et al. (2012).....	67
Figure 2.19 : Performance du modèle de résistance de Wu et Zhou (2010).....	68
Figure 2.20 : Performance du modèle de résistance de Wu et al. (2009).....	70
Figure 2.21 : Performance du modèle de déformation de Wu et al. (2009).....	70
Figure 2.22 : Performance du modèle de résistance de Wang et Wu (2011).....	71
Figure 3.1 : Performance du modèle de résistance proposé.....	76
Figure 3.2 : Performance du modèle de déformation proposé.....	79
Figure 3.3 : Comparaison du coefficient de détermination R^2 du modèle de résistance prédit et les modèles empiriques existants.....	81
Figure 3.4 : Comparaison de l’erreur quadratique moyenne RMSE du modèle de résistance prédit et les modèles empiriques existants.....	82
Figure 3.5 : Comparaison du coefficient de détermination R^2 du modèle de déformation prédit et les modèles empiriques existants.....	84
Figure 3.6 : Comparaison de l’erreur quadratique moyenne RMSE du modèle de déformation prédit et les modèles empiriques existants.....	85

Figure 4.1	: Courbe contrainte-déformation pour le comportement du béton confiné en PRF....	88
Figure 4.2	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-1).....	99
Figure 4.3	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-2).....	100
Figure 4.4	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-3).....	100
Figure 4.5	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2A-SF8-WC27-A6W-1).....	101
Figure 4.6	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2A-SF8-WC27-A6W-2).....	101
Figure 4.7	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2A-SF8-WC27-A6W-3).....	102
Figure 4.8	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2B-SF8-WC24-A6W-1).....	102
Figure 4.9	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2B-SF8-WC24-A6W-2).....	103
Figure 4.10	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2B-SF8-WC24-A6W-3).....	103
Figure 4.11	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B3-SF16-WC27-A6W-1).....	104
Figure 4.12	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B3-SF16-WC27-A6W-2).....	104
Figure 4.13	: Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B3-SF16-WC27-A6W-3).....	105

Figure 4.14 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen 110(NA2LM1).....	107
Figure 4.15 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (NA2LM2).....	107
Figure 4.16 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (NA3LM1).....	108
Figure 4.17 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (NA3LM2).....	108
Figure 4.18 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (HA4LM1).....	109
Figure 4.19 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (HA4LM2).....	109
Figure 4.20 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Wang et Wu (2011) du spécimen (CFS).....	111
Figure 4.21 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Wang et Wu (2011) du spécimen (CFM).....	111
Figure 4.22 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Wang et Wu (2011) du spécimen (CFL).....	112
Figure 4.23 : Comparaison des courbes des lois de comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentales de Wang et Wu (2011) du spécimen (CDL).....	112
Figure 5.1 : Effet du diamètre sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=20\text{MPa}$	116
Figure 5.2 : Effet du diamètre sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=60\text{MPa}$	117
Figure 5.3 : Effet du diamètre sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=100\text{MPa}$	117
Figure 5.4 : Comparaison de la résistance ultime pour les différentes classes du béton non confiné en variant le diamètre du spécimen D	118
Figure 5.5 : Effet de l'épaisseur du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=20\text{MPa}$	119
Figure 5.6 : Effet de l'épaisseur du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=60\text{MPa}$	120
Figure 5.7 : Effet de l'épaisseur du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=100\text{MPa}$	120

Figure 5.8 : Comparaison de la résistance ultime pour les différentes classes du béton non confiné en variant l'épaisseur du composite t_f	121
Figure 5.9 : Effet de la résistance à la traction du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co} = 20\text{MPa}$	123
Figure 5.10 : Effet de la résistance à la traction du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co} = 60\text{MPa}$	123
Figure 5.11 : Effet de la résistance à la traction du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co} = 100\text{MPa}$	124
Figure 5.12 : Comparaison de la résistance ultime pour les différentes classes du béton non confiné en variant la résistance à la traction du composite f_f	124
Figure 5.13 : Effet de l'élasticité du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=20\text{MPa}$	126
Figure 5.14 : Effet de l'élasticité du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=60\text{MPa}$	126
Figure 5.15 : Effet de l'élasticité du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=100\text{MPa}$	127
Figure 5.16 : Comparaison de la résistance ultime pour les différentes classes du béton non confiné en variant l'élasticité du composite E_f	127
Figure 5.17 : Effet du diamètre du cylindre sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe normale $f_{co} = 20\text{MPa}$	129
Figure 5.18 : Effet du diamètre du cylindre sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe moyenne $f_{co} = 60\text{MPa}$	130
Figure 5.19 : Effet du diamètre du cylindre sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe élevé $f_{co} = 100\text{MPa}$	130
Figure 5.20 : Comparaison du taux du gain de résistance pour les différentes classes du béton non confiné en variant le diamètre du spécimen D.....	131
Figure 5.21 : Effet de l'épaisseur du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe normale $f_{co} = 20\text{MPa}$	132
Figure 5.22 : Effet de l'épaisseur du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe moyenne $f_{co} = 60\text{MPa}$	133
Figure 5.23 : Effet de l'épaisseur du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe élevé $f_c = 100\text{MPa}$	133
Figure 5.24 : Comparaison du taux du gain de résistance pour les différentes classes du béton non confiné en variant l'épaisseur du composite t_f	134
Figure 5.25 : Effet de l'élasticité du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe normale $f_{co} = 20\text{MPa}$	135
Figure 5.26 : Effet de l'élasticité du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe moyenne $f_{co} = 60\text{MPa}$	135
Figure 5.27 : Effet de l'élasticité du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe élevé $f_{co} = 100\text{MPa}$	136

Figure 5.28 : Comparaison du taux du gain de résistance pour les différentes classes du béton non confiné en variant l'élasticité du composite E_f	136
Figure 5.29 : Comparaison du gain de résistance des différents PRF pour un béton confiné de classe normale ($f_{co} = 20$ MPa).....	138
Figure 5.30 : Comparaison du gain de résistance des différents PRF pour un béton confiné de classe moyenne ($f_{co} = 60$ MPa).....	138
Figure 5.31 : Comparaison du gain de résistance des différents PRF pour un béton confiné de classe élevée ($f_{co} = 100$ MPa).....	139
Figure 5.32 : Effet de la déformation de rupture du composite sur la ductilité de déformation...	141
Figure 5.33 : Comparaison de la ductilité de déformation maximal selon la variation de la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$).....	141
Figure 5.34 : Comparaison du gain de déformation des différents PRF pour un béton confiné de classe normale ($f_{co} = 20$ MPa).....	143
Figure 5.35 : Comparaison du gain de déformation des différents PRF pour un béton confiné de classe moyenne ($f_{co} = 60$ MPa).....	143
Figure 5.36 : Comparaison du gain de déformation des différents PRF pour un béton confiné de classe élevée ($f_{co} = 100$ MPa).....	144

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 : Caractéristiques mécaniques de monofilaments aramides (Berthelot, 2012).....	8
Tableau 1.2 Caractéristiques des fibres de carbone, comparées à celles des fibres de verre E (Berthelot, 2012).....	10
Tableau 1.3 : Caractéristiques mécaniques des verres types E et R (Berthelot, 2012).....	11
Tableau 1.4 : Mise en place du confinement par stratification directe (Chakra, 2016).....	15
Tableau 1.5 : Résumé des modèles existants du confinement pour le béton confiné en PRF.....	34
Tableau 2.1 : Résumé de la base de données expérimentales assemblées.....	46
Tableau 3.1 : Résultats de l'analyse de régression pour la prédiction de la résistance ultime.....	75
Tableau 3.2 : Résultats de l'analyse de régression pour la prédiction de la déformation ultime.....	78
Tableau 5.1 : Données des facteurs influençant la loi du comportement avec le diamètre du cylindre D	114
Tableau 5.2 : Données des facteurs influençant la loi du comportement avec l'épaisseur de l'enveloppe PRFA t_f	114
Tableau 5.3 : Données des facteurs influençant la loi du comportement avec la résistance à la traction du composite f_f	115
Tableau 5.4 : Données des facteurs influençant la loi du comportement avec le module d'élasticité E_f	115

NOMENCLATURES

- f_{c1} : Résistance à la compression axiale du béton confiné au PRF au premier pic.
- f_{c30} : Résistance du béton non confiné avec la classe C30.
- f_{cc} : Résistance axiale maximale du béton confiné.
- f_{co} : Résistance à la compression du béton non confiné.
- f_f : Résistance à la traction maximale du PRF.
- f_t : Pression de confinement ultime en PRF.
- f_{lu} : Pression de confinement latérale nominale ultime, $f_{lu} = K_1 \varepsilon_f$
- $f_{lu,a}$: Pression de confinement latérale actuelle ultime, $f_{lu,a} = K_1 \varepsilon_{h,rup}$
- f_o : Pression plastique de transition.
- n_p : Nombre de points de données.
- n_t : Paramètre de forme de la courbe contrainte-déformation qui contrôle principalement la courbure dans la zone de transition.
- t_f : Epaisseur totale du PRF.
- x : Valeur expérimentale.
- \bar{x} : Valeur moyenne expérimentales.
- y : Valeur prédite.
- \bar{y} : Valeur moyenne prédite.
- D : Diamètre du spécimen.
- E_1 : Pente de la première droite, définie par le module élastique du béton non confiné.
- E_2 : Deuxième pente de la courbe contrainte-déformation bilinéaire
- E_f : Module d'élasticité du PRF.
- E_p : Pente de la seconde branche de la courbe contrainte-déformation du béton confiné au PRF dans le modèle proposé par Jolly et Lillistone.
- H : Hauteur du spécimen.
- K_1 : Rigidité de confinement en PRF.
- R^2 : Coefficient de détermination.
- $RMSE$: Erreur quadratique moyenne.
- X : Vecteur des valeurs expérimentales.
- Y : Vecteur des valeurs prédites.
- ε_{c1} : Déformation axiale du béton confiné en PRF à f_{c1}
- ε_{cc} : Déformation axiale maximale du béton confiné.

- ε_{co} : Déformation axiale du béton non confiné.
- $\varepsilon_{t,rupt}$: Déformation de rupture du composite en PRF.
- ε_l : Déformation latérale du béton.
- ε_o : Déformation de transition.
- ρ_k : Rapport de rigidité de confinement en PRF.
- ρ_e : Taux de déformation axiale pour le confinement en PRF.
- ν_c : Coefficient de poisson initial du béton.
- ν_m : Facteur de réduction de la résistance matérielle dans le modèle proposé par Jolly et Lillistone

INTRODUCTION GÉNÉRALE

INTRODUCTION GÉNÉRALE

1. Problématique

Les constructions en béton armé sont souvent soumises à des sollicitations extrêmes, dont les conséquences peuvent être désastreuses. L'amélioration du comportement des ouvrages existants est un enjeu de société de première importance. Actuellement, les matériaux composites en polymères renforcés de fibres (PRF) ont été largement utilisés pour renforcer les structures existantes en béton armé dans le monde entier. Les applications les plus avantageuses pour les PRF sont le confinement des colonnes en béton, ce qui améliore considérablement la résistance et la ductilité [(Bakis et al., 2002), (Wu et al., 2012) et (Touhari et Mitiche-Kettab, 2016)]. Plusieurs études expérimentales ont été réalisées sur des cylindres en béton confiné avec les PRF et avec ou sans renforcement interne [(Watanabe et al., 1997), (Rochette et Labossiere, 2000), (Xiao and Wu, 2000), (Lam et Teng, 2004), (Berthet et al., 2005), (Jiang et Teng, 2007), (Rousakis et al., 2007), (Cui, 2009) et (Benzaid, 2010)].

Les raisons de l'augmentation de la demande et de l'utilisation du renforcement des PRF dans l'industrie du génie civil sont les suivantes (Gaber Elshamandy, 2017) :

- Le renforcement en PRF possède de nombreuses caractéristiques souhaitables, notamment un rapport important d'une résistance élevée par rapport au poids de l'élément, une non-conductivité, une transparence électromagnétique, une résistance à la fatigue favorable et de faibles caractéristiques de relaxation.
- Le coût et l'efficacité à long terme du renforcement des PRF utilisés dans des environnements corrosifs tels que les usines chimiques, les usines de traitement des eaux usées, les structures maritimes et les tours de refroidissement industrielles ont encouragé les propriétaires et les gouvernements à utiliser ce type de matériaux.
- L'état de détérioration des infrastructures, qui nécessite des procédures de restauration et de maintenance, ouvre la voie au renforcement avec des PRF non seulement pour la réhabilitation et le renforcement des structures existantes, mais également comme alternative aux armatures en acier dans les nouvelles structures.

En conséquence, de nombreux chercheurs ont proposé différents modèles de type contrainte-déformation [(Lam et Teng, 2003), (De Lorenzis et Tepfers, 2003), (Green et al., 2006), (Berthet et al., 2006), (Harajli, 2006), (Matthys et Toutanji, 2006), (Harajli et al., 2006), (Cui et Sheikh, 2010), (Lam et Teng, 2009), (Benzaid et al., 2010), (Wei et Wu, 2013) et (Ozbakkaloglu et Lim, 2013)], ainsi que plusieurs modèles de confinement du type résistance [(Fardis et Khalili, 1981), (Fardis et Khalili, 1982), (Saadatmanesh et al., 1994), (Imran et Pantazopoulou, 1996), (Mirmiran et Shahawy, 1996), (Lan et Guo, 1997), (Mirmiran et Shahawy, 1997), (Watanabe et al., 1997), (Samaan et al., 1998), (Saafi et al., 1999), (Spoelstra et Monti, 1999), (Toutanji, 1999), (Xiao et Wu, 2000), (Shahawy et al., 2000), (Fam et Rizkalla, 2001), (Ilki et Kumbasar, 2003), (Sadeghian et Fam, 2015) et (Mesbah et Benzaid, 2017)] des colonnes en béton confinées avec différents types de PRF (Carbone, Verre, Aramid). Par ailleurs, le comportement du matériau composite en PRF varie selon le type de la fibre, les PRFC étant caractérisées par leur grande résistance [(Pessiki et al. 2001), (Lam et Teng, 2003), (De Lorenzis et Tepfers, 2003), (Chen et al., 2011), (Günaslan et al., 2014), (Sadeghian et Fam, 2014)], alors que le comportement des PRFA améliore considérablement la ductilité (Ozbakkaloglu et Lim, 2013).

Actuellement, il existe de grandes entreprises dans le monde qui produisent ce matériau. Certaines recherches ont indiqué que la demande commerciale de fibres d'aramide sera supérieure à 120 000 tonnes en 2020 seulement, avec une croissance annuelle supérieure à 7% (Reglero Ruiz et al., 2017). De plus, leurs applications dans le bâtiment ont été largement développées. Des études plus approfondies ont été menées sur le comportement sismique de colonnes confinées de polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA), qui ont abouti à des résultats significatifs (Seyhan et al., 2015). Bien que les différents matériaux des PRF aient été plus utilisés en pratique, le polymère renforcé par des fibres d'aramide (PRFA) reste le moins traité dans la littérature, il y a peu de chercheurs qui ont prédit des modèles de confinement de résistance et de déformation [(Wu et al., 2009), (Dai et al., 2011) et (Wang et Wu, 2011)] et des modèles de comportement contrainte-déformation (Wu et al., 2009) des colonnes en béton confinées avec des enveloppes en PRFA uniquement.

2. Objectifs de la recherche

L'objectif principal de l'actuelle recherche est d'illustrer le comportement des colonnes circulaires courtes en béton confiné par des enveloppes en polymères renforcés par les fibres

d'aramide (PRFA) et soumises à une compression axiale. Les objectifs spécifiques de ce travail sont :

- La collecte d'une base de données sera effectuée en rassemblant un nombre maximal de résultats expérimentaux établis sous compression axiale des cylindres en béton confiné par des enveloppes de polymères renforcés de fibres d'aramide PRFA, bien qu'il y ait une grande base de données de PRF collectée dans la littérature par *Ozbakkaloglu et al. (2013)*.
- La réalisation d'une analyse statistique afin d'évaluer la performance des modèles de confinement existant de résistance et de déformation vis-à-vis des données du PRFA.
- Le développement de nouveaux modèles de résistance et de déformation sera établi pour le confinement par des enveloppes de polymères renforcés en fibres d'aramide tout en appliquant une analyse de régression linéaire.
- Une nouvelle loi de comportement contrainte-déformation sera établi tout en la comparant avec des résultats expérimentaux et d'autres modèles empiriques existants.
- La mise en évidence de la nouvelle loi du comportement sera effectuée en procédant à une étude paramétrique des différents paramètres influençant la résistance et la ductilité des colonnes confinées en PRFA.

3. Structuration de la thèse

La thèse est structurée en cinq chapitres liés bien les uns aux autres, mais présentant en même temps chacun un aspect bien déterminé de la thématique générale qui concerne l'étude de la performance des modèles de confinement des colonnes circulaires en béton par les matériaux composites PRFA. Afin de développer cette procédure, la thèse commence par une *introduction générale* dont on définit au préalable la problématique du sujet et les objectifs recherchés.

- *Le chapitre 1* montre une vision sur l'intérêt des polymères renforcés de fibres (PRF) dans la réparation et le renforcement des structures dans le domaine du génie civil. En premier lieu, il présente une introduction des matériaux composites, les constituants, les propriétés mécaniques et les différents procédés de mise en œuvre des renforts externes. Ensuite, il présente une revue de la littérature sur les travaux de réhabilitations antérieures portant sur les colonnes confinées avec des PRF. Enfin, il expose une étude bibliographique sur le développement des différents modèles de

résistance et de déformation et les lois de comportement établies pour le béton confiné avec des matériaux composites.

- **Le chapitre 2** illustre le mécanisme du confinement des sections circulaires ainsi que des notions sur les indicateurs statistiques utilisés. Dans ce contexte, deux indicateurs statistiques ont été utilisés pour l'étude de cette performance, à savoir, le coefficient de détermination (R^2) et l'erreur quadratique moyenne (RMSE). Ensuite, il rassemble une base de données expérimentales de 81 points des essais de la littérature. Enfin, on effectue la performance de 12 modèles de confinement existants, par les polymères renforcés de fibres, et particulièrement les fibres d'aramide (PRFA).
- **Le chapitre 3** établit de nouveaux modèles de résistance et de déformation destinés pour le renforcement des colonnes circulaires en béton confinées par des polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA), sur la base d'une régression mathématique de plus de 81 données expérimentales recueillies à partir de la bibliographie. Ces nouvelles propositions sont mises en évidence par la comparaison de leurs performances avec celles des modèles de confinement existants.
- **Le chapitre 4** développe une nouvelle loi de comportement contrainte-déformation, pour le confinement des colonnes circulaires courtes en polymères renforcés de fibres d'aramide. D'abord, on expose les aspects de la courbe contrainte-déformation, ainsi que quelques lois de comportement existantes pour le confinement en PRF. En second lieu, on valide la loi établie par la comparaison avec des courbes expérimentales existantes ainsi que par des lois empiriques existantes.
- **Le chapitre 5** permet de mettre en évidence la performance des modèles proposés tout en évaluant la résistance et la ductilité engendrées pour les différentes classes du béton (normale, moyenne, élevée). Cette mise en évidence comporte l'évaluation des paramètres influant sur la loi de comportement, la variation du taux de gain de résistance, la ductilité de déformation ainsi qu'une comparaison des deux dernières estimations effectuées pour les différents types de polymères renforcés par des fibres (Carbone, Verre, Aramide).
- Ce travail est finalisé par une conclusion générale et des perspectives des travaux futurs.

CHAPITRE 1 :
UTILISATION DES POLYMÈRES RENFORCÉS DE
FIBRES DANS LA RÉHABILITATION DES COLONNES
EN BÉTON ARMÉ

1.1 INTRODUCTION

L'objectif de ce chapitre est de présenter l'intérêt de l'utilisation des polymères renforcés de fibres (PRF) dans la réhabilitation des structures dans le domaine du génie civil. En premier lieu, on présente des généralités sur les matériaux composites, les constituants, les propriétés mécaniques et les différents procédés de mise en œuvre des renforts externes. Ensuite, on montre une littérature des travaux de réhabilitation antérieurs portant sur les colonnes confinées avec des PRF. Enfin, on expose une revue sur le développement des différents modèles de résistance et de déformation et les lois du comportement établis pour le béton confiné par les matériaux composites.

1.2 GÉNÉRALITÉS SUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES EN PRF

1.2.1 Définition

Dans un sens large, le mot 'composite' signifie 'constitué de deux ou plusieurs parties différentes'. En fait, l'appellation *matériau composite* ou *composite* est utilisée dans un sens beaucoup plus restrictif. Un matériau composite est constitué de l'assemblage de deux matériaux de natures différentes, se complétant et permettant d'aboutir à un matériau dont l'ensemble des performances est supérieur à celui des composants pris séparément (*Vizuete, 2000*).

1.2.2 Caractéristiques générales

Un matériau composite constitue dans le cas le plus général d'une ou de plusieurs phases discontinues réparties dans une phase continue. Dans le cas de plusieurs phases discontinues de natures différentes, le composite est dit hybride. La phase discontinue est habituellement plus dure avec des propriétés mécaniques supérieures à celles de la phase continue. La phase continue est appelée la *matrice*. La phase discontinue est appelée le *renfort* ou *matériau renforçant* (Figure 1.1). Les propriétés des matériaux composites résultent [(*Berthelot, 2012*), (*Luyckx, 1999*)] :

- Des propriétés des matériaux constituants,
- De leur distribution géométrique,
- De leurs interactions,
- Sa faible densité,
- Sa très bonne tenue à la fatigue,

- L'absence de corrosion,
- Sa facilité de manipulation.

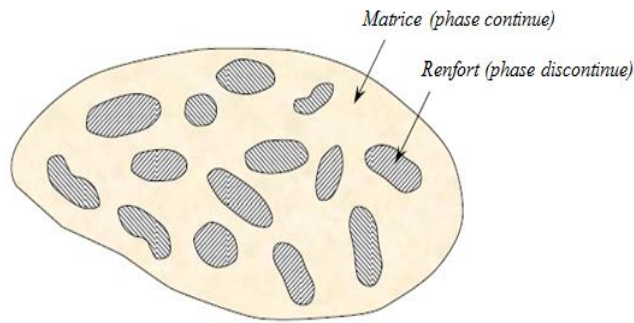


Figure 1.1 : Constituants d'un matériau composite (Berthelot, 2012).

Ainsi, pour accéder à la description d'un matériau composite, il sera nécessaire de spécifier la nature des constituants et leurs propriétés, la géométrie du renfort, sa distribution et la nature de l'interface matrice-renfort. La géométrie du renfort sera caractérisée par : sa forme, sa taille, sa concentration, sa disposition (son orientation), etc. Si l'ensemble de ces paramètres concourt à déterminer les propriétés du composite, les modélisations descriptives ne tiendront compte que de certains paramètres, du fait de la complexité des phénomènes mis en jeu. Pour une concentration donnée, la distribution du renfort dans le volume du composite est également un paramètre important. Une distribution uniforme assurera une "homogénéité" du matériau : les propriétés du composite seront indépendantes du point de mesure. Dans le cas d'une distribution non uniforme du renfort, la rupture du matériau sera initiée dans les zones pauvres en renfort, diminuant ainsi la résistance du composite. Dans le cas de matériaux composites dont le renfort est constitué de fibres, l'orientation des fibres détermine l'anisotropie du matériau composite. Cet aspect constitue une des caractéristiques fondamentales des composites ; la possibilité de contrôler l'anisotropie du produit fini par une conception et une fabrication adaptés aux propriétés souhaitées (Berthelot, 2012).

1.2.3 Constituants d'un PRF

Un matériau composite est constitué d'une matrice et d'un renfort, constitué de fibres. La matrice est elle-même composée d'une résine (polyester, époxyde, etc.) et des charges dont le but est d'améliorer les caractéristiques de la résine tout en diminuant le coût de production. D'un point de vue mécanique, l'ensemble résine-charges se comporte comme un matériau homogène, et le composite est considéré comme constitué d'une matrice et d'un renfort.

Le renfort apporte au matériau composite ses performances mécaniques élevées, alors que la matrice a pour rôle de transmettre aux fibres les sollicitations mécaniques extérieures et de protéger les fibres vis-à-vis des agressions extérieures. Le type d'association matrice-renfort dépend des contraintes imposées au concepteur : caractéristiques mécaniques élevées, tenue en température, coût, résistance à la corrosion, etc... (Berthelot, 2012).

1.2.3.1 Renforts

Les matériaux de renfort confèrent aux composites leurs caractéristiques mécaniques : rigidité, résistance à la rupture, dureté, etc... (Berreur et al., 2002). Ces renforts permettent également d'améliorer certaines des propriétés physiques ; comportement thermique, tenue en température, tenue au feu, résistance à l'abrasion, propriétés électriques, etc. Les caractéristiques recherchées pour les renforts sont ; des caractéristiques mécaniques élevées, une masse volumique faible, une bonne compatibilité avec les résines, une bonne facilité de mise en œuvre, un faible coût (Berthelot, 2012).

Le rapport d'aspect élevé de fibres (rapport longueur/diamètre) permet un transfert très efficace de la charge à travers la matrice aux fibres, ce qui permet ainsi le profit total des propriétés des fibres utilisées. Les fibres peuvent être fabriquées sous forme continue ou discontinue, et ces renforts utilisés pour le renforcement présentent un comportement élastique linéaire jusqu'à la rupture contrairement au comportement de l'acier.

Les propriétés des composites sont principalement influencées par le choix des fibres [(Teng et al., 2002) et (Carolin, 2003)]. Il existe principalement trois types de fibres qui sont utilisés pour le renforcement des structures en génie civil qui sont les fibres de verre, d'aramide et de carbone (Berthelot, 2012).

➤ *Les fibres aramides à caractéristiques mécaniques élevées*

Les fibres d'aramide ont été introduites pour la première fois en 1971 et sont aujourd'hui produites par plusieurs fabricants sous différentes marques. La structure de la fibre d'aramide est anisotrope et confère une résistance et un module élevés dans la direction longitudinale de la fibre (fib. Task Group 9.3 FRP, 2001). Les fibres aramides à caractéristiques mécaniques élevées sont généralement connues sous le nom de "Kevlar", nom commercial de la fibre mise au point par Dupont de Nemours (USA), et commercialisée en 1972. Elles sont produites à partir de polyamides aromatiques de synthèse dont la méthode de fabrication est protégée par un brevet (Hallonet, 2016). La synthèse à basse température se fait par réaction de la

paraphénylène diamine sur le chlorure de téréphtalyle. D'autres groupes élaborent également des fibres aramides, en particulier le groupe AKZO (Allemagne-Hollande) qui produit des fibres aramides (Figure (1.2)) sous la désignation de fibres "Twaron", et le groupe japonais Teijin Ltd les fibres "Technora" (Berthelot, 2012).



Figure 1.2 : Feuille de fibre d'aramide (Yang et al., 2015).

L'élaboration des fibres aramides est effectuée par synthèse à basse température ($-10\text{ }^{\circ}\text{C}$), puis par filage en solution. Les fibres sont ensuite étirées et traitées thermiquement pour augmenter leur module d'élasticité. Les caractéristiques mécaniques des fibres aramides sont reportées dans le Tableau (1.1). Le tableau montre une contrainte spécifique à la rupture élevée, du même ordre de grandeur que les fibres de carbone haute résistance HR (Tableau (1.2)), toutefois avec un prix de revient 4 à 6 fois moindre (Berthelot, 2012). Les fibres d'aramide réagissent élastiquement en traction mais présentent un comportement non linéaire et ductile en compression, ils présentent également de bonnes caractéristiques de ténacité, de tolérance aux dommages et de fatigue (fib. Task Group 9.3 FRP, 2001).

Tableau 1.1 : Caractéristiques mécaniques de monofilaments aramides (Berthelot, 2012).

Caractéristiques	Kevlar 29	Kevlar 49	Kevlar 149	Twaron	Technora
Masse volumique ρ (kg/m ³)	1440	1450	1470	1440	1390
Diamètre (μm)	12	12	12	12	12
Module d'Young E_f (GPa)	60	120	160	60	90
Module spécifique E_f/ρ (Nm/kg)	42	83	110	42	65
Contrainte à la rupture σ_{fu} (MPa)	3000	3000	2400	2600	2800
Contrainte spécifique σ_{fu}/ρ (kNm/kg)	2080	2070	1630	1800	2010
Allongement à la rupture (%)	3.6	1.9	1.5	3	4

➤ *Les fibres de carbone*

C'est la fibre la plus utilisée dans les applications hautes performances (Figure (1.3)). Elle est obtenue par carbonisation de la fibre de PAN (polyacrylonitrile). L'étude théorique des liaisons entre les fibres et la matrice prévoit un module d'Young de 1 200 GPa et une résistance à la rupture de 20 000 MPa. D'autre part, la masse volumique faible (inférieure à 2 000 kg/m³) conduit à des propriétés mécaniques spécifiques théoriquement remarquablement élevées. Ces faits expliquent les nombreux développements de différents procédés d'élaboration, permettant d'obtenir des fibres de carbone les plus parfaites possibles, et dont la direction des plans cristallographiques soit le plus parallèle possible à l'axe des fibres. Les fibres industrielles n'atteignent toutefois pas les valeurs mécaniques théoriques, du fait des imperfections des structures cristallines obtenues. Les caractéristiques des fibres élaborées restent cependant élevées et peuvent atteindre aujourd'hui pour les fibres les plus performantes de l'ordre de 650 GPa pour le module d'Young et de 4 000 MPa pour la contrainte à la rupture (*Berthelot, 2012*).

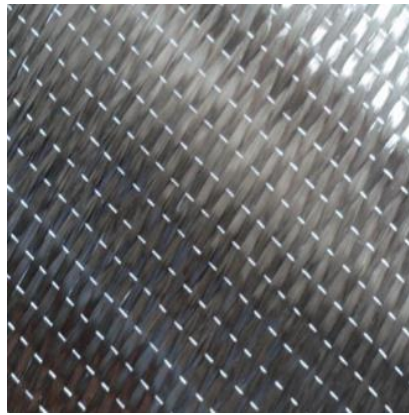


Figure 1.3 : *Feuille de fibre de carbone (Falah, 2015).*

Le Tableau (1.2) compare les caractéristiques des fibres de carbone à celles des fibres de verre. En outre, il faut noter que les fibres de carbone ont une excellente tenue en température, en atmosphère non oxydante. En effet, leurs caractéristiques mécaniques sont maintenues jusqu'à 1 500 °C environ. Cette propriété a conduit à développer des composites de fibres de carbone/matrice de carbone à haute tenue thermique (*Berthelot, 2012*).

Ce type de renfort a une résistance excellente à la fatigue avec une faible relaxation. Les fibres de carbone résistent bien à plusieurs solutions chimiques et encore elles n'absorbent pas l'eau. Elles se différencient par le taux de carbone moins ou plus élevé ce qui conduit à une modification dans les contraintes à la rupture, les allongements et les modules d'élasticité

(Berthelot, 2012). 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).

Tableau 1.2 : Caractéristiques des fibres de carbone, comparées à celles des fibres de verre E (Berthelot, 2012).

Caractéristiques	Verre E	Carbone HR	Carbone HM	Carbone THM
Masse volumique ρ (kg/m ³)	2600	1750	1810	1950
Diamètre (μm)	10 à 20	5 à 7	5 à 7	5 à 7
Module d'Young E_f (GPa)	73	230	400	600
Module spécifique E_f/ρ (MNm/kg)	28	130	210	310
Contrainte à la rupture σ_{fu} (MPa)	3400	3000-4000	2800	2000
Contrainte spécifique σ_{fu}/ρ (kNm/kg)	1300	1710-2290	1550	1030
Prix de revient rapporté aux fibres de verre E	1*	10-15	30-50	200-400

1* \approx 4 €/kg en 2009 HM (brai): fibres élaborées à partir du brai.

➤ *Les fibres de verre*

Le verre sous forme massive est caractérisé par une très grande fragilité, attribuée à une sensibilité élevée à la fissuration. Par contre, élaboré sous forme de fibres de faibles diamètres (quelques dizaines de micromètres), le verre perd ce caractère et possède alors de bonnes caractéristiques mécaniques (Figure (1.4)). Les fibres de verre sont élaborées à partir d'un verre filable, appelé verre textile, composé de silice, alumine, chaux, magnésie, etc. Ces produits peu coûteux, associés à des procédés assez simples d'élaboration, confèrent aux fibres de verre un excellent rapport performances/prix, qui les place de loin au premier rang des renforts utilisés actuellement dans les matériaux composites (Berthelot, 2012).

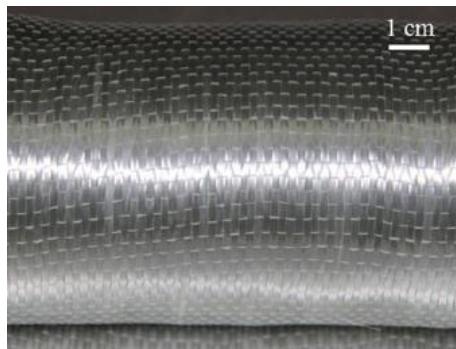


Figure 1.4 : Feuille de fibre de verre (Ou et al., 2016).

Il est de coutume de donner comme caractéristiques mécaniques de référence les caractéristiques mesurées sur monofilaments prélevés à la sortie de la filière. Le Tableau (1.3) donne les valeurs usuelles de ces grandeurs (Berthelot, 2012).

Tableau 1.3 : Caractéristiques mécaniques des verres types E et R (Berthelot, 2012).

Caractéristiques		Verre E	Verre R
Masse volumique	ρ kg/m ³	2600	2550
Module d'Young	E_f GPa	73	86
Contrainte à la rupture	σ_{fu} MPa	3400	4400
Allongement à la rupture	ε_{fu} %	4.4	5.2
Coefficient de Poisson	ν_f	0.22	–

Indépendamment du type des fibres, on a la même courbe contrainte-déformation pour ces matériaux qui est : élastique linéaire jusqu'à la rupture qui est fragile en traction. Les courbes contrainte-déformation présentées dans la Figure (1.5) pour les matériaux composites (verre, carbone, aramide) et pour l'acier standard, montrent clairement le comportement ductile de l'acier et fragile des matériaux composites. La fragilité des matériaux composites et le manque de la ductilité comparés avec les aciers limitent la ductilité des éléments renforcés sauf les colonnes. Le confinement par matériaux composite ceci nous donne une augmentation de la capacité portante et la ductilité des colonnes [(Char et al., 1994), (Ehsani et Saadatmanesh, 1996), (Teng et al., 2002), (Abdalla, 2002), (Rizkalla et al., 2003) et (Carolin, 2003)].

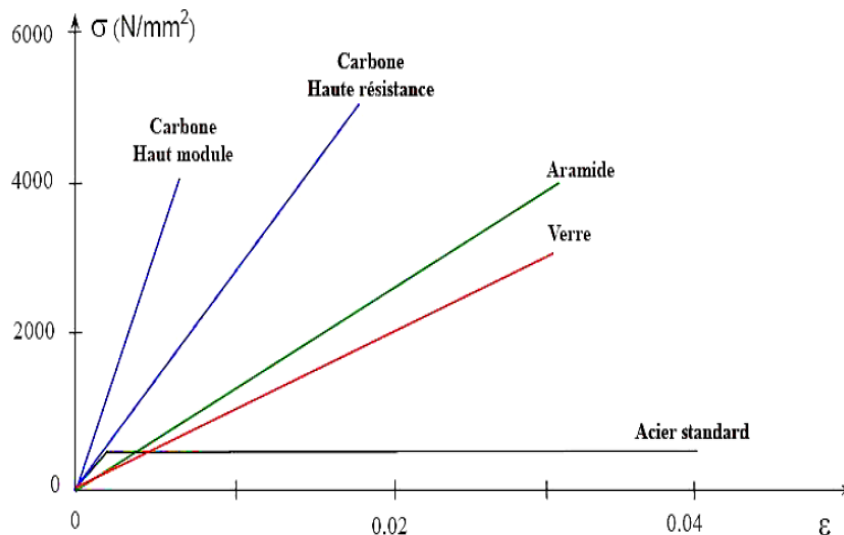


Figure 1.5 : Courbes contrainte-déformation (matériaux composites – acier) (Chakra, 2016).

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

- Que ces composites sont caractérisés par des relations contraintes-déformations linéaires.
- 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 (*Benzaid, 2010*).

1.2.3.2 Matrices

De fait de la faible section des fibres (diamètre de quelques μm), elles ne peuvent être appliquées directement dans une application mécanique, de là l'idée de les mélanger dans une matrice qui conduit à la fabrication du composite à fibre. Elle protège également les fibres des risques d'abrasion et des autres attaques environnementales et chimiques (*Foo et al., 2001*) La matrice qui est la liaison du PRF a encore des rôles importants (*Berthelot, 2012*) :

- Protéger les fibres de l'environnement et de l'abrasion.
- Lier les fibres ensemble.
- Transmettre les forces entre les fibres.

Pour le choix des matériaux de matrices un critère important doit être pris en considération qu'ils aient une faible masse volumique, généralement la masse volumique de la matrice doit être considérée inférieure à celle des renforts, afin d'obtenir un poids global du composite qui est réduit au minimum. La matrice est un composite qui est constitué de deux matériaux homogènes. Le premier est la résine (polyester, époxy) qui a le rôle de transférer les

sollicitations mécaniques aux fibres et de les protéger de l'environnement extérieur, et un second qui est les charges et additifs qui ont le but de l'amélioration des caractéristiques de cette résine et de faciliter la mise en œuvre (Berthelot, 2012).

1.2.4 Différents procédés de mise en œuvre

Plusieurs techniques différentes ont été développées pour renforcer ou réhabiliter des colonnes existantes en béton en utilisant des composites « PRF ». Les méthodes de renforcement peuvent être classées en trois catégories en fonction de la méthode adoptée pour construire le composite « PRF » à savoir (Chakra, 2016) : *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 (Benzaid, 2010).

Dans le cas des colonnes en béton 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).

Plus qu'une méthode de renforcement par matériaux composites (PRF) des colonnes existantes en béton armé ont été développées. Les méthodes de renforcement sont divisées en trois sections (Chakra, 2016) : *la stratification en contact, l'enroulement filamentaire et le chemisage par coquille préfabriquée.*

1.2.4.1 Stratification en contact

C'est la méthode de renforcement des colonnes sur chantier la plus employée, en utilisant les composites (PRF) (Figure 1.6) (Chakra, 2016). Cette méthode consiste à l'imprégnation des draps de fibres par les résines, puis l'enveloppement des colonnes par ces couches est fait par un processus de moulage.



Figure 1.6 : Stratification en contact des colonnes (Chakra, 2016).

Les colonnes peuvent être enveloppées complètement ou partiellement par des tissus de (PRF). Pour le renforcement partiel on peut utiliser des couches de (PRF) sous formes des anneaux discrètes (Figure 1.7) (Chakra, 2016).

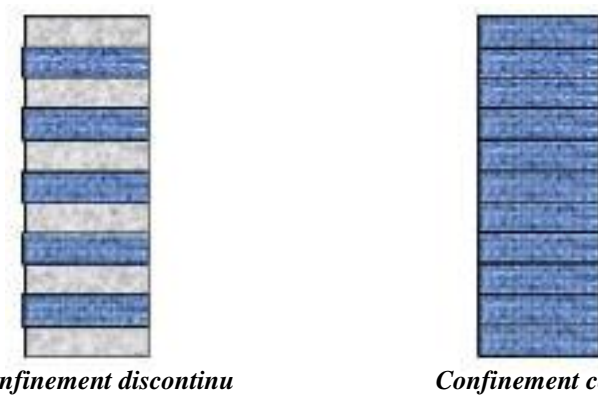




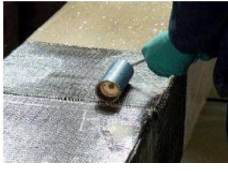



Figure 1.7 : Type du confinement des colonnes (Chakra, 2016).

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)]. La mise en œuvre de cette méthode est classée suivant le tableau (4.1) ci-dessous :

Tableau 1.4 : Mise en place du confinement par stratification directe (Chakra, 2016).

<i>Etapes de mise en œuvre</i>		<i>Illustrations</i>
1	Préparation de surface : Ponçage au disque diamant des différentes faces du poteau et meulage des angles pour les arrondir.	
2	Evacuation des poussières au moyen d’air comprimé.	
3	Application d’une couche de résine.	
4	Pose des bandes de PRF.	
5	Marouflage au rouleau.	
6	Pose d’une couche de résine de couverture.	

1.2.4.2 Enroulement filamenteux

Cette méthode possède le même principe de la stratification directe, sauf que l’enroulement filamenteux consiste à utiliser une fibre continue au lieu des lanières ou tissus, en plus le traitement de l’enroulement des filaments est fait automatiquement à travers d’une machine contrôlée par ordinateur (Chakra, 2016). L’enroulement filamenteux donne plus de précision que la stratification directe, cette précision est trouvée dans l’épaisseur du (PRF). Encore Fardis et Khalili (1981) ont mentionné l’idée du confinement du béton par enroulement des fibres continues qui sont imprégnées par la résine.

La Figure (1.8) représente une colonne verticale fixe (1) qui repose sur des semelles placées dans le sol. La présente invention doit être utilisée pour équiper la colonne verticale (1) par des couches de matériau composite enroulées en spirale. Les Figures (1.8) (1.9) (1.10) présentent trois vues d'un dispositif d'enroulement filamentaire (*Chakra, 2016*).

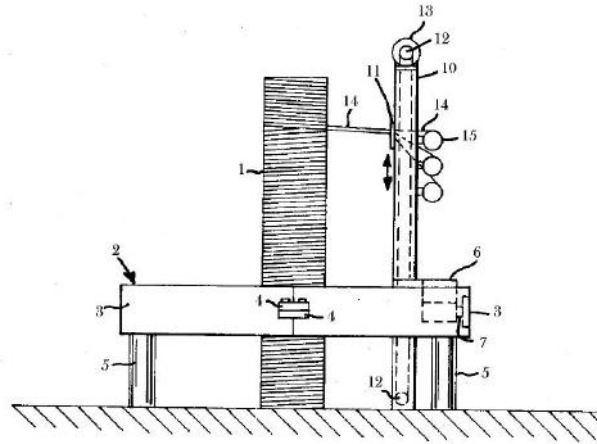


Figure 1.8 : Vue en élévation de l'enroulement filamentaire (*Chakra, 2016*).

L'appareil comprend une base (2) qui est formée à partir de deux pièces semi-circulaires (3) qui peuvent être assemblées pour former la base annulaire (2). Les deux pièces (3) sont généralement transportées en tant que pièces séparées, puis assemblées autour de la colonne verticale (1) au niveau du site du travail. Chacune des pièces (3) comporte des « flange » (4) à ses extrémités opposées et elles sont assemblées avec des boulons pour former la base (2). Cette base est supportée sur des pieds (5) dont les longueurs peuvent être ajustées par le fonctionnement de vérins afin de fixer la base. Un appareil rotateur (6) est supporté sur la base (2) et elle tourne dans une direction circonférentielle autour de ce dernier. Un moteur contrôlable tourne la roue dentée (7) afin de produire un mouvement de rotation de l'appareil rotateur (6) dans la direction circonférentielle (8) (*Chakra, 2016*).

Un élément vertical (10) est supporté verticalement sur l'appareil rotateur (6), cet élément (10) se trouve à l'intérieur du diamètre de la base dont il peut s'étendre vers le bas ou contrairement, ce qui permet un chemisage complet du support (colonne) (1). L'élément (10) peut être déplacé sur toute la circonférence de la base (2) pour le mouvement rotatif correspondant à l'appareil rotateur (6) (*Chakra, 2016*).

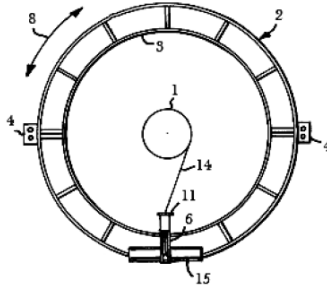


Figure 1.9 : *Vue en plan de l'enroulement filamentaire (Chakra, 2016).*

L'élément (11) est supporté sur l'élément vertical (10) et il se déplace encre vers le bas et le haut à travers des supports (12), et ce support est contrôlé par un moteur (13). Six bobines de matériau de renfort sont prises en charge, trois de chaque côté de l'élément vertical (10). Les fils passent du support (11) et se dirigent vers le support (colonne) (Chakra, 2016).



Figure 1.10 : *L'enroulement filamentaire [(Master Builders, Inc. and Structural Preservation Systems, 1998) et (Balaguru et al., 2009)].*

1.2.4.3 Chemisage par coquille préfabriquée en PRF

Le renforcement des poteaux en béton armé peut être fait par des chemises sous forme de coquilles préfabriquées en (PRF). Leur fabrication peut être en forme de demi-cercle, demi rectangle [(Nanni et Norris, 1995) et (Ohno et al., 1997)] ou en cercle avec une fente ou en rouleaux continus (Xiao et Ma, 1997), pour qu'elles puissent être ouvertes et placées autour des poteaux en béton. Un confinement efficace est obtenu par le contact total entre la coquille et les poteaux. Ce contact est assuré soit par l'utilisation des adhésives (Xiao et Ma, 1997) qui lient la colonne et la coquille, ou par l'injection par coulis ou mortier de ciment dans le vide entre la colonne et la coquille [(Nanni et Norris, 1995) et (Ohno et al., 1997)].

Cette méthode de renforcement est intéressante dans le cas de modification de forme des poteaux carrés ou rectangulaires, dont le renforcement est fait en les reformant dans des colonnes (elliptiques ou circulaires) cela est réalisé par l'utilisation de ces coquilles préfabriquées en (PRF) (*Teng et Lam, 2002*).

La Figure (1.11) (a, b, c) représente des poteaux renforcés par des coquilles préfabriquées de PRF. Ce renforcement peut conserver la forme initiale de la colonne comme il est présenté dans la Figure (1.11a), mais encore la modification de la forme initiale peut être appliquée (Figure (1.11) (b et c)), la Figure (1.11b) montre la coquille en fibre de carbone (1) avec une forme circulaire et une section intérieure transversale de forme carrée (2), tandis que la Figure (1.11c) la coquille est de la forme elliptique (1) et la section du poteau interne est de forme rectangulaire (2) (*Chakra, 2016*).

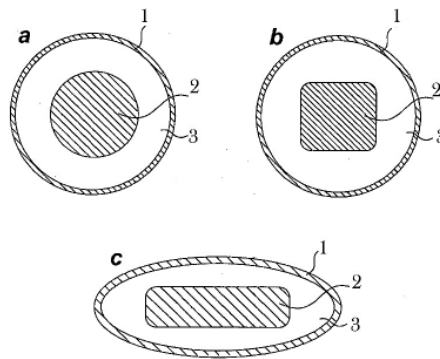


Figure 1.11 : Différentes sections des colonnes renforcées par des coquilles préfabriquées (*Chakra, 2016*).

En se référant à la Figure (1.12a), une coquille de FRP extérieure est représentée autour d'une colonne existante (2) et la coquille extérieure (1). L'espace ouvert (3) peut alors être rempli par du ciment (4). Dans un mode de réalisation préféré, des chevilles peuvent être placées entre la structure de ciment intérieure et la coquille extérieure FRP pour assurer le positionnement de la colonne extérieure et de la colonne existante avant de remplir l'espace ouverte avec du ciment. La Figure (1.12b) illustre un mode de réalisation de la présente invention dans lequel l'enveloppe externe (1) comprend au moins deux pièces qui peuvent être placées autour de la colonne (2) existante pour former l'enveloppe extérieure. Pour renforcer une colonne existante (2), il est généralement nécessaire de séparer l'enveloppe extérieure (1) dans le sens longitudinal une première pièce (5) et une deuxième pièce (6). Ces deux dernières peuvent alors être placées autour de la colonne (2) existante. Dans la plupart des cas, l'enveloppe extérieure est conçue et façonnée à laisser un espace ouvert (3) entre la colonne

existante (2) et l'enveloppe extérieure (1). Ainsi, la coquille extérieure (1) fournit une avenue pratique pour façonner la modification des structures existantes. Une colonne existante (2) avec une forme carrée ou une section transversale rectangulaire peut être modifiée pour avoir une coupe transversale circulaire ou elliptique (*Chakra, 2016*).

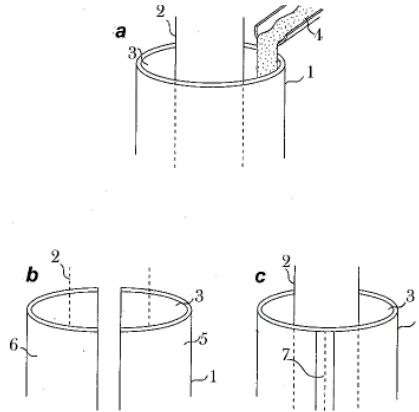


Figure 1.12 : Différents types de chemisage par coquilles préfabriquées (*Chakra, 2016*).

Par conséquent, la modification de forme d'une colonne existante en utilisant (2) la présente invention peut être facilement réalisée pour fournir de meilleures propriétés mécaniques et structurelles. Une fois la première pièce (5) et la deuxième pièce (6) ont été placées autour de la structure existante (2) elles peuvent être épaissées, comme le montre la figure (1.11c), avec une bande composite PRF verticale (7) le long de chaque couture entre la première pièce (5) et la seconde pièce (6) de manière à former une enveloppe externe unitaire (*Chakra, 2016*).

Dans un monde de réalisation préférée de la présente invention, après l'assemblage de la première et la seconde pièce avec une bande verticale du composite (PRF), des matériaux PRF supplémentaires peuvent être enroulés autour de la coque extérieure. Typiquement le chemisage peut être fait avec une seule feuille continue ou plusieurs feuilles (*Chakra, 2016*).

1.3 RÉHABILITATION AVEC DES MATÉRIAUX COMPOSITES EN PRF

Les matériaux composites offrent de multiples possibilités dans le domaine de la construction où ils se sont développés progressivement à partir des années 90 [(*Matsuda et al., 1990*), (*Priestley et Seible, 1991*), (*Saadatmanesh et al., 1994*), (*Seible et al., 1995*), (*Wu, 2007*) et (*Sadone, 2011*)]. De nombreux chercheurs se sont intéressés à étudier le comportement du béton confiné par des enveloppes en PRF (*Mirmiran et Shahawy, 1997*), (*Fam et Rizkalla, 2001*), (*Harries et Kharel, 2002*), (*Jiang et Teng, 2007*) et (*Yu et al., 2010a, 2010b*).

En effet, dans les années 1990 au Japon, de nombreux ponts en béton armé ont été renforcés extérieurement en raison de la corrosion des aciers. Les renforts ont été appliqués sur les piles ou sur les surfaces inférieures des tabliers en utilisant des tissus pré-imprégnés à base de fibres de carbone mis en œuvre suivant la méthode de « stratification directe » (*Sadone, 2011*).

Aux États-Unis, les recherches concernant le renforcement des structures du génie civil par matériaux composites ont été initiées suite au séisme de Loma Prieta (Californie) survenu en octobre 1989 (*Luyckx, 1999*). A partir de 1994, des tests sismiques en laboratoire, sur des maquettes d'échelles de plus en plus importantes, ont démontré l'intérêt de l'utilisation des PRF. La validation de la technique de renfort par composites collés a été suivie par le renforcement d'ouvrages réels tels que le Highway Bridge à Butler (Ohio, en 1996), le Great Western Bank Building à Sherman Oaks (Californie, en 1997) ou encore le Foulk Road Bridge à Delaware (Californie, en 1997).

En Europe, les principales applications en réhabilitation de structures sont apparues en Suisse fin 1991, puis en France à partir de 1996. En 1996, l'entreprise Freyssinet a renforcé le premier pont autoroutier français en remplaçant les plats collés métalliques classiques par des tissus secs et imprégnés sur place par un adhésif spécifique à base de résine époxyde, mis au point par Atofindley, compatible avec le béton et capable d'imprégner les fibres de carbone (*Ghenassia et Lacroix, 1997*). Au vu des différentes campagnes expérimentales qui ont été menées, la technique de réhabilitation par matériaux composites est donc désormais largement acceptée. Cependant, la durabilité in-situ de ces réhabilitations fait encore l'objet d'interrogations et de recherches [(*Neale et Labossière, 1998*), (*Ferrier et Hamelin, 2002*), (*Neale et al., 2001*)] dresse ainsi un état de l'art des différentes recherches qui ont pu être menées concernant la durabilité des PRF.

Il faut en effet être capable d'avoir un certain recul quant aux propriétés à long terme des matériaux composites eux-mêmes, ainsi que de leur application sur site. Dans cette optique la durabilité des interfaces de collage béton/composite soumises à un vieillissement accéléré a également été étudiée (*Chataigner et al., 2010a*), cette interface de collage étant le point critique de la technique de réhabilitation, notamment lorsqu'elle est soumise à des conditions telles que des cycles de gel-dégel, un environnement humide, des températures élevées, etc. Les campagnes d'essais menées indiquent ainsi une évolution du mode de rupture lorsque les joints composite/béton sont soumis à des conditions de vieillissement accéléré (*Benzarti et al., 2010*). La durabilité des systèmes de renfort a également été étudiée lors des essais menés sur

des poutres en béton armé renforcées par PRF et soumises à différentes conditions environnementales telles qu'une atmosphère ambiante à 100% d'humidité relative, une immersion en eau salée ou en solution alcaline, des cycles de gel-dégel, une atmosphère chaude et sèche ou encore un gradient thermique, chaque condition était combinée à des cycles de chargement mécaniques répétés (*Grace et Singh, 2005*).

Même si les caractéristiques des matériaux de renfort ou des interfaces composite/béton sont amenées à se dégrader dans le temps, les résultats expérimentaux obtenus en laboratoire suite à des essais de vieillissement accéléré ne sont pas directement extrapolables aux évolutions des propriétés induites par un vieillissement en conditions réelles. Le suivi de planches d'essai soumises à un vieillissement naturel (par exemple (*Benzarti et al., 2008*), où les renforts collés ont été testés 20 ans après mise en place) n'indique généralement pas de dégradation importante de la capacité du joint collé. En matière de pérennité, la réhabilitation par matériaux composites semble donc largement viable, notamment comparée aux techniques de renforcement par béton armé ou acier, ces matériaux pouvant être plus sensibles aux conditions climatiques et environnementales s'ils ne sont pas efficacement protégés vis-à-vis de la corrosion.

1.3.1 Renforcement par PRF vis-à-vis de l'effort tranchant

La rupture par cisaillement est une des causes majeures d'effondrement lors des séismes, cette rupture est généralement fragile et non dissipative. Elle touche principalement les colonnes courtes (d'élancement inférieur à 3) et les voiles.

Les ruptures par cisaillement sont notamment dues à une insuffisance d'armatures d'effort tranchant. Cette insuffisance peut être compensée par des renforts composites ; les PRF (généralement fabriqués à partir de tissus) sont alors appliqués comme armatures externes additionnelles. Les bandes de composite peuvent, si la configuration le permet, entourer l'élément structural (poutre ou colonne), ou simplement être appliquées en forme de U (sur les faces latérales et sous la poutre, sous réserve que la partie supérieure soit ancrée dans une zone comprimée (Figure (1.13)). Le principe du dimensionnement correspond à l'augmentation de la section des armatures transversales, en assimilant le composite à des "cadres" externes supplémentaires.

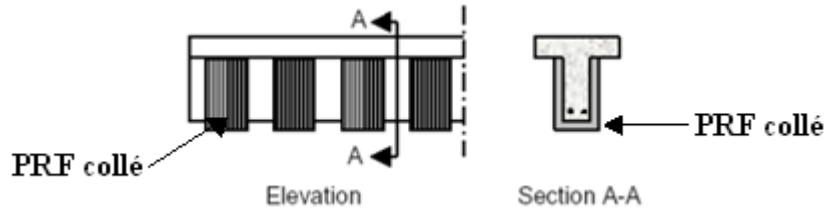


Figure 1.13 : Renforcement au cisaillement d'une poutre par matériaux composites (Isis CANADA, 2006).

Il est généralement admis, que la résistance à l'effort tranchant de l'élément ainsi renforcé correspond à la somme des efforts tranchants que peuvent reprendre le béton, l'acier et le composite. Le dimensionnement du renfort consiste alors à calculer le nombre de bandes de composite, leur largeur et leur espacement permettant d'atteindre la résistance à l'effort tranchant souhaité. Une méthode de dimensionnement, basée sur le treillis de Ritter-Morsch sur une section réduite, est par exemple décrite dans le guide de l'AFGC (2011).

Quelques études expérimentales [(Xiao et al., 1999), (Ma et al., 2000) et (Galal et al., 2005)] tendent à montrer l'efficacité du renforcement parasismique des colonnes courtes par matériaux composites. L'étude menée par Colomb (Colomb, 2007) vise à comparer l'efficacité des configurations de renforcement (renforcement continu, discontinu, variation des largeurs de bandes et du taux de renfort) appliqué sur ces colonnes. Cette étude a permis de mettre en évidence que le renforcement discontinu par bandes permet d'obtenir une meilleure résistance couplée à une meilleure ductilité, alors que le renforcement continu permet surtout d'augmenter la résistance. D'autre part, les essais indiquent que les matériaux composites permettent de changer le mode de rupture : passage d'une rupture fragile par effort tranchant à une rupture ductile par effort tranchant ou en flexion.

1.3.2 Confinement des colonnes avec des composites en PRF

Le renforcement grâce à un confinement par PRF est une technique de renforcement largement employée qui consiste à confiner les éléments des structures comprimées (Figure (1.14)), en appliquant des feuilles de PRF sur le périmètre des poteaux (fibres orientées perpendiculairement à l'axe du poteau). Ainsi, lorsqu'un chargement axial est appliqué au poteau, le béton se dilate latéralement, notamment du fait de l'effet Poisson, créant des contraintes de traction dans le PRF qui s'oppose à l'augmentation de section.

L'enveloppe de PRF confine alors la section du poteau, induisant ainsi un état de contrainte tridimensionnelle dans le béton. Il en résulte une augmentation de la capacité portante et de la ductilité de la structure [(Quiertant et Toutlemonde, 2005), (Berthet et al., 2005), (Hadi, 2007) et (Rochette et Labossière, 2000)].

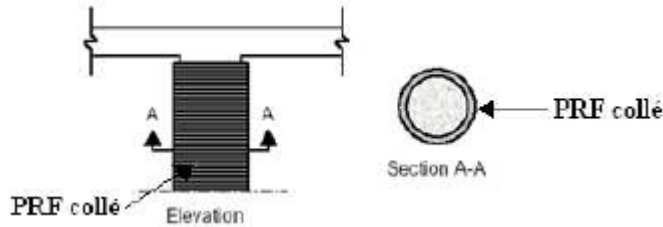


Figure 1.14 : Confinement d'un poteau par matériaux composites (Isis CANADA, 2006).

Le chemisage par matériaux composites, contrairement au chemisage acier qui permet d'appliquer une pression du confinement constante après plastification, conserve un comportement élastique jusqu'à la rupture. Ainsi, il permet d'appliquer une pression du confinement qui croît avec la charge axiale. Le chemisage par PRF est un mode de confinement passif : il ne joue aucun rôle tant que la section de béton n'augmente pas du fait de l'effet Poisson ou de la fissuration (Isis Canada, 2006). Le chemisage par PRF est généralement collé au support, pour des raisons de facilité de mise en œuvre, mais le collage n'est pas une condition imposée pour son bon fonctionnement (le chemisage PRF fait partie des « contact-critical applications », comme défini dans le guide de l'ACI (ACI Committee 440, 2010b), en revanche les applications mettant en œuvre des PRF pour un renforcement en flexion/cisaillement des poutres/dalles sont répertoriées dans ce guide comme « bond-critical applications ». Néanmoins, un chemisage par PRF collé entièrement montre généralement de meilleures performances qu'un chemisage uniquement collé sur la bande de recouvrement fermant le chemisage (Karantzakis et al., 2005).

Seible et al. (1997) ont validé le dimensionnement d'un chemisage PRF sur différents corps d'épreuve, en fonction de divers modes de ruptures. La campagne expérimentale a notamment porté sur la vérification des performances de poteaux sollicités en flexion. Les essais ont permis de montrer les performances d'un chemisage par PRFC. En effet, la Figure (1.15a) montre la courbe force-déplacement latéral d'un poteau non renforcé et la Figure (1.15c) indique la courbe force-déplacement latéral d'un poteau renforcé par chemisage PRF : on constate que le seuil d'initiation de l'endommagement est retardé et que la ductilité est

augmentée, tout en conservant une certaine résistance sans dégradation réversible pendant les cycles de chargement.

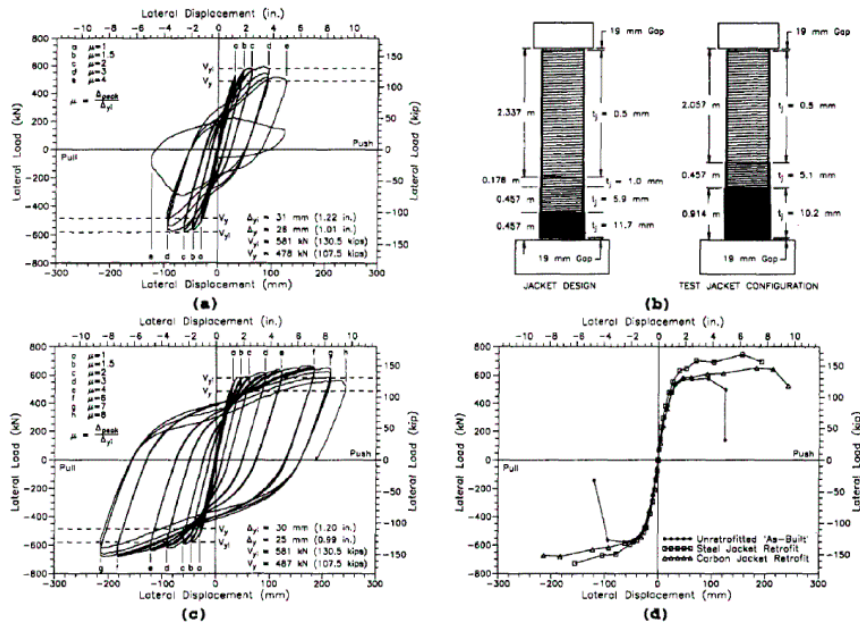


Figure 1.15 : Renforcement à la flexion de poteaux : description du renforcement (PRFC) appliqué sur la hauteur (b), réponses hystérétiques des poteaux non renforcés (a) et renforcés par PRFC (c), ainsi que la comparaison des courbes enveloppe d'un poteau non renforcé, renforcé par PRFC et renforcé par chemisage acier (d), (Seible et al., 1997).

D'autre part, si l'on compare les performances de corps d'épreuve identiques renforcés par chemisage PRF d'une part ou par chemisage acier d'autre part, on constate (Figure (1.15d)) de très bonnes performances dans les deux cas ; le chemisage acier (dimensionnement conventionnel) permet d'atteindre un niveau de résistance légèrement supérieur mais rend le poteau un peu moins ductile.

Le dimensionnement du confinement peut être abordé de différentes façons. Des essais menés à l'Université de Sherbrooke (Roy et al., 2009) ont ainsi permis d'évaluer le comportement de 3 poteaux de section circulaire (diamètre de 300 mm pour une hauteur de 2,15 m). Le premier poteau n'était pas renforcé, le second était renforcé par 2 couches de PRFC (selon un dimensionnement visant un niveau de performance en déplacement), et le dernier était renforcé par 4 couches de PRFC (selon un dimensionnement du type classique, c'est-à-dire visant une capacité de reprise d'effort). Soumis à une charge axiale constante et à une sollicitation cyclique alternée, le poteau non renforcé et le poteau renforcé par 2 couches de PRFC ont montré une ductilité du comportement significativement différente (ductilité de 3,4 pour le poteau non renforcé et ductilité de 5 pour le poteau renforcé par 2 couches). En

revanche cette campagne expérimentale indique qu'un confinement trop important résultant du dimensionnement en capacité (poteau avec 4 couches de PRFC) peut induire des dommages supplémentaires concentrés dans les régions proches de la zone confinée. De plus, les 2 couches supplémentaires n'ont pas apporté d'amélioration significative par rapport à la configuration avec les 2 premières couches. Les méthodes de dimensionnement du renforcement visant uniquement une capacité de reprise d'effort sont donc des méthodes à utiliser avec précaution.

Le comportement de poteaux renforcés par matériaux composites et soumis à une charge axiale excentrée de 20 mm par rapport à l'axe du poteau a également été étudié (*Quiertant et Clément, 2011*). Quatre configurations sont examinées et chaque configuration est testée sur deux corps d'épreuve (deux corps d'épreuve témoins sont également testés sans renforcement). Chaque configuration combine renforts longitudinaux à la flexion et confinement. Les essais ont montré que l'augmentation en matière de capacité portante n'est pas très importante. En revanche, on constate une augmentation très significative de la capacité de déformation qui varie néanmoins selon le procédé de renforcement du poteau, certains étant beaucoup plus efficaces que d'autres.

Une étude menée (*Iacobucci et al., 2003*) sur 8 poteaux, représentatifs de poteaux de bâtiments et de ponts construits avant 1971, renforcés par PRFC (fabriqués à base de tissus de fibres de carbone) collés autour de la zone de rotule plastique (sur une hauteur de 610 mm à partir de la base du poteau) et par PRFV (PRF de Verre, fabriqué à base de tissu de fibre de verre) sur le reste de la hauteur du poteau, montre également une augmentation de la ductilité et de la capacité de dissipation d'énergie. Le paramètre principal d'étude est le nombre de couches de PRFC dans la zone de rotule plastique. La Figure (1.16) indique clairement que les renforts appliqués permettent bien d'améliorer les performances des corps d'épreuve, en termes de ductilité et de capacité à dissiper l'énergie ; ils permettent également de meilleures capacités à reprendre un moment de flexion par la réponse du spécimen rendu plus ductile. En outre, le comportement cyclique s'améliore avec le nombre de couches de PRFC appliquées. Cependant, des efforts axiaux importants causent plus d'endommagement aux poteaux et sollicitent davantage le chemisage PRFC ; davantage de couches de PRFC en zone critique sont donc nécessaires en cas de charges axiales importantes.

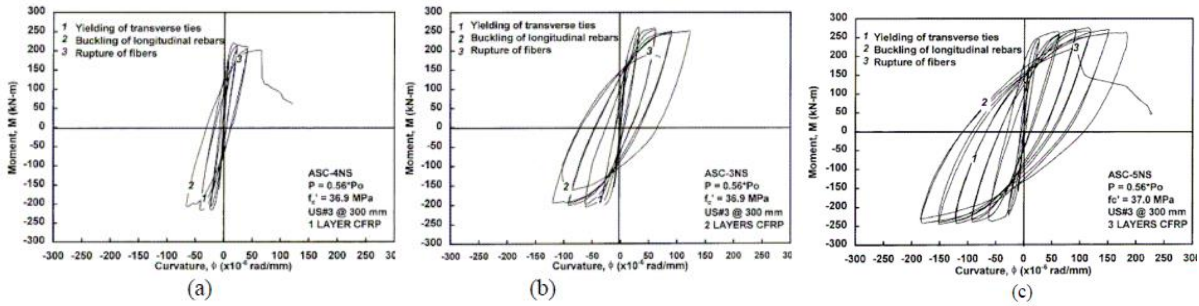


Figure 1.16 : Courbes moment-courbure pour les corps d'épreuve renforcés par 1 couche (a), 2 couches (b) et 3 couches (c) de PRFC dans la zone de rotule plastique (Iacobucci et al., 2003).

Des essais ont été menés (Araki et al., 2008) pour juger de l'efficacité d'un confinement discontinu, réalisé par plusieurs bandes de PRF espacées, comparativement à celle d'un confinement continu. Les auteurs montrent alors que l'espacement des bandes peut être choisi en fonction de la ductilité recherchée, la configuration « espacée » permettant d'obtenir un comportement ductile de l'élément, de la même manière que le renforcement continu.

Les sollicitations sismiques sont également problématiques pour les poteaux présentant un recouvrement des aciers longitudinaux au niveau du pied ; un glissement de ces barres d'acier peut survenir, causant la rupture de l'ancrage. Le chemisage par PRF peut alors être une solution intéressante. En effet, El-Gawady et al. (2010) ont réalisé une étude sur huit poteaux soumis à un chargement de flexion composée du type sismique : 2 corps d'épreuve ne sont pas renforcés, 5 sont renforcés par un chemisage en PRFC et 1 est renforcé par un chemisage en acier.

Tous les poteaux présentent un recouvrement des aciers au niveau du pied. Les conclusions de ces tests montrent que les chemisages en acier ou PRFC permettent de passer d'une rupture par glissement des aciers de recouvrement sur les poteaux non renforcés, à une rupture par fatigue (due aux cycles) des aciers longitudinaux. Il est à noter par ailleurs que le renforcement par PRFC mis en œuvre dans cette étude ne change pas la raideur initiale des corps d'épreuve, tout en permettant d'augmenter leur résistance en fonction du taux de PRFC appliqué.

Outre les nombreux essais sur le sujet qui ont pu être menés en laboratoire, des tests quasi-statiques cycliques ont été réalisés sur le South Temple Bridge aux Etats-Unis (Pantelides et al., 2000). L'objectif était alors de comparer le comportement de 2 tronçons transversaux du pont, le premier restant tel qu'il avait été construit (la construction datant de 1962) et le

deuxième tronçon étant renforcé par matériaux composites (les tronçons sont composés de 3 piles et 2 travées). Les renforts en matériaux composites ont été dimensionnés de manière à doubler la ductilité de l'ensemble testé ; ils ont été disposés afin de renforcer la jonction pile/poutre, à confiner les piles et à renforcer au cisaillement les piles et chevêtres. Le chargement latéral était appliqué au niveau des chevêtres. La ductilité (rapport déplacement ultime obtenu/déplacement à la limite élastique) obtenue pour le tronçon non renforcé fut de 2,8, contre 6,3 pour le tronçon renforcé. Les réponses hystériques sont données sur la Figure (1.17).

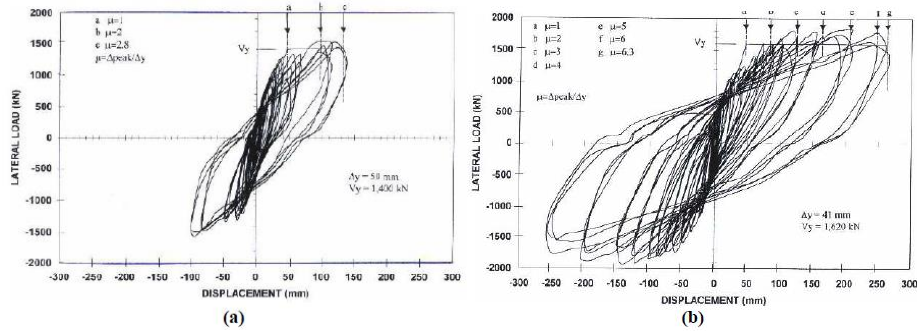


Figure 1.17 : Réponse aux cycles de chargement des tronçons non renforcés (a) et renforcés (b) (Pantelides et al., 2000).

Les essais menés sur les ouvrages réels démontrent l'efficacité des renforts en matériaux composites. Ces renforts externes ont permis d'améliorer significativement la ductilité des tronçons d'ouvrages qui n'avaient pas été dimensionnés pour résister à de tels déplacements (et plus généralement à des sollicitations sismiques).

L'apport du confinement par PRF ne semble donc plus à remettre en cause, cependant dans certains cas, des solutions complémentaires peuvent lui être apportées. Wu et al. (2008) mettent ainsi en avant le fait que le confinement par chemisage PRFC est un peu moins efficace lorsqu'il est appliqué sur des poteaux de grandes dimensions et de section rectangulaire, notamment car ce chemisage n'agit que très peu au milieu des côtés de la section. Les auteurs proposent alors d'ajouter de petites barres de PRF que l'on insère horizontalement dans les côtés de la section de béton (voir Figure (1.18)), dans la zone de rotule plastique. L'étude teste ainsi six corps d'épreuve : deux poteaux non renforcés, un poteau renforcé uniquement par l'insertion de ces barres de PRF, un autre renforcé uniquement par chemisage PRFC et deux poteaux combinant ces deux solutions. Il s'avère que ces trois méthodes de renforcement produisent des résultats similaires en termes de

capacité portante du poteau, et les raideurs initiales sont similaires. La ductilité est nettement améliorée lorsque le poteau contient les barres de PRF (ductilité de 4,63 contre 1,71 pour les poteaux non renforcés), et elle est encore meilleure lorsqu'un chemisage PRFC est ajouté (ductilité de 5,1). En termes d'énergie dissipée, c'est le poteau uniquement renforcé par les barres PRF qui montre les meilleurs résultats ; ceci peut s'expliquer par une plus grande fissuration ou une plus grande zone de rotule plastique avec ce système de renforcement. Cette technique de renforcement s'est donc révélée très satisfaisante.

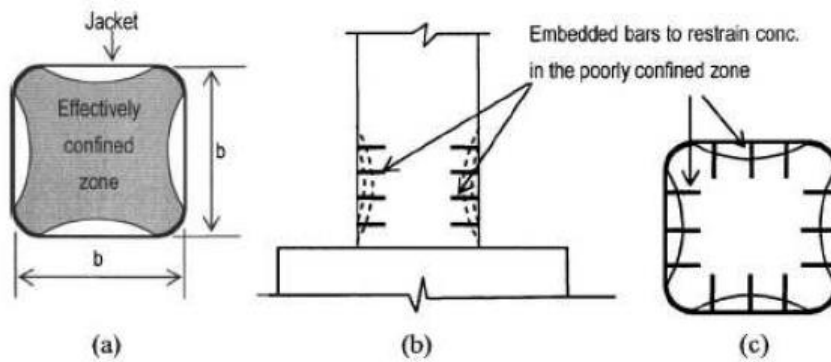


Figure 1.18 : Mécanisme de renforcement par confinement et scellement de barres PRF horizontales (Wu et al., 2008).

Les campagnes d'essais portant sur le renforcement parasismique par PRF de poteaux en béton armé sont nombreuses. Elles ont été menées sur des poteaux de sections variables (circulaire, carrée, rectangulaire), de diverses dimensions, présentant ou non des zones de recouvrement d'acier en pied, utilisant différents PRF (principalement à base de fibres de verre et de carbone), testant plusieurs épaisseurs de chemisage en PRF, etc. Il est possible d'en conclure que le renforcement d'un élément vis-à-vis des sollicitations sismiques, nécessite de confiner le poteau de manière à ce qu'il résiste mieux aux charges gravitaires et qu'il présente un comportement plus ductile. Le rôle du renforcement à la flexion du poteau, en appliquant longitudinalement des plats pultrudés, reste quant à lui à établir. Quelques éléments bibliographiques traitants ce sujet sont présentés et discutés dans le paragraphe suivant.

1.3.3 Renforcement à la flexion des poteaux par PRF collés

Cette technique du renforcement par plats composites collés est beaucoup utilisée pour le renforcement de poutres à la flexion simple. Par ailleurs, actuellement, très peu de recherches menées dans le domaine du renforcement parasismique de poteaux (donc sollicités en flexion

composée) étudient spécifiquement le rôle du renforcement longitudinal par plats pultrudés, par rapport à la contribution plus classique d'un chemisage. Bien que certaines réalisations expérimentales intègrent cette méthode de renforcement dans le schéma global de renforcement des corps d'épreuve testée, les résultats ne permettent généralement pas de discriminer l'action du confinement de celle du renforcement à la flexion. Harries et al. (Harries et al., 2006) ont toutefois réalisé une campagne expérimentale mettant en jeu des renforts longitudinaux. Deux séries de poteaux ont été testées : une première série avec des aciers longitudinaux continus et une série avec un recouvrement des aciers longitudinaux (de longueur insuffisante). Sur cette deuxième série, un poteau n'était pas renforcé par composites collés, un était confiné par PRFC (4 couches sur les 500 premiers millimètres à partir de la base du poteau puis 2 couches sur les 500 millimètres suivants - Figure (1.19)), et le dernier était confiné par PRFC (même configuration que le deuxième poteau) avec en complément du PRFC (à base de tissu imprégné sur place) disposé de manière longitudinale, faisant ainsi office de renforcement à la flexion. Il a été observé que le renforcement par matériaux composites a permis d'améliorer la ductilité et de retarder le glissement des aciers en zone de recouvrement (comparativement à l'étude citée préalablement, où seul un chemisage était utilisé, sans renfort longitudinal – (El-Gawady et al., 2010)), mais le tissu longitudinal n'a pas eu d'effet sur la capacité du poteau, notamment parce que le tissu n'était pas continu avec la semelle.

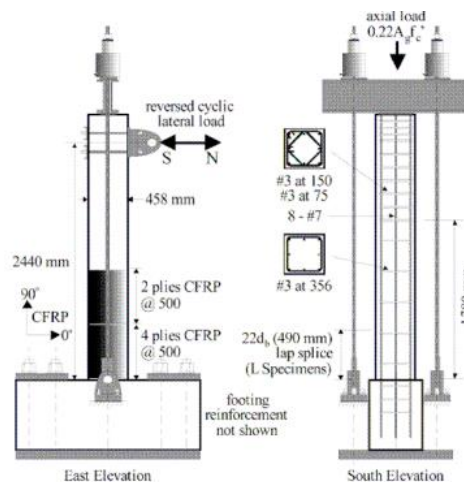


Figure 1.19 : Configuration de renforcement appliqué aux poteaux et système de chargement (Harries et al., 2006).

D'autres ont analysé l'effet d'un renfort longitudinal associé ou non à du confinement (Figure (1.20)), pour des poteaux encastrés à une extrémité et sollicités en flexion simple

(chargements quasistatiques puis oligo-cycliques) (Colomb *et al.*, 2005). Le confinement local est réalisé grâce au tissu SikaWrap HEX 103C (SikaWrap® Hex 103C), et le renforcement longitudinal est réalisé grâce au tissu ROCC de GTM Construction (CSTB, 2007), ces deux tissus étant réalisés à base de fibres de carbone.

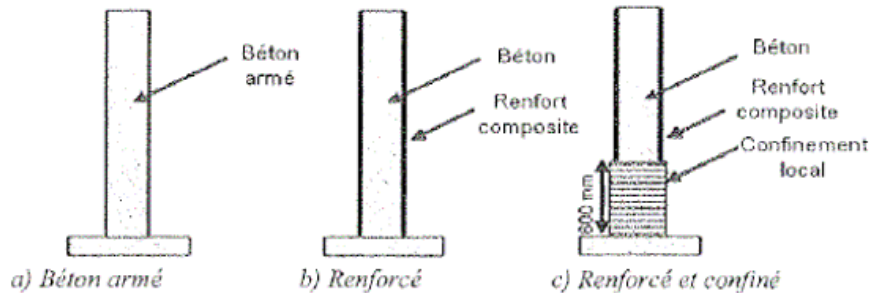


Figure 1.20: Configurations de renforcement testées par Colomb *et al.* (2005).

Pour les essais quasi statiques, les auteurs ont constaté une augmentation de la raideur (+ 50 % pour le poteau uniquement renforcé à la flexion et + 120 % pour le poteau renforcé à la flexion et confiné) ainsi qu'une meilleure dissipation d'énergie pour un déplacement relatif en tête de 8 % (rapport entre le déplacement en tête de poteau et la hauteur de celui-ci) : + 80 % d'énergie dissipée pour le poteau uniquement renforcé à la flexion et + 98 % pour le poteau renforcé à la flexion et confiné. Lors des essais oligo-cycliques, le renfort composite a permis de limiter la fissuration du béton tout en augmentant la capacité de dissipation d'énergie. Cependant, le renfort longitudinal rigidifie la partie courante du poteau et provoque donc une concentration des contraintes au droit de l'encastrement, ce qui peut s'avérer dangereux en termes de stabilité de la structure.

Ceci nous amène donc à la conclusion que l'apport de renforts longitudinaux (associés à un confinement) peut s'avérer bénéfique s'il est contrôlé. Il faut en effet éviter de créer un point faible et fragile à l'encastrement. Colomb (2007) présente donc une amélioration aux essais précédents (Colomb *et al.*, 2005) en ajoutant des mèches d'ancrage assurant la continuité du renfort longitudinal vers la semelle. Les performances mécaniques s'en voient alors significativement augmentées : charge maximale augmentée de 100%, capacités énergétiques augmentées de 100 à 200%.

Outre l'utilisation de PRFC à base de tissus appliqués dans le sens longitudinal comme renforcement à la flexion, d'autres techniques ont été mises au point, comme l'utilisation de lamelles de fibres de carbone, beaucoup plus rigides.

Ainsi, la campagne expérimentale menée par Barros et *al.* (2008) a permis de tester une technique consistant à insérer des plats PRFC dans des rainures pré-creusées sur les faces de poteau (technique NSM). Ces lamelles sont ancrées dans la semelle sur une profondeur d'environ 100 mm, et au pied du poteau le béton d'enrobage est détruit et remplacé par un mortier époxy (Figure (1.21)).

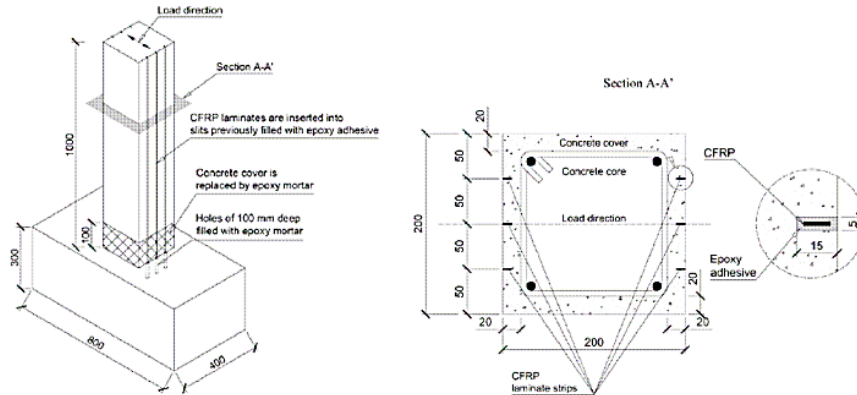


Figure 1.21 : description de la technique de renforcement testée par Barros et *al.*, et disposition des lamelles PRFC (Barros et *al.*, 2008).

La campagne porte sur 8 poteaux et 12 essais : 4 poteaux sont non renforcés (série NON), testés, renforcés puis testés à nouveau (série POS) et 4 poteaux sont renforcés sans avoir été endommagés, puis testés (série PRE). Pour chaque série, 2 poteaux contiennent des aciers longitudinaux de diamètre 10 mm, et 2 autres des aciers de diamètre 12 mm. Les corps d'épreuves sont testés en flexion composée avec un effort latéral alterné et d'amplitude croissante. Les séries PRE et POS affichent un comportement similaire, avec un gain en résistance à la flexion (par rapport à la série NON) de 92 % pour les poteaux présentant des aciers de 10 mm et de 34 % pour les poteaux présentant des aciers de 12 mm. Par ailleurs, aucun phénomène de décollement des lamelles n'est observé ; la résistance en traction des lamelles est donc pleinement exploitée (la déformation ultime des lamelles est quasiment atteinte).

Cette technique constitue donc une très bonne disposition pour l'amélioration de la résistance en flexion des poteaux ; cependant cette technique ne confine pas le béton et améliore peu la capacité à dissiper l'énergie du poteau.

Perrone et al. (2009) complètent les essais décrits précédemment (*Barros et al.*, 2008) en étudiant le comportement de poteaux en béton armé renforcés par matériaux composites selon

une technique dite hybride. En effet, cette technique combine l'action de bandes du tissu de PRFC (chemisage) et de plats PRFC insérés dans des rainures pré-creusées sur les faces de poteau (Figure (1.22)), comme présenté précédemment. Encore une fois, des poteaux aux taux d'aciers longitudinaux différents sont testés. Les lamelles sont ancrées dans la semelle (profondeur 120 à 150 mm) et ont pour objectif d'améliorer la résistance en flexion des poteaux.

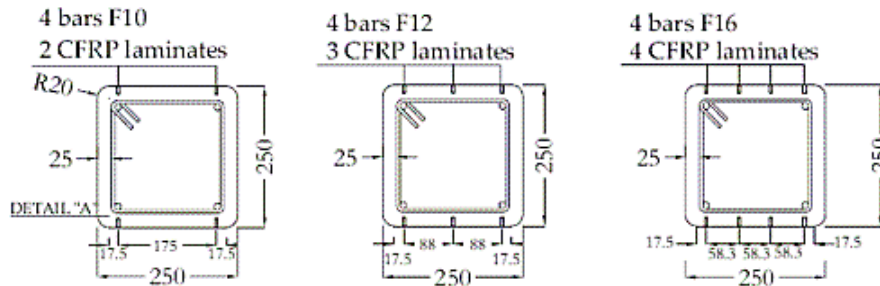


Figure 1.22 : Détails de la disposition des plats PRFC et du taux d'aciers longitudinaux (Perrone et al., 2009).

Quant aux bandes du tissu (chemisage appliqué sur 430 mm en pied de poteau, puis bandes de 150mm appliquées entre les cadres existants), elles permettent d'améliorer le confinement du béton, la résistance au cisaillement, d'éviter tout décollement des plats CFRP et d'améliorer la liaison entre les aciers de recouvrement à la jonction poteau-semelle.

Cette technique a été testée sur huit corps d'épreuve ; des paramètres tels que la résistance en compression du béton, le nombre de couches du tissu et le taux d'aciers longitudinaux ont également été évalués, l'objectif étant d'analyser les performances en termes de résistance (effort ultime) et de dissipation d'énergie. Les essais menés ont consisté à appliquer aux corps d'épreuve un effort axial constant de 120 kN ainsi que des cycles latéraux alternés d'amplitude croissante. Ils montrent une augmentation de 67 % de la capacité portante des poteaux renforcés (par rapport aux poteaux de référence) et de 56 % de sa capacité à dissiper l'énergie. Cette capacité à dissiper l'énergie passe même à 109 % pour le poteau ayant une résistance en compression de 29 MPa (par rapport aux autres corps d'épreuve présentant une résistance en compression de 8 MPa). En outre, ces tests ont révélé que l'énergie dissipée par les poteaux renforcés augmente avec le taux d'aciers longitudinaux ainsi qu'avec le nombre de bandes de tissu PRFC.

Cette technique hybride s'avère donc efficace et répond aux critères que l'on cherche à obtenir pour un renforcement parasismique, à savoir une meilleure capacité portante et une importante capacité à dissiper l'énergie.

1.4 REVUE SUR LES LOIS DU COMPORTEMENT ET MODÈLES DU CONFINEMENT POUR PRF

La littérature existante révèle un important nombre des modèles du type contrainte-déformation développés pour le béton confiné au PRF. La majorité des modèles existants peuvent être classés en deux grandes catégories à l'aide des noms de catégories suggérés précédemment par *Teng et Lam* (2003), les modèles issus des études expérimentales du confinement par PRF, et les modèles empiriques calibrés à partir des bases des données existantes dans la littérature. Le Tableau (1.5) regroupe quelques lois du comportement ainsi que les expressions des conditions ultimes correspondantes (modèles de résistance et de déformation) développées pour le confinement en PRF des sections circulaires. L'objectif de ces modèles vise d'obtenir une corrélation satisfaisante de la loi contrainte-déformation à partir des résultats expérimentaux.

CHAPITRE 1 : UTILISATION DES PRF DANS LA RÉHABILITATION DES COLONNES EN BA

Tableau 1.5 : Résumé des modèles existants du confinement pour le béton confiné en PRF.

Auteur	Année	Loi du comportement	Expressions des conditions ultimes		Type du confinement considéré
			Résistance	Déformation	
Fardis et Khalili	1982	$f_c = \frac{E_1 \varepsilon_c}{1 + \varepsilon_c \left(\frac{E_1}{f_{lu}} - \frac{1}{\varepsilon_{cc}} \right)}$	Adopté l'expression de Richard et al. (1928) : $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 4.1 \left(\frac{f_{lu}}{f_{co}} \right)$ Adopté l'expression de Newman (1972): $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.7 \left(\frac{f_{lu}}{f_{co}} \right)^{0.86}$	$\varepsilon_{cc} = 0.002 + 0.001 \left(\frac{E_f t_f}{D f_{co}} \right)$	Pour l'enveloppement en PRFC
Saadatmanesh et al.	1994	Adopté l'expression de Popovics (1973) : $f_c = \frac{f_c^* - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}^*} \right) r}{r - 1 + \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}^*} \right)^r}$	Adopté l'expression de Mander et al. (1988) : $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 2.254 \sqrt{1 + 7.94 \frac{f_{lu}}{f_{co}} - 2 \frac{f_{lu}}{f_{co}} - 1.254}$	Adopté l'expression de Richard et al. (1928) : $\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 5 \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right)$	/
Karbhari et Gao	1997	$f_{c1} = f_{co} + 4.1 f_{co} v_c \left(\frac{2 E_f t_f}{D E_1} \right)$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.1 v_c \left(\frac{2 E_f t_f}{D E_1} \right) + \frac{f_l}{f_{co}}$ $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2.1 \left(\frac{f_{lu}}{f_{co}} \right)^{0.87}$	$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} + 0.01 \frac{f_{lu}}{f_{co}}$	/
Miyauchi et al.	1997	Adopté l'expression de Hognestad's parabola (1951) : $f_c = f_{c1} \left[2 \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right)^2 \right]$	Si $f_{co} \leq 50 \text{ MPa}$ $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.485 \frac{f_l}{f_{co}}$	Pour $f_{co} = 30 \text{ MPa}$ $\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 10.6 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.373}$ Pour $f_{co} = 50 \text{ MPa}$ $\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 10.5 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.525}$	/

Tableau 1.5 (suite) : Résumé des modèles existants du confinement pour le béton confiné en PRF.

Auteur	Année	Loi du comportement	Expressions des conditions ultimes		Type du confinement considéré
			Résistance	Déformation	
Jolly et Lillistone	1998	Si $0 < \varepsilon_c < 0.002$ $f_c = 0.67 \frac{f_{co}}{\gamma_m} \left[2 \left(\frac{\varepsilon_c}{0.002} \right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{0.002} \right)^2 \right] + E_p \varepsilon_c$ Si $0.002 < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$ $f_c = 0.67 \frac{f_{co}}{\gamma_m} + E_p \varepsilon_c$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.594 \left(\frac{2t_f}{D} \right) \left(\frac{E_f \varepsilon_l}{f_{co}} \right)$ $\varepsilon_l = 0.0117 + 0.0321 \left(\frac{2t_f}{D} \right) \frac{E_f}{E_1}$	/	/
Samaan et al.	1998	Adopté l'expression de Richard et Abbott (1975) : $f_c = \frac{(E_1 - E_2) \varepsilon_c}{\left[1 + \left(\frac{(E_1 - E_2) \varepsilon_c}{f_o} \right)^{n_t} \right]^{\frac{1}{n_c}}} + E_2 \varepsilon_c$	$f_{cc} = f_{co} + 6 f_{lu}^{0.7}$	$\varepsilon_{cc} = \frac{f_{cc} - f_o}{E_2}$	/
Sasfi et al.	1999	Modifié de Sargin (1971) : $f_c = \frac{f_{co} \left[A_i \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} \right) + (D_i - 1) \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right)^2 \right]}{1 + (A_i - 2) \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} \right) + D_i \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right)^2}$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{1.86}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + \left[(537 \varepsilon_l + 2.6) \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right) \right]$	Pour le chemisage par coquille préfabriquée en PRF
Toutanji	1999	Modifié l'expression de Sargin (1971) : $f_c = \frac{f_{co} \left[A_i \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} \right) + (D_i - 1) \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right)^2 \right]}{1 + (A_i - 2) \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} \right) + D_i \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right)^2}$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.5 \left(\frac{f_{lu}}{f_{co}} \right)^{0.85}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + \left[(310.57 \varepsilon_l + 1.9) \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right) \right]$	Pour l'enveloppement en PRF
Jolly et Lillistone	2000	Si $0 < \varepsilon_c < 0.002$ $f_c = 0.67 \frac{f_{co}}{\gamma_m} \left[2 \left(\frac{\varepsilon_c}{0.002} \right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{0.002} \right)^2 \right] + E_p \varepsilon_c$ Si $0.002 < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$ $f_c = 0.67 \frac{f_{co}}{\gamma_m} + E_p \varepsilon_c$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 0.83 + 0.05 \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)$	/	/

Tableau 1.5 (suite) : Résumé des modèles existants du confinement pour le béton confiné en PRF.

Auteur	Année	Loi du comportement	Expressions des conditions ultimes		Type du confinement considéré
			Résistance	Déformation	
Xiao et Wu	2000	Pour la première branche linéaire : $f_c = E_1 \varepsilon_c + 0.36 f_l$ Pour la seconde branche : $f_c = 1.1 f_{co} + \left(4.1 - 0.75 \left(\frac{K_l}{f_{co}^2}\right)^{-1}\right) \left(\frac{f_l}{f_{co}}\right)$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1.1 + \left(4.1 - 0.75 \left(\frac{K_l}{f_{co}^2}\right)^{-1}\right) \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right)$	$\varepsilon_{cc} = \frac{\varepsilon_{h,rup} - 0.0005}{7 \left(\frac{K_l}{f_{co}^2}\right)^{-0.8}}$	Pour l'enveloppement en PRFC
Lam et Teng	2003	Modifié l'expression de Richard et Abbott (1975) : $f_c = E_1 \varepsilon_c - \frac{(E_1 - E_2)^2}{4 f_o} \varepsilon_c$ si $0 < \varepsilon_c < \varepsilon_{c1}$ $f_c = f_{co} + E_2 \varepsilon_c$ si $\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.3 \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right)$	pour l'enveloppement en PRF : $\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 12 \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right) \left(\frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}}\right)^{0.45}$ pour l'enveloppement en PRFC : $\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 5.53 \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right) \left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{co}}\right)^{0.45}$	Pour l'enveloppement en PRF
Li et al.	2003	Si $0 < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$ $f_c = f_{cc} \left[2 \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}}\right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}}\right)^2\right]$ Si $\varepsilon_{cc} < \varepsilon_c < \varepsilon_u$ $f_c = f_{cc} + E_{des}(\varepsilon_c - \varepsilon_{cc})$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right) \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\phi}{2}\right)$ $\phi = 36^\circ + 1^\circ \left(\frac{f_{co}}{35}\right) \leq 45^\circ$	Pour $0 < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$ $\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 2.24 \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right) \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\phi}{2}\right)$ Pour $\varepsilon_{cc} < \varepsilon_c < \varepsilon_u$ $\varepsilon_u = \varepsilon_{cc} - \frac{f_{cc}}{2 E_{des}}$	Pour l'enveloppement en PRFC
Xiao et Wu	2003	Modifié l'expression de Richard et Abbott (1975) : $E_1 = 4733 \sqrt{f_{co}}$ $E_2 = k_1 K_l \mu_m$ $f_o = (1 + 4.8 \times 10^{-4} K_l) f_{co}$ $n=2$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1.1 + \left(4.1 - 0.45 \left(\frac{K_l}{f_{co}^2}\right)^{-1.4}\right) \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right)$	$\varepsilon_{cc} = \frac{\varepsilon_{h,rup} - 0.00047}{10 \left(\frac{K_l}{f_{co}^2}\right)^{-0.9}}$	Pour l'enveloppement en PRFC et PRFV
Ilki et al.	2004	Adopté l'expression de Richard et Abbott (1975).	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2.4 \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right)^{1.2}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 20 \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}}\right)^{0.5}$	Pour l'enveloppement en PRFC

Tableau 1.5 (suite) : Résumé des modèles existants du confinement pour le béton confiné en PRF.

Auteur	Année	Loi du comportement	Expressions des conditions ultimes		Type du confinement considéré
			Résistance	Déformation	
Bisby et al.	2005	/	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2.425 \frac{f_l}{f_{co}}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 0.0536 \frac{f_l}{\varepsilon_{co} f_{co}}$	Pour l'enveloppement en PRF
Jiang et Teng	2006	Même modèle que celui de Lam et Teng (2003)	Si $\frac{K_l}{(f_{co}/\varepsilon_{co})} \geq 0.01$ $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.5 \left(\frac{K_l}{(f_{co}/\varepsilon_{co})} - 0.01 \right) \left(\frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right)$ Si $\frac{K_l}{(f_{co}/\varepsilon_{co})} < 0.01$ $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.65 + 6.5 \left(\frac{K_l}{(f_{co}/\varepsilon_{co})} - 0.01 \right)^{0.8} \left(\frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right)^{1.45}$	Pour l'enveloppement en PRFC et PRFV
Matthys et al.	2006	Adopté l'expression de Hognestad's parabola (1951)	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.5 \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}} \right)^{0.85}$	Même modèle de Toutanji (1999)	Pour l'enveloppement en PRFC et PRFV
Yan et Pantelides	2007	Modifié l'expression de Richard et Abbott (1975) : $E_1 = 5500\sqrt{f_{co}}$ $E_2 = \frac{f_{cc}-f_{c1}}{\varepsilon_{cc}-\varepsilon_{c1}}$ $f_o = f_{cc} - E_2\varepsilon_{cc}$	Si $\frac{f_{lu,a}}{f_{co}} \geq 0.2$ $\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 4.721 \sqrt{4.193 \frac{f_{lu,a}}{f_{co}} + 1} - 2 \frac{f_{lu,a}}{f_{co}} - 4.322$ Si $\frac{f_{lu,a}}{f_{co}} < 0.2$ $\frac{f_{cu}}{f_{co}} = 0.07681 \ln \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}} \right) + 1.122$	Si $\frac{f_{lu,a}}{f_{co}} \geq 0.2$ $\varepsilon_{cc} = \frac{f_{cc} \left(1 + 380 \left(\frac{f_{lu,a}}{f_{co}} \right)^{-0.8} \varepsilon_{h,rup} \right)}{E_1}$ Si $\frac{f_{lu,a}}{f_{co}} < 0.2$ $\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{cc}$	/

Tableau 1.5 (suite) : Résumé des modèles existants du confinement pour le béton confiné en PRF.

Auteur	Année	Loi du comportement	Expressions des conditions ultimes		Type du confinement considéré
			Résistance	Déformation	
Youssef et al.	2007	<p>Si $0 < \varepsilon_c < \varepsilon_{c1}$ $f_c = E_1 \varepsilon_c \left[1 - \frac{1}{m} \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right)^{m-1} \right]$</p> $m = \frac{E_1 \varepsilon_{c1}}{E_1 \varepsilon_{c1} - f_{c1}}$ <p>Si $\varepsilon_c > \varepsilon_{c1}$</p> $f_c = f_{c1} + E_2 (\varepsilon_c - \varepsilon_{c1})$ $f_{c1} = f_{co} \left[1 + 3 \left(\frac{0.008 t_f E_f}{D f_{co}} \right)^{\frac{5}{4}} \right]$ $\varepsilon_{c1} = 0.002748 + 0.1169 \left(\frac{0.008 t_f E_f}{D f_{co}} \right)^{\frac{6}{7}} \left(\frac{f_f}{E_f} \right)^{\frac{1}{2}}$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2.25 \left(\frac{f_{lu}}{f_{co}} \right)^{\frac{5}{4}}$	$\varepsilon_{cc} = 0.003368 + 0.2590 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right) \left(\frac{f_f}{E_f} \right)^{\frac{1}{2}}$	Pour l'enveloppement en PRFC et PRFV
Teng et al	2009	<p>Même modèle pour la première branche que celui de Lam et Teng (2003).</p> <p>Modifié du modèle de de Lam et Teng (2003) pour la seconde branche :</p> <p>si $\frac{K_l}{(f_{co}/\varepsilon_{co})} \geq 0.01$ et $\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$</p> $f_c = f_{co} + E_2 \varepsilon_c$ <p>si $\frac{K_l}{(f_{co}/\varepsilon_{co})} < 0.01$ et $\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$</p> $f_c = f_{co} - \frac{f_{co} - f_{cc}}{\varepsilon_{cc} - \varepsilon_{co}} (\varepsilon_c - \varepsilon_{co})$	Même modèle de Jiang et Teng (2006)	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 6.5 \left(\frac{K_l}{(f_{co}/\varepsilon_{co})} \right)^{0.8} \left(\frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right)^{1.45}$	Pour le confinement en PRFC et PRFV
Wu et al.	2009	<p>Modifié l'expression de Richard et Abbott (1975) :</p> $E_1 = 3320 \sqrt{f_{co}} + 6900 \text{ (ACI 363 - 84)}$ $E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc}} \quad n = 2.5$ $f_o = 0.872 f_{co} + 0.371 f_l + 6.258$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.2 \frac{f_l}{f_{co}}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 9.5 \frac{f_l}{f_{co}}$	Pour l'enveloppement en PRFA

Tableau 1.5 (suite) : Résumé des modèles existants du confinement pour le béton confiné en PRF.

modèle	Année	Loi du comportement	Expressions des conditions ultimes		Type du confinement considéré
			Résistance	Déformation	
Wu et Wang	2010	Même modèle que celui de Wu et al. (2009)	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.4 \frac{f_l}{f_{co}}$	Même modèle de Wu et al. (2009)	Pour l'enveloppement en PRFA
Xiao et al.	2010	Adopté l'expression de Popovics (1973).	$\frac{f_{cc}^*}{f_{co}} = 1 + 3.34 \left(\frac{f_l}{f_{co}}\right)^{0.79}$ $\frac{f_{cc}^*}{f_{co}} = 1 + 3.24 \left(\frac{f_l}{f_{co}}\right)^{0.8}$	$\frac{\varepsilon_{cc}^*}{\varepsilon_{co}} = 1 + 18.8 \left(\frac{f_l}{f_{co}}\right)^{1.1}$ $\frac{\varepsilon_{cc}^*}{\varepsilon_{co}} = 1 + 17.4 \left(\frac{f_l}{f_{co}}\right)^{1.06}$	Pour l'enveloppement en PRF du béton de haute résistance
Yu et Teng	2011	Même modèle que celui de Lam et Teng (2003).	$f_{cc} = f_{co} + 3.5K_l \left(1 - 6.5 \frac{f_{co}}{K_l}\right) \varepsilon_{h,rup}$	$\varepsilon_{cc} = 0.0033 + 0.6 \left(\frac{K_l}{f_{co}}\right)^{0.8} (\varepsilon_{h,rup})^{1.45}$	Pour le chemisage par coquille préfabriquée en PRF
Wei et Wu	2011	Si $0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_o$ $f_c = E_1 \varepsilon_c + \frac{f_o - E_1 \varepsilon_o}{\varepsilon_o^2} \varepsilon_c^2$ Si $\varepsilon_o \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc}$ $f_c = f_o + E_2 (\varepsilon_c - \varepsilon_o)$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}}\right)^{0.94}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 12 \left(\frac{f_l}{f_{co}}\right)^{0.75} \left(\frac{f_{c30}}{f_{co}}\right)^{0.62}$	/
Cao et al.	2016	$f_c = \left[\left(1 - 0.24 e^{-\frac{\varepsilon_c E_1}{0.76 f_o}}\right) f_o + E_2 \varepsilon_c \right] \left(1 - e^{-\frac{\varepsilon_c E_1}{0.76 f_o}}\right)$	$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 8.34 \left(\frac{K_l}{E_c}\right)^{1.03} \left(\frac{f_{c30}}{f_{co}}\right)^{0.54} \left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{co}}\right)^{0.82}$	$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 9.45 \left(\frac{K_l}{E_c}\right)^{0.68} \left(\frac{f_{c30}}{f_{co}}\right)^{0.79} \left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{co}}\right)^{1.14}$	Pour le confinement en PRF

1.5 CONCLUSION

Dans ce chapitre on a exposé des généralités sur les matériaux composites, à savoir les différents types des fibres de polymères (Carbone, Verre et Aramide), ainsi que les différentes techniques de mises en œuvre utilisées pour le confinement des ouvrages de génie civil. D'autre part, une étude bibliographique a été effectuée sur les travaux de recherche réalisés pour le développement de nouveaux modèles assurant un meilleur confinement et un comportement fiable des sections en béton confinées en polymères renforcés de fibres.

Selon la littérature, il a été constaté que la majorité des prédictions ont été généralisées pour les différents types de PRF. En conséquence, vu les performances du tissu composite en fibres d'aramide (PRFA), à savoir sa bonne résistance à la fatigue et au choc, on va adopter son utilisation pour le développement de nouveaux modèles du confinement des colonnes circulaires en béton.

CHAPITRE 2 : ÉTUDE DE LA PERFORMANCE DES MODÈLES DE CONFINEMENT ÉXISTANTS

2.1 INTRODUCTION

L'objectif de ce chapitre traite la performance de quelques modèles de confinement existants en polymères renforcés de fibres (PRF). Deux indicateurs statistiques sont utilisés pour l'étude de cette performance, à savoir, le coefficient de détermination (R^2) et l'erreur quadratique moyenne (RMSE). Dans ce contexte, une base de données expérimentales issue de la bibliographie de 81 points des essais antérieurs est assemblée. Enfin, l'évaluation de la performance de 12 modèles existants de résistance et de déformation est effectuée.

2.2 NOTIONS SUR LES INDICATEURS STATISTIQUES UTILISÉS

L'analyse statistique implique la collecte et l'examen de tous les échantillons de données expérimentales, et a pour objet d'identifier des tendances. Elle est décomposée en cinq étapes (*Seltman, 2012*) :

- Décrire la nature des données à analyser.
- Explorer la relation entre les données et la population correspondante.
- Créer un modèle pour synthétiser les relations entre les données et la population.
- Prouver (ou réfuter) la validité du modèle.
- Se servir de l'analytique prédictive pour dérouler des scénarios qui guideront les actions à venir.

Dans notre étude, deux indices vont être traités pour la réalisation de l'analyse statistique, à savoir le coefficient de détermination (R^2) et l'erreur quadratique moyenne (RMSE).

2.2.1 Coefficient de détermination (R^2)

En statistique, le coefficient de détermination (R^2) est un indicateur qui permet de juger la qualité d'une régression linéaire simple. Il mesure l'adéquation entre le modèle et les données observées ou encore à quel point l'équation de régression est adaptée pour décrire la distribution des points (*Sadeghian et Fam, 2015*). Il est défini par :

$$R^2(X, Y) = \left(\frac{\sum(x - \bar{x})(y - \bar{y})}{\sqrt{\sum(x - \bar{x})^2 \sum(y - \bar{y})^2}} \right)^2 \quad (2.1)$$

Où; X et Y sont les vecteurs des valeurs expérimentales et prédites, respectivement, x et y sont les valeurs expérimentales et prédites, respectivement et \bar{x} et \bar{y} sont les valeurs moyennes expérimentales et prédites, respectivement.

Ce coefficient varie entre 0 et 1, soit entre un pouvoir de prédiction faible et un pouvoir de prédiction fort. Comme illustre la Figure (2.1), si le R^2 est nul, cela signifie que l'équation de la droite de régression détermine 0 % de la distribution des points. Cela signifie que le modèle mathématique utilisé n'explique absolument pas la distribution des points. Par ailleurs, si le R^2 vaut 1, cela signifie que l'équation de la droite de régression est capable de déterminer 100 % de la distribution des points. En bref, plus le coefficient de détermination se rapproche de 0, plus le nuage de points se disperse autour de la droite de régression. Au contraire, plus le R^2 tend vers 1, plus le nuage de points se resserre autour de la droite de régression. Quand les points sont exactement alignés sur la droite de régression, alors $R^2 = 1$.

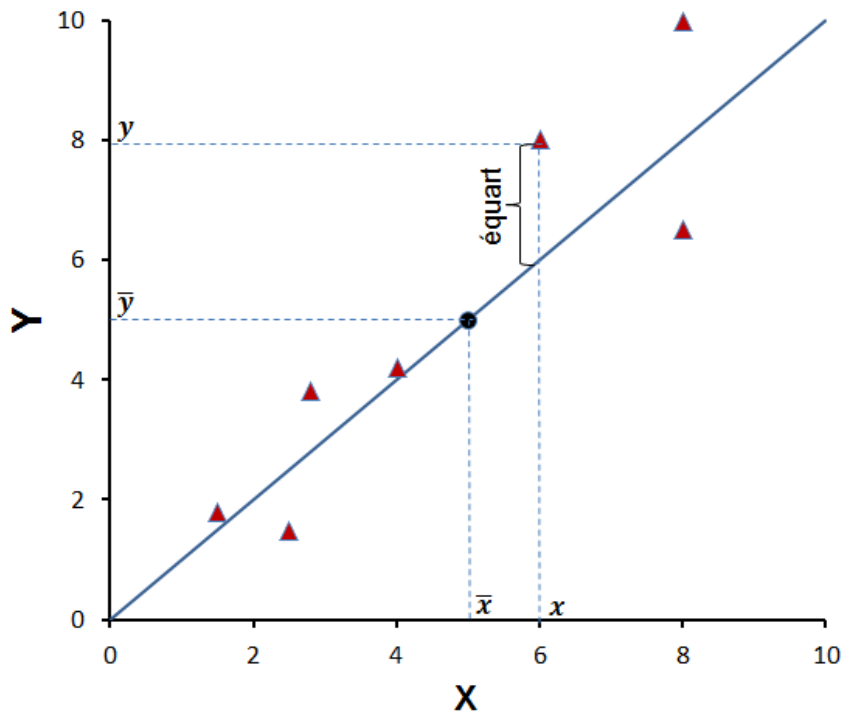


Figure 2.1 : dispersion des points autour de la droite de régression.

2.2.2 Erreur quadratique moyenne (RMSE)

L'erreur quadratique moyenne (RMSE) (également appelée écart quadratique moyen) est une mesure fréquemment utilisée de la différence entre les valeurs prédites par un modèle et les valeurs expérimentales observées. Ces différences individuelles sont également appelées

résidus et le RMSE sert à les agréger en une seule mesure du pouvoir prédictif (*Chai et Draxler, 2014*). L'erreur quadratique moyenne (RMSE) est implémentée pour évaluer la précision de la prédiction. Cet indice est défini comme suit :

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum(x - y)^2}{n_p}} \quad (2.2)$$

Où ; n_p est le nombre de points de données.

L'erreur quadratique moyenne (RMSE) est toujours positive. Comme montre la Figure (2.2), les valeurs faibles indiquent un meilleur ajustement, la valeur 'zéro' indique une prédiction parfaite, ce qui signifie que tous les points de données sont situés sur une ligne à 45 degrés (droite de régression) (*Sadeghian et Fam, 2015*).

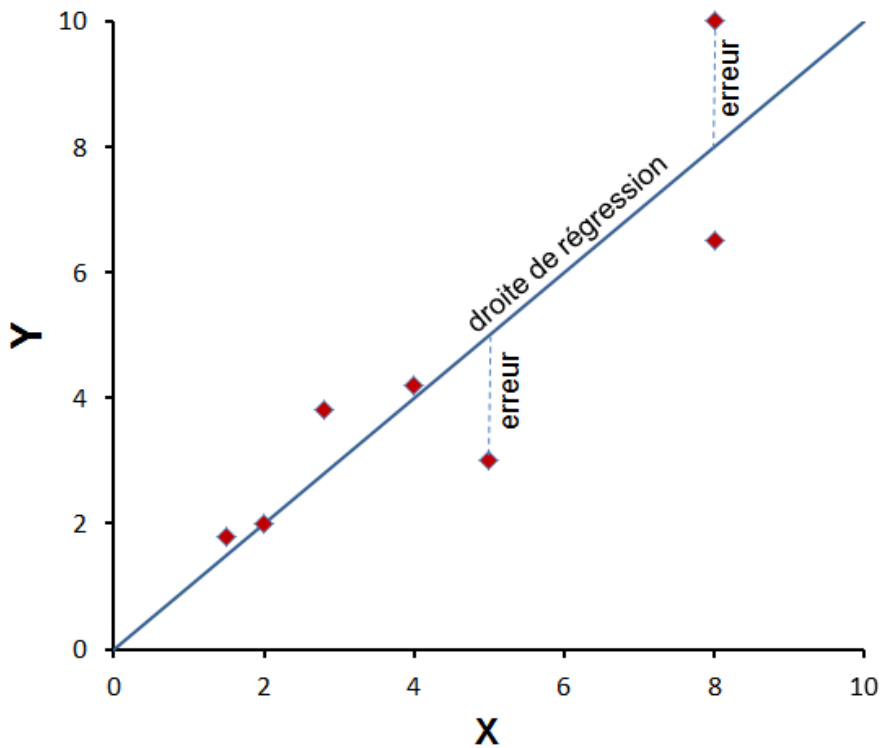


Figure 2.2 : représentation graphique de l'erreur quadratique moyenne (RMSE).

2.3 CONSTRUCTION D'UNE BASE DE DONNÉES EXPÉRIMENTALE

2.3.1 Principe de sélection de la base de données

Quoique le nombre de tests expérimentaux effectués sur le confinement de colonnes courtes par la technique d'enveloppement (bandage) de polymères renforcés en fibres d'Aramide soit très limité, une base de données a été rassemblée à partir d'une prospection approfondie de la littérature. La construction de la base de données expérimentale a permis de sélectionner 81 points à partir de 10 sources publiées entre 2000 et 2014 [(*Wu et al., 2009*), (*Dai et al., 2011*), (*Wang et Wu, 2011*), (*Wu et al., 2008*), (*Lim et Ozbakkaloglu, 2014*), (*Wang et Zhang, 2009*), (*Rochette et Labossiere, 2000*), (*Vincent et Ozbakkaloglu, 2013*), (*Ozbakkaloglu et Akin, 2012*) et (*Lim et Ozbakkaloglu, 2014*)]. Les résultats de tests inclus dans cette base de données sont présentés dans le Tableau (2.1).

2.3.2 Critères de sélections

La base de données présentée dans le Tableau (2.1) a été choisie, en utilisant un ensemble de critères de sélection soigneusement distingués, pour garantir la fiabilité et la cohérence de l'analyse. Pour achever l'opération, sept critères ont été sélectionnés. Les critères considérés sont les suivants :

1. Les spécimens présentant une résistance du béton non confiné comprise entre 20 MPa et 128 MPa ont été pris en compte.
2. Les spécimens ayant un renforcement transversal et/ou longitudinal en acier où en PRF interne ont été exclus.
3. Le confinement considéré ne prend en compte que les feuilles du matériau composite à base de polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA).
4. Seuls les spécimens confinés avec la méthode d'enveloppe ont été pris en compte.
5. Seuls les spécimens à confinement continu ont été inclus, par ailleurs, ceux avec confinement discontinu ont été éliminés.
6. Les spécimens ayant un rapport hauteur/diamètre (H/D) supérieur à trois ont été exclus afin d'éliminer l'influence de l'élançement de l'échantillon.
7. Seuls les spécimens qui ont atteint la rupture du PRFA à l'état ultime ont été inclus.
8. L'effet de la colle entre l'interface béton et matériau composite n'a pas été pris en considération.

2.3.3 Notations des paramètres utilisés dans la sélection

Les spécimens répondant aux critères ci-dessus ont été utilisés pour évaluer la performance des modèles existants, et le développement de nouveaux modèles. La base de données comprenait pour chaque spécimen les détails suivants :

- Les dimensions du spécimen [hauteur (H), diamètre (D) et rapport (H/D)];
- Les propriétés du béton (résistance du béton non confiné (f_{co}) et déformation (ε_{co}));
- Les propriétés du PRFA [module d'élasticité (E_f), résistance à la traction maximale du PRFA (f_f), épaisseur totale (t_f)];
- Les mesures maximales et ultimes du béton confiné [(résistance axiale (f_{cc}) et déformation axiale (ε_{cc})), la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$)];
- Les rapports de résistance et de déformation (f_{cc}/f_{co}) et ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$) respectivement.

Tableau 2.1 : Résumé de la base de données expérimentales assemblées.

Références		Dimensions			Propriétés du Béton		Propriétés du PRFA			Résultats Expérimentaux			f_{cc}/f_{co}	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$
		D (mm)	H (mm)	H/D	f_{co} (Mpa)	ϵ_{co} (%)	E_f (GPa)	f_f (Mpa)	t_f (mm)	f_{cc} (Mpa)	ϵ_{cc} (%)	$\epsilon_{h,rupt}$ (%)		
1	Wu et al. (2008)	150	300	2	23.1	0.267	115	2323.5	0.286	45.2	2.31		1.96	
2		150	300	2	23.1	0.267	115	2323.5	0.286	50.7	3.03		2.19	
3		150	300	2	23.1	0.267	115	2323.5	0.286	53.7	3.29		2.32	
4	Wu et al. (2009)	100	300	3	46.43		118	2060	0.286	78.26	0.903		1.69	
5		100	300	3	46.43		118	2060	0.572	128.49	1.879		2.77	
6		100	300	3	78.5		118	2060	0.286	118.33	1.082		1.51	
7		100	300	3	78.5		118	2060	0.572	167.05	1.424		2.13	
8		100	300	3	78.5		118	2060	0.858	185.78	1.611		2.37	
9		100	300	3	101.18		118	2060	0.286	123.27	0.627		1.22	
10		100	300	3	101.18		118	2060	0.572	153.95	1.016		1.52	
11		100	300	3	101.18		118	2060	0.858	204.51	1.437		2.02	
12	Dai et al. (2011)	152	305	2	39.2		115,2	3732	0.169	61.4	2.33	3.16	1.57	
13		152	305	2	39.2		115,2	3732	0.169	62.7	2.33	3.13	1.60	
14		152	305	2	39.2		115,2	3732	0.169	55.8	2.07	3.21	1.42	
15		152	305	2	39.2		115,2	3732	0.338	90.1	3.8	2.89	2.30	
16		152	305	2	39.2		115,2	3732	0.338	88.3	3.45	3.05	2.25	
17		152	305	2	39.2		115,2	3732	0.338	83.3	3.68	2.96	2.13	
18		152	305	2	39.2		115,2	3732	0.507	113.2	4.39	2.74	2.89	
19		152	305	2	39.2		115,2	3732	0.507	116.3	4.6	2.46	2.97	
20	152	305	2	39.2		115,2	3732	0.507	118	4.78	2.97	3.01		

Tableau 2.1 (suite) : Résumé de la base de données expérimentales assemblées.

Références		Dimensions			Propriétés du Béton		Propriétés du PRFA			Résultats Expérimentaux			f_{cc}/f_{co}	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$
		D (mm)	H (mm)	H/D	f_{co} (Mpa)	ϵ_{co} (%)	E_f (GPa)	f_f (Mpa)	t_f (mm)	f_{cc} (Mpa)	ϵ_{cc} (%)	$\epsilon_{h,rupt}$ (%)		
21	Lim et Ozbakkaloglu (2014)	63	126	2	51.6		128,5	2390	0.2	103.3	2.68	1.71	2.00	
22		63	126	2	51.6		128,5	2390	0.2	106.7	2.91	1.84	2.07	
23		63	126	2	51.6		128,5	2390	0.2	103.2	3.02	1.87	2.00	
24		63	126	2	51.6		128,5	2390	0.4	165.9	4.08	1.61	3.22	
25		63	126	2	51.6		128,5	2390	0.4	170.3	4.61	1.72	3.30	
26		63	126	2	51.6		128,5	2390	0.4	169.3	4.64	1.89	3.28	
27		63	126	2	128		128,5	2390	0.4	161	1.74	1.77	1.26	
28		63	126	2	128		128,5	2390	0.4	145.8	1.7	1.71	1.14	
29		63	126	2	128		128,5	2390	0.4	138.9	1.65	1.62	1.09	
30	Wang et Zhang (2009)	150	450	3	47.3		118	2060	0.572	78.77	1.181		1.67	
31		150	450	3	47.3		118	2060	0.572	84.3	1.619		1.78	
32		150	450	3	51.1		118	2060	0.572	78.87	1.324		1.54	
33		150	450	3	51.1		118	2060	0.572	88.65	1.446		1.73	
34	Rochette et Labossiere (2000)	150	300	2	43	0.24	13,6	230	1.26	47.3	1.11	1.55	1.10	4.63
35		150	300	2	43	0.24	13,6	230	2.52	58.91	1.47	1.39	1.37	6.13
36		150	300	2	43	0.24	13,6	230	3.78	70.95	1.69	1.33	1.65	7.04
37		150	300	2	43	0.24	13,6	230	5.04	74.39	1.74	1.18	1.73	7.25

Tableau 2.1 (suite) : Résumé de la base de données expérimentales assemblées.

Références	Dimensions			Propriétés du Béton		Propriétés du PRFA			Résultats Expérimentaux			f_{cc}/f_{co}	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$
	D (mm)	H (mm)	H/D	f_{co} (Mpa)	ϵ_{co} (%)	E_f (GPa)	f_f (Mpa)	t_f (mm)	f_{cc} (Mpa)	ϵ_{cc} (%)	$\epsilon_{h,rupt}$ (%)		
38	70	210	3	50.64	0.244	118	2060	0.0572	70.44	0.403	0.318	1.39	1.65
39	105	315	3	50.64	0.244	118	2060	0.0715	62.32	0.331	0.269	1.23	1.36
40	194	582	3	50.64	0.244	118	2060	0.143	56.99	0.358	0.235	1.13	1.47
41	70	210	3	28.79	0.202	118	2060	0.0572	44.2	0.36	0.257	1.54	1.78
42	105	315	3	28.79	0.202	118	2060	0.0715	38.16	0.363	0.22	1.33	1.80
43	194	582	3	28.79	0.202	118	2060	0.143	35.16	0.383	0.21	1.22	1.90
44	70	210	3	50.64	0.244	118	2060	0.0953	79.81	0.53	0.29	1.58	2.17
45	105	315	3	50.64	0.244	118	2060	0.143	74.53	0.387	0.29	1.47	1.59
46	194	582	3	50.64	0.244	118	2060	0.286	70.5	0.387	0.237	1.39	1.59
47	70	210	3	28.79	0.202	118	2060	0.0953	52.24	0.537	0.333	1.81	2.66
48	105	315	3	28.79	0.202	118	2060	0.143	46.38	0.583	0.283	1.61	2.89
49	194	582	3	28.79	0.202	118	2060	0.286	46.32	0.513	0.29	1.61	2.54
50	70	210	3	50.64	0.244	118	2060	0.1907	95.12	0.567	0.297	1.88	2.32
51	105	315	3	50.64	0.244	118	2060	0.286	90.29	0.423	0.237	1.78	1.73
52	194	582	3	50.64	0.244	118	2060	0.572	107.5	0.46	0.267	2.12	1.89
53	70	210	3	28.79	0.202	118	2060	0.1907	70.57	0.953	0.353	2.45	4.72
54	105	315	3	28.79	0.202	118	2060	0.286	72.31	1.147	0.423	2.51	5.68
55	194	582	3	28.79	0.202	118	2060	0.572	60.34	0.933	0.477	2.10	4.62

Tableau 2.1 (suite) : Résumé de la base de données expérimentales assemblées.

Références		Dimensions			Propriétés du Béton		Propriétés du PRFA			Résultats Expérimentaux			f_{cc}/f_{co}	$\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$
		D (mm)	H (mm)	H/D	f_{co} (Mpa)	ε_{co} (%)	E_f (GPa)	f_f (Mpa)	t_f (mm)	f_{cc} (Mpa)	ε_{cc} (%)	$\varepsilon_{h,rupt}$ (%)		
56	Vincent et Ozbakkaloglu (2013)	152	305	2	49.4	0.24	116	2900	0.6	109	3.73	2.54	2.21	15.54
57		152	305	2	49.4	0.24	116	2900	0.6	103.4	3.4	2.1	2.09	14.17
58		152	305	2	49.4	0.24	116	2900	0.6	105.3	3.37	2.08	2.13	14.04
59		152	305	2	49.4	0.24	116	2900	0.6	107.7	3.41	2.18	2.18	14.21
60		152	305	2	49.4	0.24	116	2900	0.6	104	3.22	2.12	2.11	13.42
61		152	305	2	49.4	0.24	116	2900	0.6	110.1	3.48	2.22	2.23	14.50
62	Ozbakkaloglu et Akin (2012)	152.5	305	2	39	0.21	120	2900	0.4	69.2	2.32	1.71	1.77	11.05
63		152.5	305	2	39	0.21	120	2900	0.4	67.1	2.3	1.56	1.72	10.95
64		152.5	305	2	39	0.21	120	2900	0.6	85	2.86	1.66	2.18	13.62
65		152.5	305	2	39	0.21	120	2900	0.6	87.6	3.11	1.84	2.25	14.81
66		152.5	305	2	100	0.34	120	2900	0.8	122.3	1.45	1.18	1.22	4.26
67		152.5	305	2	102	0.34	120	2900	0.8	118.7	1.29	1.29	1.16	3.79
68		152.5	305	2	106	0.35	120	2900	1.2	154.7	1.7	1.1	1.46	4.86
69		152.5	305	2	106	0.35	120	2900	1.2	153.2	1.7	1.07	1.45	4.86

Tableau 2.1 (suite) : Résumé de la base de données expérimentales assemblées.

Références		Dimensions			Propriétés du Béton		Propriétés du PRFA			Résultats Expérimentaux			f_{cc}/f_{co}	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$
		D (mm)	H (mm)	H/D	f_{co} (Mpa)	ϵ_{co} (%)	E_f (GPa)	f_f (Mpa)	t_f (mm)	f_{cc} (Mpa)	ϵ_{cc} (%)	$\epsilon_{h,rupt}$ (%)		
70	Lim et Ozbakkaloglu (2014)	152.5	305	2	85.7	0.24	118,2	2600	1.2	166.2	2.02	1.5	1.94	8.42
71		152.5	305	2	85.7	0.24	118,2	2600	1.2	168	2.18	1.48	1.96	9.08
72		152.5	305	2	85.7	0.24	118,2	2600	1.2	165.2	2.09	1.45	1.93	8.71
73		152.5	305	2	112.4	0.27	118,2	2600	1.2	165.5	1.97	1.37	1.47	7.30
74		152.5	305	2	112.4	0.27	118,2	2600	1.2	168.4	1.74	1.48	1.50	6.44
75		152.5	305	2	112.4	0.27	118,2	2600	1.2	163.1	1.87	1.47	1.45	6.93
76		152.5	305	2	120.9	0.26	118,2	2600	1.2	167.1	1.77	1.14	1.38	6.81
77		152.5	305	2	120.9	0.26	118,2	2600	1.2	172.1	1.76	1.39	1.42	6.77
78		152.5	305	2	120.9	0.26	118,2	2600	1.2	168.4	1.78	1.33	1.39	6.85
79		152.5	305	2	113.5	0.26	118,2	2600	1.2	186.5	2.04	1.5	1.64	7.85
80		152.5	305	2	113.5	0.26	118,2	2600	1.2	170.7	1.75	1.19	1.50	6.73
81		152.5	305	2	113.5	0.26	118,2	2600	1.2	178.5	1.94	1.45	1.57	7.46

2.4 MÉCANISME DU CONFINEMENT EN PRF DES SECTIONS CIRCULAIRES

2.4.1 Notions sur le confinement des sections circulaires par PRF

Le chargement axial d'une colonne circulaire confinée en PRF, génère une pression du confinement uniforme circonférentielle provenant de l'enveloppement (bandage) en PRF, qui résiste à l'expansion latérale (radiale) de la colonne, ce qui induit un état de compression multiaxiale sur le noyau du spécimen, ainsi que l'amélioration simultanée de la capacité de déformation et de résistance dans la colonne circulaire. Le compactage du granulat de béton fournit initialement une réponse résistive élastique à la charge axiale, une fois la capacité du béton presque atteinte, le confinement du PRF est induit. Le confinement par l'enveloppe en PRF du noyau du béton est considéré comme passif (la pression du confinement de l'enveloppe est induite et augmentée avec l'expansion du noyau de béton). Il est bien connu que, soumis à une compression axiale, et avant l'apparition de la première fissure, le béton peut atteindre 90% de la résistance maximale, ensuite, un durcissement non linéaire par expansion ou dilatation se produit jusqu'à la résistance maximale, le béton devient vulnérable, ce qui peut être annulé avec le confinement du PRF (Coonan,2016).

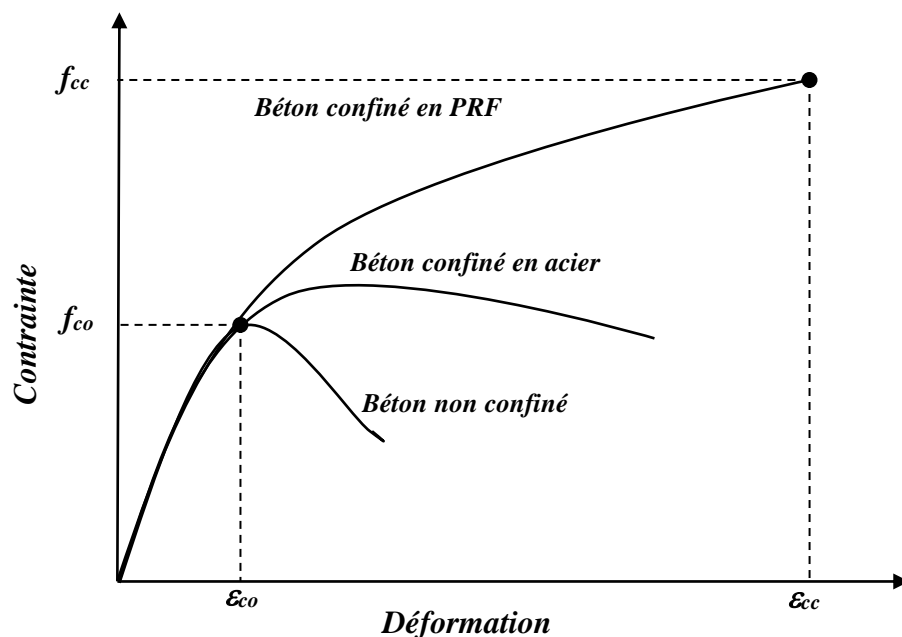


Figure 2.3: Réponse contrainte-déformation bilinéaire des colonnes circulaires.

Quand une colonne en béton de section circulaire est chargée en compression, le confinement du PRF, orienté dans le sens latéral du spécimen, affiche une réponse contrainte-déformation bilinéaire (Figure (2.3)). La partie initiale de cette courbe suit celle du béton non confiné car l'enveloppe en PRF à une influence minimale à ce stade

L'effet de l'enveloppe en PRF est double, comme il a été observé par (*Issa et Karam, 2004*). En premier lieu, il y a une augmentation de la résistance maximale de la colonne confinée par rapport au spécimen non confiné. Comme la contrainte axiale dans le béton augmente avec la dilatation latérale du noyau de béton, une diminution de la rigidité est évidente. En second lieu, dans la réponse contrainte-déformation après que le point de transition est atteint et que la pente de cette deuxième région dépend de la rigidité du PRF, avec une ductilité post-pic de la colonne confinée formant un plateau pseudo-ductile car le béton est retenu par l'enveloppe en PRF (*Coonan, 2016*).

2.4.2 Pression du confinement ultime

La plupart des modèles de résistance et de déformation utilisent des paramètres communs qui affectent le confinement en matériaux composites de PRF, tel que la pression du confinement ultime (f_l). L'action du confinement exercée par les composites en PRF sur les colonnes de section circulaire est illustrée sur la Figure (2.4). Pour les sections circulaires, le béton est soumis à un confinement uniforme, et la pression maximale du 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 [(*Thériault et al., 2004*)], (*Teng et al., 2003*, (*Lam et Teng, 2003a*)). Sur la base du mécanisme du confinement en PRF illustré dans la Figure (2.4), la pression du confinement ultime f_l est exprimée par l'expression suivante (*Sadeghian et Fam, 2015*) :

$$f_l = \frac{2 \cdot E_f \cdot \varepsilon_{h,rupt} \cdot t_f}{D} = \frac{2 \cdot f_f \cdot t_f}{D} \quad (2.3)$$

Où; f_f est la résistance à la traction du PRF, E_f est le module d'élasticité en traction du PRF, t_f est l'épaisseur totale de l'enveloppe en PRF, $\varepsilon_{h,rupt}$ est la déformation de rupture du composite en PRF et D est le diamètre du noyau de béton.

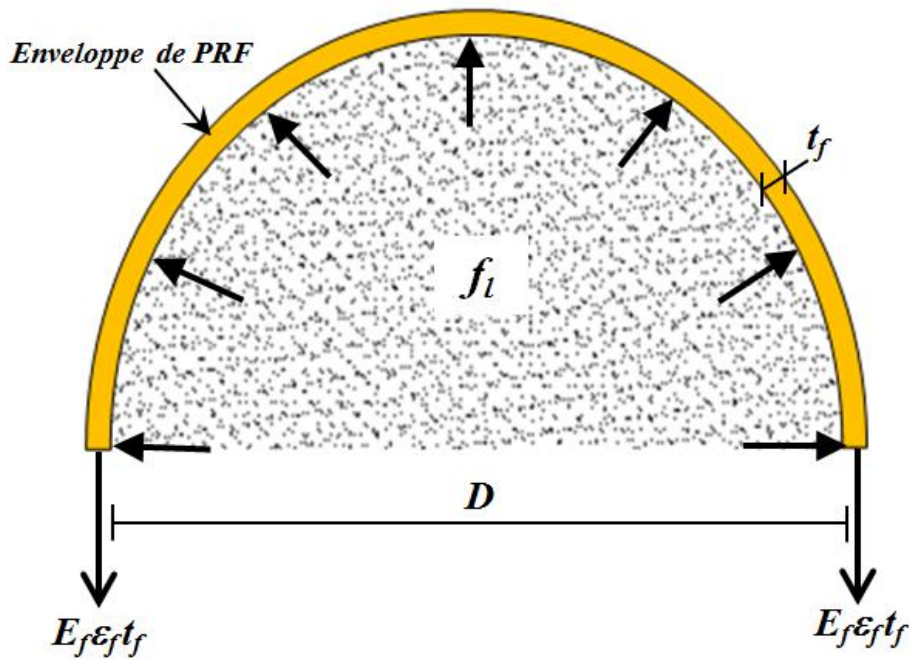


Figure 2.4: Mécanique du confinement du béton confiné au PRF.

2.4.3 Rigidité du confinement

Selon la littérature, plusieurs chercheurs ont découvert que l'introduction de la rigidité du confinement (K_l) dans les modèles du confinement est très importante ; cela permet d'atteindre de meilleurs performances de résistance et de déformation. Où, K_l est découlé par l'équilibre des forces (Ozbakkaloglu et Lim, 2013), exprimé comme suit :

$$K_l = \frac{2E_f t_f}{D} \quad (2.4)$$

2.5 PERFORMANCE DES MODÈLES EXISTANTS DE RESISTANCE ET DE DEFORMATION

La performance de 12 modèles de résistance et de déformation existants est mise en évidence en utilisant la base de données décrite dans le Tableau (2.1). Ces modèles ont été récemment présentés, comme ils sont largement utilisés dans la littérature. Les modèles sélectionnés, sont valables pour différents types de matériaux composites en PRF, sont ceux de : (*Bisby et al., 2005*), (*Wei et Wu, 2011*), (*Ozbakkaloglu et Lim, 2013*), (*Pham et Hadi, 2014*), (*Sadeghian et Fam, 2015*), (*Lim et al., 2016*), (*De Lorenzis et Tepfers, 2003*), (*Youssef et al., 2007*), (*Rousakis et al., 2012*), (*Wu et Zhou, 2010*), (*Wu et al., 2009*) et (*Wang et Wu, 2011*). La plupart de ces modèles sont en fonction du taux du confinement (f_l/f_{co}) à l'état ultime. Le développement de ces modèles est exprimé par les rapports de résistance (f_{cc}/f_{co}) et de déformation ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$).

2.5.1 Modèles de Bisby et al. (2005)

Les modèles de résistance et de déformation de *Bisby et al. (2005)* donnés dans les équations (2.5) et (2.6) ont été développés à l'origine pour des éléments en béton confiné avec des PRF. Ces modèles ont été collectés à partir de 200 données publiées par plusieurs auteurs, contenant 28 points confinés par l'enveloppement en PRFA. En utilisant les sélections de 61 points pour la résistance et de 48 points pour la déformation du Tableau (2.1), la performance du modèle de résistance est montrée sur la Figure (2.5) avec un coefficient de détermination $R^2 = 0,81$ et une erreur quadratique moyenne $RMSE = 0,31$. Ces indices révèlent que la performance est très adéquate avec la forme linéaire du modèle en fonction du taux du confinement (f_l/f_{co}).

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2.425 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (2.5)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 0.0536 \frac{f_l}{\varepsilon_{co} f_{co}} \quad (2.6)$$

Dans le même contexte, la Figure (2.6) illustre la performance du modèle de déformation, il indique que $R^2 = 0,69$ et $RMSE = 2,80$. Ces résultats prouvent que la prédiction est un peu conservatrice, la raison peut être due à l'inclusion de l'effet de déformation axiale du béton non confiné (ε_{co}) dans l'expression de la déformation maximale.

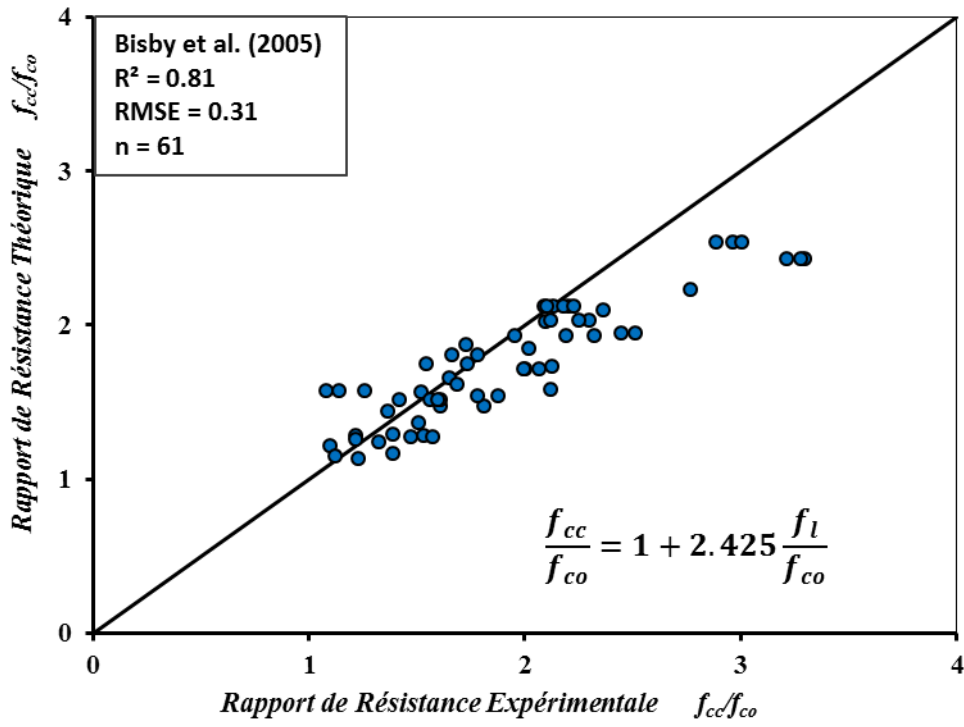


Figure 2.5: Performance du modèle de résistance de Bisby et al. (2005).

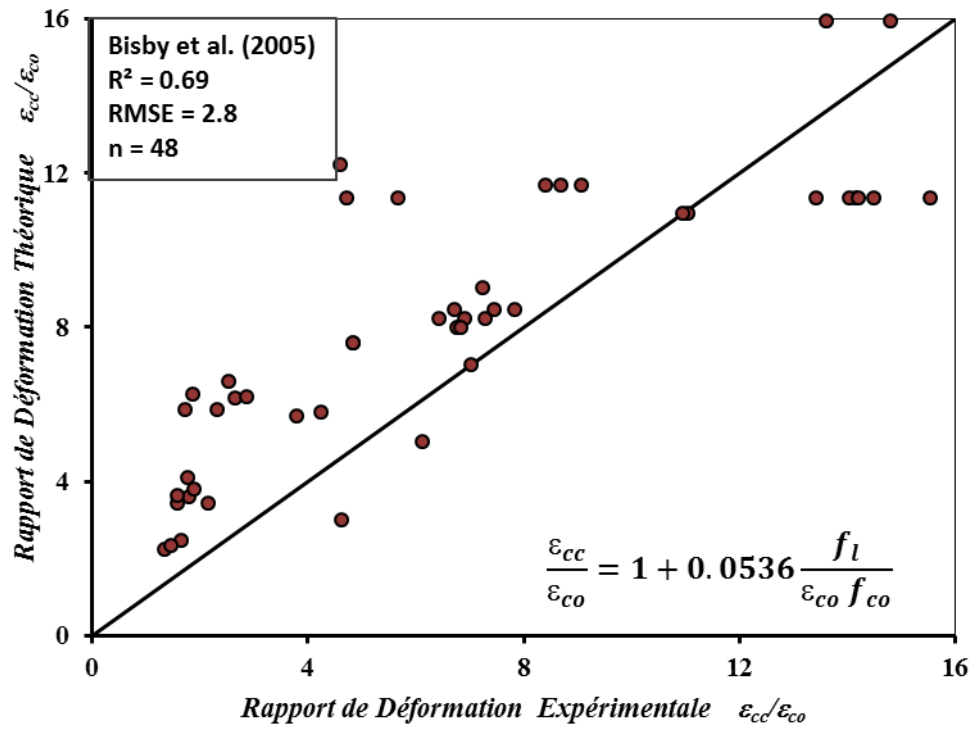


Figure 2.6: Performance du modèle de déformation de Bisby et al. (2005).

2.5.2 Modèles de Wei et Wu (2011)

Les modèles de résistance et de déformation de *Wei et Wu* (2011) sont exprimés dans les équations (2.7) et (2.8), respectivement. Ils ont été développés pour des formes différentes des colonnes en béton confiné avec l'enveloppe de PRF basées sur 432 points de données. Ces modèles représentent une amélioration de la proposition donnée par Wu et Wang (2008). En utilisant la base de données du Tableau (2.1) sélectionnée seulement pour les PRFA, la performance du modèle de résistance est illustrée à la Figure (2.7) avec $R^2 = 0,81$ et $RMSE = 0,34$. Bien que le modèle adopté comme fonction de puissance avec différentes constantes, les indices et l'évaluation visuelle démontrent que la performance est clairement identique à celle du modèle précédent. Par conséquent, la diminution du taux du confinement (f_l/f_{co}) en introduisant l'exposant n'a pas d'effet important sur la variation de la performance.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.94} \quad (2.7)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 12 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.75} \left(\frac{f_{c30}}{f_{co}} \right)^{0.62} \quad (2.8)$$

La performance du modèle de déformation, qui a pris en compte la résistance du béton non confiné avec la classe C30 (f_{c30}), est illustrée à la Figure (2.8) avec $R^2 = 0,45$ et $RMSE = 3,73$. Ces indices démontrent que la performance de ce modèle est faible pour le confinement avec l'enveloppe du PRFA, et les points prédits sont très dispersés. La raison peut être que le modèle fortement influencé du paramètre de (f_{c30}).

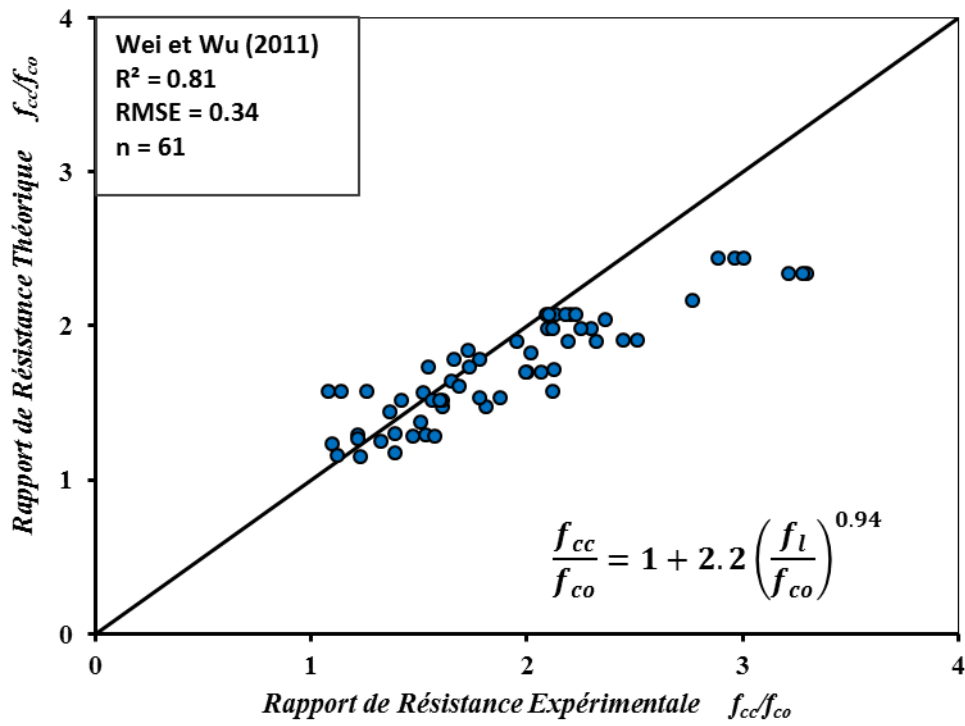


Figure 2.7: Performance du modèle de résistance de Wei et Wu (2011).

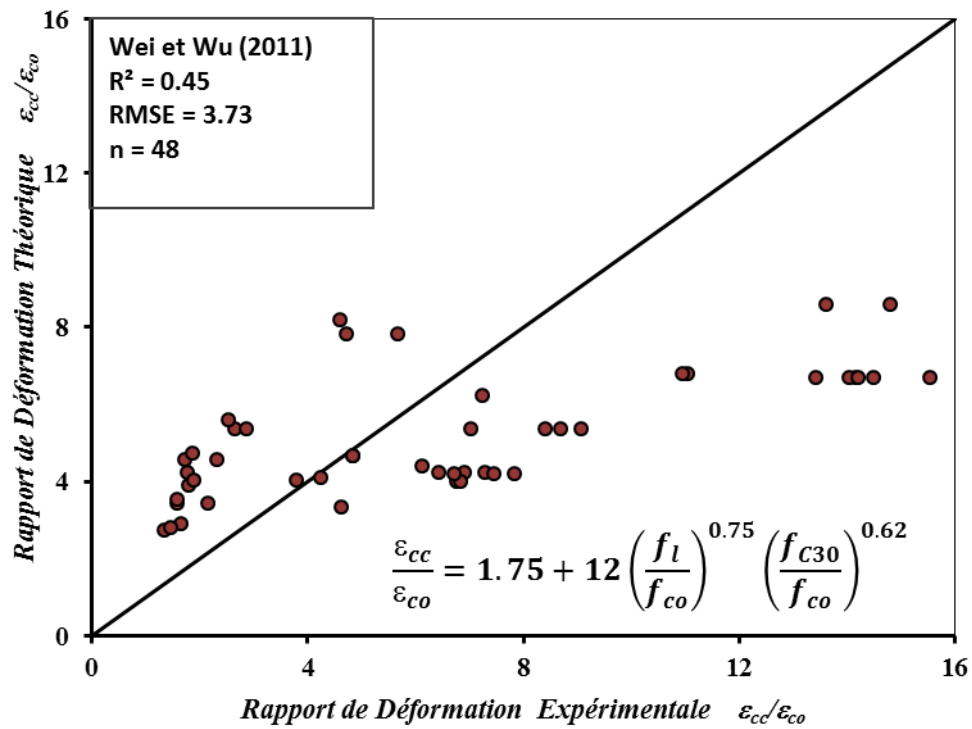


Figure 2.8: Performance du modèle de déformation de Wei et Wu (2011).

2.5.3 Modèles d'Ozbakkaloglu et Lim (2013)

Les modèles de résistance et de déformation proposés par *Ozbakkaloglu et Lim* (2013) sont exprimés dans les équations (2.9) et (2.10). Leurs développements sont appuyés sur une base de données expérimentales de 832 points construite à partir des résultats du béton confiné au PRF, dont 79 données rassemblent les spécimens confinés avec du PRFA, par les deux techniques du confinement (pultrusion et enveloppement). Le modèle exprimé en Equation (2.9) considère les spécimens ayant une rigidité du confinement satisfaisant l'expression suivante : $k_l > f_{co}^{1,65}$. En effet, 38 échantillons Tableau (2.1) sont utilisés pour l'évaluation de la performance de ce modèle. Les indicateurs de performance du modèle sont montrés sur la Figure (2.9). D'après cette figure, $R^2 = 0,73$ est relativement conservatrice, cependant, la valeur de RMSE = 0,31 est très bonne. Bien que ce modèle considère tous les paramètres affectant le confinement avec les PRF, certaines insuffisances sont observées dans le coefficient de détermination (R^2). La raison résulte dont la complication de l'expression 2.9 du modèle, où elle dépend fortement de la rigidité du confinement (K_l) et de la résistance du béton non confiné (f_{co}). La même performance est observée pour le modèle de déformation sur la Figure (2.10) avec $R^2 = 0,73$ et RMSE = 2,72. Néanmoins, elle reste meilleure comparativement aux autres modèles étudiés précédemment comme ceux de *Bisby et al.* (2005) et *Wei et Wu* (2011).

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 0.0058 \frac{K_l}{f_{co}} + \frac{3.3}{f_{co}} \left(\frac{2E_f t_f \varepsilon_{h.rup}}{D} - K_l \left(0.43 + 0.009 \frac{K_l}{f_{co}} \right) \varepsilon_{co} \right) \quad (2.9)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + \frac{f_{co} - 20}{100} + \frac{0.265}{\varepsilon_{co}} \left(\frac{2E_f t_f}{f_{co} D} \right)^{0.9} \cdot \varepsilon_{h.rup}^{1.35} \quad (2.10)$$

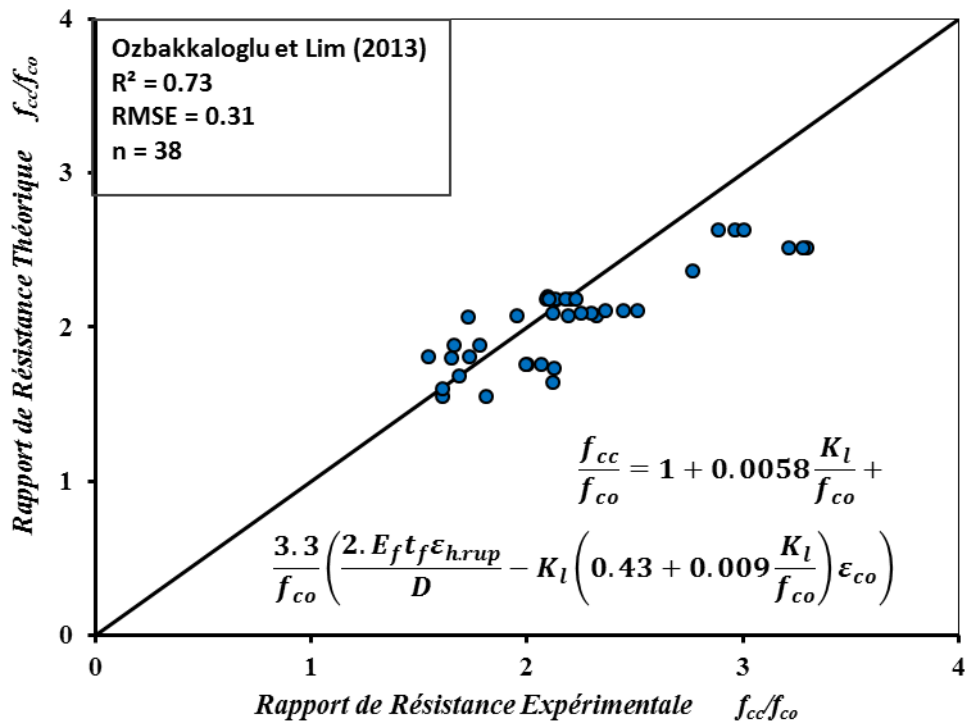


Figure 2.9: Performance du modèle de résistance d'Ozbakkaloglu et Lim (2013).

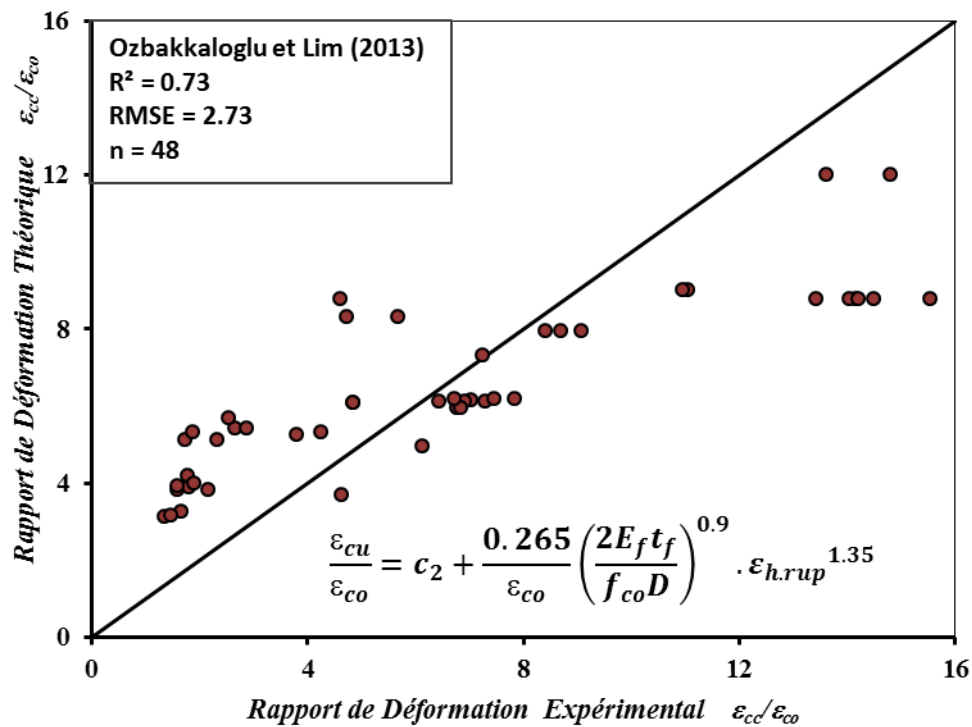


Figure 2.10: Performance du modèle de déformation d'Ozbakkaloglu et Lim (2013).

2.5.4 Modèle de Pham et Hadi (2014)

Le modèle de résistance de *Pham et Hadi* (2014) est formulé dans l'équation (2.11). Ce modèle est capable de prédire la résistance ultime des colonnes circulaires en béton confiné avec les différents types de PRF. Le modèle a été développé avec une base de 574 données, ou seulement 35 points sont destinés pour le confinement avec les feuilles d'aramide. En utilisant la base de données du Tableau (2.1), la performance du modèle de résistance montrée sur la Figure (2.11) indique que R^2 et RMSE sont égaux à 0,81 et 0,53 respectivement. Bien que le modèle de déformation n'ait pas été établi, la Figure (2.11) et les deux indicateurs montrent que la performance a été bien améliorée. Dans ce modèle, l'effet du rapport de l'épaisseur du confinement et du diamètre de l'échantillon a été introduit, ce qui améliore la précision de cette prédiction par rapport au modèle d'*Ozbakkaloglu et Lim* (2013).

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 0.91 + 1.88 \frac{f_l}{f_{co}} + 7.6 \frac{t_f}{D \cdot f_{co}} \quad (2.11)$$

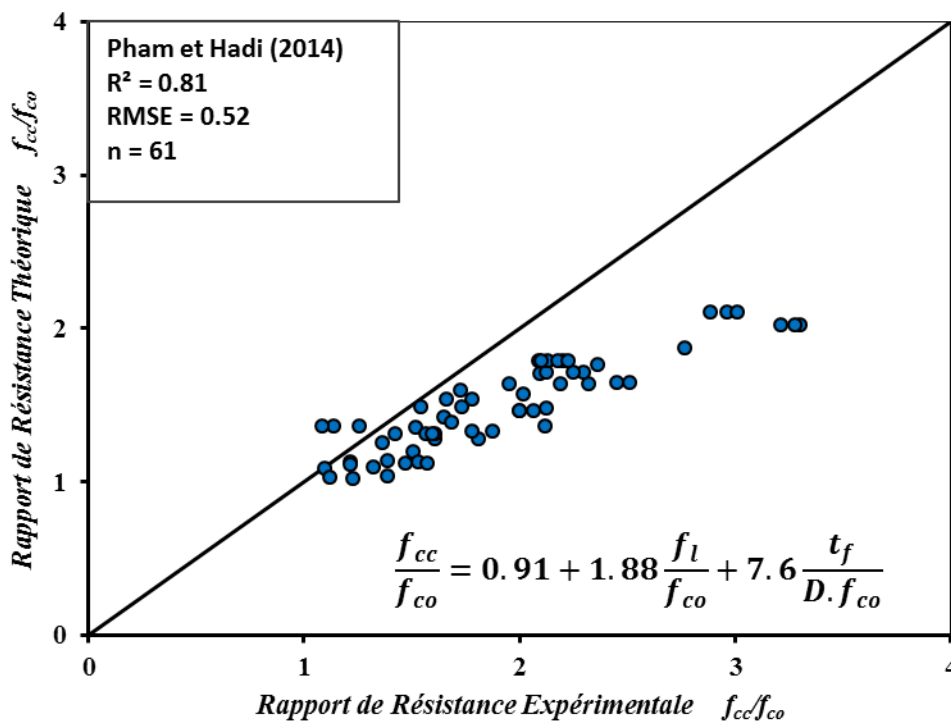


Figure 2.11: Performance du modèle de résistance de *Pham et Hadi* (2014).

2.5.5 Modèles de Sadeghian et Fam (2015)

Les modèles de résistance et de déformation de *Sadeghian et Fam* (2015) sont exprimés en équations (2.12) et (2.13). Ces modèles ont été calibrés à partir d'une évaluation statistique d'une grande base de données de 518 spécimens d'éléments en béton cylindrique enveloppés de différents types de PRF, dont 16 données confinées uniquement par les PRFA. Les prédictions tiennent compte du rapport de rigidité du confinement (ρ_k) et du taux de déformation (ρ_ε). A partir de la base de données expérimentales sélectionnée dans le Tableau (2.1), seuls les spécimens ayant mentionné la valeur de la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$) sont pris en compte pour l'évaluation de ce modèle. Les indicateurs de performance du modèle de résistance sont représentés sur la Figure (2.12) avec $R^2 = 0,53$ et $RMSE = 0,57$. La faible valeur du coefficient de détermination (R^2) prouve un faible comparativement aux modèles de résistance illustrés précédemment. Ceci peut être dû de la complexité du modèle et le nombre de spécimens en PRFA utilisés.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + (2.77\rho_k^{0.77} - 0.77)\rho_\varepsilon^{0.91} \quad (2.12)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.5 + 6.78\rho_k^{0.63}\rho_\varepsilon^{1.08} \quad (2.13)$$

Où : $\varepsilon_{co} = 9.37 \cdot 10^{-4} \sqrt[4]{f_{co}}$

$$\rho_k = \frac{2 \cdot E_f \cdot t_f}{\left(\frac{f_{co}}{\varepsilon_{co}}\right) \cdot D} ,$$

$$\rho_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{h,rupt}}{\varepsilon_{co}}$$

La performance du modèle de déformation est représentée sur la Figure (2.13) avec $R^2 = 0,96$ et $RMSE = 1,21$. Contrairement au modèle de résistance, la performance de la prédiction de déformation est la meilleure comparativement aux modèles ci-dessus. Ainsi, la prise en compte de ($\varepsilon_{h,rupt}$) dans ce modèle était clairement considérable pour améliorer les indices de performance.

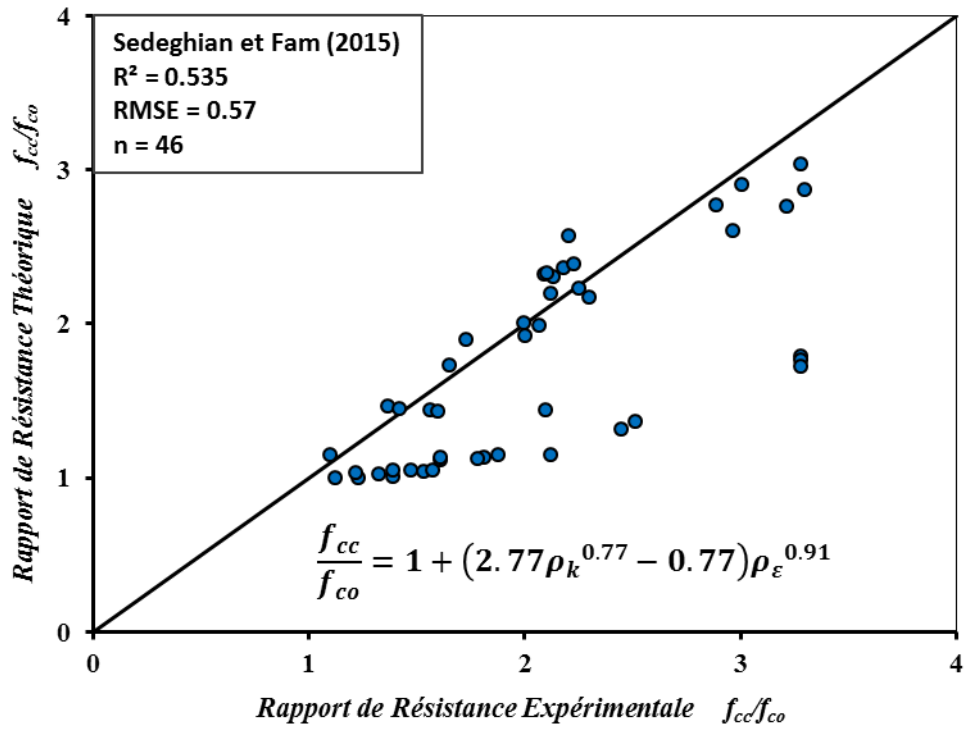


Figure 2.12: Performance du modèle de résistance de Sedeghian et Fam (2015).

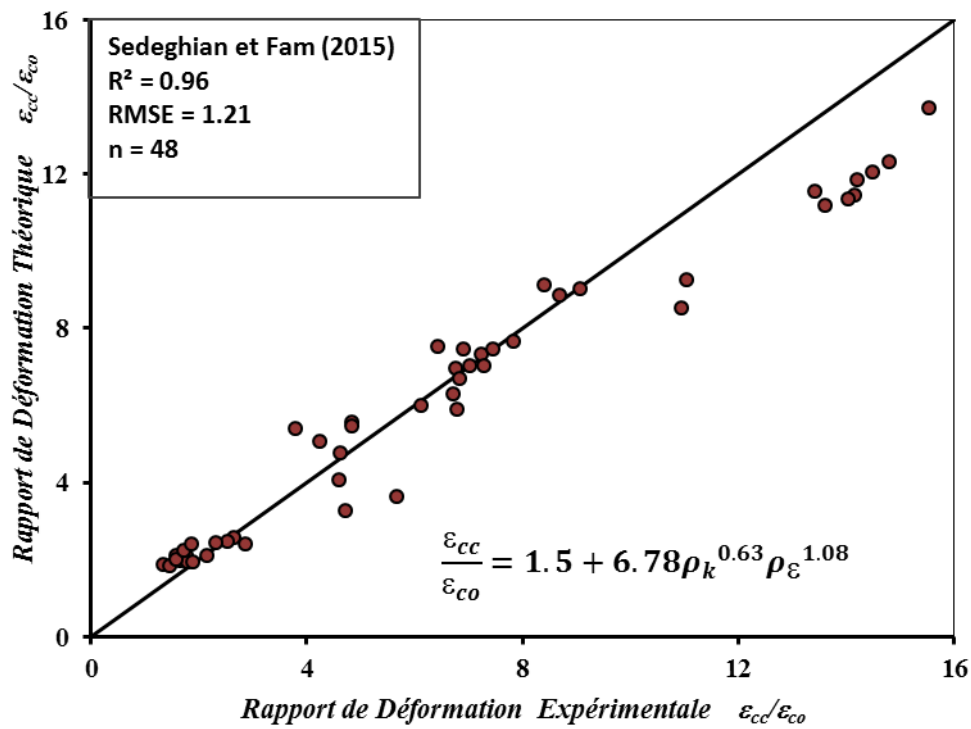


Figure 2.13: Performance du modèle de déformation de Sedeghian et Fam (2015).

2.5.6 Modèles de Lim et al. (2016)

Le modèle développé par *Lim et al. (2016)* pour le béton confiné en PRF a été affiné en utilisant un nouveau programme génétique avec la même base de données utilisée par *Ozbakkaloglu et Lim (2013)*. Au lieu de considérer le taux du confinement (f_l/f_{co}) seulement, ce modèle considère explicitement l'effet de la rigidité du confinement (K_l) et de la déformation de rupture du composite en PRF ($\varepsilon_{h.rup}$). A partir de la base de données assemblée dans le Tableau (2.1), la performance du modèle de résistance (équation (2.14)) est schématisée dans la Figure (2.14) avec $R^2 = 0,78$ et $RMSE = 0,33$. Quoique la forme compliquée du modèle, la performance soit relativement bonne comparativement au modèle d'*Ozbakkaloglu et Lim (2013)*. La performance du modèle de déformation (équation (2.15)) est exposée dans la Figure (2.15) avec $R^2 = 0,71$ et $RMSE = 3,01$. Ces indices sont similaires à ceux du modèle précédent d'*Ozbakkaloglu et de Lim (2013)*.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + \frac{K_l \varepsilon_{h.rup}}{f_{co}} + \frac{K_l^{1.5} \varepsilon_{h.rup}^2}{f_{co}} + \frac{a}{f_{co}} \quad (2.14)$$

$$\varepsilon_{cc} = (\varepsilon_{co} + b) \left(\varepsilon_{co}^c + \frac{K_l}{f_{co}} (2\varepsilon_{co} + b) \right) \quad (2.15)$$

Où :

$$a = \sqrt{K_l - \frac{f_{co}}{\sqrt{\varepsilon_{h.rup}}}} \geq 0,$$

$$b = \varepsilon_{h.rup} - \frac{K_l}{\varepsilon_{h.rup}^{f_{co}}},$$

$$c = \frac{f_{co}(\varepsilon_{co} + \varepsilon_{h.rup} + e^{\varepsilon_{h.rup}})}{K_l}$$

$$\varepsilon_{co} = \frac{f_{co}^{0.225}}{1000} \left(\frac{152}{D} \right)^{0.1} \left(\frac{2D}{H} \right)^{0.13}$$

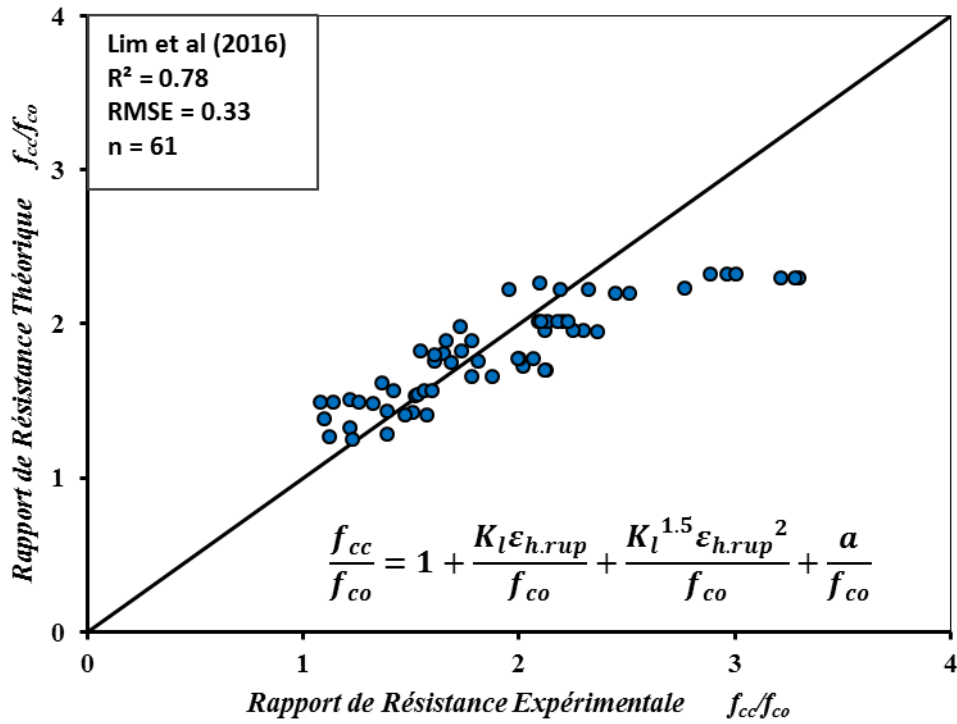


Figure 2.14: Performance du modèle de résistance de Lim et al. (2016).

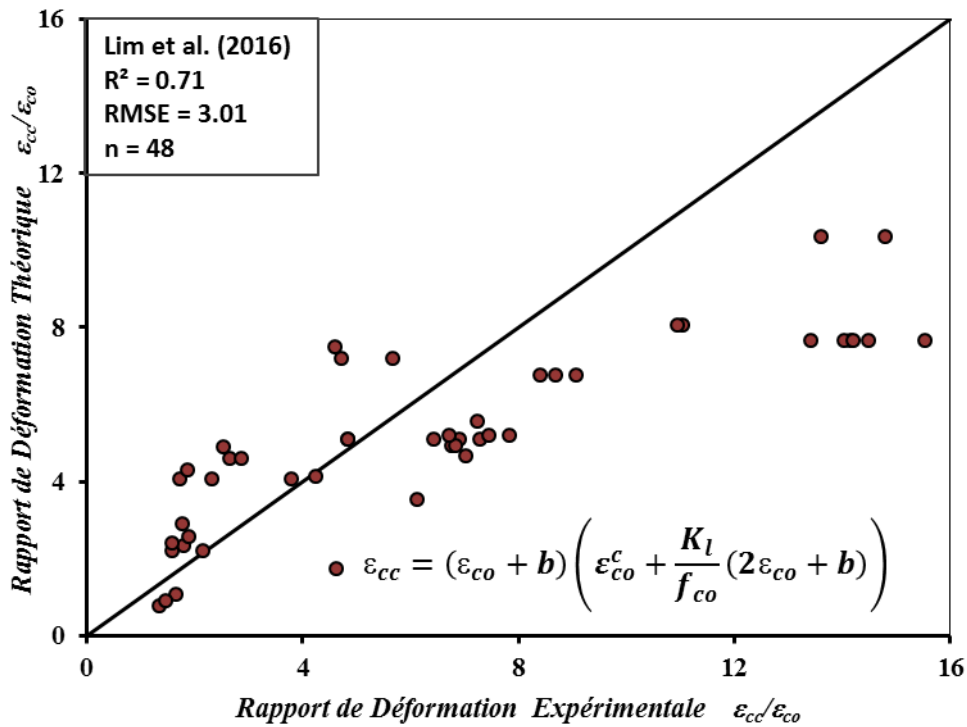


Figure 2.15: Performance du modèle de déformation de Lim et al. (2016).

2.5.7 Modèle de De Lorenzis et Tefers (2003)

Le modèle de déformation de *De Lorenzis et Tefers* (2003) est présenté par l'expression (2.16). Il a été développé à partir de 180 tests existant de colonnes en béton confiné avec des enveloppements (bandage), des pultrusions et des enroulements filamenteux de PRF, avec peu de spécimens confinés en fibres d'aramide. Le modèle prédit le rapport de déformation ($\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$) comme une fonction de puissance de la pression du confinement ultime (f_l) et de la rigidité du confinement (K_l). En utilisant la base de données avec 48 points, la performance de ce modèle est montrée dans la Figure (2.16) avec $R^2 = 0.70$ et $RMSE = 3.77$. Bien que le modèle n'ait pas de composante de résistance, la figure et les indices démontrent que cette prédiction sous-estime un peu la performance du modèle de déformation. Ce résultat est très comparable à ceux de *Lim et al. (2016)* et *Ozbakkaloglu et Lim (2013)*.

$$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1 + 26.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.8} K_l^{-0.148} \quad (2.16)$$

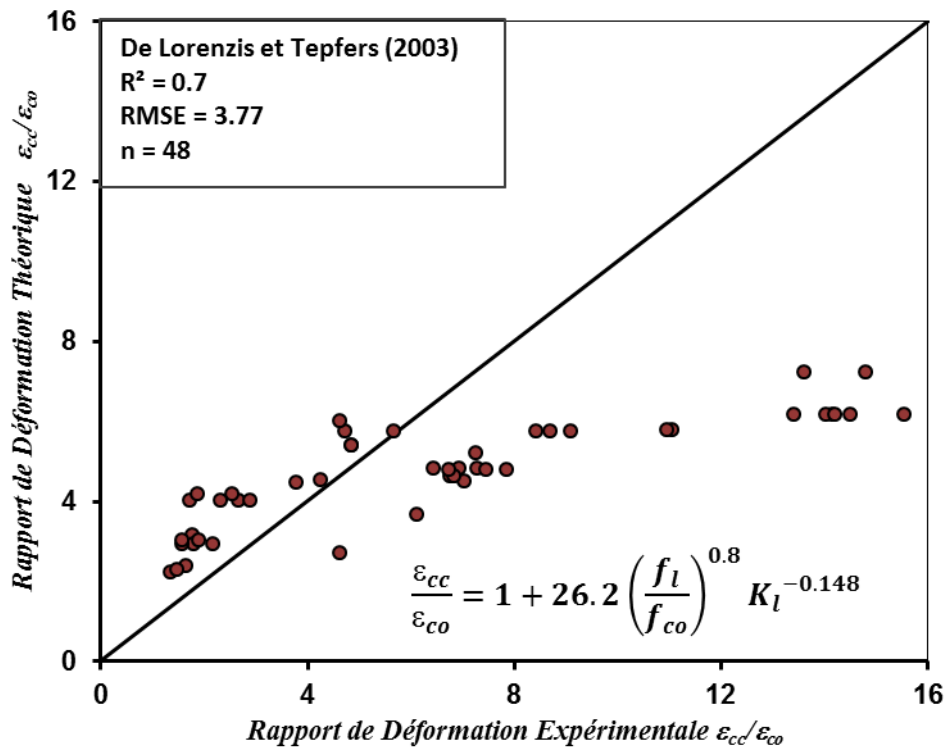


Figure 2.16: Performance du modèle de déformation de De Lorenzis et Tefers (2003).

2.5.8 Modèle de Youcef et al. (2007)

Le modèle de déformation formulé dans l'équation (2.17) a été spécialement développé en utilisant des essais expérimentaux de 87 colonnes en béton confiné et renforcées par enveloppement de feuilles de PRFC et PRFV. Le modèle prédit le rapport de déformation ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$) comme fonction de puissance du facteur d'efficacité du confinement (f_l/f_{co}), $(f_f/E_f)^{\frac{1}{2}}$.

En utilisant la base de données de 48 points, la performance de ce modèle est illustrée à la Figure (2.17) avec $R^2 = 0,76$ et $RMSE = 2,39$. Ces indices indiquent une performance relativement moyenne comparée à celle du modèle d'Ozbakkaloglu et de Lim (2013).

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = \frac{1}{\varepsilon_{co}} \left(0.003368 + 0.2590 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right) \left(\frac{f_f}{E_f} \right)^{\frac{1}{2}} \right) \quad (2.17)$$

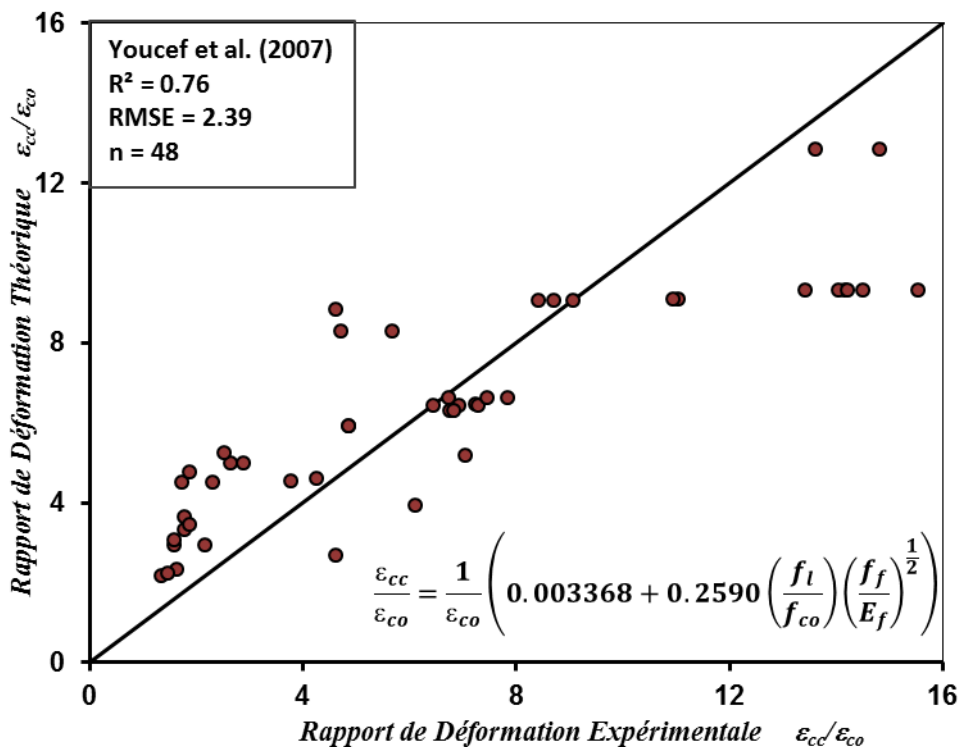


Figure 2.17: Performance du modèle de déformation de Youcef et al. (2007).

2.5.9 Modèle de Rousakis et al. (2012)

Le modèle de résistance, donné par l'équation (2.18), a été établi à partir de 471 données d'essai expérimentaux de colonnes cylindriques en béton confiné avec du PRF. En utilisant la base de données collectée de 61 points, la performance de ce modèle de résistance est montrée à la Figure (2.18) avec $R^2 = 0,65$ et $RMSE = 0,52$. D'après ces indicateurs, on remarque que ce modèle sous-estime la performance, ce qui est clairement illustré par la dispersion des nuages de points dans la figure.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + \left(\frac{\rho_f E_f}{f_{co}} \right) \left(\frac{-0.336 E_f 10^{-6}}{E_{fu}} + 0.0223 \right) \quad (2.18)$$

Avec :

$$\rho_f = \frac{4t_f}{D}$$

$$E_{fu} = 10 \text{ MPa}$$

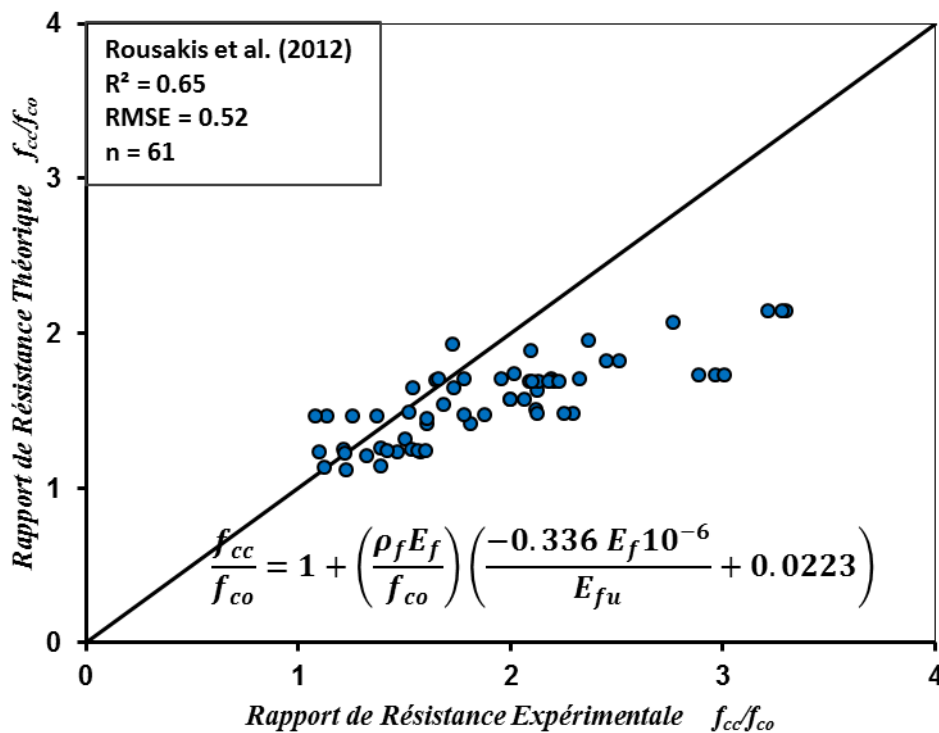


Figure 2.18: Performance du modèle de résistance de Rousakis et al. (2012).

2.5.10 Modèle de Wu et Zhou (2010)

Le modèle de résistance adopté par *Wu et Zhou* (2010) pour les colonnes circulaires en béton confiné en PRF a été affiné sur la base de 467 points de données. Ce modèle est une fonction complexe exprimée par l'équation (2.19). En utilisant la base de données sélectionnée de 61 points, la performance de la résistance est montrée à la Figure (2.19) avec $R^2 = 0,81$ et $RMSE = 0,36$. A partir de ces indices, il est clair que ce modèle donne une bonne performance, similaire à celle du modèle de *Bisby et al.* (2005). Il est à noter que ce modèle ne prédit pas la composante de déformation.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = \frac{f_l}{f_{co}} + \sqrt{\left(\frac{16.7}{f_{co}^{0.42}} - \frac{f_{co}^{0.42}}{16.7}\right) \frac{f_l}{f_{co}} + 1} \quad (2.19)$$

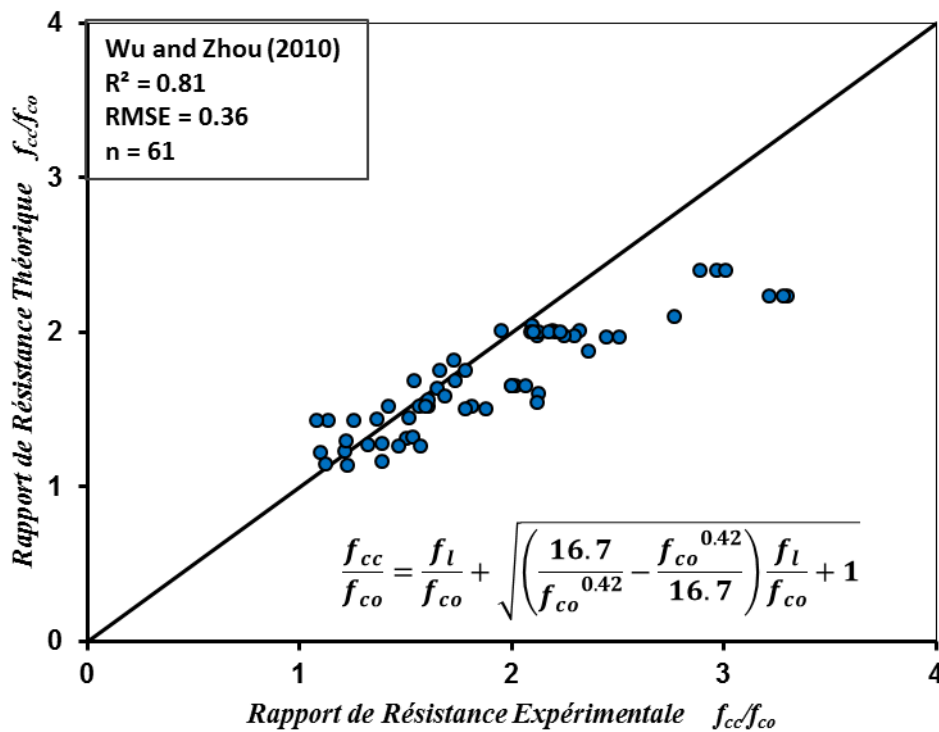


Figure 2.19: Performance du modèle de résistance de Wu et Zhou (2010).

2.5.11 Modèles de Wu et al. (2009)

Les expressions de résistance et de déformation de *Wu et al.* (2009) sont formulées en (2.20) et (2.21) respectivement. Ces modèles sont classés parmi les premiers modèles en béton confiné développés uniquement pour le renforcement en fibres d'Aramide. Ils ont été suggérés en effectuant huit tests expérimentaux par l'enveloppement en PRFA. Ces modèles sont implémentés sous forme de fonction linéaire avec variable (f_l/f_{co}), identiques à ceux de (*Bisby et al., 2005*), mais avec des constantes différentes. En utilisant la base de données sélectionnée dans le Tableau (2.1), la Figure (2.20) illustre la dispersion du nuage de points avec la diagonale de 45° et les indicateurs de performance du modèle de résistance avec $R^2 = 0,81$ et $RMSE = 0,25$. D'après cette figure aussi, On observe que ce modèle fournit une bonne prédiction par rapport aux autres modèles de [*Bisby et al. 2005*) et (*Wu et Zhou 2010*)]. Cela confirme que le développement d'une fonction linéaire peut être une approche appropriée pour le confinement par l'enveloppement en PRFA.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.2 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (2.20)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 9.5 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (2.21)$$

Pour le modèle de déformation, la performance est illustrée à la Figure (2.21) avec $R^2 = 0,69$ et $RMSE = 4,13$. La figure et ces indices indiquent que ce modèle est trop conservateur.

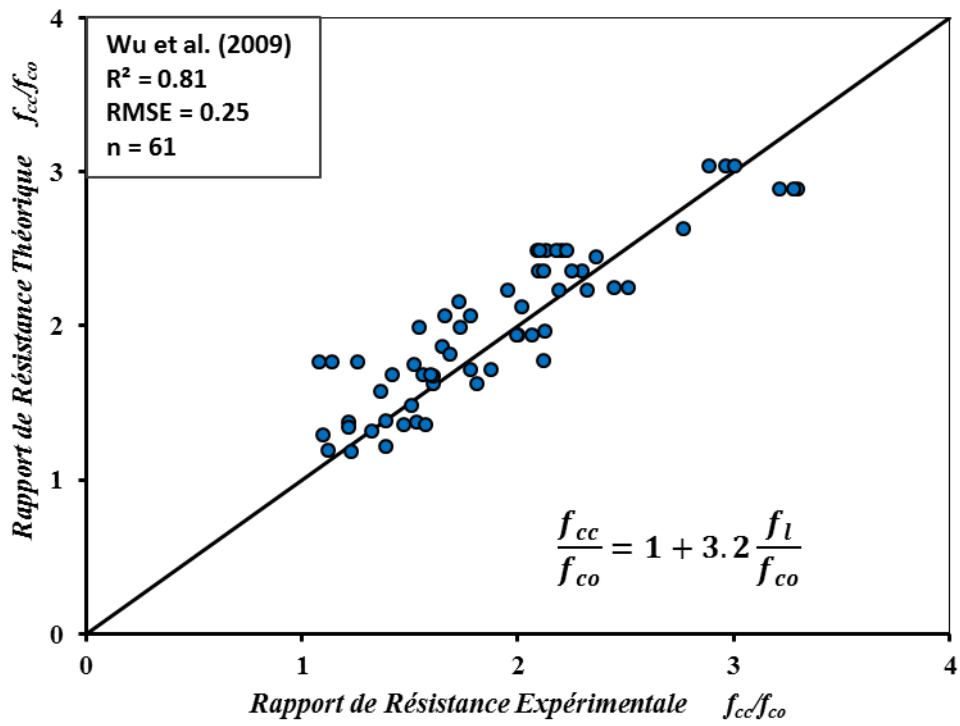


Figure 2.20: Performance du modèle de résistance de Wu et al. (2009).

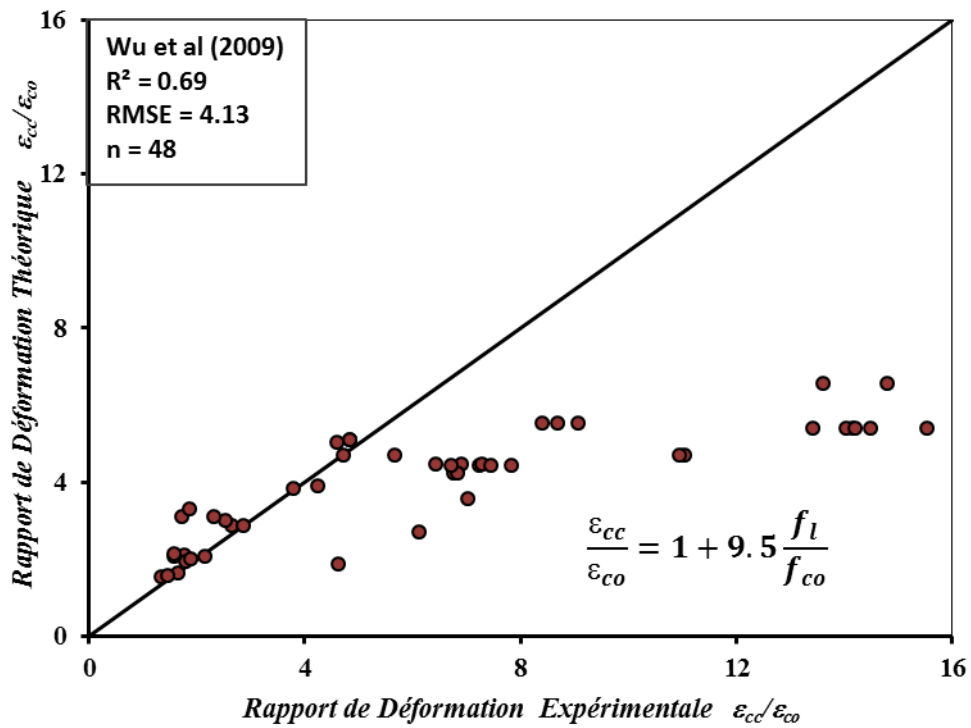


Figure 2.21: Performance du modèle de déformation de Wu et al. (2009).

2.5.12 Modèle de Wang et Wu (2011)

Le modèle de résistance de *Wang et Wu* (2011) est présenté dans l'équation (2.22), avec une fonction assez complexe. Il a été développé sur la base de 18 essais expérimentaux de colonnes courtes en béton confinées uniquement par l'enveloppe en PRFA. Ce modèle prend en considération les dimensions géométriques des colonnes, avec une forme de fonction différente par rapport aux autres modèles. En utilisant la base de données du Tableau (2.1), les indices de performance sont représentés sur la Figure (2.22) avec $R^2 = 0,82$ et $RMSE = 0,54$. Quoique le modèle de déformation ne soit pas développé dans cette étude, ces indices montrent que la performance reste bonne comparativement aux autres modèles ci-dessus.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = \frac{\left(1 + 5.54 \frac{f_l}{f_{co}}\right)}{\sqrt{1 + \frac{(h-D)}{353} \left(1 - 1.49 \frac{f_l}{f_{co}}\right)}} \quad (2.22)$$

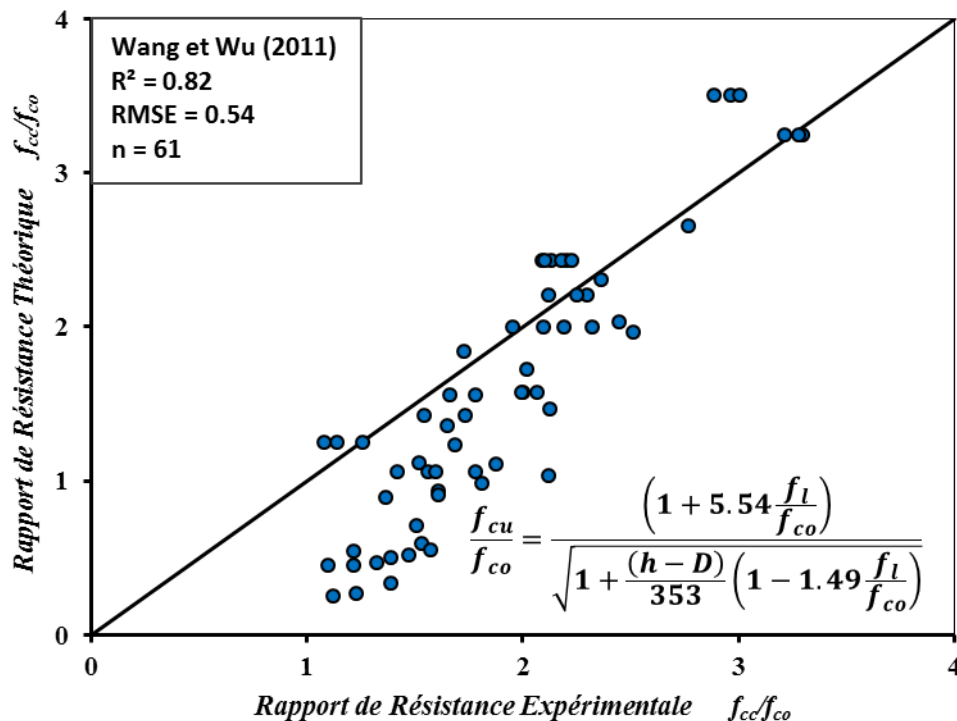


Figure 2.22: Performance du modèle de résistance de Wang et Wu (2011).

2.6 CONCLUSION

Dans ce chapitre une étude de la performance des modèles existant du confinement en polymères renforcés de fibres a été effectuée. En effet, une base de données comportant 81 points a été assemblée à partir de 10 sources publiées entre 2000 et 2014. Cette base de données concerne les colonnes circulaires courtes confinées en polymères renforcés en fibres d'aramide. Basant sur ces données expérimentales, la performance des modèles existant de résistance et de déformation a été évaluée, en utilisant l'analyse statistique basée sur deux indices à savoir : le coefficient de détermination (R^2) et l'erreur quadratique moyenne (RMSE). L'étude présentée a montré une certaine insuffisance dans les modèles traités, qu'on peut citer :

- Le nombre de données pour le confinement en PRFA utilisées pour la prédiction de chaque modèle, et qui reste inférieur à la base de données collectées.
- Les paramètres utilisés dans chaque expression.
- La technique du confinement utilisée pour la collecte des données expérimentales.
- La complexité de la forme mathématique de chaque formule.

Cette étude sera utilisée comme la base de la prédiction de nouveaux modèles du confinement de résistance et de déformation dans le chapitre suivant.

**CHAPITRE 3 : PRÉDICTION DE NOUVEAUX
MODÈLES DE RÉSISTANCE ET DE DÉFORMATION
DES COLONNES CONFINÉES PAR LES POLYMÈRES
RENFORCÉS DE FIBRES D'ARAMIDE**

3.1 INTRODUCTION

L'analyse de la performance de plusieurs modèles existant dans le précédent chapitre a montré une certaine insuffisance dans les modèles traités, que ce soit dans le nombre de données utilisées, des paramètres utilisés, la technique du confinement utilisée où la complexité de la forme mathématique de chaque modèle. L'objectif de ce chapitre traite la prédiction de nouveaux modèles de résistance et de déformation des colonnes confinées par l'enveloppe des polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA). En appliquant l'analyse de régression linéaire estimée par la méthode des moindres carrés, les modèles proposés seront présentés par des formes simples avec le maximum de paramètres. Comme, ils permettront d'optimiser mieux les indicateurs de performance (R^2 et RMSE).

3.2 PRÉDICTION D'UN MODÈLE DE RÉSISTANCE POUR LE CONFINEMENT PAR PRFA

3.2.1 Principe

La plupart des modèles de résistance existant pour le béton confiné avec du PRF ont adopté une relation linéaire entre le rapport de résistance (f_{cc}/f_{co}) et le taux du confinement (f_l/f_{co}) [(Richard, 1928), (Newman, 1972), (Wu et al., 2009) et (Bisby et al., 2005)], comme suit :

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + K_1 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (3.1)$$

Où : K_1 est le coefficient d'amélioration de la résistance.

En outre, d'autres modèles existants ont proposé un format de fonction de puissance (Wei et Wu 2011), tel qu'exprimé dans l'équation suivante :

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + c_1 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^y \quad (3.2)$$

Où : c_1 est calibré à partir de la base de données.

Généralement, la valeur de c_1 pourrait être une constante ou dépendre de divers paramètres. Ainsi, la précision de ce coefficient dépend de la fiabilité de la base de données utilisée pour leur calibrage.

3.2.2 Expression mathématique du modèle de résistance proposé

L'évaluation de la performance des modèles de résistance existants, précédemment réalisée dans l'étude statistique effectuée dans le chapitre précédent, montre que la majorité des modèles prennent l'effet de la rigidité du confinement (K_l) pour l'estimation de la résistance ultime. Par conséquent, pour améliorer le rapport de résistance (f_{cc}/f_{co}), sur le confinement de colonnes courtes circulaires avec des enveloppes en PRFA, l'effet du taux de rigidité du confinement (K_l/f_{co}) est rapporté avec le taux du confinement (f_l/f_{co}), sous formule de puissance suivante :

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + c_1 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{\gamma_1} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)^{\gamma_2} \quad (3.3)$$

Les relations curvilignes entre deux variables peuvent fréquemment être simplifiées par une transformation sur l'une ou l'autre des variables. De nombreux modèles non linéaires dont les paramètres peuvent être linéarisés, et réexprimés comme une fonction linéaire, par des transformations appropriées (*Rawling et al., 2004*). Par exemple, la relation suivante :

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 = c_1 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{\gamma_1} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)^{\gamma_2} \quad (3.4)$$

Est linéarisée en prenant le logarithme des deux côtés de l'égalité donnant l'expression suivante :

$$\text{Ln} \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right) = \text{Ln} \left(c_1 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{\gamma_1} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)^{\gamma_2} \right) \quad (3.5)$$

En appliquant les règles du logarithme népérien, l'équation (3.5) devient :

$$\text{Ln} \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right) = \text{Ln}(c_1) + \gamma_1 \cdot \text{Ln} \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right) + \gamma_2 \cdot \text{Ln} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right) \quad (3.6)$$

En notant : $Y^* = \text{Ln} \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right)$

$$\alpha^* = \text{Ln}(c_1)$$

$$X_1^* = \text{Ln} \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)$$

$$X_2^* = \text{Ln} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)$$

Donc, l'équation (3.6) devient :

$$Y^* = \alpha^* + \gamma_1 X_1^* + \gamma_2 X_2^* \quad (3.7)$$

En utilisant la base de données expérimentale rapportée dans le Tableau (2.1), une analyse de régression linéaire est appliquée sur l'équation (3.7) estimée par la méthode des moindres carrés. Les résultats obtenus de cette analyse sont montrés dans le Tableau (3.1).

Tableau 3.1 : Résultats de l'analyse de régression pour la prédiction de la résistance ultime.

<i>Limite supérieure pour seuil de confiance</i> $R^2 = 86\%$		
<i>Paramètres</i>	<i>Coefficients</i>	<i>Erreur-type</i>
α^*	0.182	$1.17 \cdot 10^{-15}$
γ_1	1.25	$2.85 \cdot 10^{-16}$
γ_2	0.37	$3.15 \cdot 10^{-16}$

A partir de cette analyse, le modèle développé, pour prédire la résistance ultime des colonnes circulaires confinées avec du PRFA, est donné par l'expression suivante :

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 1.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{1.25} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)^{0.37} \quad (3.8)$$

La relation proposée est une fonction de puissance, avec différentes constantes calibrées avec précision. Ce modèle montre qu'en absence du confinement :

$$f_{cc} = f_{co}$$

La pression du confinement (f_l) exprimée par :

$$f_l = \frac{2 \cdot E_f \cdot \varepsilon_{h.rup} \cdot t_f}{D} = \frac{2 \cdot f_f \cdot t_f}{D} \quad (3.9)$$

Et la rigidité du confinement (K_l) exprimée par :

$$K_l = \frac{2E_f t_f}{D} \quad (3.10)$$

Il est à noter que (f_l) et (K_l) sont déjà mentionnés dans le chapitre précédent.

3.2.3 Performance du modèle de résistance proposé

La performance du nouveau modèle de résistance prédit est examinée, en utilisant la base de données sélectionnée dans le Tableau (2.1). La Figure (3.1) illustre bien cette performance. D'après cette figure, Il est clair la bonne répartition du nuage de points de données le long de la diagonale de 45°, où une concordance idéale entre les points de prédiction et les résultats expérimentaux. Cette figure montre aussi que cette prédiction offre un meilleur coefficient de détermination $R^2 = 0.86$ ainsi qu'une meilleure erreur quadratique moyenne $RMSE = 0.24$. D'ici, réside l'importance du modèle de résistance proposé pour les colonnes confinées par les polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA).

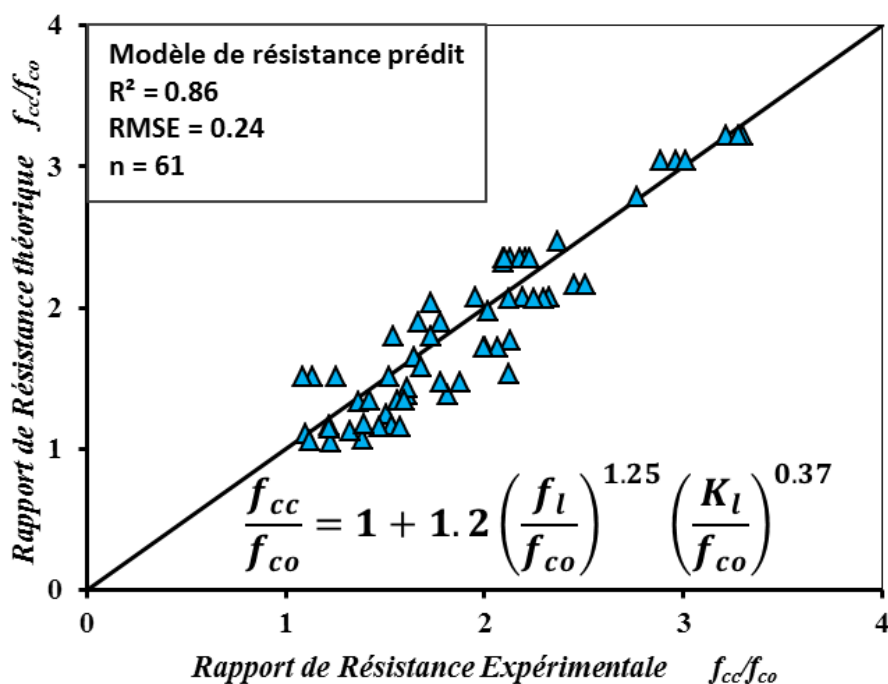


Figure 3.1: Performance du modèle de résistance proposé.

3.3 PRÉDICTION D'UN MODÈLE DE DÉFORMATION POUR LE CONFINEMENT PAR PRFA

3.3.1 Principe

De nombreuses études ont suggéré que la déformation axiale ultime (ε_{cc}) peut être corrélée avec la pression du confinement latéral (f_l) (*Sadeghian et Fam, 2015*). La forme du modèle pour le béton confiné en PRF [(*Wu et al., 2009*) et (*Bisby et al., 2005*)] est donnée par l'expression suivante :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + K_2 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (3.11)$$

Où : K_2 est un coefficient effectif.

De plus, d'autres modèles existants ont proposé un format modifié de l'équation ci-dessus [(*Wei et Wu, 2011*) et (*De Lorenzis et Tepfers, 2003*)], sous la forme suivante :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = c_2 + c_3 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^\beta \quad (3.12)$$

Où : c_2 et β sont des constantes calibrées à partir de la base de données. Par conséquent, la valeur de c_3 pourrait être constante ou dépend de divers paramètres.

3.3.2 Expression mathématique du modèle de déformation proposé

D'après l'étude statistique réalisée précédemment dans le chapitre précédent, on constate que les modèles attribuant les meilleures performances prennent en considération l'effet la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$), dans l'estimation de la déformation ultime (*Sadeghian et Fam, 2015*). Par conséquent, pour améliorer le rapport de déformation ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$), pour le confinement de colonnes courtes circulaires avec des enveloppes en PRFA, l'effet du taux de déformation de rupture du composite ($\varepsilon_{h,rupt}/\varepsilon_{co}$) et le taux du confinement (f_l/f_{co}) sont calibrés de la manière suivante :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = c_2 + c_3 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{\beta_1} \left(\frac{\varepsilon_{h,rupt}}{\varepsilon_{co}} \right)^{\beta_2} \quad (3.13)$$

En suivant la même procédure de transformation faite pour le développement du modèle de résistance ultime, l'équation (3.13) devient :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} - c_2 = c_3 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{\beta_1} \left(\frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right)^{\beta_2} \quad (3.14)$$

Mettant le logarithme des deux côtés de l'égalité, l'équation (3.14) est linéarisée, de la manière suivante :

$$\text{Ln} \left(\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} - c_2 \right) = \text{Ln} \left(c_3 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{\beta_1} \left(\frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right)^{\beta_2} \right) \quad (3.15)$$

Appliquant les règles du logarithme népérien, l'équation (3.15) devient :

$$\text{Ln} \left(\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} - c_2 \right) = \text{Ln}(c_3) + \beta_1 \cdot \text{Ln} \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right) + \beta_2 \cdot \text{Ln} \left(\frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right) \quad (3.16)$$

En notant : $G^* = \text{Ln} \left(\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} - c_2 \right)$

$$\delta^* = \text{Ln}(c_3)$$

$$V_1^* = \text{Ln} \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)$$

$$V_2^* = \text{Ln} \left(\frac{\varepsilon_{h,rup}}{\varepsilon_{co}} \right)$$

Donc, l'équation (3.16) devient :

$$G^* = \delta^* + \beta_1 V_1^* + \beta_2 V_2^* \quad (3.17)$$

En utilisant la base de données expérimentale collectée dans le Tableau (2.1), une analyse de régression linéaire est appliquée sur l'équation (3.17) estimée par la méthode des moindres carrés. Tout en variant la valeur de la constante c_2 , il s'est avéré que la meilleure performance de $R^2=0.98$ est obtenue en atteignant la valeur de $c_2=2.3$, donc à partir de cette valeur, les résultats obtenus des autres coefficients sont montrés dans le Tableau (3.2).

Tableau 3.2 : Résultats de l'analyse de régression pour la prédiction de la déformation ultime.

Limite supérieure pour seuil de confiance $R^2= 98\%$		
Paramètres	Coefficients	Erreur-type
δ^*	0.182	$3.73 \cdot 10^{-16}$
β_1	0.75	$1.72 \cdot 10^{-16}$
β_2	1.25	$1.63 \cdot 10^{-16}$

A partir de cette analyse, le modèle développé, pour prédire la déformation ultime des colonnes circulaires confinées par PRFA, est formulé de la manière suivante :

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2.3 + 1.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.75} \left(\frac{\varepsilon_{h.rup}}{\varepsilon_{co}} \right)^{1.25} \quad (3.18)$$

La relation proposée est une fonction de puissance, avec différentes constantes calibrées avec précision. Sachant que, la pression du confinement (f_l) est estimée par l'équation (3.9) et ($\varepsilon_{h.rup}$) est la déformation de rupture du composite en PRFA obtenue par les tests expérimentaux.

3.3.3 Performance du modèle de déformation proposé

La performance du nouveau modèle de déformation proposé est évaluée, en utilisant la même base de données du Tableau (2.1). La Figure (3.2) montre la performance de ce nouveau modèle de déformation. D'après cette figure, on constate une agréable dispersion du nuage de points de données le long de la diagonale de 45°, où un accord parfait entre les points de prédiction et les résultats expérimentaux. Cette figure marque que cette proposition détermine un meilleur indicateur de performance, ou le coefficient de détermination $R^2 = 0.98$ et l'erreur quadratique moyenne $RMSE = 0.85$. En conséquence, le modèle de déformation suggéré pour le confinement des colonnes par les polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA) peut être considéré comme le plus amélioré.

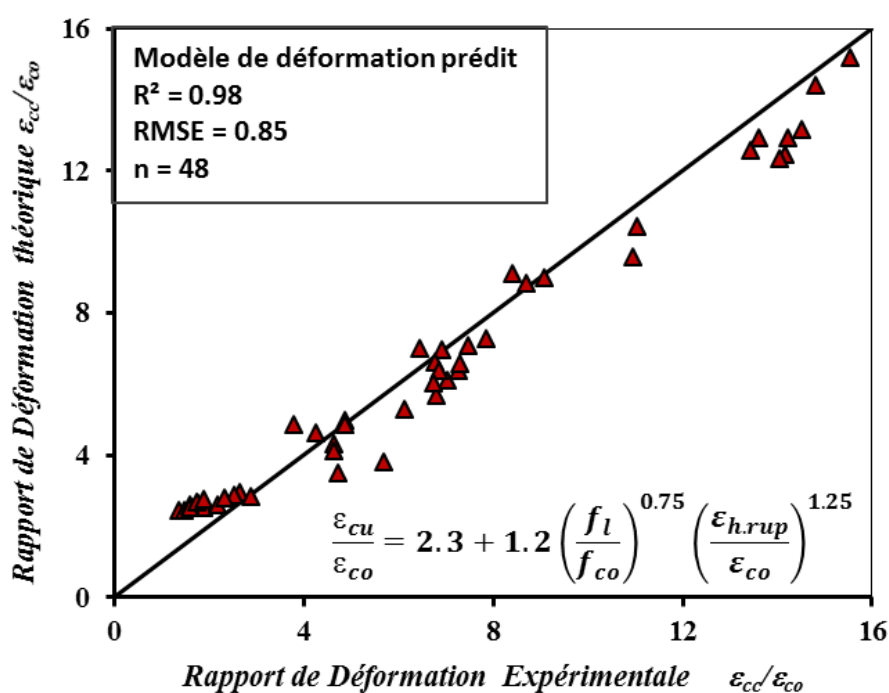


Figure 3.2: Performance du modèle de déformation proposé.

3.4 COMPARAISON DE LA PERFORMANCE DES MODÈLES PROPOSÉS ET EXISTANTS

3.4.1 Comparaison de la performance des modèles de résistance prédit et existants

Les Figures (3.3) et (3.4) illustrent une confrontation des indicateurs de performance pour le modèle de résistance proposé en (3.9) et les modèles de résistance existants discutés dans le chapitre 2.

La Figure (3.3) éclaire la comparaison des coefficients de détermination R^2 . D'après cette figure, on constate que le coefficient du modèle proposé dépasse bien ceux des modèles de [(*Bisby et al.*, 2005), (*Wei et Wu*, 2011), (*Pham et Hadi*, 2014), (*Wu et Zhou*, 2010), (*Wu et al.*, 2009) et (*Wang et Wu*, 2011)]. Le taux d'amélioration excède 6% de la performance des autres modèles proposés. Il est à noter que ces modèles existants considèrent uniquement l'effet du taux du confinement (f_i) ou les dimensions géométriques (t_f et D) pour la prédiction de la résistance ultime. Par ailleurs dans la même figure, la comparaison de R^2 avec les modèles de [(*Ozbakkaloglu et Lim*, 2013) et (*Lim et al.*, 2016)] montre une amélioration 16%. Ces deux modèles prennent en compte l'effet combiné de la rigidité du confinement (K_i) avec le taux du confinement (f_i). Alors que, la comparaison avec les modèles considérant l'effet combiné du taux du confinement (f_i) avec plusieurs d'autres paramètres complexes [(*Sadeghian et Fam*, 2015) et (*Rousakis et al.*, 2012)] donne une performance médiocre de 37% de moins du modèle de résistance proposée.

La Figure (3.4) expose un histogramme pour la comparaison des erreurs quadratique moyennes RMSE du modèle proposé en (3.8) et les autres modèles. D'après cet histogramme, bien que les indices RMSE de tous les modèles considérés restent inférieurs à 1 qui sont bons dans l'ensemble. Le modèle proposé indique un avantage par rapport aux autres, par exemple avec les modèles de [(*Wang et Wu*, 2011), (*Pham et Hadi*, 2014), (*Sadeghian et Fam*, 2015) et (*Rousakis et al.*, 2012)], l'écart d'amélioration de l'erreur quadratique moyenne reste supérieur à 79%.

D'ici, on peut conclure la pertinence du modèle de résistance proposé en équation (3.8) en termes du coefficient de détermination R^2 et de l'erreur quadratique moyenne RMSE.

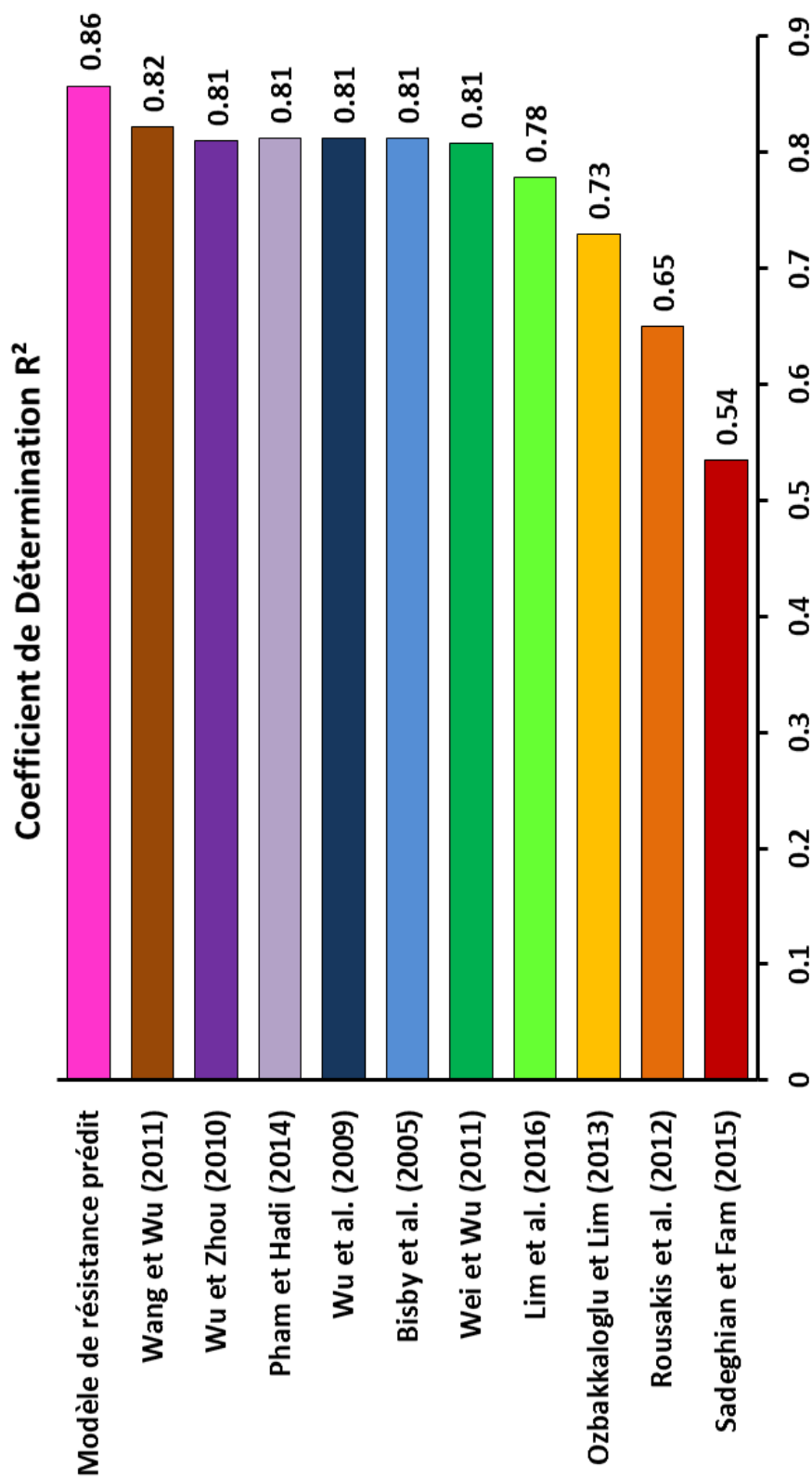


Figure 3.3 : Comparaison du coefficient de détermination R^2 du modèle de résistance prédit et les modèles empiriques existants.

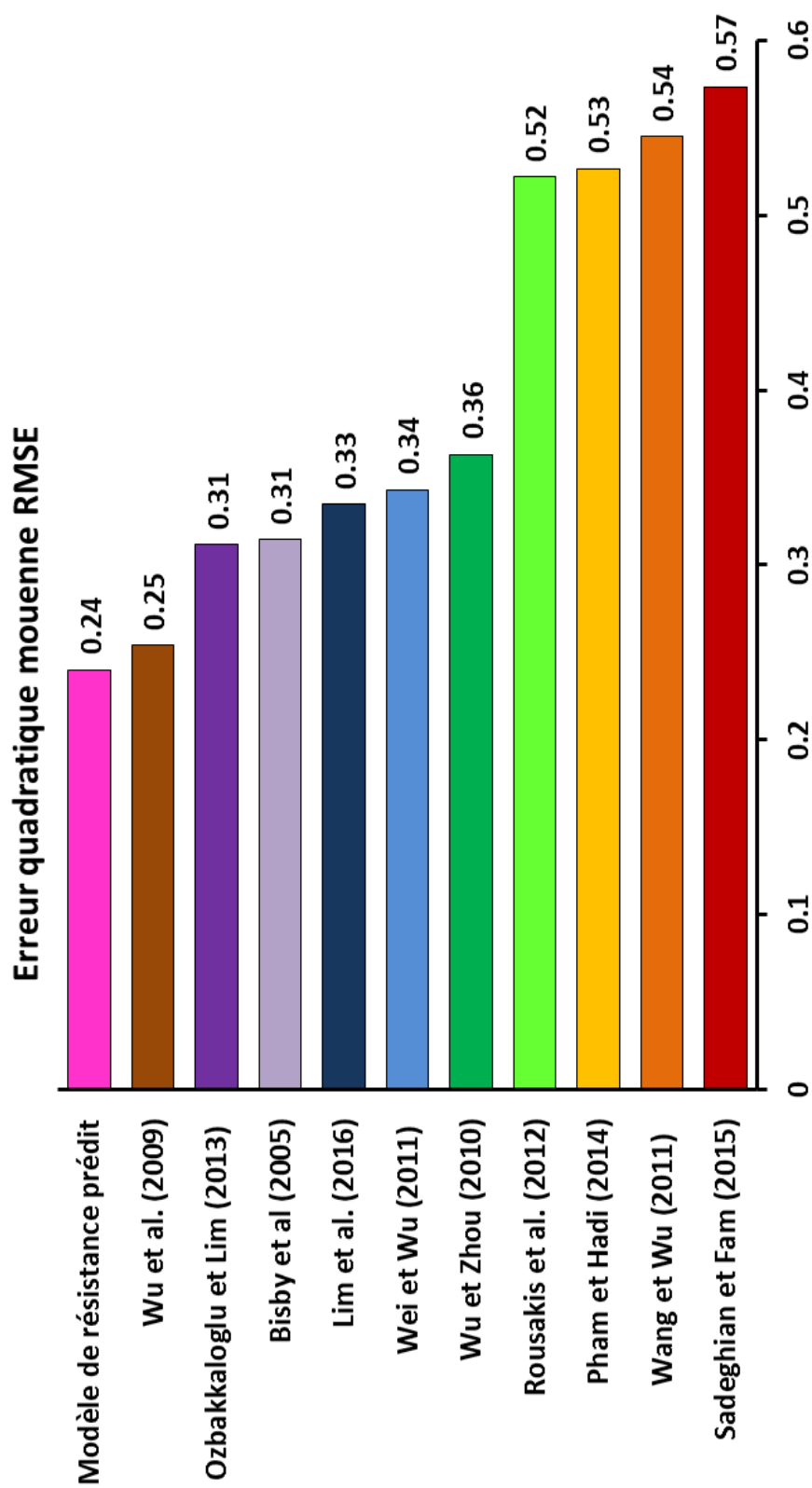


Figure 3.4 : Comparaison de l'erreur quadratique moyenne RMSE du modèle de résistance prédit et les modèles empiriques existants.

3.4.2 Comparaison de la performance des modèles de déformation prédit et existants

Les histogrammes des Figures (3.5) et (3.6) visualisent les différents indicateurs de performance du modèle de déformation prédit en (3.18) et existants qu'on a largement débattus dans le chapitre 2.

L'histogramme de la Figure (3.5) montre que le coefficient de détermination de notre modèle de déformation prédit pratiquement le meilleur, comparativement aux autres modèles, sauf le modèle de (*Sadeghian et Fam, 2015*) qui reste le plus proche. Par ailleurs, il dépasse de loin le coefficient de détermination des autres modèles, à savoir : (*Bisby et al., 2005*), (*Wu et al., 2009*), (*Ozbakkaloglu et Lim, 2013*), (*Lim et al., 2016*), (*De Lorenzis et Tepfers, 2003*) et (*Youssef et al., 2007*).

En outre, l'histogramme de la Figure (3.6), confirme ce constat et montre que le RMSE = 0.85 du modèle proposé pour la prédiction de la déformation reste la plus proche de la valeur zéro, ce qui offre une meilleure dispersion au voisinage de la diagonale de 45°. Tandis que, les valeurs de RMSE des autres modèles existants varient entre 1.21 pour *Sadeghian et Fam (2015)* et 4.19 pour le modèle de *Wu et al. (2009)*. Cet écart observé montre la bonne performance du modèle proposé.

En conséquence, la comparaison des indicateurs de performance confirme largement la meilleure pertinence du modèle de déformation proposé par rapport aux modèles existants.

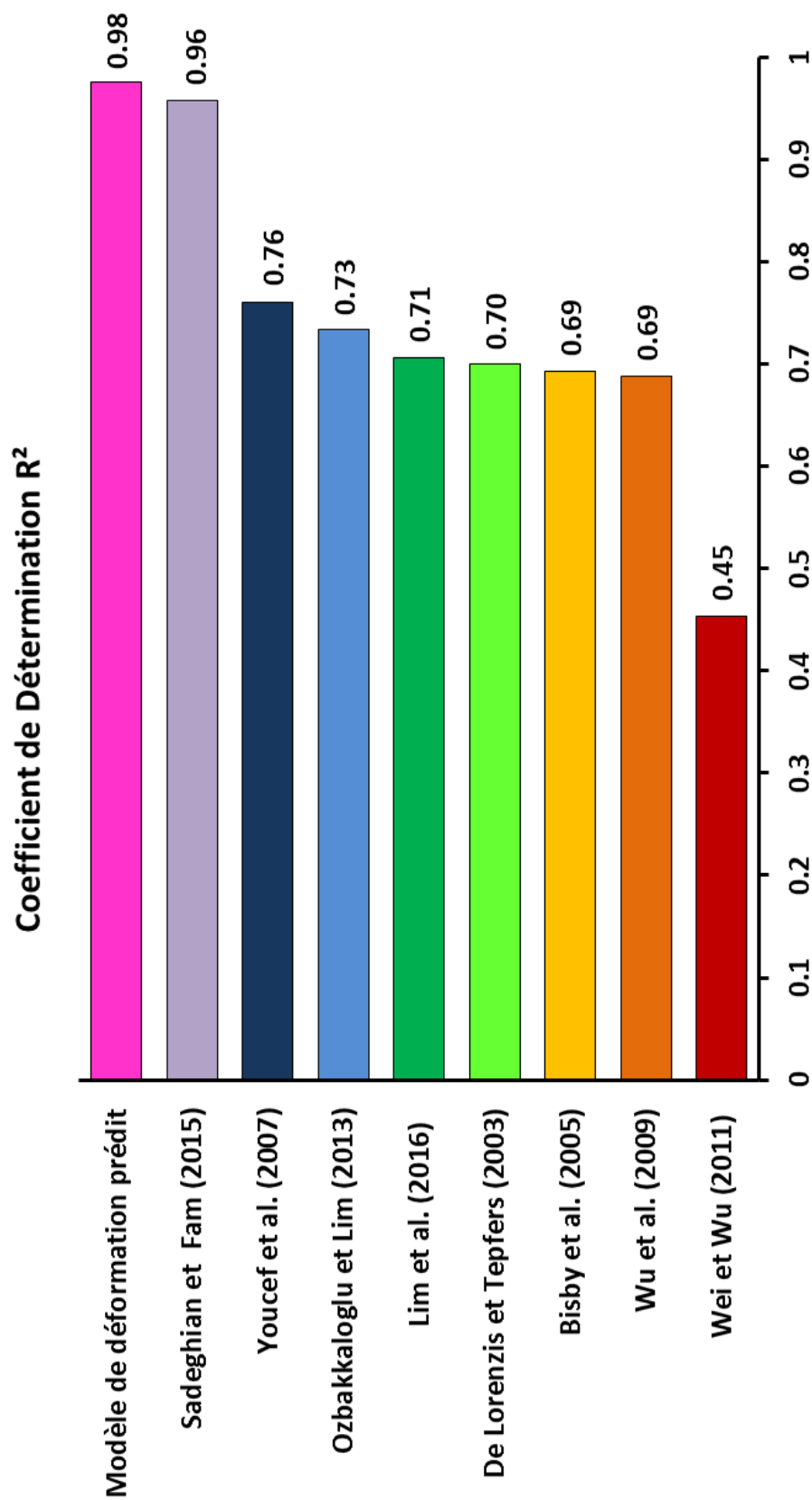


Figure 3.5 : Comparaison du coefficient de détermination R^2 du modèle de déformation prédit et les modèles empiriques existants.

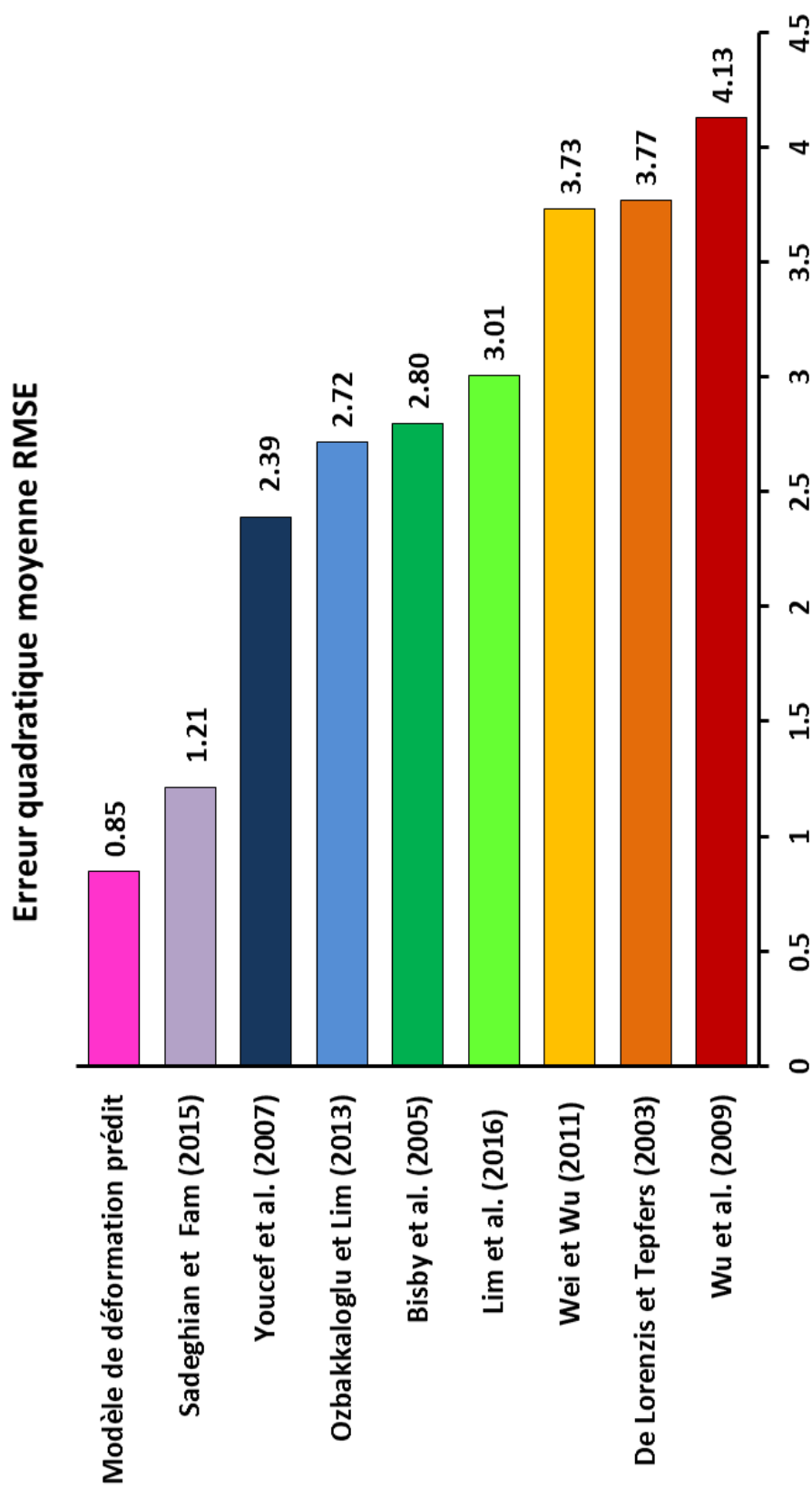


Figure 3.6 : Comparaison de l'erreur quadratique moyenne RMSE du modèle de déformation prédit et les modèles empiriques existants.

3.5 CONCLUSION

Dans ce chapitre, deux nouveaux modèles du confinement, qui prédisent les conditions ultimes de la résistance et la déformation des colonnes circulaires courtes confinées par enveloppement en polymères renforcés de fibres d'Aramide, ont été proposés. Le développement de ces modèles a été effectué en utilisant une analyse de régression linéaire évaluée par la méthode des moindres carrés.

La comparaison de la performance des modèles, du confinement, proposés avec celle des modèles existants, montre la pertinence des modèles proposés, pour le renforcement des colonnes circulaires courtes confinées en PRFA, comparativement aux modèles existants.

**CHAPITRE 4 : DÉVELOPPEMENT D'UNE LOI DU
COMPORTEMENT CONTRAINTE-DÉFORMATION
POUR LE BÉTON CONFINÉ EN POLYMÈRES
RENFORCÉS DE FIBRES D'ARAMIDE**

4.1 INTRODUCTION

L'objectif de ce chapitre est de développer une nouvelle loi du comportement contrainte-déformation, pour le confinement des colonnes circulaires courtes en polymères renforcés de fibres d'aramide. En premier lieu, des aspects de la courbe contrainte-déformation ont été décrits, ainsi que des lois de comportements existants pour le confinement en PRF ont été sélectionnés. En second lieu, une nouvelle loi destinée pour le confinement des colonnes en PRFA a été développée en calibrant les paramètres affectant le comportement de la courbe contrainte-déformation estimée par l'équation de Richard et Abbott (1975). Enfin, la validation de la loi prédite sera validée par la comparaison avec des courbes expérimentales existantes ainsi que celles de lois empiriques existantes.

4.2 ASPECTS GÉNÉRAUX SUR LES LOIS DU COMPORTEMENT POUR LES PRF

4.2.1 Etapes de la courbe contrainte-déformation

Selon la littérature [(Youssef et al., 2007), (Yu et al., 2015), (Karabinis et Rousakis, 2002), (Xiao et al., 2010), (Aire et al., 2010), (Pellegrino et Modena, 2010) et (Wu et Jiang, 2013)], le comportement général de la courbe contrainte-déformation (f_c - ε_c) des colonnes en béton confinées en polymères renforcés de fibres PRF est illustré sur la Figure (4.1). Cette courbe indique trois étapes constituant une loi du comportement. Ces étapes sont les suivantes :

Etape 1 : Durant cette étape, la partie initiale de la réponse contrainte-déformation du béton confiné suit la trajectoire du béton non confiné. Par conséquent, la pente de la courbe dans cette étape est considérée comme (E_f), le module d'élasticité du béton non confiné.

Etape 2 : Après avoir dépassé la résistance limite du béton non confiné, la courbe contrainte-déformation commence à s'affaiblir pour former une zone de transition, dans laquelle les fissures dans le béton commencent à s'étendre et le béton commence à s'appuyer contre l'enveloppe du composite tout en l'activant.

Etape 3 : L'enveloppe en PRF à ce stade est entièrement activée et la contrainte du confinement fournie par le composite continue d'augmenter proportionnellement à la charge ultime jusqu'à la rupture. Au cours de cette étape, la courbe présente un comportement linéaire jusqu'à la rupture du composite [(Harmon et Slattery,

1992), (Saafi et Toutanji, 1999) et (Samaan et al., 1998)]. Dans cette partie de la courbe, la pente considérée comme (E_2) est ascendante ou descendante, en fonction de la géométrie de la section transversale de la colonne et de la quantité du confinement de PRF fournie.

La courbe ascendante représenterait des situations où la pente de la courbe (E_2) dans la troisième zone est positive. Ce serait le cas des colonnes avec des taux du confinement modéré à élever qui dépendent également de la géométrie de la section transversale. Les colonnes circulaires, par exemple, avec un taux du confinement modéré ont généralement une courbe contrainte-déformation ascendante. Et la courbe descendante représente un faible confinement pour les sections transversales circulaires.

Les points essentiels le long de la courbe contrainte-déformation sont :

Le point A : C'est le point de départ avant l'application de la charge lorsque la force axiale et la déformation axiale sont nulles.

Le point B : Représente la fin de l'étape 2 où le composite est complètement activé sous l'effet des contraintes de traction dues à la dilatation du béton. Ce point sera représenté par ϵ_o et f_o comme coordonnées x et y , respectivement.

Le point C : Représente la condition ultime où le composite subit une force axiale ultime f_{cc} et une déformation axiale ultime ϵ_{cc} .

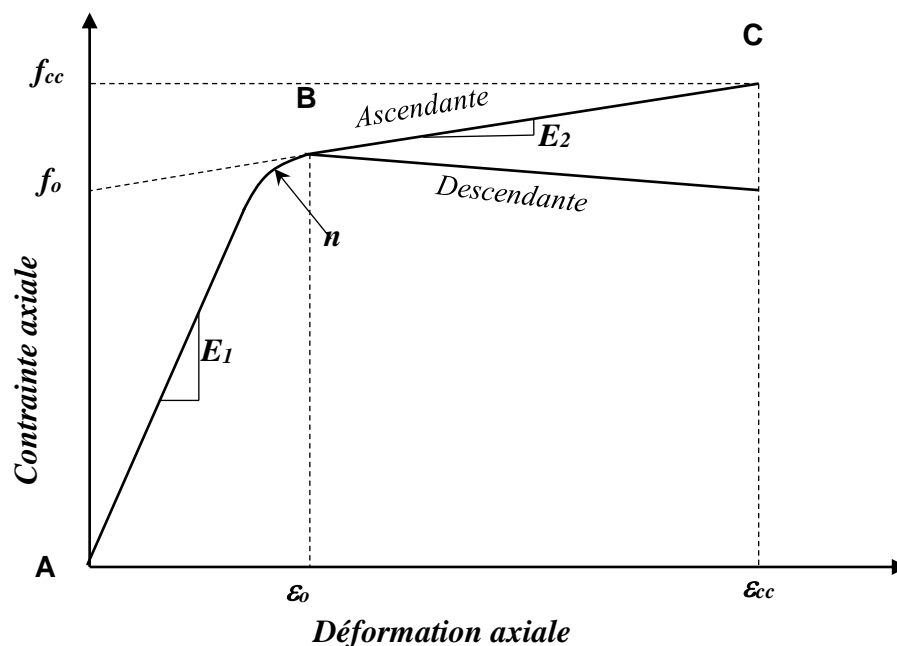


Figure 4.1 : Courbe contrainte-déformation pour le comportement du béton confiné en PRF.

4.2.2 Forme de l'équation de la loi du comportement

Actuellement, plus de 90 lois de contrainte-déformation ont été proposées pour les colonnes en béton confinées avec du PRF sous charge axiale [(Ozbakkaloglu et al., 2013) et (Ozbakkaloglu, 2013)]. En général, ces lois du comportement ont adopté différentes courbes bilinéaires. Le premier groupe de ces courbes bilinéaires contient deux parties représentées par deux droites [(Lam et Teng, 2003), (Wei et Wu, 2012), (Youssef et al., 2007), (Wu et Jiang, 2013), (Lam et Teng, 2003), (Teng et Lam, 2002), (Lam et Teng, 2002), (Hu et Wang, 2010) et (Hany et al., 2015)], dont lesquelles ces deux parties sont approximées en utilisant deux équations distinctes. Cette approche est simple mais pas réaliste [(Lam et Teng, 2003) et (Lam et Teng, 2009)]. Le deuxième groupe de loi du comportement est représenté par une seule équation [(Richard et Abbott, 1975), (Shao et al., 2006), (Wang et al., 2012) et (Cao et al., 2016)]. La majorité des lois existantes ont été développés à partir de la proposition de Richard et Abbott (1975).

4.3 LOIS DU COMPORTEMENT ÉXISTANTES POUR LE CONFINEMENT PAR PRF

4.3.1 Loi Richard et Abbott (1975)

Selon *Richard et Abbott* (1975), dans l'analyse des systèmes structurels non linéaires, la relation contrainte-déformation doit être représentée mathématiquement, dont la représentation la plus simple est une série de lignes droites. Afin d'obtenir une relation unique pour la modélisation de la courbe contrainte-déformation avec un comportement presque linéaire pour des déformations élevées, *Richard et Abbott* (1975) ont proposé de décrire la loi du comportement élasto-plastique exprimé par la formule suivante (*Colajanni et al., 2013*) :

$$f_c = \frac{(E_1 - E_2)\varepsilon_c}{\left[1 + \left(\frac{(E_1 - E_2)\varepsilon_c}{f_o}\right)^{n_t}\right]^{\frac{1}{n_t}}} + E_2\varepsilon_c \quad (4.1)$$

Avec :

E_1 : la pente de la première droite, définie par le module élastique du béton non confiné.

E_2 : la deuxième pente de la courbe contrainte-déformation bilinéaire ascendante.

f_o : la pression plastique de transition à l'intersection de la deuxième pente de la courbe contrainte-déformation avec l'axe des contraintes.

n_t : Paramètre de forme de la courbe contrainte-déformation qui contrôle principalement la courbure dans la zone de transition.

Il est à noter que l'équation (4.1) est très générale. Elle a été utilisée pour générer des courbes contrainte-déformation du béton de résistance normale, élevée et modérée [(Almusallam et Alsayed, 1995) et (Samaan et al., 1998)].

4.3.2 Loi de Samaan et al. (1998)

Samaan et al. (1998) ont adopté la même loi contrainte-déformation développée par Richard et Abbott (1975) (équation (4.1)). Cette loi permet de prédire le comportement des colonnes circulaires confinées par pultrusions de FRP, avec l'amélioration des quatre paramètres (E_1 , E_2 , f_o et n_t) comme suit :

Pour évaluer la première pente (E_1), le module sécant proposé par Ahmad et shah (1982) a été adoptée car l'équation de l'ACI s'est avérée surestimer le module élastique, exprimé par la formule suivante :

$$E_1 = 3950\sqrt{f_{co}} \quad (4.2)$$

La seconde pente (E_2) est fonction de la rigidité du tube du confinement et, dans une moindre mesure, de la résistance du noyau de béton non confinée. D'autre part, lorsque le noyau de béton se rapproche de sa résistance non confinée, les microfissures se développent au point que le coefficient de Poisson ne peut plus décrire la relation entre les déformations latérales et axiales, et que le composite devient le seul dispositif de résistance contre une rupture. À cet effet, la pente (E_2) est estimée comme suit :

$$E_2 = 245.61f_{co}^{0.2} + 1.3456\frac{E_f t_f}{D} \quad (4.3)$$

La pression plastique de transition (f_o) est fonction de la résistance du béton non confiné (f_{co}) et de la pression du confinement fournie par le tube (f_i) et a été estimée comme suit :

$$f_o = 0.872f_{co} + 0.371f_l + 6.258 \quad (4.4)$$

Samaan et al. (1998) considère que la loi n'est pas très sensible au paramètre de forme de courbe (n_t), et qu'une valeur constante a été utilisée égale à :

$$n_t = 1.5$$

En suivant l'hypothèse de *Saatcioglu et Razvi* (1992) suggérant que le coefficient de pondération de la pression du confinement est inversement proportionnel au coefficient de poisson, la résistance du béton confiné (f_{cc}) peut être liée à la pression du confinement (f_l) par :

$$f_{cc} = f_{co} + 6f_l^{0.7} \quad (4.5)$$

La déformation ultime (ε_{cc}), le point auquel la réponse est terminée, est déterminée à partir de la géométrie de la courbe bilinéaire comme suit:

$$\varepsilon_{cc} = \frac{f_{cc} - f_o}{E_2} \quad (4.6)$$

4.3.3 Loi de Wu et al. (2009)

Wu et al. (2009) ont proposé une loi améliorée de *Samaan et al.* (1998) pour le confinement des colonnes circulaires confinées par les feuilles d'aramide. La même formule, de prédiction de la courbe contrainte-déformation proposée, par *Richard et Abbott* (1975) (équation (4.1)) a été utilisé. Dont ils ont gardé la même expression de la pression plastique de transition (f_o) calculée par l'équation (4.4). Par ailleurs, le paramètre de forme de la courbe contrainte-déformation (n) a été amélioré en prenant la valeur de 2,5, ainsi que, les deux paramètres (E_1 , E_2) ont été reformulés, comme suit :

$$E_1 = 3320\sqrt{f_{co}} + 6900 \text{ (ACI 363 - 84)} \quad (4.7)$$

$$E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc}} \quad (4.8)$$

Pour les colonnes circulaires courtes confinées en polymères renforcés de fibres d'aramide par la technique de bandage, les conditions aux limites (f_{cc} , ε_{cc}) ont été développées en utilisant une analyse de régression linéaire, estimées respectivement par les équations (4.9) et (4.10).

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.2 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (4.9)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 9.5 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (4.10)$$

4.3.4 Loi de Wei et Wu (2011)

La loi contrainte-déformation de *Wei et Wu* (2011) est donnée par l'équation (4.11). Elle a été prédit sur la base d'une base de données large, impliquant des colonnes courtes circulaires, carrées et rectangulaires avec des enveloppes en polymères renforcés de fibres d'aramide. Il a été spécialement développé avec deux parties, avec les deux caractéristiques suivantes :

$$\begin{cases} f_c = E_1 \varepsilon_c + \frac{f_o - E_1 \varepsilon_o}{\varepsilon_o^2} \varepsilon_c^2 & 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_o \\ f_c = f_o + E_2 (\varepsilon_c - \varepsilon_o) & \varepsilon_o \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc} \end{cases} \quad (4.11)$$

Cette loi a ajouté un nouveau paramètre (ε_o) aux paramètres (E_1 , E_2 , f_o) utilisés dans les lois ci-dessus [(*Samaan et al.*, 1998), (*Wu et al.*, 2009) et [(*Wei et Wu*, 2011)], avec la pente de la première droite (E_1) est définie par le module élastique du béton non confiné par l'expression de (ACI 363-84) (équation (4.7)).

La déformation de transition (ε_o) est calculée à partir de la condition que la pente au point de transition est la même pour les deux parties. Elle est donnée par l'équation suivante :

$$\varepsilon_o = \frac{(f_o + f_{cc} + E_1 \varepsilon_{cc}) - \sqrt{(f_o + f_{cc} + E_1 \varepsilon_{cc})^2 - 8f_o E_1 \varepsilon_{cc}}}{2E_1} \quad (4.12)$$

Et, (E_2) est la pente de la seconde partie, donnée par :

$$E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc} - \varepsilon_o} \quad (4.13)$$

En ajustant au mieux l'équation (4.11) à une courbe contrainte-déformation expérimentale, la pression plastique de transition (f_o), est exprimée par l'équation suivante :

$$f_o = f_{co} + 0.43f_l \quad (4.14)$$

Pour les colonnes circulaires courtes confinées en polymères renforcés de fibres par la technique d'enveloppement, les conditions aux limites (f_{cc} , ε_{cc}) ont été estimées par les équations (4.15) et (4.16).

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 0.5 + 2.7 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.73} \quad (4.15)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 12 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.75} \left(\frac{f_{C30}}{f_{co}} \right)^{0.62} \quad (4.16)$$

Avec (f_{C30}) est la résistance du béton non confiné avec la classe C30. Et dans lequel, la valeur de (ε_{co}) est calculée à l'aide de l'équation suivante proposée par *Popovics* (1973) :

$$\varepsilon_{co} = 0.000937^4 \sqrt{f_{co}} \quad (4.17)$$

4.3.5 Loi de Cao et al. (2016)

La loi de *CAO et al.* (2016) est exprimée par l'équation (4.18). La formule est une expression continue monotone avec quatre paramètres (E_1 , E_2 , f_o et n) proposé par *Zhou et Wu* (2012) est utilisé. Par simplification, une valeur moyenne du paramètre de forme de la courbe contrainte-déformation est utilisée ($n = 0.76$).

$$f_c = \left[\left(1 - 0.24 e^{-\frac{\varepsilon_c E_1}{0.76 f_o}} \right) f_o + E_2 \varepsilon_c \right] \left(1 - e^{-\frac{\varepsilon_c E_1}{0.76 f_o}} \right) \quad (4.18)$$

CAO *et al.* (2016) considèrent que (f_o) est la valeur limite du domaine élastique de la relation contrainte-déformation (Wu *et al.*, 2014). Selon Lam *et Teng* (2003), la valeur de (f_o) peut être considérée par :

$$f_o = f_{co} \quad (4.19)$$

Selon Popovics (1973), le module tangentiel initial (E_1) se révèle supérieur au module d'élasticité du béton non confiné (Wu *et Jiang*, 2013). Par régression linéaire, la relation de (E_1) est donnée par :

$$E_1 = 5573\sqrt{f_{co}} \quad (4.20)$$

La pente (E_2) de la deuxième ligne du béton fortement confiné par le PRF utilise l'équation suivante :

$$E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc}} \quad (4.21)$$

Pour les colonnes circulaires courtes confinées en polymères renforcés de fibres d'aramide par la technique d'enveloppement, les conditions aux limites (f_{cc} , ε_{cc}) ont été développées en utilisant une analyse de régression linéaire, estimées respectivement par les équations (4.22) et (4.23).

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 8.34 \left(\frac{K_l}{E_c}\right)^{1.03} \left(\frac{f_{c30}}{f_{co}}\right)^{0.54} \left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{co}}\right)^{0.82} \quad (4.22)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1.75 + 9.45 \left(\frac{K_l}{E_c}\right)^{0.68} \left(\frac{f_{c30}}{f_{co}}\right)^{0.79} \left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{co}}\right)^{1.14} \quad (4.23)$$

Avec K_l est la rigidité du confinement exprimée par :

$$K_l = \frac{2E_f t_f}{D} \quad (4.24)$$

E_c est le module élastique du béton non confiné calculé par :

$$E_c = 4730^2\sqrt{f_{co}} \quad (4.25)$$

4.4 DÉVELOPPEMENT D'UNE NOUVELLE LOI DU COMPORTEMENT

4.4.1 Forme générale de la nouvelle courbe (f_c - ε_c)

Le développement de la nouvelle loi contrainte - déformation est basé sur la modification des paramètres définissant le comportement bilinéaire des colonnes confinées par des enveloppes de polymères renforcés de fibres d'aramide, tout en conservant l'équation (4.1) de *Richard et Abbott* (1975). Pour rappel, cette loi est exprimée par la formule suivante :

$$f_c = \frac{(E_1 - E_2)\varepsilon_c}{\left[1 + \left(\frac{(E_1 - E_2)\varepsilon_c}{f_o}\right)^{n_t}\right]^{\frac{1}{n_t}}} + E_2\varepsilon_c$$

4.4.2 Hypothèses de développement

Les hypothèses de base de cette nouvelle loi sont fondées sur les différentes observations évoquées précédemment comme suit :

- La courbe contrainte -déformation possède une réponse bilinéaire ascendante du béton confiné en PRFA, comme indiqué dans la Figure (4.1).
- La pente de la première droite (E_1) est la même que celle du béton non confiné.
- La pente de la deuxième droite (E_2) est affectée par le degré de présence des enveloppes en PRFA.
- La ligne de la première partie rencontre la seconde partie linéaire légèrement dans la zone de transition (n_t).
- La deuxième pente intercepte l'axe des forces avec la force de référence plastique (f_o).
- L'extrémité de deuxième partie est atteinte au point de la coordonnée de la résistance ultime et la déformation correspondante.

4.4.3 Expression de la nouvelle loi contrainte-déformation

La loi de contrainte-déformation monotone de *Wu et al.* (2009) applicable aux sections circulaires des colonnes courtes confinées par des polymères renforcés en fibres d'aramide est utilisé ici pour la nouvelle proposition. Cette loi consiste en une courbe bilinéaire composée en deux parties de lignes droites intersectées par une zone de transition. Les hypothèses discutées précédemment pour la proposition de la nouvelle loi sont conformes aux

observations de tests du béton confiné au PRF avec une augmentation monotone de la relation contrainte-déformation. Ainsi, les paramètres affectants ont été calibrés par analyse de régression en utilisant la base de données sélectionnée pour les colonnes circulaires courtes en béton confiné de polymères renforcés en fibres d'aramide (Tableau (2.1)).

4.4.3.1 Première pente (E_1)

Le module de rigidité tangentielle initiale de la courbe est le même module élastique du béton non confiné estimé par l'ACI 363-84, déterminé par l'équation précédente (4.7).

4.4.3.2 Paramètre de transition n_t

En considérant que la loi n'est pas très sensible au paramètre de forme (n_t), qui contrôle principalement la courbure dans la zone de transition de la courbe contrainte-déformation. Après un calibrage approximatif, une valeur constante a été choisie conforme à notre modèle, fixée égale à :

$$n_t = 2.25$$

4.4.3.3 Pression plastique de transition f_o

La pression plastique de transition (f_o) est l'intersection de la deuxième pente de la courbe contrainte-déformation avec l'axe des contraintes (f_{cc}). En utilisant d'autres données expérimentales que celles adoptées par *Wu et al.* (2009), l'équation (4.4) a été réécrite de nouveau en fonction de la rigidité du confinement K_l , les deux pentes de la courbe (E_1, E_2), les propriétés du béton non confiné (f_{co}, ε_{co}) ainsi que la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$). Après plusieurs essais d'étalonnage, une nouvelle proposition f_o est proposée comme suit :

$$f_o = 0.872f_{co} + 0.371f_l + 0.75 \frac{K_l}{f_{co}} (E_1 - E_2)^{-0.05 \frac{\varepsilon_{co}}{\varepsilon_{h,rupt}}} \quad (4.26)$$

4.4.3.4 Deuxième pente (E_2)

La deuxième pente de la courbe ascendante a été calibrée, en modifiant celle adoptée par *Wu et al.* (2009) (équation (4.8)), car cette formule surestime largement la pente (E_2). Elle est estimée par l'expression suivante :

$$E_2 = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\varepsilon_{cc}} - 1.725K_l \quad (4.27)$$

4.4.3.5 Coordonnées de la condition limite de la courbe

La condition limite défini par le point ultime de rupture du composite de la courbe contrainte-déformation, qui est représentée par les coordonnées (f_{cc} , ε_{cc}) définissant la résistance axiale maximale et la déformation axiale maximale, respectivement, du béton confiné en polymères renforcés de fibres d'aramide. Ces deux limites sont estimées par les mêmes équations (3.8) et (3.18), prédites dans le chapitre précédent.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 1.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{1.25} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)^{0.37} \quad (3.8)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2.3 + 1.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.75} \left(\frac{\varepsilon_{h.rup}}{\varepsilon_{co}} \right)^{1.25} \quad (3.18)$$

Les paramètres calibrés ont pu permettre de bien estimer l'allure de la courbe contrainte-déformation, ceci pour les spécimens avec différentes valeurs de la résistance à la compression du béton non confiné ainsi que pour différents degrés de présence des enveloppes en polymères renforcés en fibres d'aramide.

4.5 VALIDATION DU NOUVEAU MODÈLE DU COMPORTEMENT

Dans cette partie, on présente la validation de la loi du comportement contrainte-déformation proposé ci-dessus. Cette validation est assurée en comparant son comportement avec des courbes expérimentales ainsi qu'à d'autres lois empiriques existantes. A cet effet, cette loi sera confrontée les avec les résultats expérimentaux des spécimens testés par *Lim et Ozbakkaloglu* (2014), *Ozbakkaloglu et Akin* (2012) et ceux de *Wang et Wu* (2011) ainsi que d'autres lois du comportement [*(Samaan et al., 1998)*, *(Wei et Wu, 2011)*, *(Wu et al., 2009)* et *(Cao et al., 2016)*].

4.5.1 Comparaison avec les courbes expérimentales de Lim et Ozbakkaloglu (2014)

12 spécimens de forme circulaire en béton confiné par l'enveloppe de polymères renforcés de fibres d'aramide ont été fabriqués et testés sous compression axiale monotone. Tous les spécimens avaient un diamètre de 152,5 mm et une hauteur de 305 mm. Les teneurs en béton non confiné (f_{co}) des spécimens au cours de cette phase ont varié en fonction de la teneur en fumées de silice et des rapports (E/C). Les échantillons ont été étiquetés comme suit : les lettres B, SF, WC, A et W ont été utilisées pour représenter les paramètres d'essai, à savoir le lot du béton, le pourcentage de la fumée de silice, le rapport (E/C), type du PRF (Aramide), suivi du nombre de couches et de la technique du confinement (enveloppement), respectivement.

Les Figures (4.2) jusqu'au (4.13) exposent une confrontation de la variation de la loi du comportement proposée en ligne rouge avec les courbes obtenues à partir des essais expérimentaux existants de *Lim et Ozbakkaloglu* (2014), ainsi que ceux des lois empiriques préalables de *Samaan et al.* (1998), *Wei et Wu* (2011), *Wu et al.* (2009) et *Cao et al.* (2016).

Avec une résistance $f_{co} = 85.7$ MPa, La Figure 4.2 montre que la première branche de toutes les courbes coïncide et reste au-dessous de la courbe expérimentale, sauf la courbe de *Samaan et al.* (1998) qui loin au-dessous de l'ensemble des autres courbes. Par ailleurs pour la deuxième branche, bien que toutes les courbes se divergent, la courbe proposée en rouge et de *CAO et al.* (2016) forme une enveloppe pour la courbe expérimentale du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-1) de *Lim et Ozbakkaloglu* (2014). Dans la Figure (4.3), le même constat est observé pour la première branche. Par ailleurs pour la deuxième branche, quoique la courbe proposée en rouge garde la même position que celle dans la Figure (4.2), la courbe expérimentale du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-2) de *Lim et Ozbakkaloglu* (2014)

augmente et coïncide avec la courbe de *CAO et al.* (2016). Pour la Figure (4.4) avec la courbe expérimentale du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-3) de *Lim et Ozbakkaloglu* (2014), le même constat est observé pour les deux branches et toutes les courbes de la Figure (4.2).

Lorsque la résistance augmente $f_{co} = 112.4$ MPa, la Figure (4.5) indique que la première branche de toutes les courbes coïncide avec la courbe expérimentale du spécimen (B2A-SF8-WC27-A6W-1) de *Lim et Ozbakkaloglu* (2014), même la courbe de *Samaan et al.* (1998) devient proche à toutes les autres courbes. Pour la deuxième branche, bien que toutes les courbes se désorientent, la courbe proposée en rouge devient la plus proche de la courbe expérimentale. Cette observation se confirme largement dans les Figures (4.6) et (4.7), et montre une nette superposition de la courbe du modèle proposé en rouge et la courbe expérimentale du spécimen (B2A-SF8-WC27-A6W-2). Ceci prouve la bonne allure du modèle proposé comparativement aux autres modèles, pour ce type de résistance $f_{co} = 112.4$ MPa. La même remarque peut être illustrée lorsque f_{co} augmente à 120.9 MPa dans les figures (4.8) et (4.9). Ces commentaires prouvent que l'allure de la courbe de la loi du comportement proposée peut être considérée comme la meilleure comparativement aux propositions empiriques.

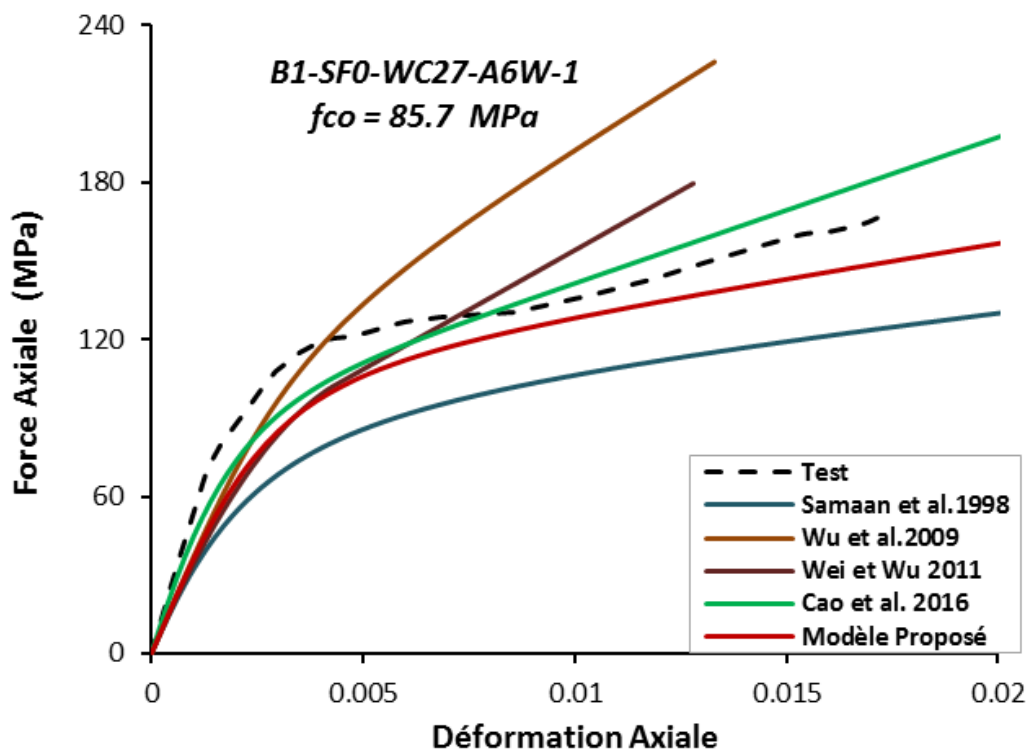


Figure 4.2 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de *Lim et Ozbakkaloglu* (2014) du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-1).

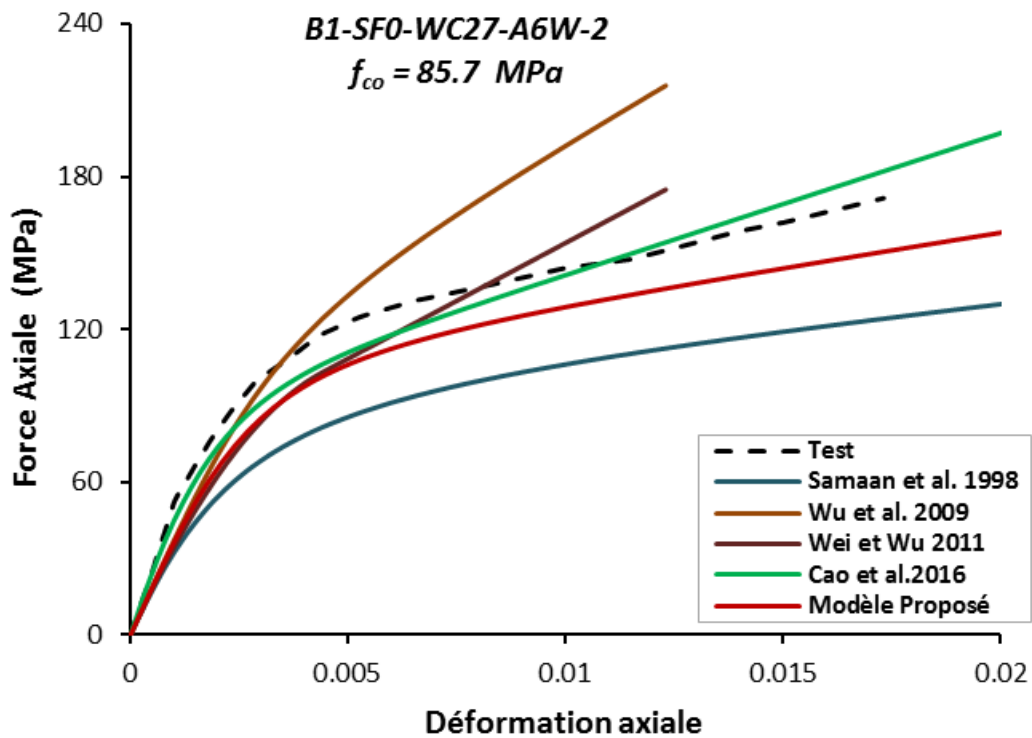


Figure 4.3 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-2).

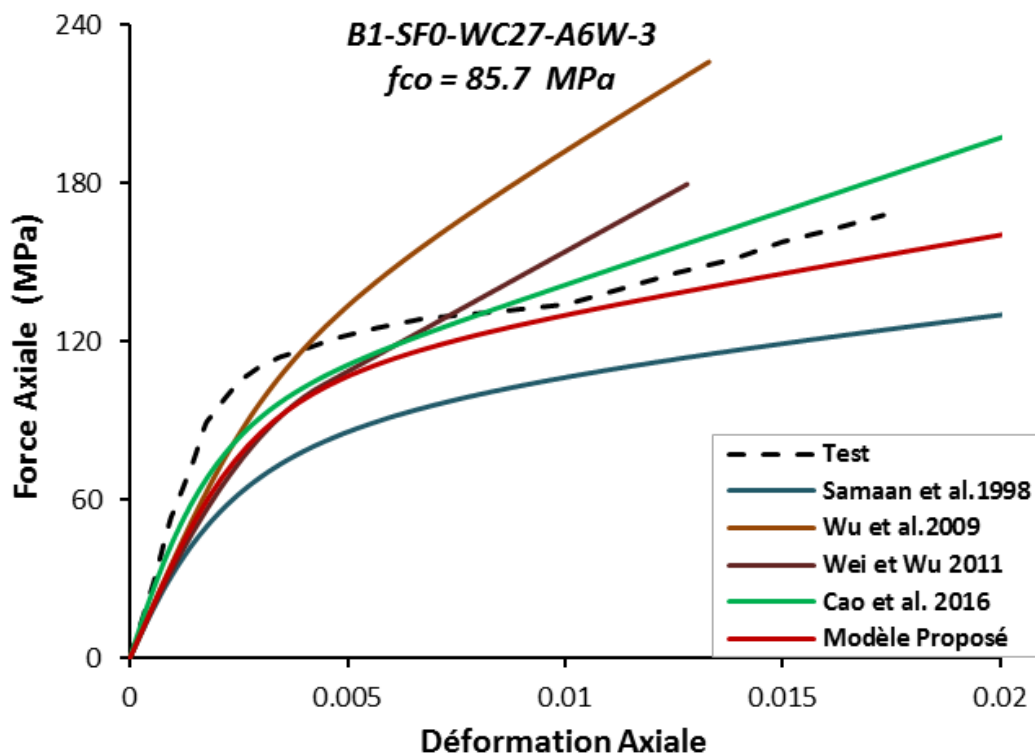


Figure 4.4 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B1-SF0-WC27-A6W-3).

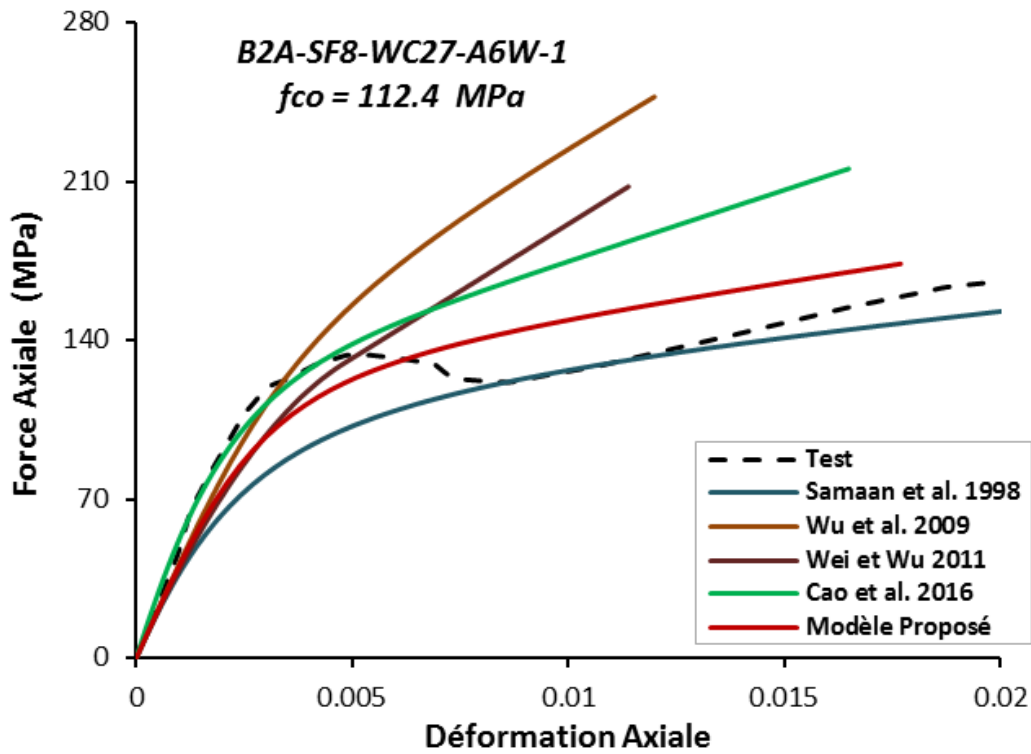


Figure 4.5 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2A-SF8-WC27-A6W-1).

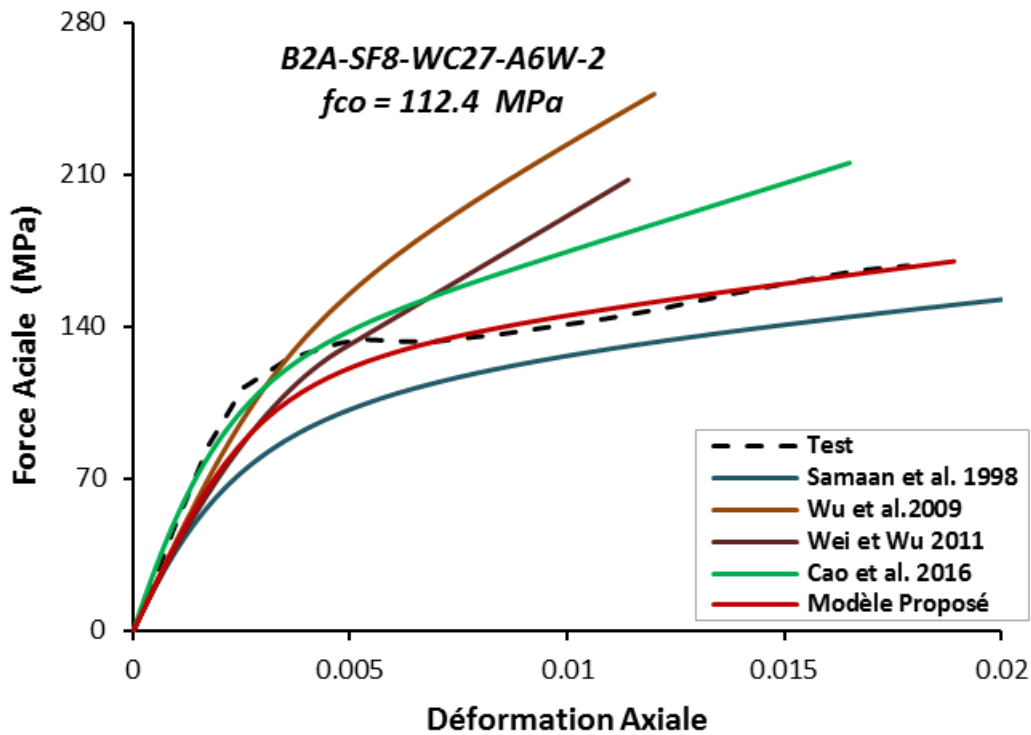


Figure 4.6 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2A-SF8-WC27-A6W-2).

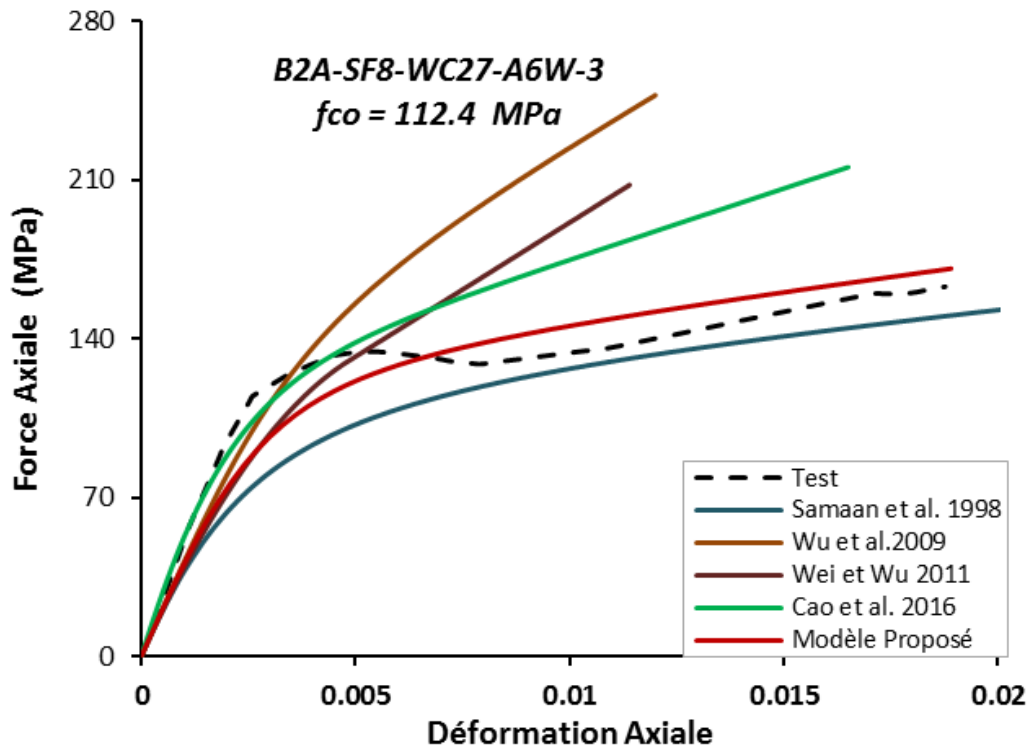


Figure 4.7 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2A-SF8-WC27-A6W-3).

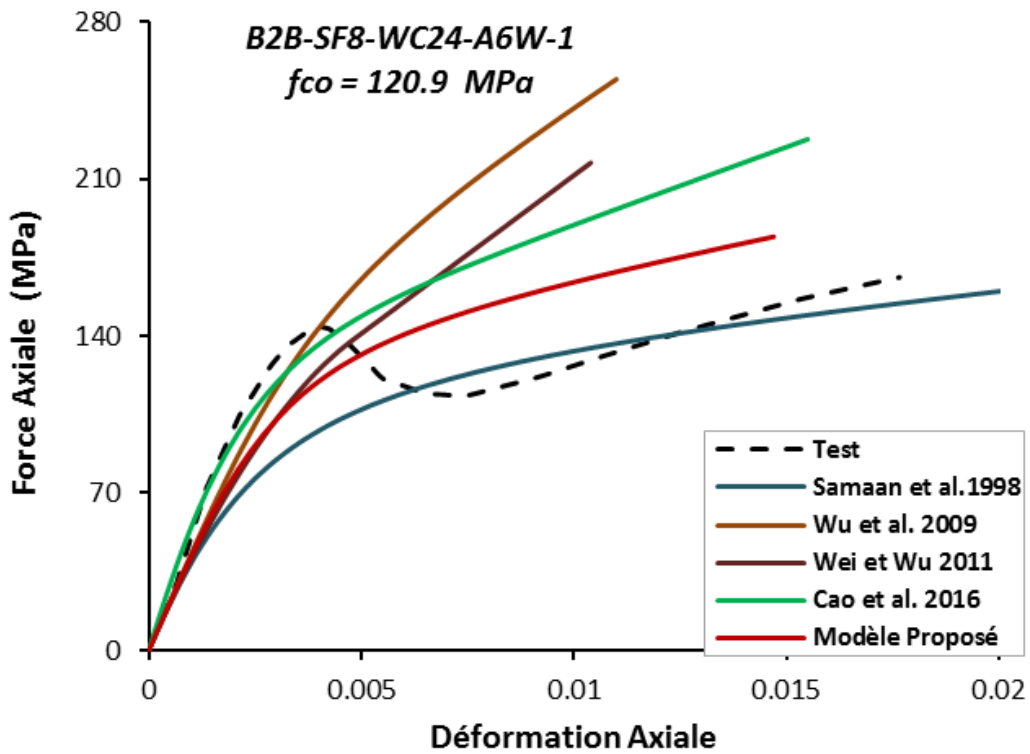


Figure 4.8 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2B-SF8-WC24-A6W-1).

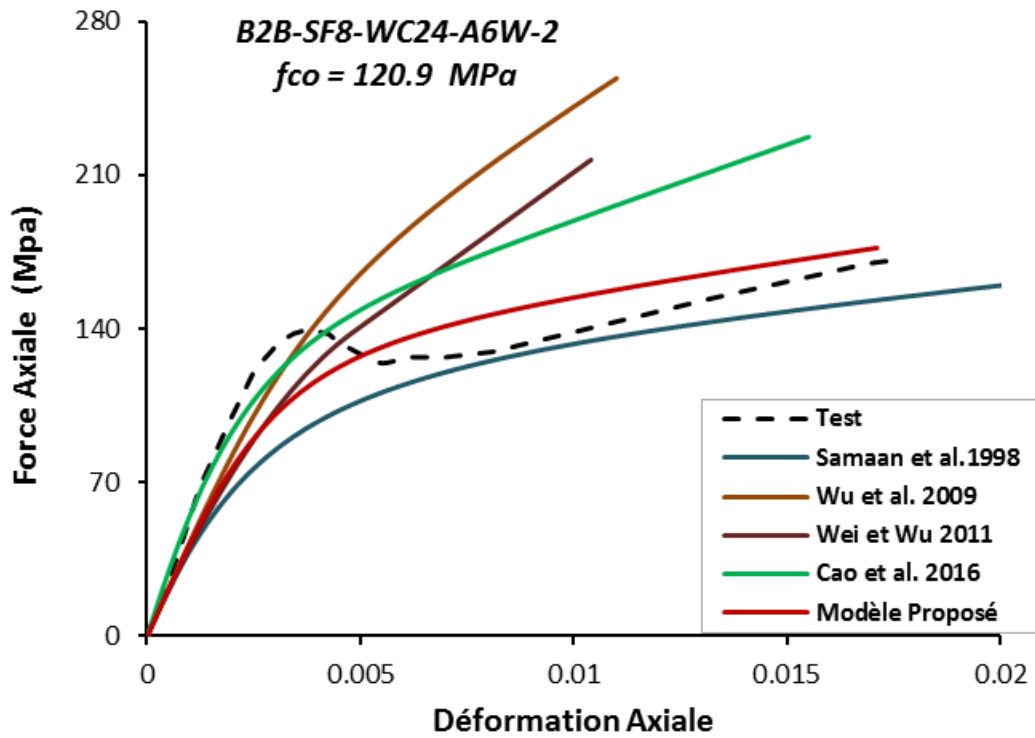


Figure 4.9 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2B-SF8-WC24-A6W-2).

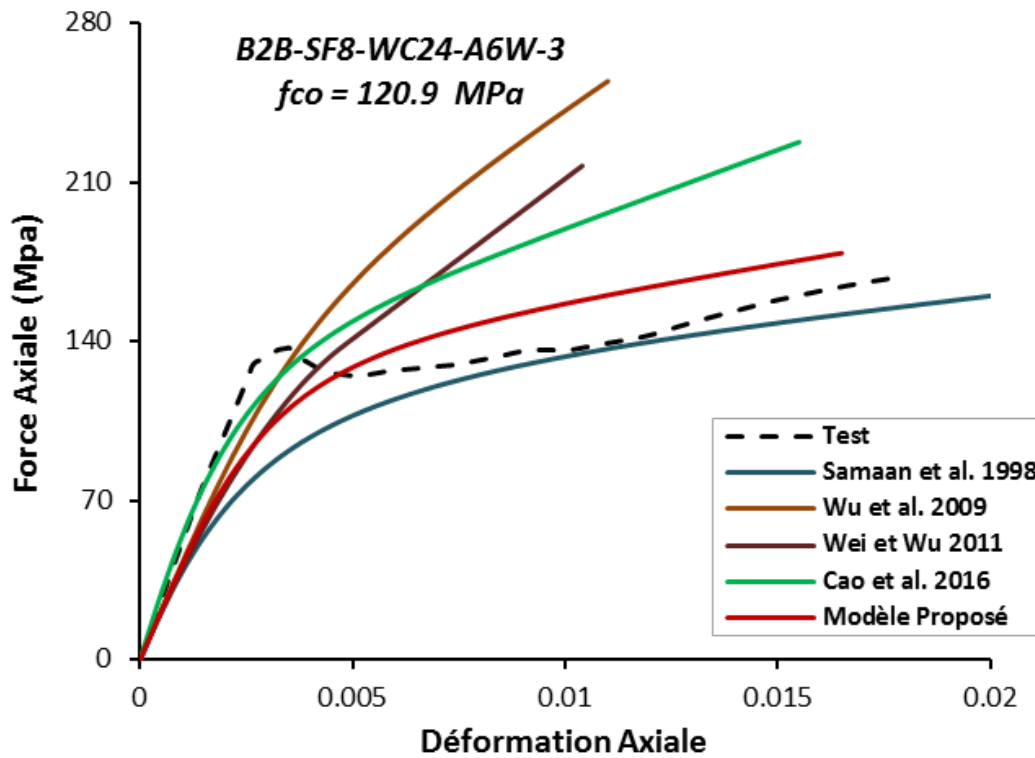


Figure 4.10 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B2B-SF8-WC24-A6W-3).

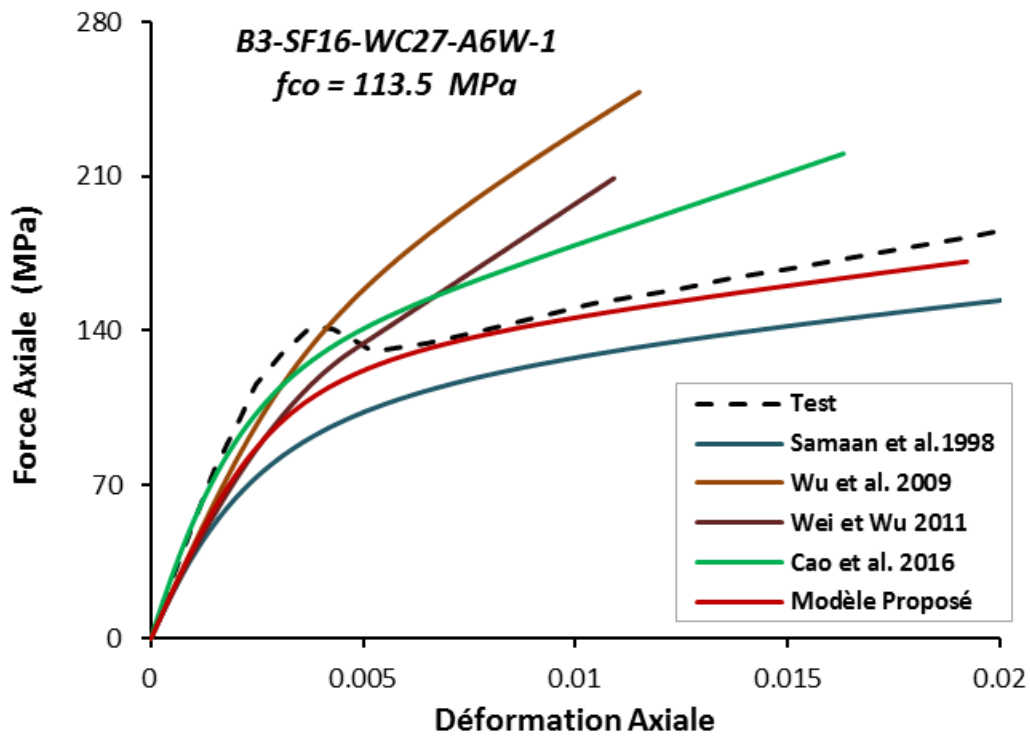


Figure 4.11 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B3-SF16-WC27-A6W-1).

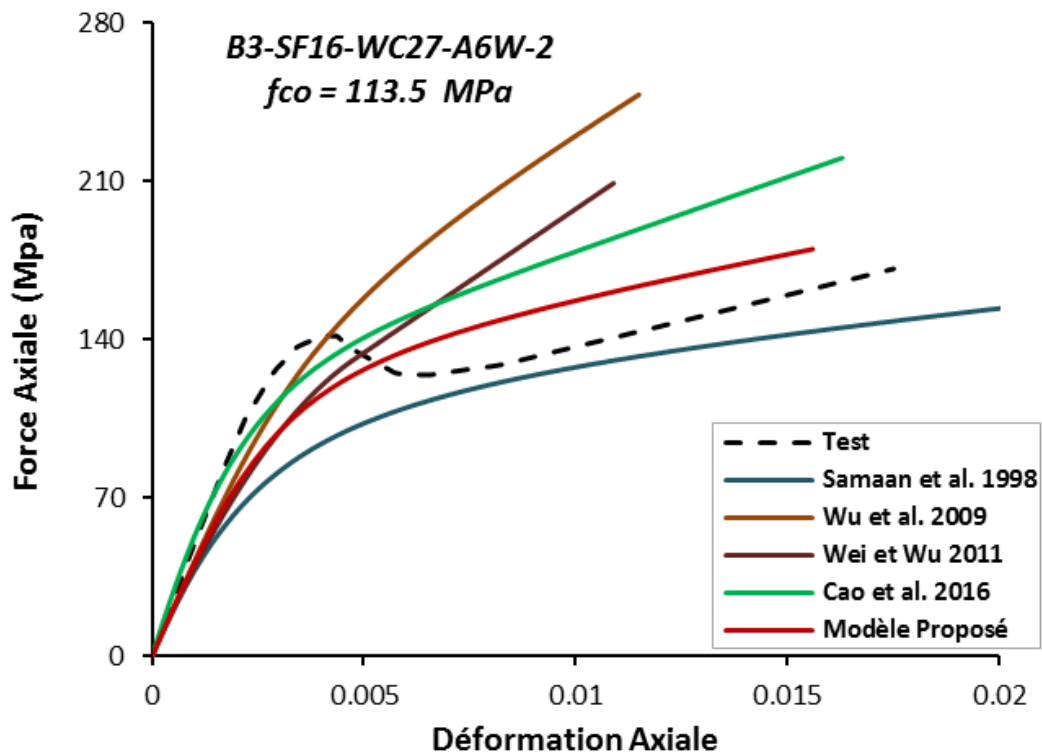


Figure 4.12 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B3-SF16-WC27-A6W-2).

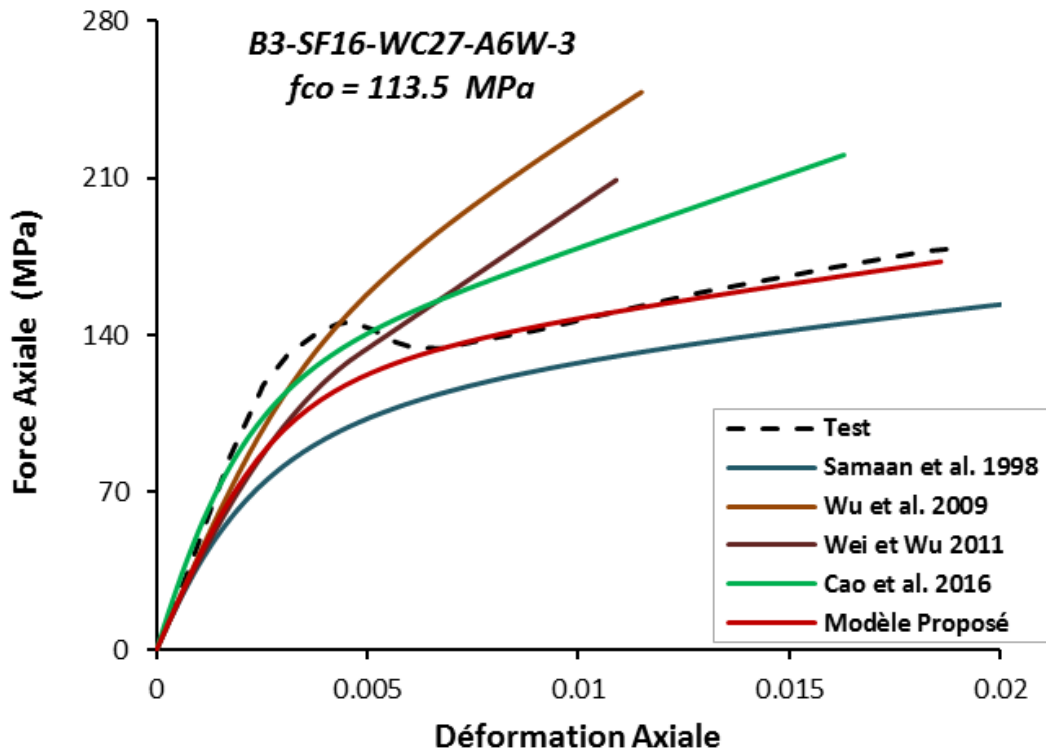


Figure 4.13 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Lim et Ozbakkaloglu (2014) du spécimen (B3-SF16-WC27-A6W-3).

4.5.2 Comparaison avec les courbes expérimentales d'Ozbakkaloglu et Akin (2012)

Les essais expérimentaux réalisés par d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) sont composés de 6 cylindres en béton confinés par PRFA avec un diamètre de béton de 152,5 mm et une hauteur de 305 mm ont été fabriqués et testés sous compression axiale monotone. Les paramètres d'essai comprenaient la résistance à la compression du béton (c-à-d. NSC et HSC), le type du PRF (AFRP), l'épaisseur du PRF (2 à 6 couches). Les échantillons ont été préparés en utilisant des mélanges NSC et HSC, avec des résistances moyennes à la compression du béton non confiné de 39 MPa et de 103 MPa. Les spécimens ont été étiquetés par les lettres N et H pour étiqueter (NSC) et (HSC). Ceci a été suivi par une lettre (A) qui a été utilisée pour désigner le PRFA. Le nombre de couches du PRFA a été donné ensuite, suivi d'une lettre M pour le chargement (monotone). Les chiffres finaux 1 ou 2 ont été utilisés pour faire la distinction entre deux spécimens identiques.

Les Figures (4.14) jusqu'au (4.19) représentent une comparaison du comportement de la loi proposée avec les courbes obtenues à partir des essais expérimentaux existants d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) ainsi que ceux des lois empiriques préalables de Samaan et al. (1998), Wei et Wu (2011), Wu et al. (2009) et Cao et al. (2016).

La Figure (4.14) illustre que la première branche de tous les modèles coïncide exactement avec la courbe expérimentale du spécimen (NA2LM1) d'Ozbakkaloglu et Akin (2012), pour $f_{co} = 39$ MPa. Même pour la deuxième branche ascendante de la nouvelle proposition en rouge, de SAAMAN et al. (1998) et de CAO et al. (2016) coïncidant avec la courbe expérimentale. Ce constat reste toujours valable dans les Figures (4.15) à (4.17). Lorsque f_{co} augmente à 102 MPa, la Figure (4.18) avec le spécimen (HA4LM1) et la Figure (4.19) du spécimen (HA4LM2) montrent que la seconde branche de la courbe expérimentale est située exactement entre la courbe de la loi proposée en rouge et celle de Samaan et al. (1998).

Ce constat montre la validité de notre modèle avec les différents changements de f_{co} et le nombre de couche d'enveloppe de PRFA.

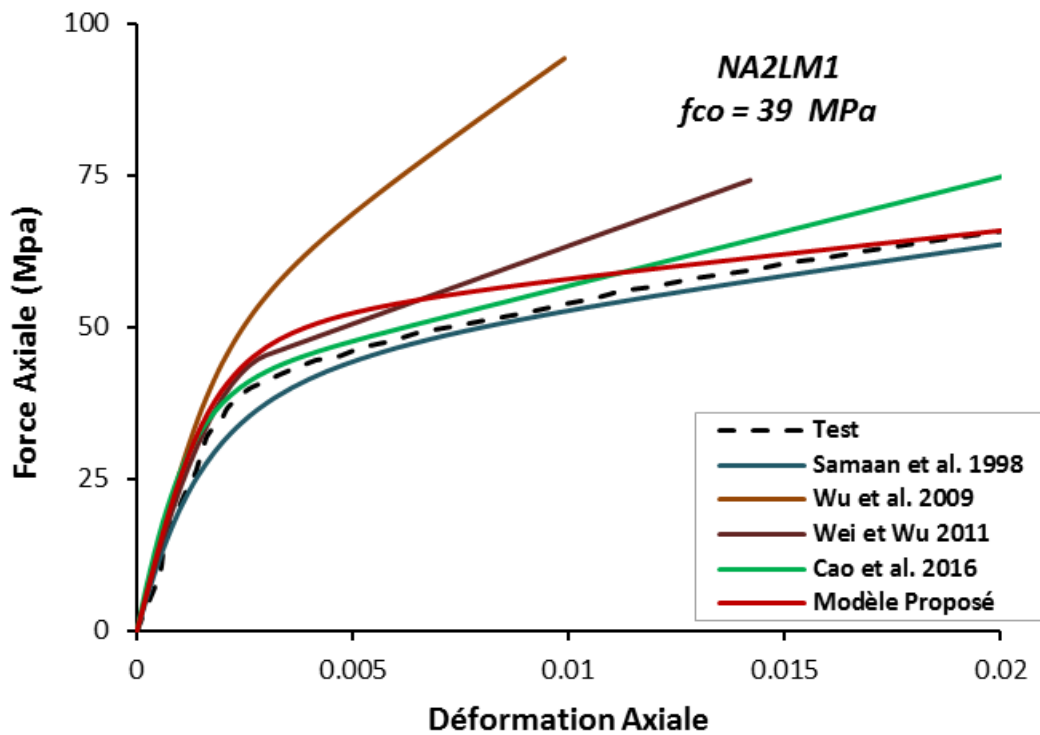


Figure 4.14 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (NA2LM1).

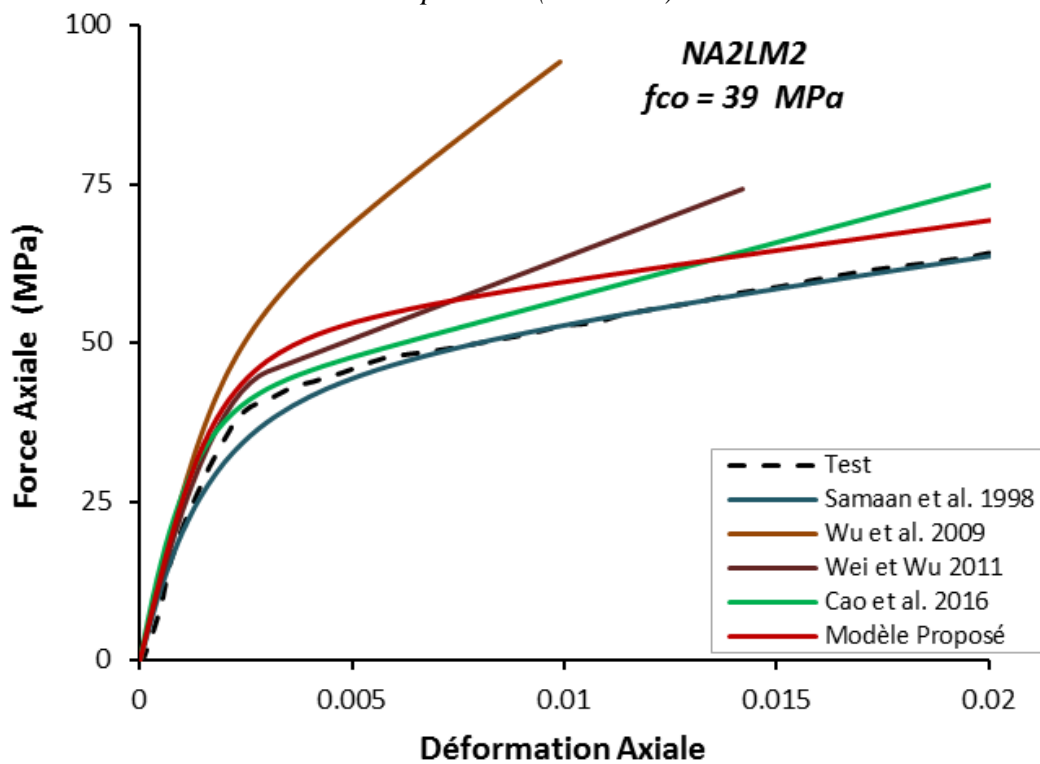


Figure 4.15 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (NA2LM2).

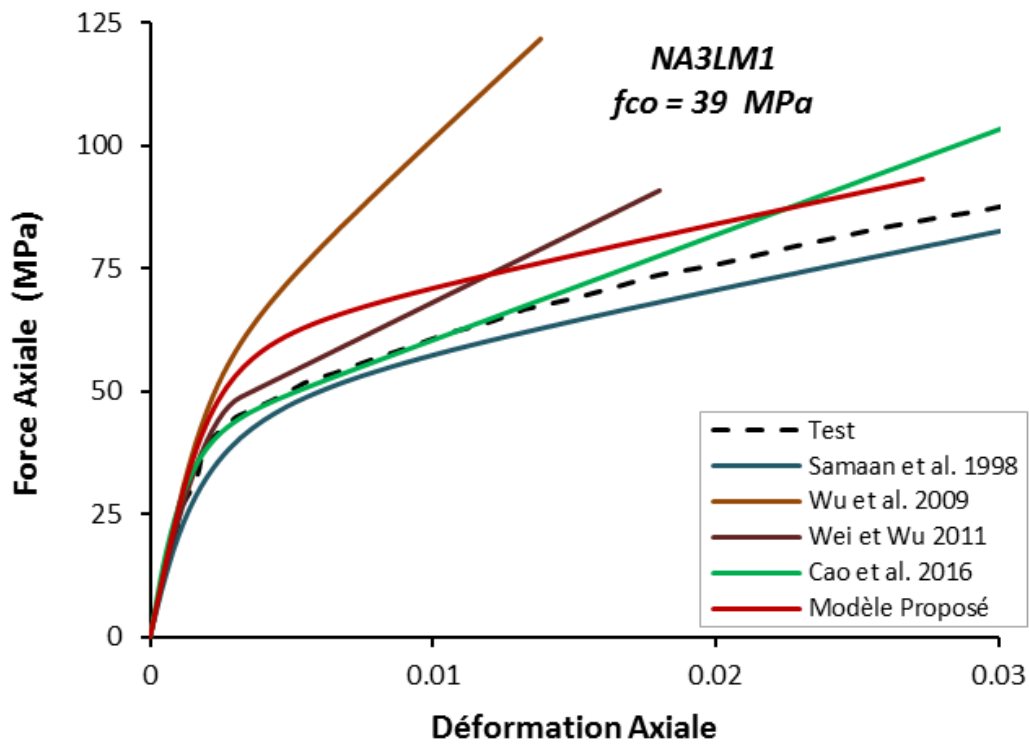


Figure 4.16 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (NA3LM1).

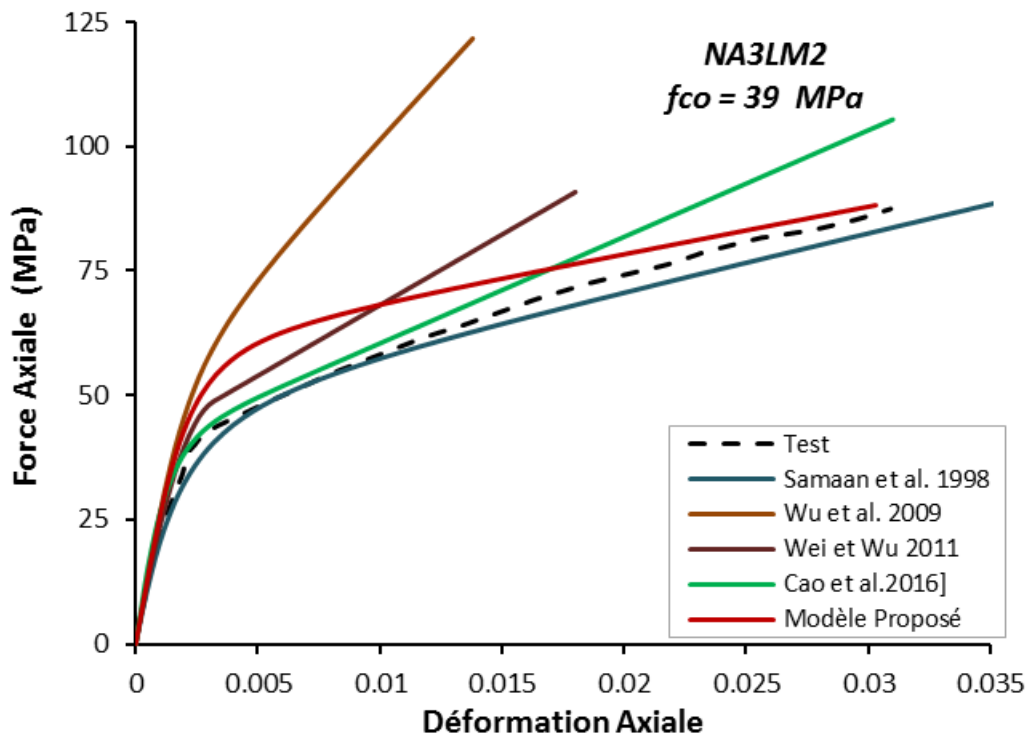


Figure 4.17 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (NA3LM2).

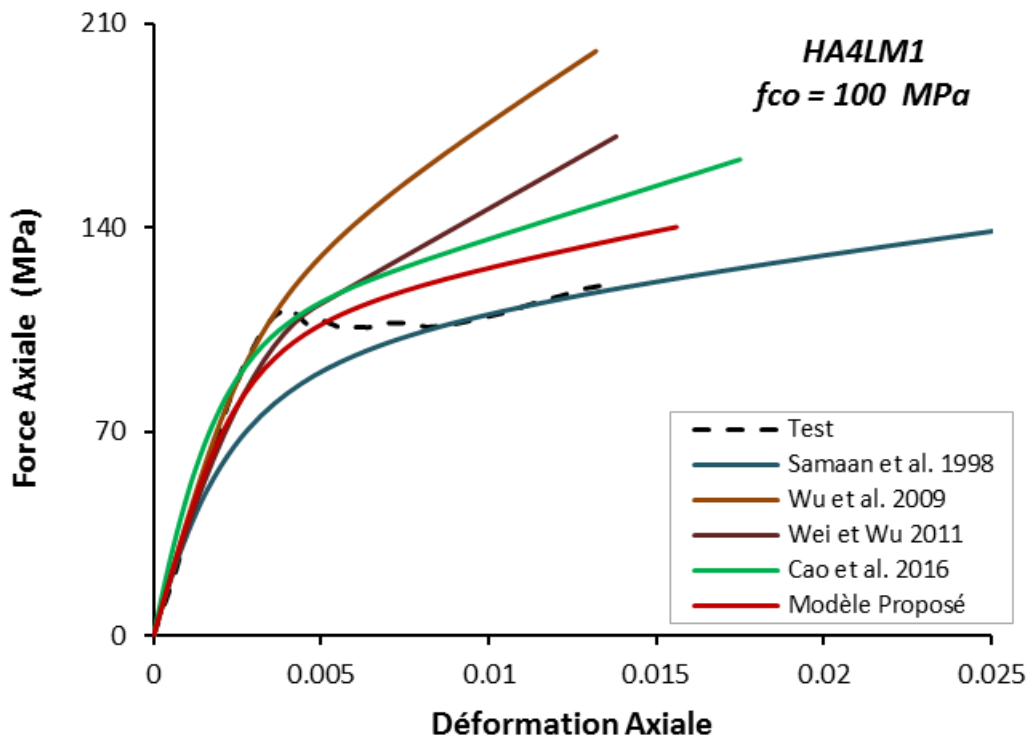


Figure 4.18 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (HA4LM1).

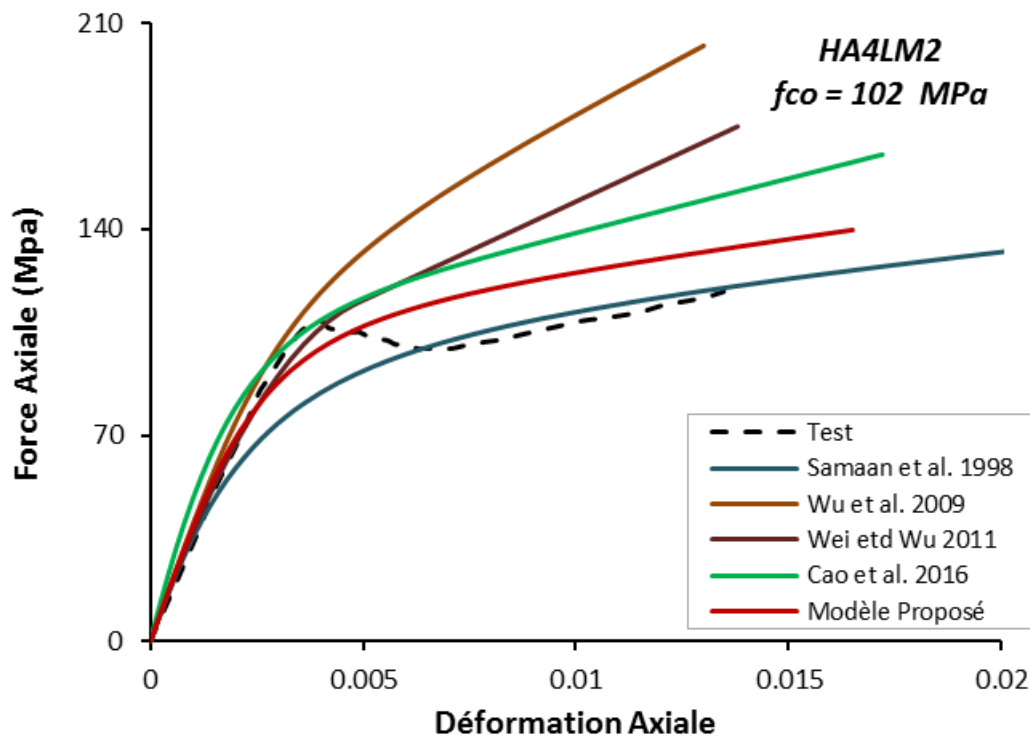


Figure 4.19 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux d'Ozbakkaloglu et Akin (2012) du spécimen (HA4LM2).

4.5.3 Comparaison avec les courbes expérimentales de Wang et Wu (2011)

L'étude expérimentale de Wang et Wu (2011) sur des échantillons circulaires (C) confinés par enveloppement de polymères renforcés en fibres d'aramide. Trois dimensions différentes ($h \times d$) : $70 \times 210 \text{ mm}^2$ pour les petits cylindres (S), $105 \times 315 \text{ mm}^2$ pour les moyens (M) et $194 \times 582 \text{ mm}^2$ pour les grands (L). La même résistance à la compression du béton non confiné a été utilisée ($f_{co}=28.79 \text{ MPa}$). Les spécimens ont été étiquetés comme suit : une première lettre désignant la forme circulaire du spécimen (C), suivit par une seconde lettre (B, D ou F) indiquant le lot considéré.

Les Figures (4.20) jusqu'au (4.23) illustrent une confrontation du comportement de la loi proposée avec les courbes obtenues à partir des essais expérimentaux existants de *Wang et Wu* (2011) ainsi que ceux des lois empiriques préalables de *Samaan et al.* (1998), *Wei et Wu* (2011), *Wu et al.* (2009) et *Cao et al.* (2016).

Ces Figures montrent un accord parfait entre les courbes de la loi proposée et ceux des essais expérimentaux, avec un palier de la deuxième branche très comparable, malgré la variation dans les paramètres des essais. Ici, seule la courbe de la loi de *Wu et al.* (2009) qui reste en concordance avec la loi proposée et les essais expérimentaux. Par ailleurs, les autres modèles restent loin au-dessous de l'expérimentale.

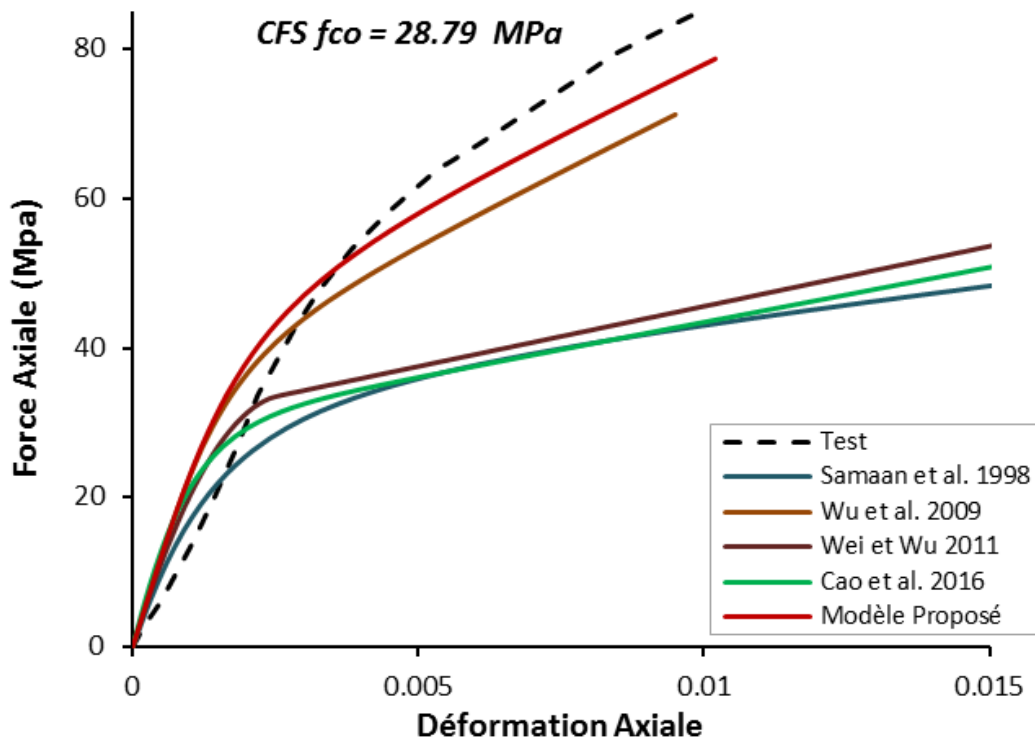


Figure 4.20 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Wang et Wu (2011) du spécimen (CFS).

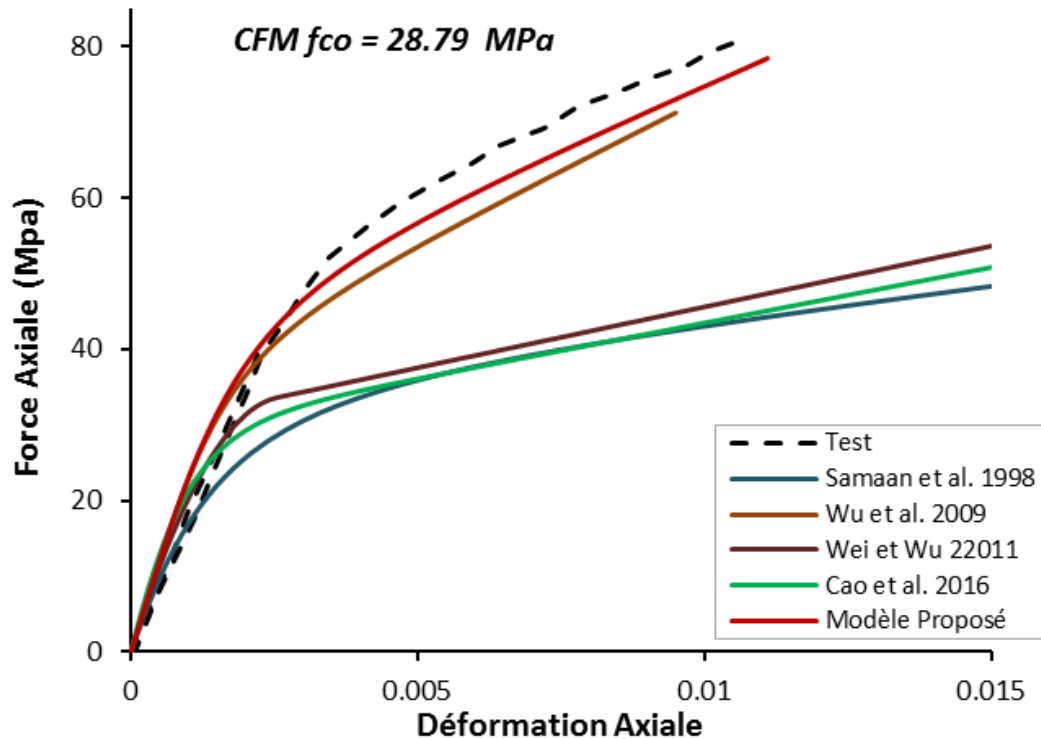


Figure 4.21 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Wang et Wu (2011) du spécimen (CFM).

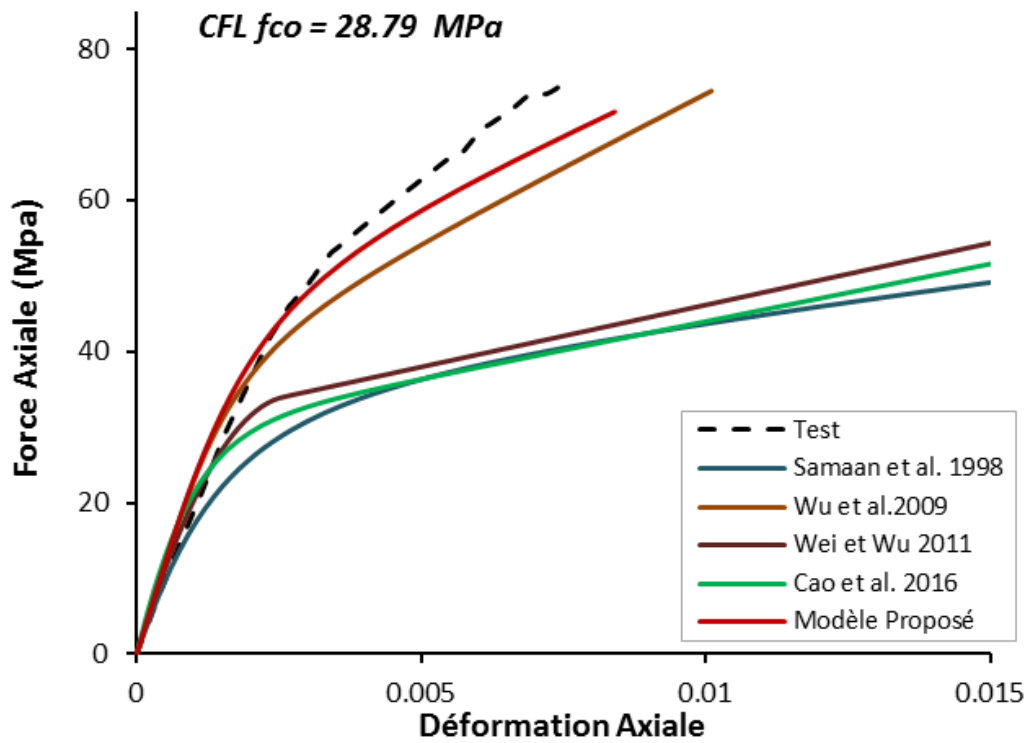


Figure 4.22 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Wang et Wu (2011) du spécimen (CFL).

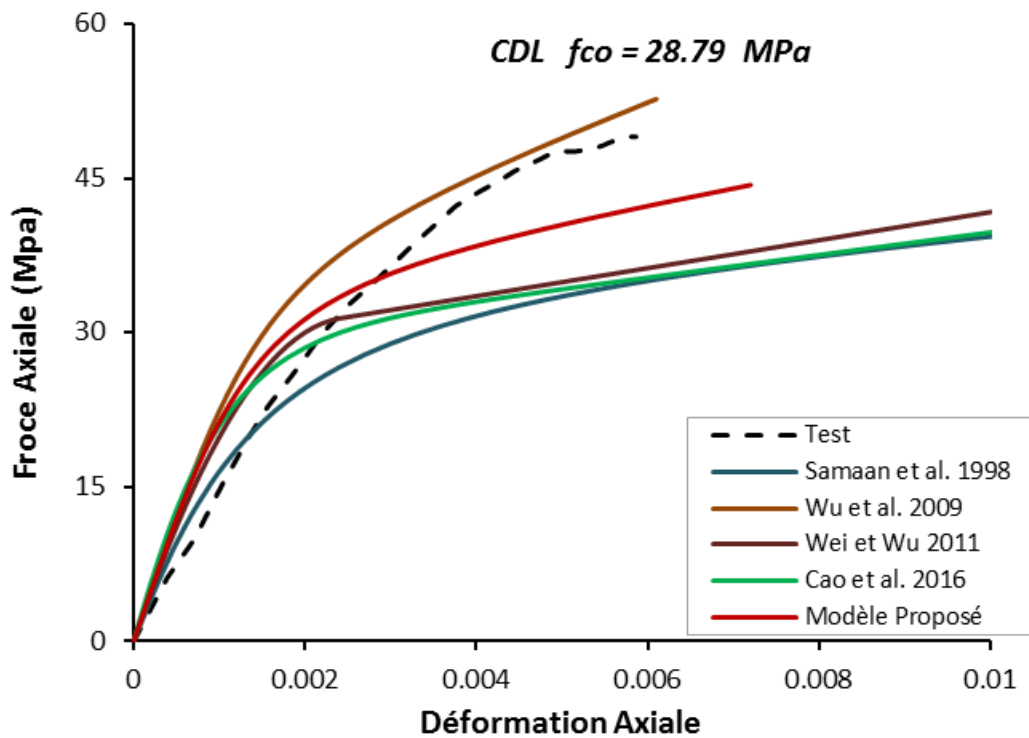


Figure 4.23 : Comparaison des courbes des lois du comportement proposé et empiriques avec les résultats expérimentaux de Wang et Wu (2011) du spécimen (CDL).

4.6 CONCLUSION

Dans ce chapitre, la nouvelle loi contrainte-déformation de *Richard et Abbott* (1975) a été développée pour les colonnes circulaires courtes confinées en polymères renforcés de fibres d'aramide, en calibrant les paramètres affectant ce comportement. Cette nouvelle loi a été validée en comparant des courbes expérimentales existantes ainsi que des lois empiriques antérieures. Les résultats obtenus montrent que la comparaison des courbes de la loi proposée avec 22 courbes expérimentales illustre que plus de 95% des courbes comparées sont largement en accord avec les résultats expérimentaux. Ceci confirme largement la conformité de la nouvelle loi du comportement prédit.

**CHAPITRE 5 : RÉSISTANCE ET DUCTILITÉ DES
COLONNES CIRCULAIRES CONFINÉES PAR LES
POLYMÈRES RENFORCÉS DE FIBRES D'ARAMIDE**

5.1 INTRODUCTION

L'objectif de ce chapitre est de traiter la résistance et la ductilité des colonnes circulaires confinées par polymères renforcées de fibres d'aramide « PRFA ». La loi du comportement contrainte-déformation proposée dans le chapitre précédent sera utilisée pour mettre en évidence l'influence des paramètres clés sur la résistance et la ductilité, notamment : paramètres géométriques (diamètre du cylindre (D) et épaisseur de l'enveloppe PRFA (t_f)) et propriétés mécaniques du composite (résistance à la traction (f_f), et module d'élasticité (E_f)), ainsi que la résistance du béton non confiné (f_{co}).

5.2 PARAMÈTRES INFLUANTS SUR LA LOI DU COMPORTEMENT

Dans cette section, une étude paramétrique sera réalisée pour mettre en évidence l'effet des facteurs influençant la loi du comportement contrainte-déformation proposée dans le chapitre 4. Cette étude concernera notamment, les dimensions géométriques (diamètre du cylindre (D) et épaisseur de l'enveloppe PRFA (t_f)) et propriétés mécaniques du composite (résistance à la traction (f_f), et module d'élasticité (E_f)). Ainsi que, pour chaque paramètre étudié la loi du comportement est évaluée pour les différentes classes du béton non confiné (normale, moyenne et élevée). Les valeurs utilisées dans cette section sont illustrées dans les Tableaux (5.1) à (5.4).

Tableau 5.1 : Données des facteurs influençant la loi du comportement avec le diamètre du cylindre D .

t_f (mm)	f_f (MPa)	E_f (GPa)	f_{co} (MPa)	D (mm)				
0.2	3000	120	20	100	150	200	250	300
			60	100	150	200	250	300
			100	100	150	200	250	300

Tableau 5.2 : Données des facteurs influençant la loi du comportement avec l'épaisseur de l'enveloppe PRFA t_f .

D (mm)	f_f (MPa)	E_f (GPa)	f_{co} (MPa)	t_f (mm)				
150	3000	120	20	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
			60	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
			100	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5

Tableau 5.3 : Données des facteurs influençant la loi du comportement avec la résistance à la traction du composite f_f .

D (mm)	t_f (mm)	E_f (GPa)	f_{co} (MPa)	f_f (MPa)				
150	0.2	120	20	2000	2500	3000	3500	4000
			60	2000	2500	3000	3500	4000
			100	2000	2500	3000	3500	4000

Tableau 5.4 : Données des facteurs influençant la loi du comportement avec le module d'élasticité E_f .

D (mm)	t_f (mm)	f_f (MPa)	f_{co} (MPa)	E_f (GPa)				
150	0.2	3000	20	100	115	120	125	130
			60	100	115	120	125	130
			100	100	115	120	125	130

5.2.1 Effet du diamètre du spécimen D

Le diamètre de la colonne (D) est l'un des facteurs influant sur le confinement latéral des colonnes circulaires en béton. Cet effet est traité pour trois valeurs de la résistance du béton non confiné ($f_{co} = 20MPa, 60MPa$ et $100MPa$) illustré dans les Figures (5.1), (5.2) et (5.3) respectivement. La gamme de variation du diamètre (D) du spécimen en béton étudié est variée de 100 à 300 mm, comme montre le tableau (5.1).

Pour les faibles résistances en compression du béton non confiné (f_{co}) (Figure 5.1), il est bien clair que l'augmentation du diamètre (D) diminue la résistance axiale du confinement (f_c). Ainsi, on remarque que le comportement global est quasi élasto-plastique pour les différents diamètres utilisés. Même pour les moyennes et hautes résistances (f_{co}) (Figures (5.2 et 5.3)), on remarque toujours que l'abaissement de résistance avec l'accroissement de (D) se continue, néanmoins la deuxième branche de la loi du comportement tend à augmenter. Ce constat sera très visible sur la Figure (5.3) avec $f_{co}= 100MPa$.

L'histogramme de la Figure (5.4) illustre la comparaison des valeurs de résistance maximales du confinement ultime pour différents diamètres (D) et résistances du béton non confiné (f_{co}). D'après cet histogramme, il est bien clair que l'augmentation de la résistance du béton non confiné (f_{co}) augmente la résistance ultime (f_{cc}). Par ailleurs, le gain de résistance décroît avec l'accroissement du diamètre d'un taux de 73%, 59%, 49%, 40% et 33% pour les éléments du

diamètre 100 mm, 150 mm, 200 mm, 250 mm et 300 mm respectivement pour une résistance du béton non confiné normale, et d'un taux de 25%, 15%, 10%, 7% et 6% pour les éléments du diamètre 100 mm, 150 mm, 200 mm, 250 mm et 300 mm respectivement pour une résistance du béton non confiné moyenne, et d'un taux de 13%, 8%, 5%, 5% et 5% pour les éléments du diamètre 100 mm, 150 mm, 200 mm, 250 mm et 300 mm respectivement pour une résistance du béton non confinée élevée.

D'après cette analyse, on peut mentionner que :

- ✓ Pour chaque classe du béton non confiné, l'augmentation du diamètre du spécimen diminue la résistance axiale du confinement (f_c).
- ✓ L'augmentation de la résistance du béton non confiné (f_{co}) augmente la résistance axiale du confinement ultime (f_{cc}).
- ✓ La deuxième branche de la loi du comportement tend à augmenter avec l'augmentation de (f_{co}).

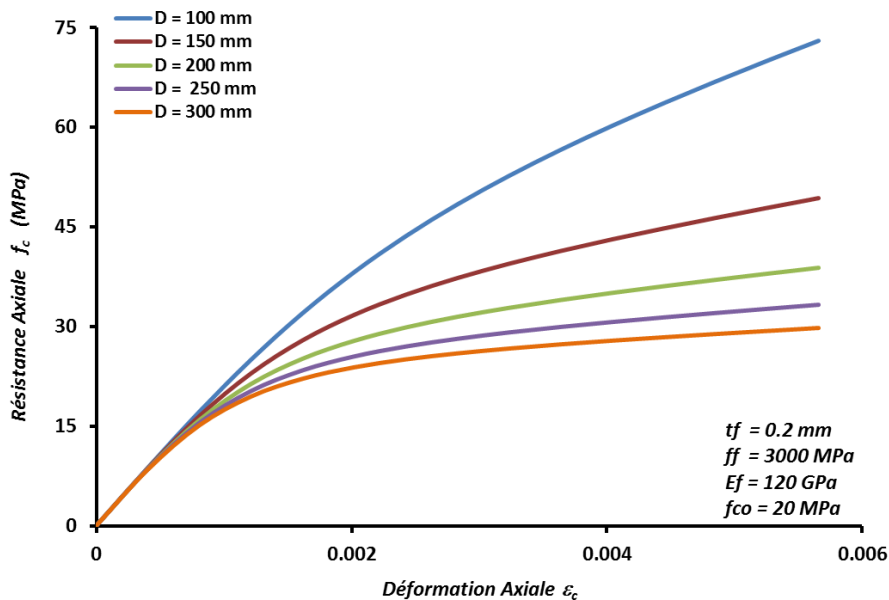


Figure 5.1 : Effet du diamètre sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=20MPa$.

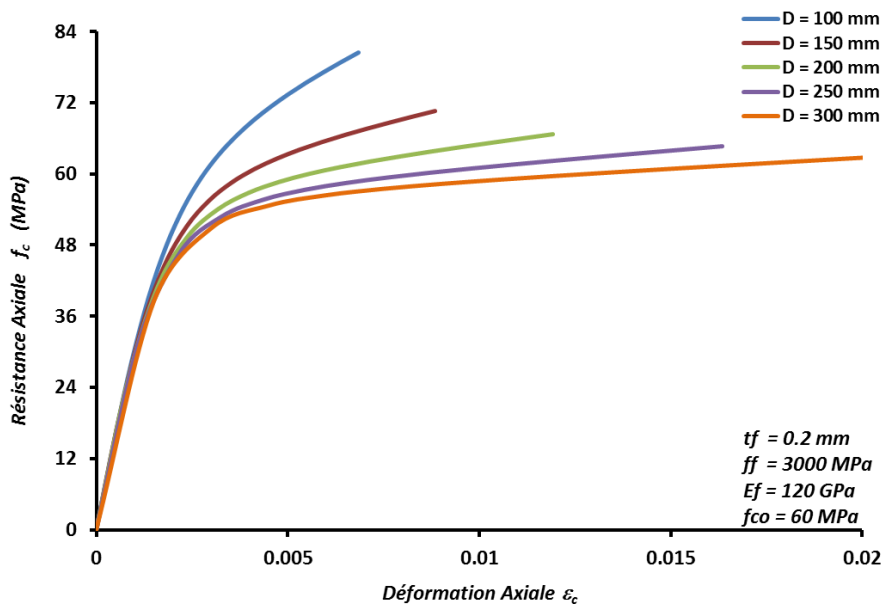


Figure 5.2 : Effet du diamètre sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=60$ MPa.

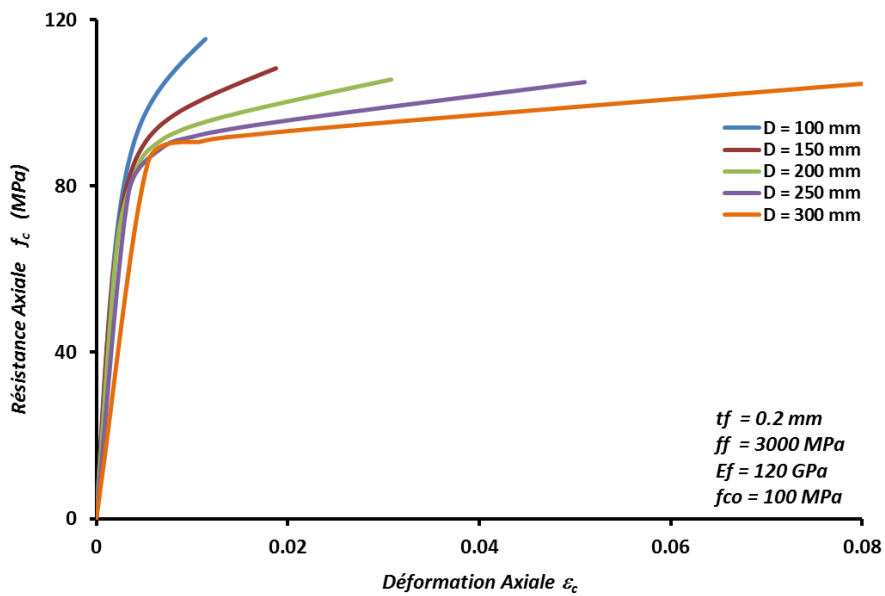


Figure 5.3 : Effet du diamètre sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=100$ MPa.

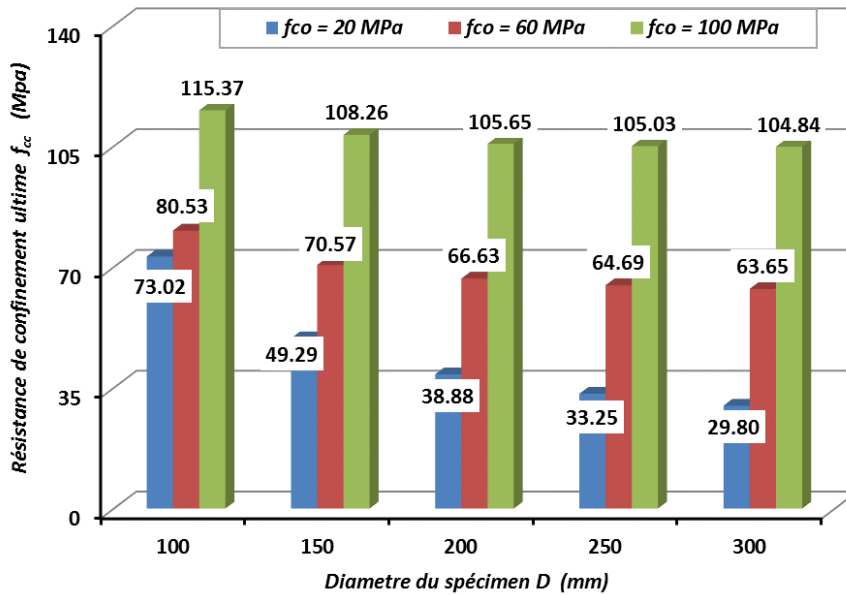


Figure 5.4 : Comparaison de la résistance ultime pour les différentes classes du béton non confiné en variant le diamètre du spécimen D.

5.2.2 Effet de l'épaisseur du composite t_f

Dans le confinement des colonnes circulaires par matériaux composites renforcés par les fibres d'aramide, l'épaisseur de ce dernier (t_f), ou bien le nombre de couches qui forme l'enveloppe, est un facteur influant sur le confinement latéral des colonnes en béton. L'effet de cette épaisseur sur le comportement de la courbe contrainte-déformation proposée pour le confinement des colonnes circulaires en PRFA est illustré pour les trois classes du béton non confiné (normale, moyenne et élevée) dans les Figures (5.5), (5.6) et (5.7) respectivement. La gamme de variation de l'épaisseur du composite étudiée est variée de 0.1 à 0.5 mm avec un pas de 0.1 mm, comme indique le Tableau (5.2).

D'après ces Figures, on constate que l'augmentation de l'épaisseur du composite (t_f) augmente la résistance axiale du confinement (f_c). Cette augmentation est largement observée pour les faibles résistances en compression du béton non confiné (f_{co}), par ailleurs pour les valeurs élevées de (f_{co}), cette augmentation devient moins importante. D'autre part, pour une résistance du béton non confiné de classe moyenne (Figure (5.6)), on remarque que l'augmentation de l'épaisseur du composite diminue le palier de la deuxième branche, contrairement aux épaisseurs élevées des faibles classes du béton non confiné qui reste dans un état purement linéaire (Figure (5.5)).

L'histogramme de la Figure (5.8) fulgure la confrontation des valeurs de résistance du confinement ultime pour différentes épaisseurs des composites et différentes résistances du béton non confiné. De cet histogramme, on constate que l'augmentation de f_{co} accroît la résistance ultime (f_{cc}). En conséquence, le gain de résistance s'améliore avec l'augmentation de l'épaisseur du composite d'un taux de 33%, 59%, 72%, 80% et 83% pour les éléments enveloppés du composite d'épaisseur 0.1mm, 0.2mm, 0.3mm, 0.4mm et 0.5mm respectivement pour une résistance normale du béton non confiné, et d'un taux de 6%, 15%, 25%, 35% et 44% pour les éléments enveloppés du composite d'épaisseur 0.1mm, 0.2mm, 0.3mm, 0.4mm et 0.5mm respectivement pour une résistance du béton non confiné moyenne, et d'un taux de 5%, 8%, 13%, 20% et 26% pour les éléments enveloppés du composite d'épaisseur 0.1mm, 0.2mm, 0.3mm, 0.4mm et 0.5mm respectivement pour une résistance du béton non confiné élevée.

D'après cette analyse, on peut dégager que :

- ✓ Pour chaque classe du béton non confiné, l'augmentation de l'épaisseur du composite augmente la résistance axiale du confinement (f_c).
- ✓ L'augmentation de l'épaisseur du composite diminue le palier de la deuxième branche de la loi du comportement pour les classes du béton non confiné moyennes et élevées.

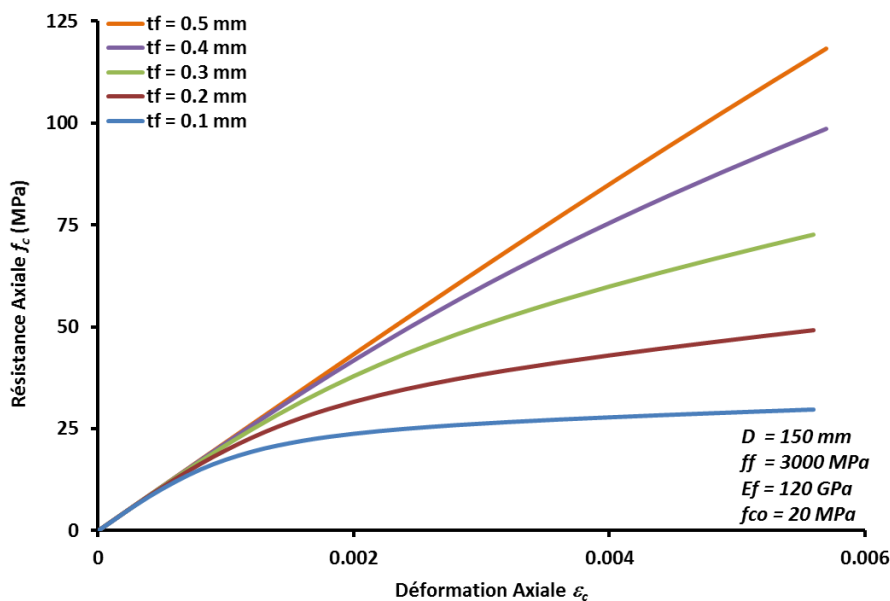


Figure 5.5 : Effet de l'épaisseur du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=20\text{MPa}$.

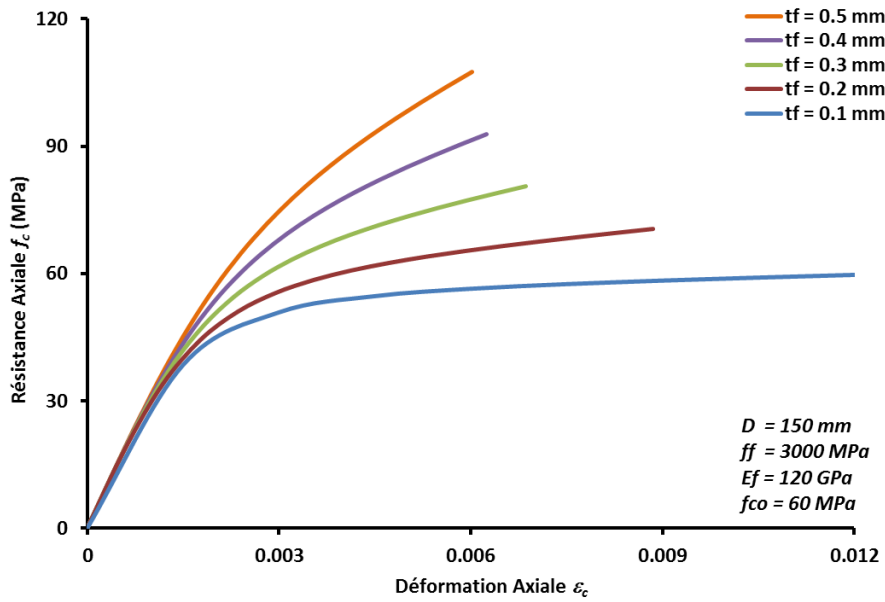


Figure 5.6 : Effet de l'épaisseur du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=60$ MPa.

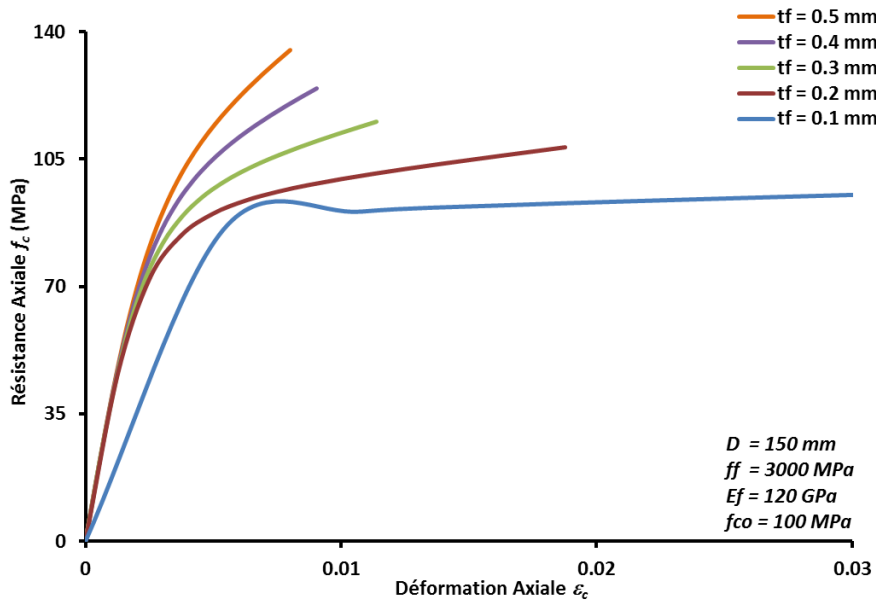


Figure 5.7 : Effet de l'épaisseur du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=100$ MPa.

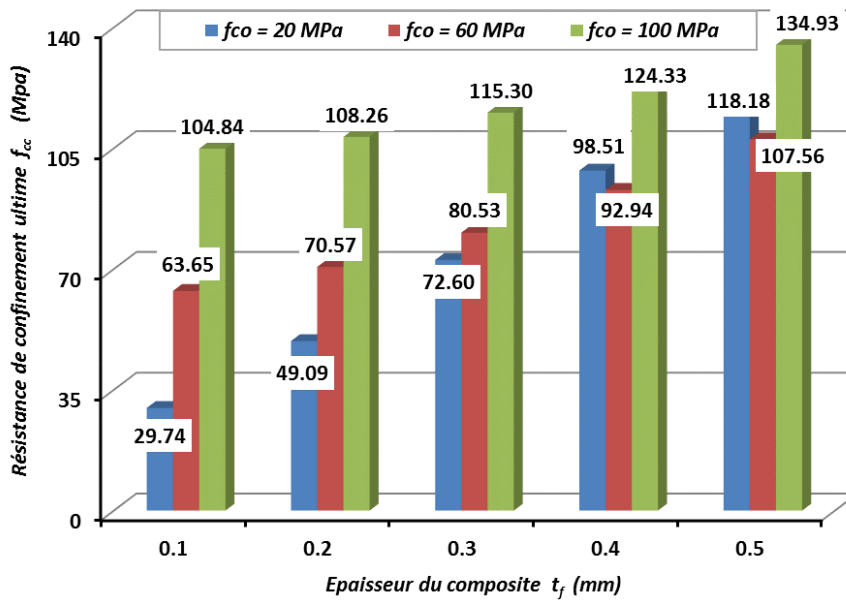


Figure 5.8 : Comparaison de la résistance ultime pour les différentes classes du béton non confiné en variant l'épaisseur du composite t_f .

5.2.3 Effet de la résistance à la traction du composite f_f

La résistance en traction du composite (f_f) est une propriété mécanique du matériau composite PRFA, qui a un effet considérable sur les modèles de confinement renforcés, par les polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA). Les valeurs de (f_f) considérées sont présentées dans le Tableau (5.3). L'effet de (f_f) sur le comportement des colonnes circulaires confinées en PRFA est réalisé en présence de trois classes du béton non confiné (normale, moyenne et élevée) dans les Figures (5.9), (5.10) et (5.11) respectivement.

D'après la Figure (5.9), on constate que l'augmentation de la résistance à la traction du composite (f_f) n'améliore pas suffisamment la résistance axiale du confinement (f_c), avec les faibles résistances non confinées (f_{co}), cependant pour les valeurs élevées de f_{co} (Figures 5.10 et 5.11), cette augmentation devient largement importante, l'historgramme de la Figure (5.12) fulgure bien ce constat pour les résistances maximales. En outre, la Figure (5.9) illustre que le palier de la deuxième branche reste très faible et ne montre aucune amélioration avec l'augmentation de (f_f). Ce comportement sera largement modifié avec l'augmentation de (f_{co}) dans les Figures (5.10) et (5.11), où ce palier devient très significatif avec des faibles valeurs de (f_f).

L'histogramme de la Figure (5.12) offre une confrontation des valeurs de résistance du confinement ultime pour différentes résistances à la traction des composites avec les différentes résistances du béton non confiné. Cet histogramme illustre clairement que l'augmentation de la résistance du béton non confiné (f_{co}) augmente la force axiale ultime (f_{cc}). Par conséquent, le gain de résistance s'améliore avec l'augmentation de la résistance à la traction du composite d'un taux de 50%, 55%, 59%, 63% et 66% pour les éléments enveloppés du composite avec des résistances à la traction 2000 MPa, 2500 MPa, 3000 MPa, 3500 MPa et 4000 MPa respectivement pour une résistance normale, et d'un taux de 10%, 12%, 15%, 18% et 20% pour les éléments enveloppés de $f_f = 2000$ MPa, 2500 MPa, 3000 MPa, 3500 MPa et 4000 MPa respectivement pour une résistance du béton non confiné moyenne, et d'un taux de 8%, 7%, 8%, 9% et 10% pour $f_f = 2000$ MPa, 2500 MPa, 3000 MPa, 3500 MPa et 4000 MPa respectivement pour une résistance du béton élevée.

D'après cette analyse, on peut mentionner que :

- ✓ Pour chaque classe du béton non confiné, l'augmentation de la résistance à la traction du composite f_f n'a pas un effet considérable sur l'augmentation de la résistance axiale du confinement (f_c).
- ✓ La première branche ne sera pas quasiment affectée par l'augmentation de f_f , néanmoins, le palier de la deuxième branche de la loi du comportement diminue avec les faibles valeurs de f_{co} et augmente suffisamment avec les valeurs élevées de f_{co} .
- ✓ L'augmentation de la résistance du béton non confiné (f_{co}) augmente la résistance axiale du confinement ultime (f_{cc}) en présence de l'augmentation de f_f .

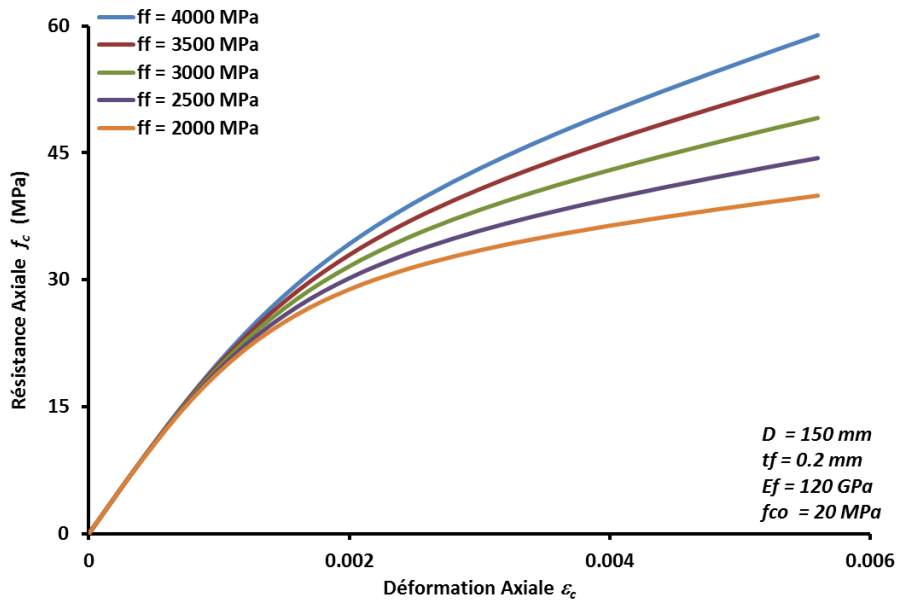


Figure 5.9 : Effet de la résistance à la traction du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=20$ MPa.

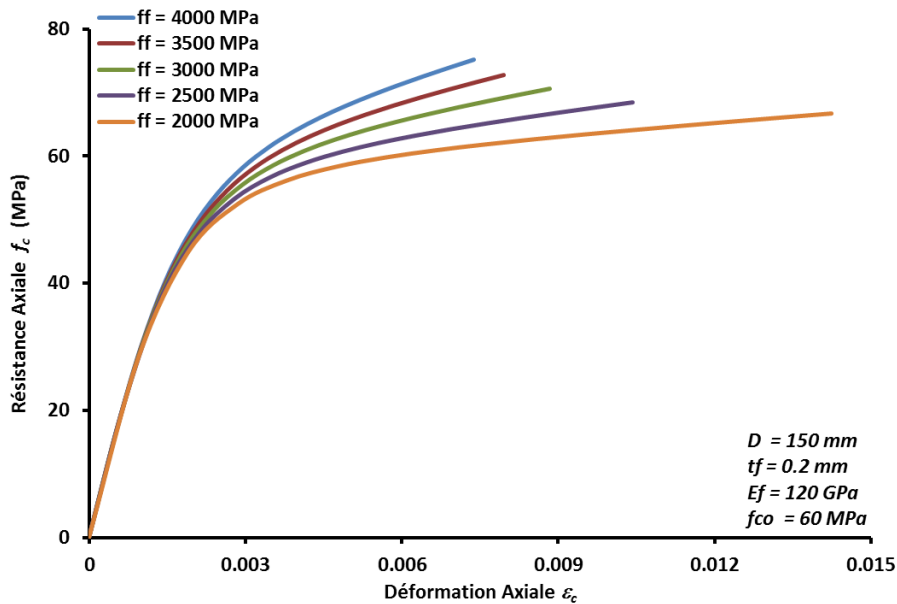


Figure 5.10 : Effet de la résistance à la traction du composite sur le comportement contrainte - déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=60$ MPa.

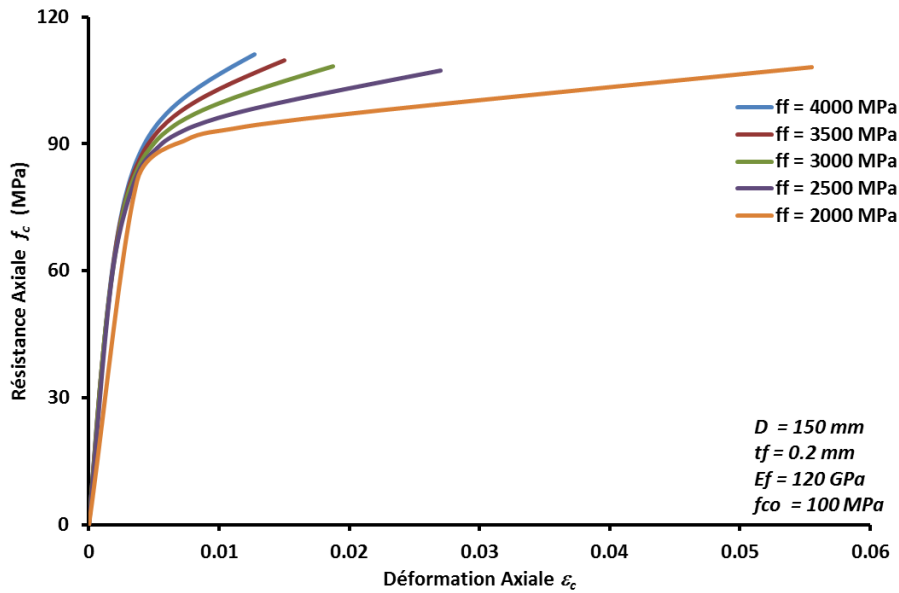


Figure 5.11 : Effet de la résistance à la traction du composite sur le comportement contrainte - déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=100$ MPa.

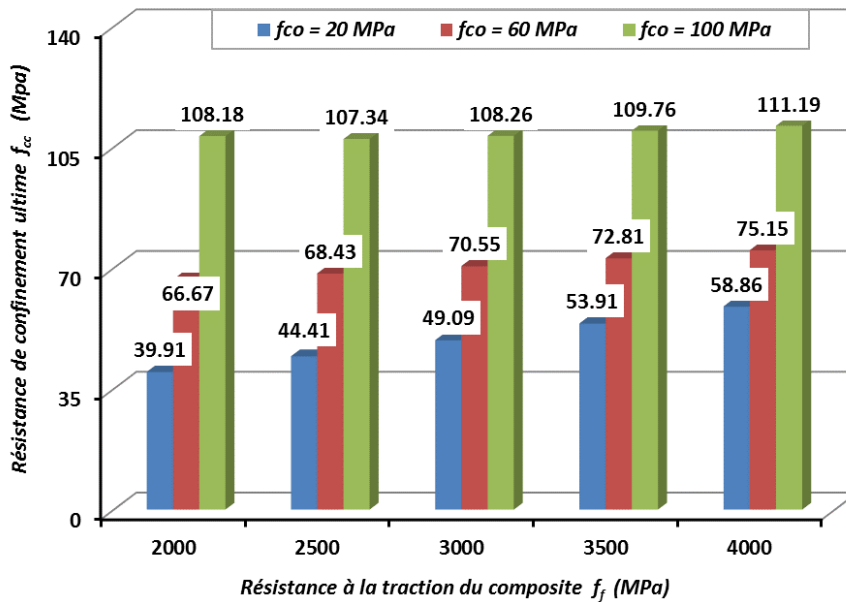


Figure 5.12 : Comparaison de la résistance ultime pour les différentes classes du béton non confiné en variant la résistance à la traction du composite f_f .

5.2.4 Effet de l'élasticité du composite E_f

L'influence du module élastique (E_f) est étudiée avec la variation de cinq valeurs, en l'occurrence : 100 GPa, 115 GPa, 120 GPa, 125 GPa et 130 GPa, le reste des données utilisées est dressé dans le Tableau (5.4). L'effet de cette propriété mécanique sur le comportement de la courbe contrainte-déformation proposée pour le confinement des colonnes circulaires en PRFA est traité pour les trois classes du béton définies précédemment. Les résultats obtenus sont schématisés sur les Figures (5.13), (5.14) et (5.15) respectivement.

D'après ces Figures, il est bien clair que l'augmentation de l'élasticité du composite (E_f) n'influe pas considérablement le comportement de la colonne, même l'amélioration de la résistance est insignifiante pour chaque valeur de f_{co} . De plus, l'accroissement de E_f ne donne aucun changement dans les deux branches de la loi du comportement, de ce qui a été discuté précédemment.

La comparaison des valeurs de résistance du confinement ultime pour différentes valeurs de E_f et f_{co} est illustrée dans l'histogramme de la Figure (5.16). D'après cet histogramme, on remarque que les valeurs ultimes (f_{cc}) s'améliorent en fonction de l'augmentation de E_f et f_{co} . Par ailleurs, le gain de résistance augmente avec l'augmentation de l'élasticité du composite d'un taux de 57%, 59%, 59%, 60% et 60% pour les éléments enveloppés du composite avec des élasticités de 100 GPa, 115 GPa, 120 GPa, 125 GPa et 130 GPa respectivement pour une résistance du béton non confiné normale, et d'un taux de 14%, 15%, 15%, 15% et 15% pour les éléments enveloppés du composite avec des élasticités de 100 GPa, 115 GPa, 120 GPa, 125 GPa et 130 GPa respectivement pour une résistance du béton non confiné moyenne, et d'un taux de 7%, 8%, 9%, 10% et 12% pour les éléments enveloppés du composite avec des élasticités de 100 GPa, 115 GPa, 120 GPa, 125 GPa et 130 GPa respectivement pour une résistance du béton non confiné élevée.

D'après cette analyse, on peut tirer que :

- ✓ L'augmentation de l'élasticité du composite avec la résistance du béton non confiné (f_{co}) augmente la résistance axiale du confinement ultime (f_{cc}).
- ✓ L'augmentation de l'élasticité du composite (E_f) n'influe pas considérablement sur le comportement de résistance de la colonne
- ✓ Pour chaque classe du béton non confiné, l'effet du confinement devient négligeable pour des élasticités du composite moins importantes.

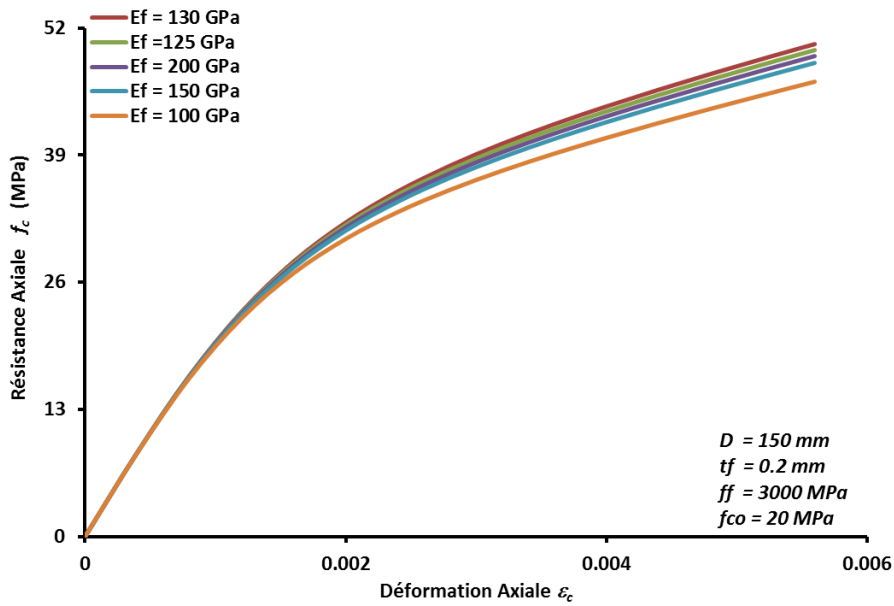


Figure 5.13 : Effet de l'élasticité du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=20$ MPa.

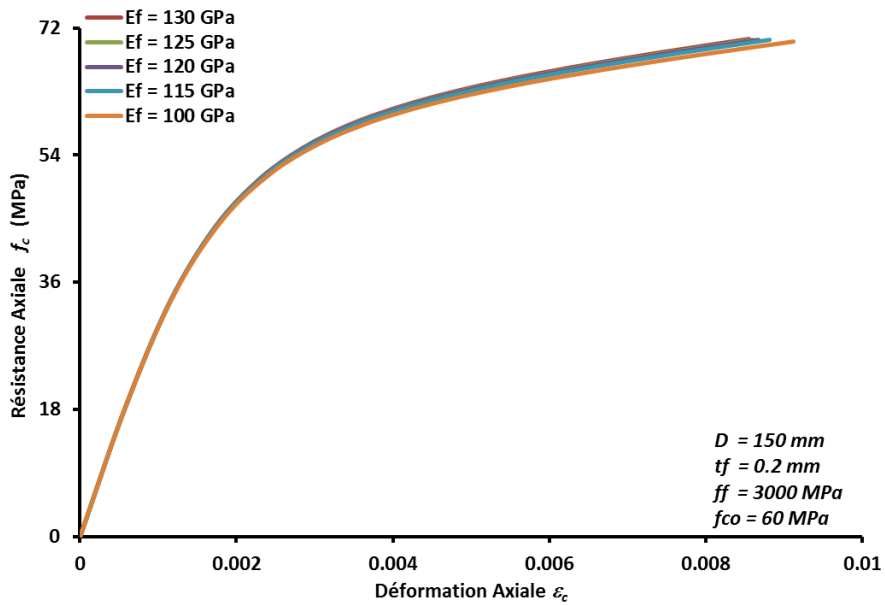


Figure 5.14 : Effet de l'élasticité du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=60$ MPa.

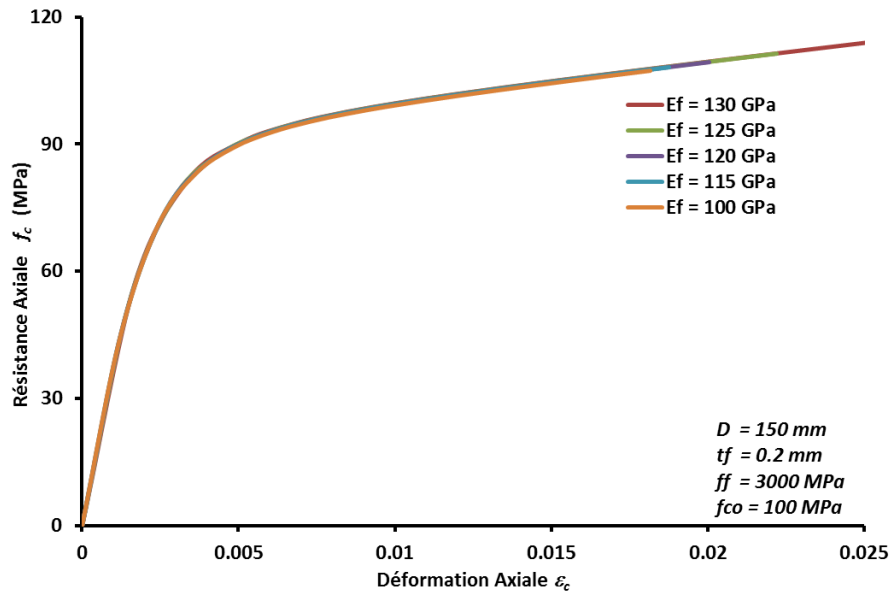


Figure 5.15 : Effet de l'élasticité du composite sur le comportement contrainte-déformation proposé pour le confinement en PRFA pour $f_{co}=100$ MPa.

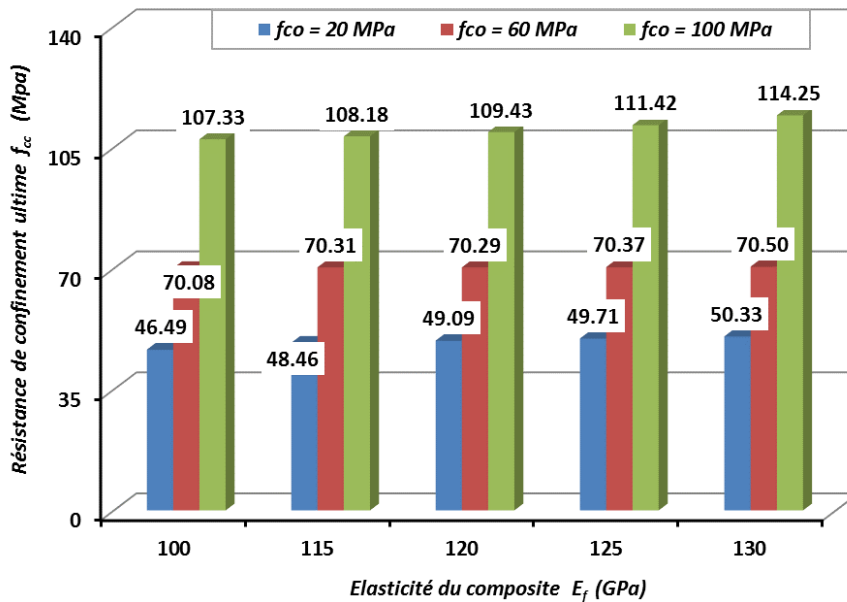


Figure 5.16 : Comparaison de la résistance ultime pour les différentes classes du béton non confiné en variant l'élasticité du composite E_f .

5.3 EFFET DU CONFINEMENT EN PRFA SUR LE GAIN DE RÉSISTANCE DANS LES COLONNES

Dans cette section, on va mettre en évidence l'effet du confinement par les polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA) sur le gain de résistance dans les colonnes circulaires. Le taux du gain de résistance (Δ_f) est discuté en fonction du taux du confinement (f_l/f_{co}). De ce fait, le modèle de résistance proposé dans le chapitre 3 sera exploité afin de visualiser la variation du gain de résistance. Pour rappel, le modèle de résistance proposé dans le chapitre 3 en relation (3.8) est formulé en par l'expression suivante :

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 1.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{1.25} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)^{0.37} \quad (5.1)$$

Le taux du gain de résistance (Δ_f) est exprimé par la relation suivante :

$$\Delta_f = \frac{f_{cc} - f_{co}}{f_{co}} = 1.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{1.25} \left(\frac{K_l}{f_{co}} \right)^{0.37} \quad (5.2)$$

Les mêmes valeurs des paramètres employées dans la section précédente sont traitées pour le gain de résistance, en l'occurrence : le diamètre du spécimen (D), l'épaisseur du composite (t_f) et le module d'élasticité du composite (E_f), ceci pour les différentes classes du béton non confiné (normale, moyenne, élevée). Les résultats obtenus sont illustrés graphiquement par le taux du gain de résistance (Δ_f) en fonction du taux du confinement (f_l/f_{co}).

5.3.1 Effet du diamètre du spécimen D

Pour l'étude de l'effet du diamètre du spécimen (D) sur la variation du taux du gain de résistance des colonnes confinées par les polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA), on considère les mêmes données illustrées dans le Tableau (5.1).

La Figure (5.17) montre que le gain de résistance diminue avec l'accroissement de (D), néanmoins l'amélioration du taux du confinement (f_l/f_{co}) engendre un net accroissement du taux du gain de résistance (Δ_f). En outre, ce taux va diminuer encore davantage lorsque (f_{co}) augmente de 20 à 60 MPA dans la Figure (5.18). La même remarque est observée lorsque (f_{co}) augmente à 100 MPA dans la Figure (5.19).

Ainsi que, selon l'histogramme dressé dans la Figure (5.20), pour les trois valeurs de (f_{co}), un décroissement du taux du gain de résistance maximum est clairement visible lorsque les valeurs de (D) et (f_{co}) augmentent. En effet, pour les différentes résistances du béton non confiné, le spécimen du diamètre $D=100\text{mm}$ offre un taux maximal qui sera suivi par une diminution de 21%, 29%, 34% et 39% pour les cylindres du diamètre 150mm, 200mm, 250mm et 300mm respectivement.

A partir de cette étude de l'effet de variation du diamètre du cylindre sur le gain de résistance, on remarque que pour chaque classe du béton non confiné :

- ✓ l'augmentation du diamètre (D) provoque une diminution du taux du gain de résistance (Δ_f).
- ✓ l'accroissement du taux du confinement (f_i/f_{co}) engendre une amélioration du taux du gain de résistance (Δ_f).
- ✓ L'augmentation de la résistance du béton non confiné (f_{co}) génère un abaissement des valeurs du taux du gain de résistance (Δ_f).

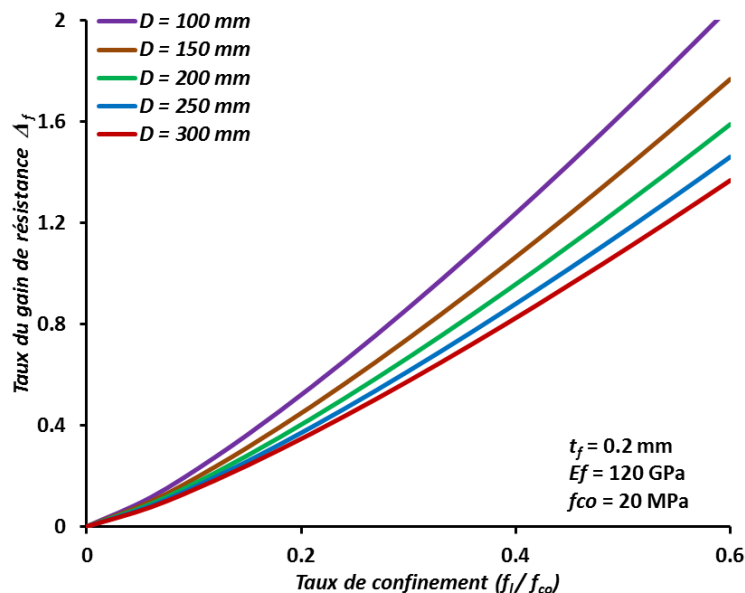


Figure 5.17 : Effet du diamètre du cylindre sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe normale $f_{co}=20\text{MPa}$

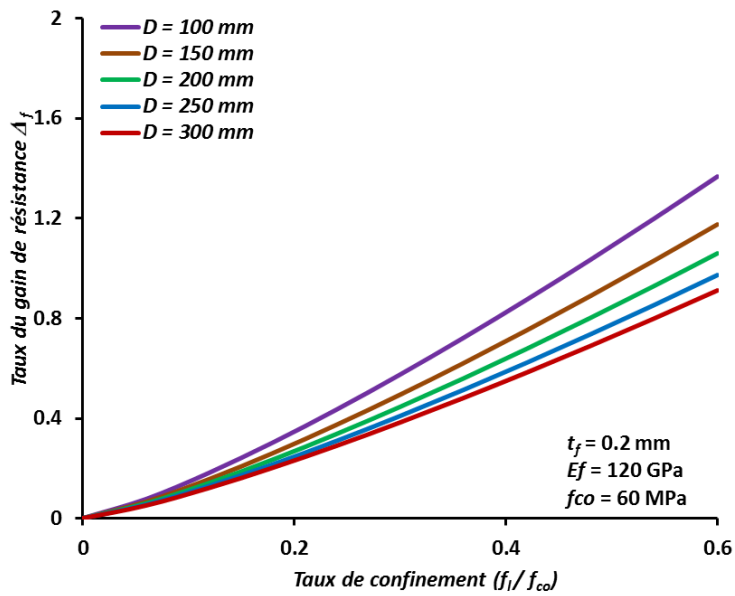


Figure 5.18 : Effet du diamètre du cylindre sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe moyenne $f_{co}=60\text{MPa}$

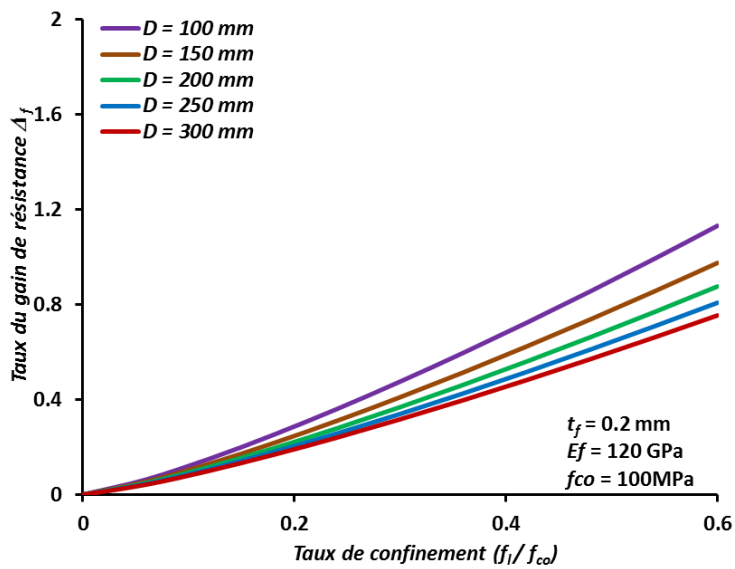


Figure 5.19 : Effet du diamètre du cylindre sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe élevée $f_{co}=100\text{MPa}$

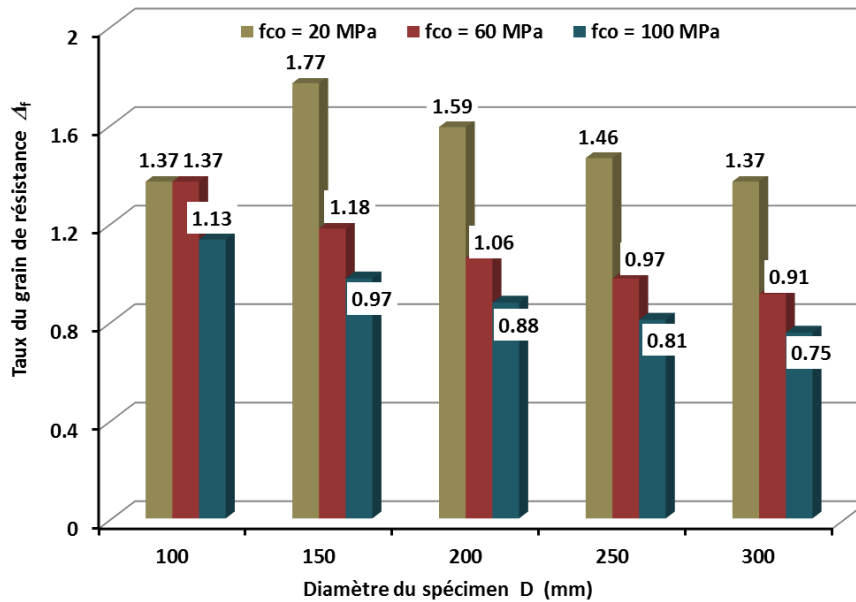


Figure 5.20 : Comparaison du taux du gain de résistance pour les différentes classes du béton non confiné en variant le diamètre du spécimen D.

5.3.2 Effet de l'épaisseur du composite t_f

On considère les mêmes données rapportées dans le Tableau (5.2), pour l'analyse de l'apport de l'épaisseur du composite (t_f) sur le taux du gain de résistance dans les colonnes confinées en PRFA.

La Figure (5.21) exemplifié que l'accroissement de l'épaisseur du composite (t_f) augmente automatiquement le gain de résistance, ainsi que l'augmentation du taux de confinement (f_c/f_{co}) offre un accroissement du taux du gain de résistance avec chaque épaisseur (t_f). Bien que l'enveloppe globale des cinq courbes diminue avec l'augmentation de (f_{co}), les deux constatations de la Figure (5.21) restent valables pour les Figures (5.22) et (5.23).

Ainsi, l'histogramme de la Figure (5.24) compare les taux du gain de résistance maximaux pour les trois classes du béton non confiné (normale, moyenne et élevée). D'après cet histogramme, on constate bien que le taux de résistance augmente avec l'augmentation de l'épaisseur (t_f), une perte de résistance significative sera produite lorsque (f_{co}) augmente pour chaque épaisseur (t_f). En effet, pour les différentes résistances du béton non confiné, l'épaisseur de l'enveloppe en PRFA de $t_f = 0.1\text{mm}$ attribue un taux minimal du gain de résistance suivi d'une augmentation de 16%, 27%, 35% et 40% pour les épaisseurs 0.2mm, 0.3mm, 0.4mm et 0.5mm respectivement.

A partir de cette étude de l'effet de variation de l'épaisseur du composite sur le gain de résistance en fonction du taux du confinement, on note que pour chaque classe du béton non confiné :

- ✓ l'augmentation du taux du confinement (f_i/f_{co}) engendre une augmentation du taux du gain de résistance (Δ_f).
- ✓ l'augmentation de l'épaisseur du composite (t_f) provoque une augmentation du taux du gain de résistance (Δ_f).
- ✓ L'augmentation de la résistance du béton non confiné (f_{co}) induit une diminution des valeurs du taux du gain de résistance (Δ_f).

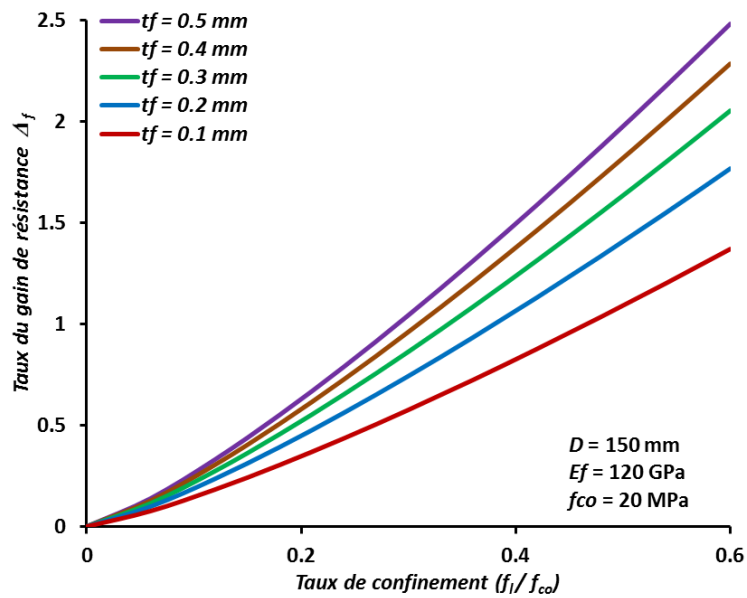


Figure 5.21 : Effet de l'épaisseur du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe normale $f_{co}=20\text{MPa}$

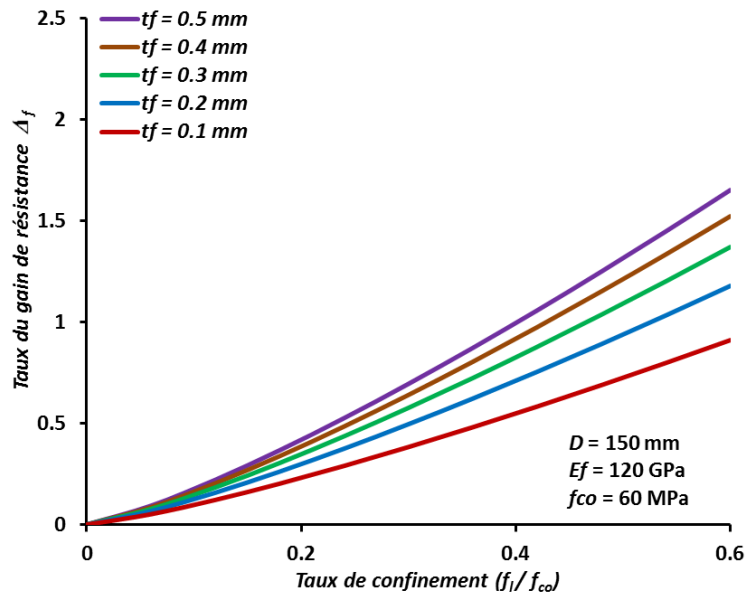


Figure 5.22: Effet de l'épaisseur du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe moyenne $f_{co}=60\text{MPa}$

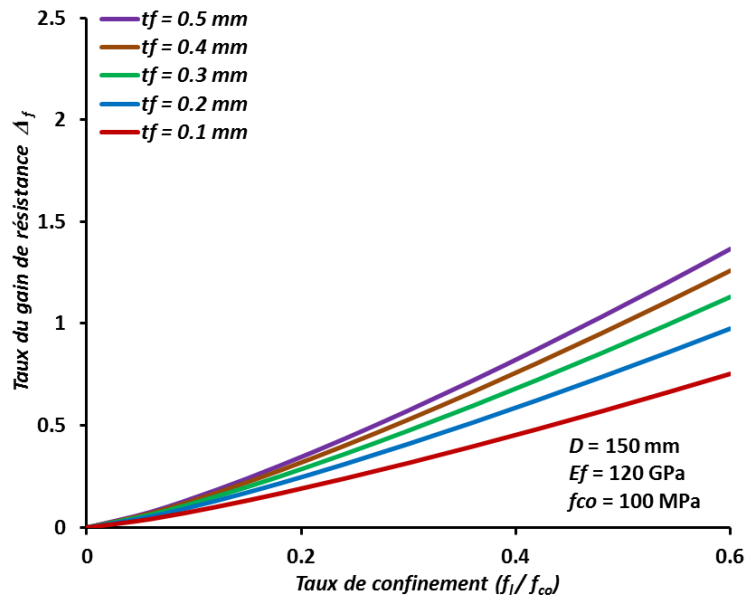


Figure 5.23: Effet de l'épaisseur du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe élevée $f_{co}=100\text{MPa}$

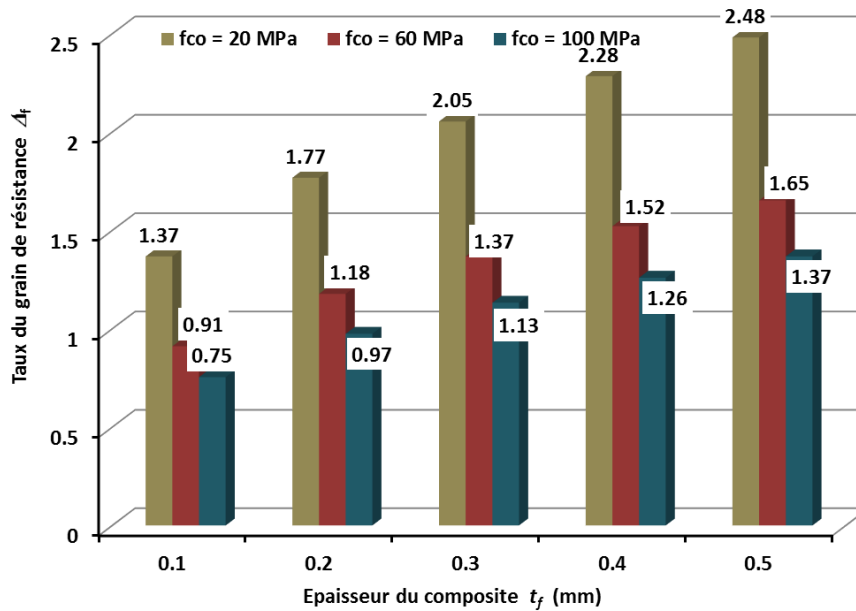


Figure 5.24 : Comparaison du taux du gain de résistance pour les différentes classes du béton non confiné en variant l'épaisseur du composite t_f .

5.3.3 Effet de l'élasticité du composite E_f

L'effet du module d'élasticité (E_f) est traité avec les mêmes données dressées dans le Tableau (5.4). La Figure (5.25) schématise cet effet en fonction du taux du confinement. D'après cette Figure, on constate que le gain de résistance augmente avec l'accroissement de (E_f). De même, ce gain s'améliore bien avec l'augmentation du taux du confinement. Ce constat reste valable dans les Figures (5.26) et (5.27) malgré que l'enveloppe globale des cinq courbes diminue avec l'augmentation de (f_{co}).

L'histogramme de la Figure (5.28) illustre la comparaison des valeurs maximales du gain de résistance. Cet histogramme confirme les observations ci-dessus. En outre, pour les différentes résistances du béton non confiné ($f_{co} = 20$ MPa, 60MPa et 100MPa), le spécimen enveloppé d'un PRFA d'une élasticité $E_f = 100$ GPa engendre un taux du gain de résistance le moins important suivit d'une augmentation de 14%, 23%, 29% et 33% pour les cylindres enveloppés d'un PRFA d'élasticité 150 GPa, 200 GPa, 250 GPa et 300 GPa respectivement.

A partir de cette étude de l'effet de variation de l'élasticité du composite sur le gain de résistance en fonction du taux du confinement, on résume pour chaque classe du béton non confiné, que :

- ✓ l'augmentation du taux du confinement (f_l/f_{co}) engendre une augmentation du taux du gain de résistance (Δ_f).
- ✓ l'amélioration du module d'élasticité (E_f) a un effet favorable sur l'amélioration du taux du gain de résistance (Δ_f).
- ✓ L'augmentation de la résistance du béton non confiné (f_{co}) a un effet hostile sur le taux du gain de résistance (Δ_f).

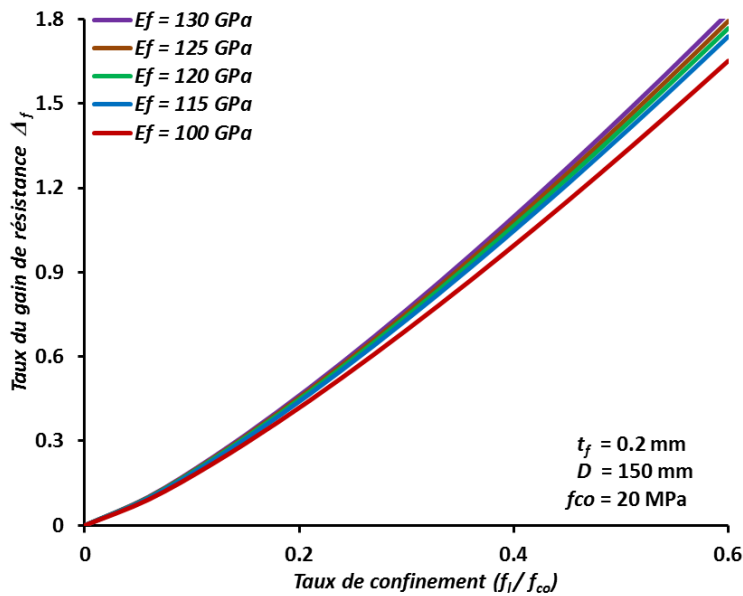


Figure 5.25 : Effet de l'élasticité du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe normale $f_{co}=20\text{MPa}$

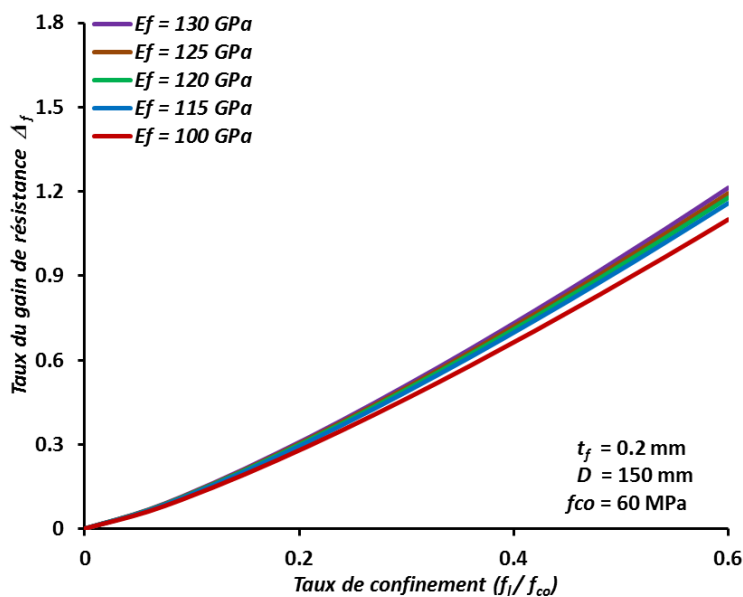


Figure 5.26: Effet de l'élasticité du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe moyenne $f_{co}=60\text{MPa}$

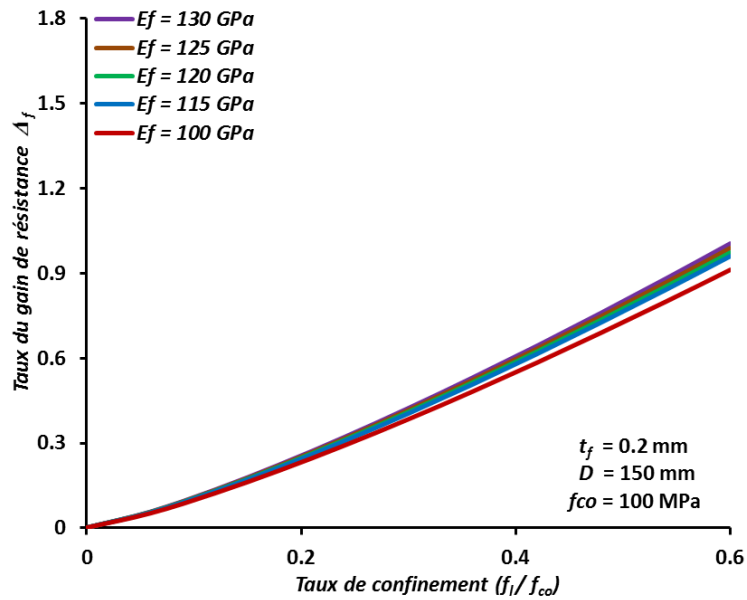


Figure 5.27: Effet de l'élasticité du composite sur le taux du gain de résistance pour un béton de classe élevée $f_{co}=100\text{MPa}$

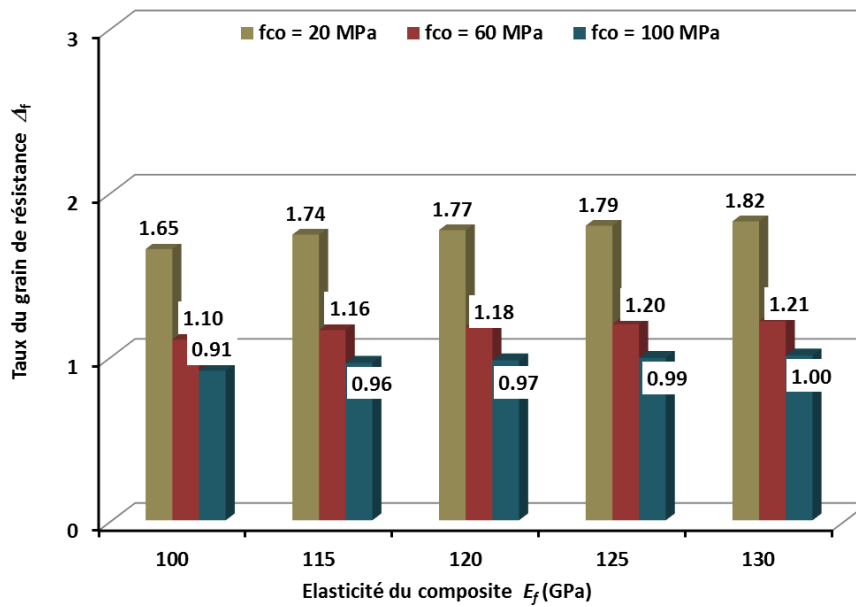


Figure 5.28 : Comparaison du taux du gain de résistance pour les différentes classes du béton non confiné en variant l'élasticité du composite E_f .

5.3.4 Comparaison des taux des gains de résistance avec les différents composites PRF

Dans cette section, le gain de résistance offert par le modèle de résistance en PRFA proposé dans cette étude (équation (5.2)) sera comparé avec ceux du modèle de *Benzaid et al.* (2010) développé pour le confinement en PRFC, ainsi que de *Huang et al.* (2016) établie pour le confinement en PRFV.

Le taux du gain de résistance estimé à partir du modèle de *Benzaid et al.* (2010) pour le confinement en PRFC, est exprimé par :

$$\Delta_f = \frac{f_{cc} - f_{co}}{f_{co}} = 1.6 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (5.3)$$

Ainsi que pour le confinement en PRFV, le taux du gain de résistance est évalué par *Huang et al.* (2016) avec la formule suivante :

$$\Delta_f = \frac{f_{cc} - f_{co}}{f_{co}} = 1.69 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.63} \quad (5.4)$$

La confrontation des taux du gain de résistance (Δ_f) en fonction du taux du confinement (f_l/f_{co}) est illustrée dans les Figures (5.29), (5.30) et (5.31) pour des résistances du béton non confiné ($f_{co}=20 \text{ MPa}$), ($f_{co}=60 \text{ MPa}$) et ($f_{co}=100 \text{ MPa}$) respectivement. D'après ces Figures, on observe que :

Pour les faibles résistances $f_{co}= 20 \text{ MPa}$ (Figure (5.29)), le modèle proposé dans cette étude pour les PRFA offre un meilleur gain de résistance comparativement aux deux autres modèles de PRFV et PRFC.

Pour les résistances moyenne $f_{co}= 60 \text{ MPa}$ et élevée $f_{co}= 100 \text{ MPa}$ (Figures (5.30) et (5.31)), le modèle proposé par *Huang et al.* (2016) pour les PRFV offre un meilleur gain de résistance comparativement aux deux autres modèles de PRFA et PRFC.

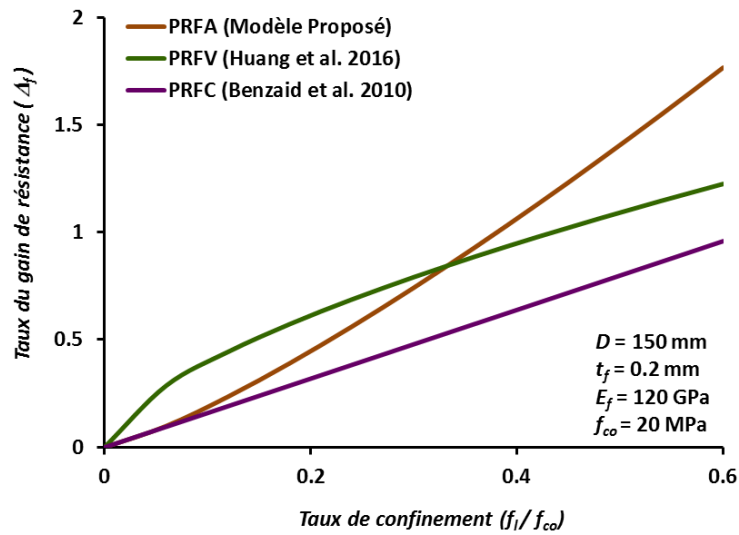


Figure 5.29 : Comparaison du gain de résistance des différents PRF pour un béton confiné de classe normale ($f_{co} = 20$ MPa).

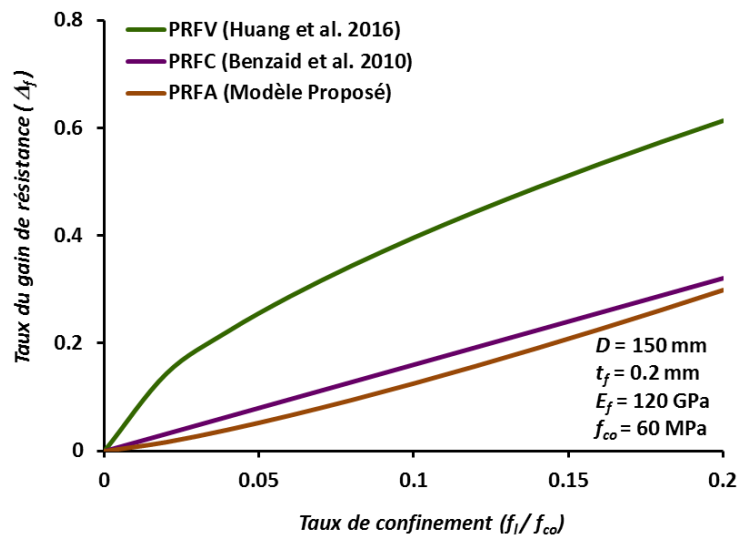


Figure 5.30 : Comparaison du gain de résistance des différents PRF pour un béton confiné de classe moyenne ($f_{co} = 60$ MPa).

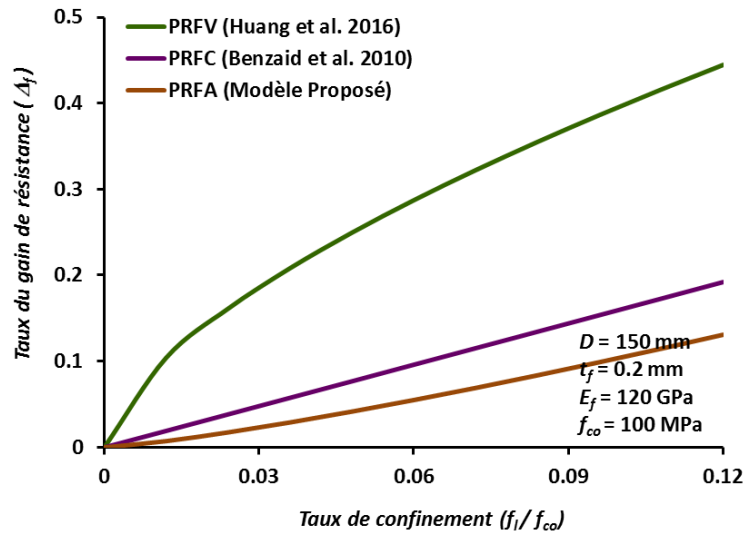


Figure 5.31 : Comparaison du gain de résistance des différents PRF pour un béton confiné de classe élevée ($f_{co} = 100$ MPa).

5.4 DUCTILITÉ DE DÉFORMATION AXIALE DANS LES COLONNES CONFINÉES PAR PRFA

5.4.1 Notions sur la ductilité

Dans l'analyse non linéaire des structures en béton armé, la ductilité définit la capacité d'une structure de subir une déformation après la fin de sa phase élastique, avec une dégradation significative de sa rigidité. Cette ductilité permet de prédire la capacité de déformation ultime d'une structure, qui constitue la propriété la plus importante pour la conception des structures sous charges exceptionnelles ou accidentelles (Bouziid et Kassoul, 2017).

Pratiquement, il existe plusieurs types de ductilité, qu'on peut citer :

- La ductilité en courbure, son facteur est exprimé par le rapport de la courbure ultime (φ_u) et la courbure à la fin de la phase élastique (φ_y) ($\mu_\varphi = \frac{\varphi_u}{\varphi_y}$).
- La ductilité des éléments ou la ductilité en rotation considère les propriétés de l'élément entier (poutre ou poteau), son facteur est déterminé par le rapport de la rotation ultime (θ_u) et la rotation à la fin de la phase élastique (θ_y) ($\mu_\theta = \frac{\theta_u}{\theta_y}$).
- La ductilité de structure ou la ductilité globale interpelle le comportement global de la structure entière. Ce type est exprimé par le rapport du déplacement ultime (δ_u) et le déplacement à la fin de la phase élastique (δ_y) ($\mu_\delta = \frac{\delta_u}{\delta_y}$).
- La ductilité de déformation ou la ductilité axiale caractérise les déformations élastoplastiques des matériaux pour différents types de chargement. Le facteur de cette

ductilité est quantifié par le rapport de la déformation de rupture (ε_u) et la déformation à la fin de la phase élastique du matériau (ε_y) ($\mu_\varepsilon = \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y}$).

Ce dernier type de ductilité sera considéré dans la suite de cette étude.

5.4.2 Paramètres affectant la ductilité de déformation

Dans cette section, la variation de la ductilité de déformation ($\varepsilon_{cc}/\varepsilon_{co}$) est influée principalement par le taux du confinement (f_l/f_{co}). Selon le modèle du confinement de déformation proposé en chapitre 3, relation (3.18), qu'on peut rappeler :

$$\mu_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2.3 + 1.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.75} \left(\frac{\varepsilon_{h,rupt}}{\varepsilon_{co}} \right)^{1.25} \quad (5.5)$$

Autre paramètre à un effet déterminant est la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$). À partir de ceci, ces deux paramètres seront mis en évidence afin de quantifier le facteur de ductilité de déformation.

5.4.3 Variation de la ductilité de déformation dans les colonnes confinées par PRFA

Selon les résultats expérimentaux assemblés dans le Tableau (2.1) du chapitre 2, concernant le confinement des cylindres en béton par des matériaux composites en polymères renforcés de fibres d'aramide, la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$) est comprise entre 0.2% et 3%. A cet effet, en fixant la déformation du béton non confiné à la valeur de $\varepsilon_{co}=0.2\%$, ainsi que selon les résultats expérimentaux l'évolution du taux du confinement (f_l/f_{co}) est limitée à la valeur 0.6. La variation de la ductilité de déformation en fonction du taux du confinement (f_l/f_{co}) est illustrée dans la Figure (5.32) et la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$) sera varié de 0.2%, 0.6%, 1.2%, 1.8%, 2.4% et 3%.

D'après cette Figure, lorsque le confinement est négligeable ($f_l/f_{co} = 0$), la valeur initiale de la ductilité de déformation égale à 2.3. Par ailleurs, l'augmentation du rapport f_l/f_{co} offre une amélioration significative de la ductilité de déformation.

D'autre part, l'augmentation de ($\varepsilon_{h,rupt}$) induit un taux d'accroissement colossal à la ductilité de déformation. En outre, selon l'histogramme illustré dans la Figure (5.33) fulgure que pour ($\varepsilon_{h,rupt}$) de 3% la ductilité de déformation devient plus importante avec une valeur $\mu_\varepsilon=26.45$ suivit d'une diminution de 22%, 43%, 62%, 79% et 88% pour les cylindres enveloppés d'un

PRFA et ayant une déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$) de 2.4%, 1.8%, 1.2%, 0.6% et 0.2% respectivement. En conséquence, l'augmentation de la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$) à un effet très propice sur l'amélioration de la ductilité de déformation (μ_ε) des colonnes.

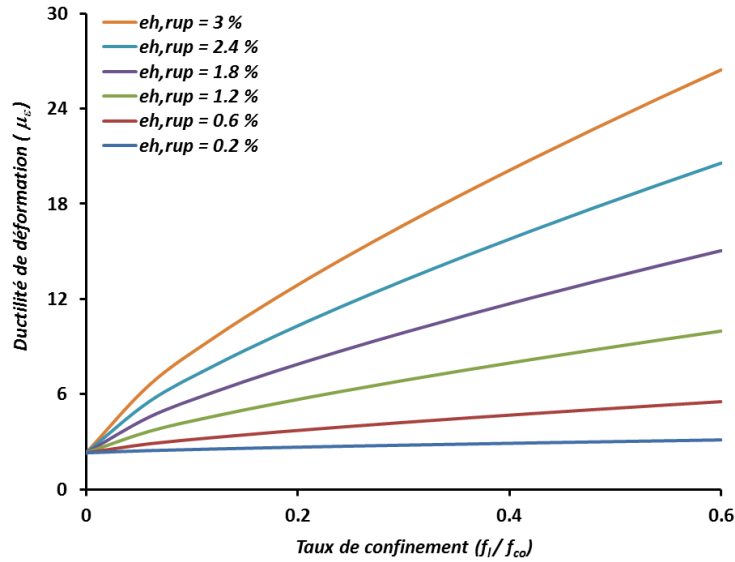


Figure 5.32 : Effet de la déformation de rupture du composite sur la ductilité de déformation.

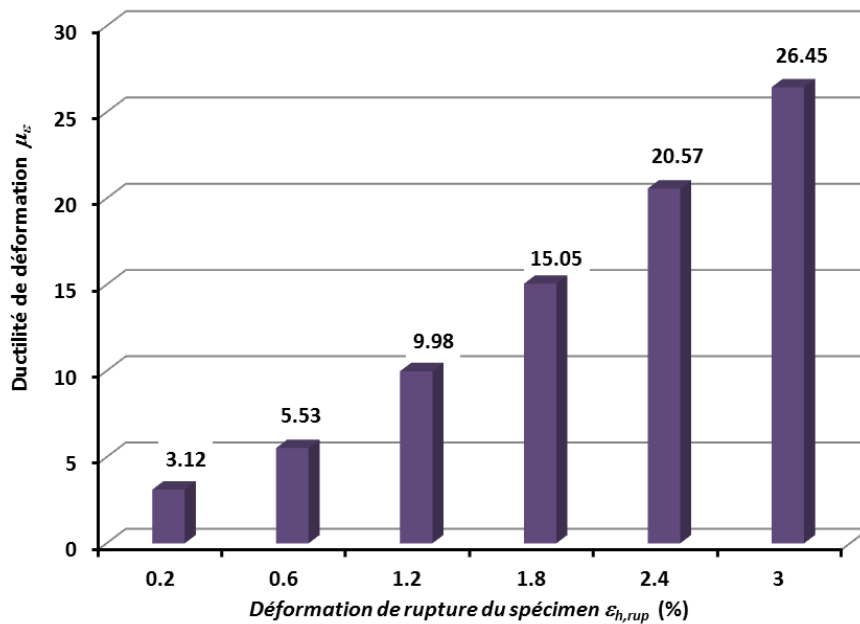


Figure 5.33 : Comparaison de la ductilité de déformation maximale selon la variation de la déformation de rupture du composite en PRFA ($\varepsilon_{h,rupt}$).

5.4.4 Comparaison de la ductilité de déformation avec les différents composites PRF

Dans cette section, on essaye de montrer la ductilité de déformation offerte par le modèle de résistance en PRFA proposé cette étude comparativement avec ceux du modèle de *Benzaid et al.* (2010) développé pour le confinement par polymères renforcés de fibres de carbone (PRFC), ainsi que celui de *Huang et al.* (2016) établie pour le confinement en polymères renforcés de fibres de verre (PRFV).

Le facteur de ductilité de déformation exprimé par le modèle de *Benzaid et al.* (2010) pour le PRFC, est exprimé par :

$$\mu_{\varepsilon} = \frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 2 + 5.48 \frac{f_l}{f_{co}} \quad (5.6)$$

Ainsi que pour le confinement en PRFV, le facteur de ductilité de déformation est évalué par l'équation (5.7) ci-dessous de *Huang et al.* (2016) :

$$\mu_{\varepsilon} = \frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 13.2 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0.6} \quad (5.7)$$

La comparaison de la ductilité de déformation (μ_{ε}) en fonction du taux du confinement (f_l/f_{co}) est illustrée dans les Figures (5.34), (5.35) et (5.36) pour les résistances du béton non confiné ($f_{co}=20 \text{ MPa}$), ($f_{co}=60 \text{ MPa}$) et ($f_{co}=100 \text{ MPa}$) respectivement. D'après ces Figures, on constate que le modèle de déformation proposé pour le confinement par polymères renforcés de fibres d'Aramide, offre toujours une meilleure ductilité comparativement aux modèles proposés pour le PRFV et PRFC, et ceci quelle que soit la résistance du béton non confiné (f_{co}).

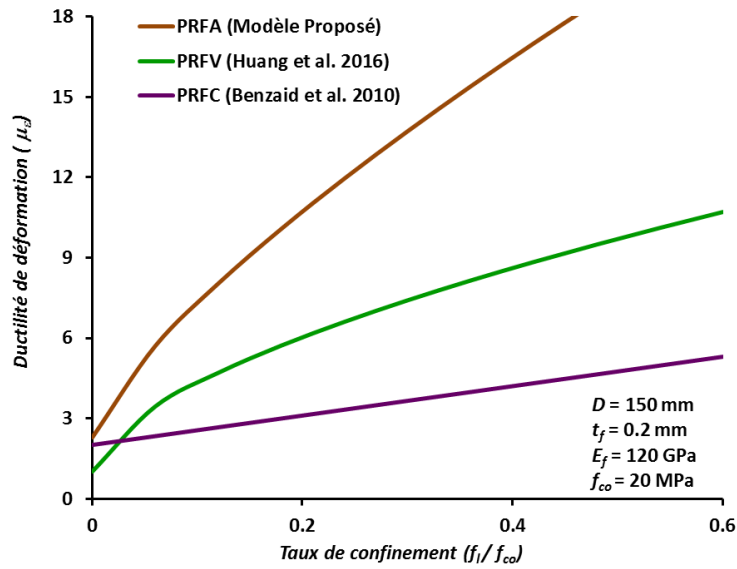


Figure 5.34 : Comparaison du gain de déformation des différents PRF pour un béton confiné de classe normale ($f_{co} = 20$ MPa).

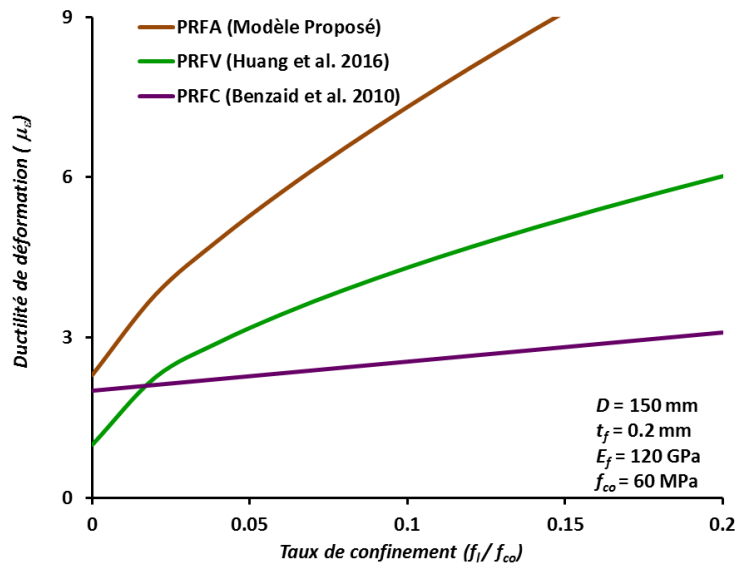


Figure 5.35 : Comparaison du gain de déformation des différents PRF pour un béton confiné de classe moyenne ($f_{co} = 60$ MPa).

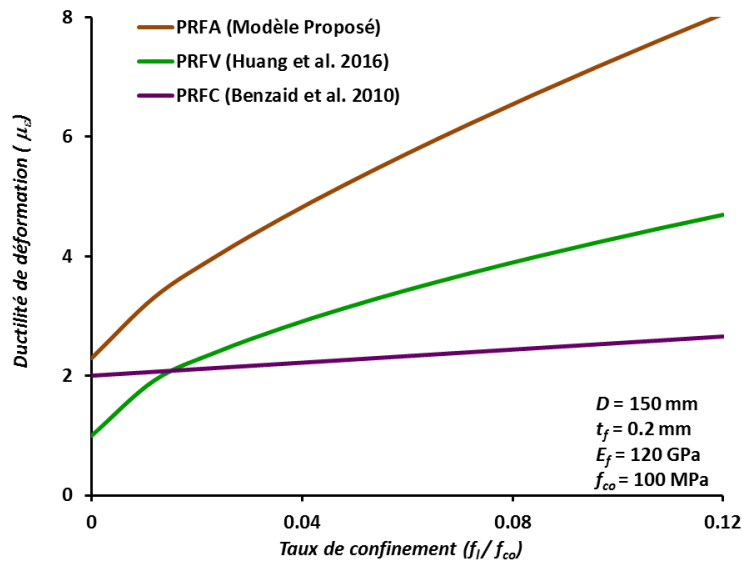


Figure 5.36 : Comparaison du gain de déformation des différents PRF pour un béton confiné de classe élevée ($f_{co} = 100 \text{ MPa}$).

5.5 CONCLUSION

Dans ce chapitre l'évaluation de la résistance et de la ductilité des colonnes circulaires confinées en PRFA a été établie. Afin de quantifier ces entités, l'influence de paramètres géométriques et de propriétés mécaniques du composite sur la loi du comportement proposée dans le précédent chapitre a été traité ainsi que la variation du taux du gain de résistance et de la ductilité de déformation, ceci pour les différentes classes du béton non confiné.

Les résultats obtenus indiquent que l'augmentation de la résistance du béton non confiné (f_{co}) accroît l'intensité de la résistance du confinement (f_c) ainsi que la déformation axiale (ϵ_c), par ailleurs pour les différents PRF, cette augmentation sera accompagnée une diminution du taux du confinement (f_i/f_{co}), du taux du gain de résistance (Δf) ainsi que la ductilité de déformation (μ_ϵ).

CONCLUSIONS GÉNÉRALES
ET PERSPECTIVES

1. Conclusions Générales

Sur la base de collecte d'une base de données expérimentale de 81 points des essais antérieurs des colonnes confinées par les polymères renforcés de fibres d'aramide (PRFA), et l'étude du mécanisme de confinement des sections circulaires ainsi que l'application de deux indicateurs statistiques pour l'étude de cette performance, à savoir, le coefficient de détermination (R^2) et l'erreur quadratique moyenne (RMSE). Dans la première partie, après l'étude de la performance de 12 modèles existant de confinement, et l'utilisation de la régression mathématique, on a pu aboutir aux nouvelles propositions suivantes :

- ✓ Le premier modèle de confinement par PRFA seulement prédisait la résistance ultime sur la base d'une analyse de régression linéaire de 61 bases de données expérimentales. Ce modèle est une expression de puissance simplement applicable dont le taux de rigidité de confinement est apporté au taux de confinement. Leurs indicateurs de performance ont montré une nette précision comparativement aux modèles empiriques existants.
- ✓ Le deuxième modèle de confinement par PRFA seulement prédisait la déformation ultime sur la base d'une analyse de régression linéaire de 48 bases de données expérimentales. Ce modèle présente une forme de puissance très simple et plus précise dont le taux de déformation de rupture du composite est apporté au taux de confinement. Leurs indicateurs de performance ont montré une meilleure exactitude par rapport aux modèles empiriques existants.
- ✓ La troisième proposition concerne une loi de comportement contrainte-déformation, en calibrant les paramètres affectant ce comportement. La validation de cette nouvelle loi a été réalisée par la confrontation avec 22 courbes expérimentales. Les résultats obtenus montrent que plus de 95% des courbes comparées sont largement en accord parfait avec les résultats expérimentaux.

La dernière partie, on s'est intéressé à une évaluation de la résistance et la ductilité des colonnes circulaires confinées en polymères renforcées de fibres d'aramide (PRFA). Après cette analyse, on a dégagé les conclusions suivantes :

- 1- L'augmentation de la résistance du béton non confiné augmente la résistance axiale de confinement ultime.

- 2- La résistance axiale de confinement est amplifiée avec l'augmentation de l'épaisseur, la résistance à la traction et l'élasticité du composite. Par ailleurs, cette résistance axiale de confinement est diminuée avec l'augmentation du diamètre du spécimen.
- 3- Pour chaque classe du béton non confiné, l'effet du confinement devient négligeable pour des diamètres du spécimen élevés ainsi que pour des épaisseurs, des résistances à la traction et des élasticités du composite moins importantes.
- 4- Pour les classes du béton normales et moyennes, la ductilité de déformation est diminuée avec l'augmentation de l'épaisseur et la résistance à la traction du composite, et elle est augmentée avec l'augmentation du diamètre du spécimen contrairement à celle obtenue pour une classe normale. Par ailleurs, l'augmentation de l'élasticité du composite diminue la ductilité de déformation pour les différentes classes du béton non confiné.
- 5- Pour chaque classe du béton non confiné, l'augmentation du taux de confinement engendre une augmentation du taux de gain de résistance.
- 6- Pour chaque classe du béton non confiné, le taux du gain de résistance est amplifié avec l'augmentation de l'épaisseur et l'élasticité du composite, par ailleurs, l'accroissement du diamètre du spécimen et de la résistance du béton non confiné diminue ce taux.
- 7- La déformabilité est augmentée avec l'augmentation de la déformation de rupture du composite en PRFA, en outre, l'accroissement de la déformation du béton non confiné provoque une réduction de cette ductilité.
- 8- En comparant les modèles de confinement des différents PRF, pour une classe normale du béton non confiné, le modèle proposé pour les PRFA offre un meilleur gain de résistance comparativement aux deux autres modèles de PRFV et PRFC, par contre, pour les classes moyenne et élevée, le modèle de confinement en PRFV attribue le meilleur gain de résistance, et le modèle du PRFC reste comparable avec le modèle proposé du PRFA. Pour les différentes classes du béton non confiné, le modèle de déformation proposé PRFA donne une ductilité de déformation considérable par rapport au modèle du PRFC et PRFV.

2. Perspectives

La littérature a montré que les fibres de carbone engendrent une résistance de confinement très considérable comparativement aux fibres d'aramide. A cet effet, dans une perspective de dimensionnement, une attention particulière doit être apportée à la sous structuration hybride couplée du composite en PRFA. Cependant, pour proposer une modification d'un composite en PRFA hybride, il est nécessaire d'avoir une approche globale.

Il est envisagé d'utiliser les résultats expérimentaux acquis dans le cadre des travaux antérieurs pour simuler le comportement des éléments structuraux renforcés en PRFA.

Sur le plan pratique, il y a un manque de codes et de critères de dimensionnement qui limitent l'utilisation pratique des matériaux composites pour la réparation ou le renforcement des structures en béton armé. En plus, il est important de préparer une génération des ingénieurs qui sont capables d'utiliser les potentialités des matériaux composites.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Abdalla H.A., (2002). Evaluation of deflection in concrete members reinforced with fibre reinforced polymer FRP bars. *Composites structures*, Vol. 56, pp. 63-71.
- ACI 363-84, (1984). State of the art report on high strength concrete. American Concrete Institute (ACI). ACI 363R-84, ACI-363 Committee, Detroit.
- 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.
- ACI Committee 440, 2010b – Report on Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (ACI 440.R-07).
- AFGC, (2011) – Réparation et renforcement des structures en béton au moyen de matériaux composites - Recommandations provisoires, Février 2011.
- Ahmad S. H., Shah S.P., (1982). Stress-strain curves of concrete confined by spiral reinforcement. *ACI journal*. 79 (6), 484-490.
- Al-Mahmoud F., Castel A., François R., Tourneur C., (2010) – RC beams strengthened with NSM CFRP rods and modeling of peeling-off failure – *Composite structures* 92, pp.1920-1930.
- Almusallam T., Alsayed S., (1995). Stress strain relationship of normal, high-strength and light weight concrete. *Magazine of Concrete Research*. 47(170) : 39-44.
- Bakis C.E., Bank L.C., Brown V.L., Cosenza E., Davalos J.F., Lesko J.J., Machida A., Rizkalla S.H., Triantafillou T.C., (2002). Fiber-reinforced polymer composites for construction—State-of-the-art review, *J. Compos. Constr.* 6 : 73–87,
- Balaguru P., Nanni A., 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.
- Barros J.O.A., Varma R.K., Sena-Cruz J.M., Azevedo A.F.M., (2008) – Near surface mounted CFRP strips for the flexural strengthening of RC columns : experimental and numerical research – *Engineering Structures* 30, pp. 3412-3425.
- Benzaid R., (2010). Contribution à l'Étude des Matériaux Composite Dans le Renforcement et la Réparation Des Éléments Structuraux Linéaires en Béton. Thèse de doctorat es science, Université Mentouri Constantine en cotutelle avec l'INSA de Rennes- France. 280 pages.
- Benzaid R., Mesbah H., Chikh N.E., (2010). FRP-confined Concrete Cylinders: Axial Compression Experiments and Strength Model. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 29, No. 16.

- Benzarti K., Quiertant M., Aubagnac C., Chataigner S., Nishizaki I., Y. Kato Y., (2008) - Durability of CFRP strengthened concrete structures under accelerated or environmental ageing conditions - International Conference on Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting (ICCRRR 2008) - Abstract 421-422 (full paper on CD-Proceedings, pp. 1187-1193). Cape Town, South Africa, 24-26 November 2008.
- Benzarti K., Quiertant M., Chataigner S., Aubagnac C., (2010) – Durabilité des interfaces de collage béton/composite soumises à un vieillissement accéléré – Matériaux organiques spécifiques pour la construction, sous la direction de Y. Mouton, Editions Lavoisier, 368 p.
- Berreur L., De Maillard B., 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.
- Berthelot J.M, (2012). Matériaux composites : Comportement mécanique et analyse des structures. 5ème Edition. Lavoisier, Edition TEC & DOC, Paris. ISBN : 978-2-7430-1450-6
- Berthet J., Ferrier E., Hamelin P., (2006). Compressive behavior of concrete externally confined by composite jackets: part B: modeling, *J. Constr. Build. Mater.* 20 : 338–347,
- Berthet J.F., Ferrier E., Hamelin P., (2005) – Compressive behavior of concrete externally confined by composite jackets. Part A : Experimental study – *Construction and Buildings Materials* 19, pp. 223-232.
- Bisby L. A., Dent A.J.S., Green M.F., (2005). A Comparison of Confinement Models for FRP Wrapped Concrete. *J. ACI. Struct.* 102: 62-72.
- Bouzid H. et Kassoul A., (2017). Ductilité dans les poutres en béton à haute résistance : Aspects et analyse. Editions universitaires européennes. International book market service Ltd., member of omniscryptum publishing group. 17 meltdrum street, Beau Bassin 71504, mauritius. ISBN : 978-620-2-26521-8. 203 pages.
- Cao Y.G., Jiang C., Wu Y.F., (2016). Cross-Sectional Unification on the Stress-Strain Model of Concrete Subjected to High Passive Confinement by Fiber-Reinforced Polymer. *J. Polym.* 8.
- Carolin A., (2003). Carbon fibre reinforced polymers for strengthening of structural elements. Doctorate Thesis, Lulea University of Technology, 178 p.
- Chai T. and Draxler R. R., 2014. Root mean square error (RMSE) or mean absolute error (MAE)? –Arguments against avoiding RMSE in the literature. *Journal of Geosci. Model Dev.*, 7, 1247–1250.
- Chakra F.A., (2016). Renforcement des poteaux en béton armé au moyen de polymère renforcé par fibre de carbone : comparaison des codes. *Matériaux composites et construction*. HAL archives-ouvertes.fr <dumas- 01664765>

- Char M.S., Saadatmanesh H., Ehsani M.R., (1994). Concrete girders externally prestressed with composite plates. *PCI Journal*, pp. 40-51.
- Chataigner S., Rabasse M., Benzarti K., Quiertant M., Aubagnac C., (2010a) – Durability of adhesively bonded composite reinforcements for concrete structures – 3rd fib International Congress, Washington, May 29th to June 2nd 2010.
- Chatain M., (2001). Matériaux composites : présentation générale. AM 5 000, *Technique de l'ingénieur, Traité Plastiques et Composites*, Vol. AM 6.
- Chen J.F., Li S.Q., Bisby L.A., Ai J., (2011). FRP rupture strains in the split-disk test, *J. Compos. Part B: Eng.* 42 : 962–972,
- Colajanni P., Papia M., Spinella N., (2013). Stress-Strain Law for Confined Concrete with Hardening or Softening Behavior. Hindawi Publishing Corporation. *Advances in Civil Engineering*. Vol 2013, Article ID 804904, 11 pages.
- Colomb F., (2007) – Comportement mécanique sous sollicitations cycliques d'éléments de structure en béton armé renforcés par matériaux composites, application au renforcement parasismique – Thèse de doctorat, Université Claude Bernard – Lyon 1.
- Colomb F., Ferrier E., Hamelin P., (2005) – Comportement mécanique sous sollicitations oligocycliques de poteaux en béton armé renforcés par matériaux composites, application aux séismes – XXIIIèmes rencontres universitaires de génie civil 2005 – Risque & Environnement, Grenoble, France.
- Coonan R.M., 2016. Experimental Testing of Realistically Sized and Loaded FRP-Confined Prismatic Reinforced Concrete Columns. *These de Doctorat*. Université de Bath. Département d'Architecture et de Génie Civil.
- CSTB, 2007 – Avis technique n°3/06-491 du procédé ROCC+® de GTM Construction.
- Cui C. (2009). Behaviour of normal and high strength concrete confined with fiber reinforced polymers (FRP). *MSc Thesis*, University of Toronto. p. 1–376.
- Cui C., Sheikh S., (2010). Analytical model for circular normal-and high-strength concrete columns confined with FRP, *J. Compos. Constr.* 14 :562–572.
- Dai J.G., Bai Y.L., Teng J. G., (2011). Behavior and Modeling of Concrete Confined with FRP Composites of Large Deformability. *J. Compos. Constr.* 15: 963–973.
- De Lorenzis L., Tepfers R., (2003). Comparative Study of Models on Confinement of Concrete Cylinders with Fiber-Reinforced Polymer Composites. *J. Compos. Constr.* 7 : 219-237.
- Ehsani M.R., Saadatmanesh H., (1996). Seismic retrofit of URM walls with fiber composites. *The Masonry Society Journal*, pp.63-72.
- El-Gawady M., Endeshaw M., McLean D., Sack R., (2010) – Retrofitting of rectangular columns with deficient lap splices – *Journal of composites for construction*, January/February 2010, pp. 22- 35.

- Falah H, (2015). Behavior of carbon fiber reinforced polymer strengthened reactive powder concrete columns. *International Journal of Advanced Research In Engineering And Technology (IJARET)*. Volume 6, Issue 3, ISSN 0976 – 6499 (Online).
- Fam A.Z., Rizkalla S.H., (2001). Behavior of axially loaded concrete-filled circular fiberreinforced polymer tubes, *J. ACI. Struct.* 98 280–289.
- Fam A.Z., Rizkalla S.H., (2001). Confinement model for axially loaded concrete confined by circular fiber-reinforced polymer tubes. *ACI Struct. J.*, 98(4): 451-461.
- Fardis M.N., Khalili H., (1981). Concrete encased in fiber glass reinforced-plastic, *J. Am. Concr. Inst. Proc.* 78 : 440–446.
- Fardis M.N., Khalili H., (1982). FRP-encased concrete as a structural material, *Mag. Concr. Res.* 34 : 191–202,
- Ferrier E., Hamelin P., (2002) – Long-time concrete-composite interface characterization for reliability prediction of RC beam strengthened with FRP – *Materials and Structures*, Vol. 35, pp. 564-572.
- Fib Task Group 9.3 FRP (2001). Externally bonded FRP reinforcement for RC structures. Technical report on the Design and use of externally bonded fibre reinforced polymer reinforcement (FRP EBR) for reinforced concrete structures prepared by a working party of the Task Group 9.3 FRP (Fibre Reinforced Polymer) reinforcement for concrete structures. July 2001. ISSN 1562-3610. ISBN 2-88394-054-1
- Foo S., Naumoski N., 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.
- Gaber Elshamandy M., (2017). GFRP reinforced concrete columns under simulated seismic loading. Doctoral thesis, SHERBROOKE University, 141 pages.
- Galal K., Arafa A., Ghobarah A., (2005) – Retrofit of RC square short columns – *Engineering Structures* 27, pp. 801-813.
- Ghenassia A., Lacroix C., (1997) – Réparation et renforcement d’ouvrages d’art par collage de tissus de fibres de carbone TFC – Freyssinet International, *Ouvrages d’art* n°28, novembre 1997, p. 9-13.
- Grace N.F., Singh S.B., (2005) – Durability evaluation of carbon fiber-reinforced polymer strengthened concrete beams: experimental study and design – *ACI Structural Journal* 102-S05, pp. 40-53.
- Green M.F., Bisby L.A., Fam A.Z., Kodur V.K.R., (2006). FRP confined concrete columns: behaviour under extreme conditions, *Cem. Concr. Compos.* 28 928–937,
- Günaslan S.E., Karasin A., Öncü M.E., (2014). Properties of FRP materials for strengthening, *J. Innovative Sci. Eng. Technol.* 1 : 656–660.

- Hadi M.N.S., (2007) – Behaviour of FRP strengthened concrete columns under eccentric compression loading – *Composite Structures* 77, pp. 92-96.
- Hallonet A., (2016). Développement et caractérisation d'un matériau composite à base de fibres de lin - Application au renforcement de structures en béton par collage externe. Thèse de doctorat, Matériaux. Université de Lyon. HAL Id : tel-01402139.
- Hany N.F., Hantouche E.G., Harajli M.H., (2015). Axial stress–strain model of CFRP-confined concrete under monotonic and cyclic loading. *J. Compos. Constr.* 19.
- Harajli M.H., (2006). Axial stress–strain relationship for FRP confined circular and rectangular concrete columns, *J. Cem. Concr. Comp.* 28 938–948,
- Harajli M.H., Hantouche E., Soudki K., (2006). Stress-strain model for fiber-reinforced polymer jacketed concrete columns, *J. ACI. Struct.* 103 672–682.
- Harmon T., Slattery K., (1992). Advanced composite confinement of concrete. *Advanced composite materials in bridges and structures*. CSCE; p. 299–306.
- Harries K. A., Kharel G., (2002). Behavior and modeling of concrete subject to variable confining pressure. *ACI Mater. J.*, 99(2) : 180-189.
- Harries K.A., Ricles J.R., Pessiki S., Sause R., (2006) - Seismic Retrofit of Lap Splices in Nonductile Square Columns Using Carbon Fiber-Reinforced Jackets - *ACI Structural Journal* 103- S89, November/December 2006, pp. 874-884.
- Hu B., Wang J.G., (2010). Unified model for calculating stress-strain relationship of circular and rectangular concrete columns confined with FRP. *J. Xi'an Univ. Arch. Tech.* 4 : 394–406.
- Huang L., Gao C., Yan L., Kasal B., Ma G., Tan H., (2016). Confinement models of GFRP-confined concrete: Statistical analysis and unified stress–strain models. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 0(0) 1–25. DOI: 10.1177/0731684416630609.
- Iacobucci R.D., Sheikh S.A., Bayrak O., (2003) – Retrofit of square concrete columns with carbon fiber-reinforced polymer for seismic resistance – *ACI Structural Journal* 100-S81, pp. 785-794.
- Ilki A., Kumbasar N., (2003). Compressive behaviour of carbon fibre composite jacketed concrete with circular and non-circular cross-sections, *J. Earthquake Eng.* 7 : 381–406,
- Ilki, A., Kumbasar, N., and Koc, V., (2004). Low strength concrete members externally confined with FRP sheets. *Struct. Eng. Mech.* 18(2): p. 167-194.
- Imran I., Pantazopoulou S.J., (1996). Experimental study of plain concrete under triaxial stress, *J. ACI. Mater.* 93 : 589–601.
- ISIS Canada, (2006) – ISIS Educational Module 4: An Introduction to FRP Strengthening of Concrete Structures, www.isiscanada.com.

- Issa C., Karam G., (2004). Compressive strength of concrete cylinders with variable widths CFRP wraps. Proc., 4th International Conf. on Advanced Composite Material Structures, ACMBS-IV, Calgary, Alberta, Canada.
- Jiang T., Teng J.G. (2007). “Analysis-oriented stress–strain models for FRP-confined concrete: a comparative assessment” Eng Struct. 29(11):2968–2986.
- Jiang T., Teng J.G., (2007). Analysis-oriented stress-strain models for FRP-confined concrete. Eng. Struct., 29(11) : 2968-2986.
- Jiang, T., Teng, J. G., (2006). Strengthening of short circular RC columns with FRP jackets: a design proposal. in Proc. 3rd Int. Conf. on FRP Composites in Civil Engineering. Miami, Florida, USA.
- Jolly, C.K., and Lilistone, D., (1998). The stress-strain behavior of concrete confined by advanced fibre composites. in Proc. 8th BCA Conference Higher Education and the Concrete Industry. Southampton.
- Jolly, C.K., and Lilistone, D., (2000). An innovative form of reinforcement for concrete columns using advanced composites. Structural Engineer. 78(23-24): p. 20-28.
- Karabinis A.I., Rousakis T.C., (2002). Concrete confined by FRP material: a plasticity approach. J. Eng. Struct. 24 : 923–932.
- Karantzakis M., Papanicolaou C.G., Antonopoulos C.P., Triantafillou T.C., (2005) – Experimental Investigation of nonconventional confinement for concrete using FRP – Journal of composites for construction, Nov/Dec 2005, pp. 480-487.
- Karbhari, V.M., and Gao, Y., (1997). Composite jacketed concrete under uniaxial compression-verification of simple design equations. J. Mater. Civ. Eng. 9(4): p. 185-193.
- Lam L, Teng J.G. (2004). “Ultimate condition of fiber reinforced polymer-confined concrete.” J Compos Constr, 8(6): 539–48.
- Lam L., Teng J.G., (2002). Strength models for fiber-reinforced plastic-confined concrete. J. Struct. Eng. 128 : 612–623.
- Lam L., Teng J.G., (2003). Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete, J. Constr. Build. Mater. 17 : 471–489,
- Lam L., Teng J.G., (2003b). Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete in rectangular columns. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 22 (13) pp. 1149-1186.
- Lam L., Teng J.G., (2009). Stress-strain model for FRP-confined concrete under cyclic axial compression, J. Eng. Struct. 31 308–321,
- Lan S., Z. Guo S., (1997). Experimental investigation of multiaxial compressive strength of concrete under different stress paths, J. ACI. Mater. 94 : 427–434.

- Li P, Wu Y.F., (2015). Stress–strain model of FRP confined concrete under cyclic loading. *J. Compos. Struc.* 134 : 60–71.
- Li, Y.F., Lin, C. T., and Sung, Y. Y., (2003). A constitutive model for concrete confined with carbon fiber reinforced plastics. *Mech. Mater.* 35(3-6): p. 603-619.
- Lim J. C., Karakus M., Ozbakkaloglu T., (2016). Evaluation of ultimate conditions of FRP-confined concrete columns using genetic programming. *J. Comp. Struc.* 162: 28–37.
- Lim J.C., Ozbakkaloglu T., (2014). Influence of Silica Fume on Stress-Strain Behavior of FRP-Confined HSC. *Mag. Conc. Res.* 63: 11-24.
- Lim J.C., Ozbakkaloglu T., (2014). Investigation of The Influence of Application Path of Confining Pressure: Tests on Actively Confined and FRP-confined Concretes. *J. Struct. Eng.* 141: 325-363.
- Luyckx J., (1999) – Composites à fibres de carbone dans le génie civil – Techniques de l’Ingénieur, traité Plastiques et Composites, AM 5 620.
- Ma R., Xiao Y., Li K.N., (2000) – Full scale testing of a parking structure column retrofitted with carbon fiber reinforced composites – *Construction and Building Materials* 14, 2000, pp. 63-71.
- MacGREGOR J. G., “Ductility of structural elements”, *Handbook of concrete engineering*, s.l. :Mac Graw Hill, pp. 229-247, 1974.
- Mander J.B., Priestley M.J.N., Park R., (1988). Theoretical stress-strain model for confined concrete. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 114, No. 8, pp. 1804-1826.
- Master Builders, Inc. and Structural Preservation Systems. (1998). *MBrace Composite Strengthening System : Engineering Design Guidelines*. 2nd edition. Cleveland, OH: Master Builders, Inc.
- Matsuda T., Sato H., Fujiwara H., Higashira N., (1990). Effect of Carbon Fiber Reinforcement as a Strengthening Measure for Reinforced Concrete Bridge Piers. *Proceeding of the First U.S.-Japan Workshop on Seismic Retrofit of Bridges*, Public Works Research Institute, Ministry of Construction, Tsukuba Science City, Japan, December 17-18.
- Matthys S., Toutanji H., Taerwe L., (2006). Stress–strain behavior of large-scale circular columns confined with FRP composites, *J. Struct. Eng.* 132 : 123–133.
- Matthys, S., Toutanji. H., Audenaert, K., and Taerwe, L., (2005). Axial load behavior of largescale columns confined with fiber-reinforced polymer composites. *ACI Struct. J.* 102(2): p. 258-267.
- Mesbah H.A., Benzaid R., (2017). Damage-based stress-strain model of RC cylinders wrapped with CFRP composites. *Advances in Concrete Construction*, Vol. 5, No. 5, 539-561. doi : <https://doi.org/10.12989/acc.2017.5.5.539>

- Mirmiran A., Shahawy M., (1996). A new concrete-filled hollow FRP composite column, *J. Compos. Part B*. 27 : 263–268,
- Mirmiran A., Shahawy M., (1997). Behavior of concrete columns confined by fiber composites, *J. Struct. Eng.* 123 : 583–590,
- Mirmiran A., Shahawy M., (1997). Behavior of concrete columns confined by fiber composites. *J. Struct. Eng.*, 123(5) : 583-590.
- Miyauchi, K., Nishibayashi, S., and Inoue, S., (1997). Estimation of strengthening effects with carbon fiber sheet for concrete column. in 3rd Int. Symp. Of Non-Metallic Reinforcement for Concrete Structures.
- Nakamura. H., Niwa. J. et Tanabe. T., “An analytical evaluation of the ductility of reinforced concrete members”, *Proceedings Of The Tenth World Conference On Earthquake Engineering*, Madrid, Spain, pp. 4343- 4348, 1992.
- Nanni A. Norris M.S., (1995). « FRP » jacketed concrete under flexure and combined flexure-compression. *Construction and Building Materials*, Vol. 9, No. 5, pp.273-281.
- Neale K.W., 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.
- Neale K.W., Labossière P., (1998) – Fiber composite sheets in cold climate rehab – *Concrete International* 20(6), pp. 22-24.
- Neale K.W., Labossière P., Thériault M., (2001) – FRPs for strengthening and rehabilitation: durability issues – *Proceedings of an international workshop*, *Composites in Construction: A reality*, held in Capri, Italy, July 20-21, 2001.
- Ohno S., Miyauchi Y., Kei T., 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.
- Ou Y., Zhu D., Zhang H., Huang L., Yao Y., Li G., Mobasher B., (2016). Mechanical Characterization of the Tensile Properties of Glass Fiber and Its Reinforced Polymer (GFRP) Composite under Varying Strain Rates and Temperatures. *Polymers*, 8, 196, doi:10.3390/polym8050196
- Ozbakkaloglu T., Akin E., (2012). Behavior of FRP-Confined Normal- and High-Strength Concrete Under Cyclic Axial Compression. *J. Compos. Constr.* 16: 451-463.
- Ozbakkaloglu T., Lim J.C., (2013). Axial compressive behavior of FRP-confined concrete: Experimental test database and a new design-oriented model. *J. Compos. Part B: Eng.* 55: 607–634.
- Ozbakkaloglu, T., (2013). Behavior of square and rectangular ultra-high-strength concrete-filled FRP tubes under axial compression. *Compos. Part B*, 54, 97–111.

- Ozbakkaloglu, T., Lim, J.C., Vincent, T., (2013). FRP-confined concrete in circular sections: Review and assessment of stress–strain models. *Eng. Struct.* 49, 1068–1088.
- Pantelides C.P., Gergely J., Reaveley L.D., Volnny V.A., (2000) – Seismic strengthening of reinforced concrete bridge pier with FRP composites – 12th World Conference on earthquake Engineering, 0127, Auckland, New Zealand.
- Park R., Ruitong. D., (1988). Ductility of doubly reinforced beam sections. *ACI Structural Journal*, Title No 85-S24, pp. 217-225.
- Park. R., (1989). Evaluation of ductility structures and structural assemblages from laboratory testing. *Bulletin of the New Zeland National Society for Earthquake Engineering*, Vol. 22 (3), pp. 155-165.
- Pellegrino C., Modena C., (2009). Flexural strengthening of real-scale RC and PRC beams with end-anchored pretensioned FRP laminates – *ACI Structural Journal* 106-S31, May/June 2009, pp. 319-328.
- Pellegrino C., Modena C., (2010). Analytical Model for FRP Confinement of Concrete Columns with and without Internal Steel Reinforcement. *J. Compos. Constr.* 14 : 693-705.
- Perrone M., Barros J.A.O., Aprile A., (2009) – CFRP-based strengthening technique to increase the flexural and energy dissipation capacities of RC columns – *Journal of composites for construction*, September/October 2009, pp. 372-383.
- Pessiki S., Harries K.A., Kestner J., Sause R., Ricles J.M., (2001). The axial behavior of concrete confined with fiber reinforced composite jackets, *J. Compos. Constr.* 5 : 237–245,
- Pham T.M., Hadi M.N.S., (2014). Confinement model for FRP confined normal- and high-strength concrete circular columns. *J. Constr. Build. Mat.* 69: 83-90.
- Popovics S., (1973). A numerical approach to the complete stress-strain curve of concrete. *Cem. Concr. Res.* 3, 583–599.
- Priestley M.J.N., Seible F., (1991). *Seismic Assessment and Retrofit of Bridges*. Edited by M.J.N. Priestley and F. Seible, University of California at San Diego, Structural Systems Research Project, Report No. SSRP-91/03, July, 418p.
- Quiertant M., Clément J.-L., (2011) – Behavior of RC columns strengthened with different CFRP systems under eccentric loading – *Construction and Building Materials* 25, pp. 452-460.
- Quiertant M., Toutlemonde F., (2005) – Experimental investigation of carbon FRP reinforced RC columns under combined flexure-compression loading – *Composites in construction 2005*, third international conference, Hamelin et al (eds), Lyon, France, July 11-13, 2005.

- Rawlings J.O., Pantula S.G., Dickey D.A., (2004). *Applied Regression Analysis: A Research Tool*, Second Edition. Department of Statistics North Carolina State University Raleigh, NC 27695, USA. (Springer texts in statistics), ISBN 0-387-98454-2.
- Reglero Ruiz J.A., Trigo-López M., Garcia F.C., Garcia J.M., (2017). Functional aromatic polyamides, *J. Polymers*. 9 (414) :1–44,
- Richard R.M., Abbott B.J., (1975). Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula. *J. Eng. Mech. Div.* 101 : 511-515.
- Rizkalla S., Hassan T., 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.
- Rochette P., Labossière P., (2000) – Axial testing of rectangular column models confined with composites – *Journal of composites for construction*, Vol.4, No.3, August 2000, pp. 129-136.
- Rousakis T. C., Rakitzis T. D., Karabinis A. I., (2012). Design-Oriented Strength Model for FRP-Confined Concrete Members. *J. Compos. Constr.* 16: 615-625.
- Rousakis T.C., Karabinis A.I., Kiosis P.D. (2007). FRP-confined concrete members: axial compression experiments and plasticity modelling. *Engineering Structures*, 29(7), 1343-1353.
- Roy N., Labossière P., Proulx J., St-Georges E., Paultre P., (2009) – FRP wrapping of RC structures submitted to seismic loads – *Seismic Risk and Retrofitting; Geotechnical, geological, and earthquake engineering 10*, Ilki et al. (eds.), pp. 297-305.
- Russell-Smith S.V., Lepech D., (2009) – Life cycle assessment of FRP seismic retrofitting – *Proceedings of US-Japan Workshop on Life Cycle Assessment of Sustainable Infrastructure Materials*, Sapporo, Japan, October 21-22, 2009.
- Saadatmanesh H., Ehsani M.R., Li M.W., (1994). Strength and ductility of concrete columns externally reinforced with fiber composite straps, *J. ACI. Struct.* 91 : 434–447.
- Saafi M., Toutanji H.A., Li Z., (1999). Behavior of concrete columns confined with fiber reinforced polymer tubes, *J. ACI. Mater.* 96 500–509.
- Saatcioglu M., Razvi S.R., (1992). Strength and ductility of confined concrete. *J. Struct. Engrg. ASCE*. 118 (6), 1590-1607.
- Sadeghian P., Fam A., (2014). A rational approach towards strain efficiency factor of FRP-wrapped concrete columns, *J. Aci. Struct.* 111 : 135–144,
- Sadeghian P., Fam A., (2015). Improved design-oriented confinement models for FRPwrapped concrete cylinders based on statistical analyses, *J. Eng. Struct.* 87 : 162–182,

- Sadone R., (2011). Comportement de poteaux en béton armé renforcés par matériaux composites et soumis à des sollicitations de type sismique et analyse d'éléments de dimensionnement. Autre. Université Paris-Est. Français. HAL archives-ouvertes.fr. <tel-00675015>
- Samaan M., Mirmiran A., Shahawy M., (1998). Model of concrete confined by fiber composites, *J. Struct. Eng.* 124 : 1025–1031,
- Seible F., Hegemier G.A., Innamorato D., (1995). Developments in Bridge Column Jacketing Using Advance Composites. Proceedings of the National Seismic Conference on Bridges and Highways, Federal Highway Administration and California Department of Transportation, San Diego, California, December 10-13.
- Seible F., Priestley M.J.N., Hegemier G.A., Innamorato D., (1997) – Seismic retrofit of RC columns with continuous carbon fiber jackets – *Journal of composites for construction*, May 1997, pp. 52-62.
- Seltman H.J., 2012. *Experimental Design and Analysis*. Publisher: Carnegie Mellon University. 428 pages.
- Seyhan E.C., Goksu C., Uzunhasanoglu A., Ilki A., (2015). Seismic behavior of substandard RC columns retrofitted with embedded aramid fiber reinforced polymer (AFRP) reinforcement, *J. Polymers* 7 : 2535–2557,
- Shahawy M., Mirmiran A., Beitelmann T., (2000). Tests and modeling of carbonwrapped concrete columns, *J. Compos. Part B: Eng.* 31 : 471–480,
- Shao Y., Zhu Z., Mirmiran A., (2006). Cyclic modeling of FRP-confined concrete with improved ductility. *J. Cem. Concr. Compos.* 28 : 959–968.
- Sika, (2006) – Using post-tensioning with the Sika® CarboStress system to allow the removal of walls : a case study, Sika at Work No. 13.06
- SikaWrap® Hex 103C, Carbon fiber fabric for structural strengthening, Product Data Sheet Edition 6.23.2010.
- Spoelstra M.R., Monti G., (1999). FRP-confined concrete model, *J. Compos. Constr.* 3 :143–150
- 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.
- Teng J.G., Chen J.F., Smith S.T., Lam L., (2002). FRP strengthened RC structures. John Wiley & Sons, Ltd, Chichester, UK, 245p.
- Teng J.G., Chen J.F., Smith S.T., Lam L., (2003). Behaviour and strength of FRP-strengthened RC structures: A state of the art review. *Structures and Buildings*, 156 (1), pp. 51-62.

- Teng J.G., Lam L., (2002). Compressive behavior of carbon fiber reinforced polymer-confined concrete in elliptical columns. *J. Struct. Eng.* 128 : 1535–1543.
- Teng, J.G., Jiang, T., Lam, L. and Luo, Y., (2009). Refinement of a Design-Oriented Stress-Strain Model for FRP-Confined Concrete. *ASCE J. Compos. Constr.* 13(4): p. 269-278.
- Thériault M., Neale K. W., Claude, S. (2004). FRP-confined circular concrete columns: Investigation of size and slenderness effects. *Journal of Composites in Construction*, 8 (4), pp. 323–331.
- Touhari M., Mitiche-Kettab R., (2016). Behaviour of FRP confined concrete cylinders: experimental investigation and strength model, *Period. Polytech. Civ. Eng.* 60 :647–660,
- Toutanji, H.A., (1999). Stress-strain characteristics of concrete columns externally confined with advanced fiber composite sheets. *ACI Mater. J.* 96(3): p. 397-404.
- Vincent T., Ozbakkaloglu T., (2013). Influence of fiber orientation and specimen end condition on axial compressive behavior of FRP-confined concrete. *J. Constr. Buil. Mat.* 47 : 814–826.
- 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.
- Wang Y., Zhang D., (2009). Creep-Effect on Mechanical Behavior of Concrete Confined by FRP under Axial Compression. *J. Eng. Mech.* 135: 1315-1322.
- Wang Y.F., Wu H.L., (2011). Size Effect of concrete short columns confined with aramid FRP jackets, *J. Compos. Constr.* 15 : 535–544,
- Wang Z., Wang D., Smith S.T., Lu D., (2012). Experimental testing and analytical modeling of CFRP-confined large circular RC columns subjected to cyclic axial compression. *J. Eng. Struct.* 40 : 64–74.
- Watanabe K., Nakamura H., Honda T., Toyoshima M., Iso M., T. Fujimaki M., Kaneto M., Shirai N., (1997). Confinement Effect of FRP Sheet on Strength and Ductility of Concrete Cylinders under Uniaxial Compression. in: Proceedings of the 3rd International Symposium on Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structure, Sapporo, Japan, 14–16 October 1997, pp. 233–240.
- Wei Y.Y., Wu Y.F., (2011). Unified stress-strain model of concrete for FRP-confined columns. *J. Constr. Build. Mater.* 26: 381–392.
- Wu G., Wu Z. S., Lu Z. T., Ando Y. B., (2008). Structural Performance of Concrete Confined with Hybrid FRP Composites. *J. Reinfor. Plast. Compos.* 27 : 1323-1347.
- Wu H., (2007). Constitutive Model Of Concrete Confined By Advanced Fiber Composite Materials And Applications In Seismic Retrofitting. Theses of Doctorat, University of Southern California.

- Wu H., Wang, Y., Yu, L. and Li, X., (2009). Experimental and Computational Studies on High-Strength Concrete Circular Columns Confined by Aramid Fiber-Reinforced Polymer Sheets. *ASCE J. Compos. Constr.* 13(2): p. 125-134.
- Wu H.L., Wang Y.F., Yu L., Li X.R., (2009). Experimental and computational Studies on High-Strength Concrete Circular Columns Confined by Aramid Fiber-Reinforced Polymer Sheets. *J. Compos. Constr.* 125-134.
- Wu Y. F., Zhou Y. W., (2010). Unified Strength Model Based on Hoek-Brown Failure Criterion for Circular and Square Concrete Columns Confined by FRP. *J. Compos. Constr.* 14: 175-184.
- Wu Y.F., Jiang C., (2013). Effect of load eccentricity on the stress–strain relationship of FRP-confined concrete columns. *J. Compos. Struct.* 98 : 228-241.
- Wu Y.F., Liu T., Wang L., (2008). Experimental investigation on seismic retrofitting of square RC columns by carbon FRP sheet confinement combined with transverse short glass FRP bars in bored holes – *Journal of composites for construction, ASCE/ January / February 2008*, pp. 53-60.
- Wu Y.F., Xu X.S., Sun J.B., Jiang C., (2012) . Analytical solution for the bond strength of externally bonded reinforcement, *J. Compos. Struct.* 94 :3232–3239,
- Wu Y.F., Yun Y.C., Wei Y.Y., Zhou Y.W., (2014). Effect of predamage on the stress-strain relationship of confined concrete under monotonic loading. *J. Struct. Eng.* 140, 04014093.
- Wu, H., Wang, Y., (2010). Experimental study on high-strength concrete short columns confined with AFRP sheets. *Steel Compos. Struct.* 10(6): p. 501-516.
- Xiao Q.G., Teng J.G., Yu T., (2010). Behavior and Modeling of Confined High-Strength Concrete. *J. Compos. Constr.* 14 : 249-259.
- Xiao Y., 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., Wu H., (2000). Compressive behavior of concrete confined by carbon fiber composite jackets, *J. Mater. Civ. Eng.* 12 :139–146,
- Xiao Y., Wu H., Martin G.R., (1999) – Prefabricated composite jacketing of RC columns for enhanced shear strength – *Journal of Structural Engineering, ASCE* Vol.125, No.3, March 1999, pp. 255-264.
- Xiao, Y., Wu, H., (2000). Compressive behavior of concrete confined by carbon fiber composite jackets. *J. Mater. Civ. Eng.* 12(2): p. 139-146.
- Xiao, Y., Wu, H., (2003). Compressive behavior of concrete confined by various types of FRP composites jackets. *J. Reinf. Plas. Compos.* 22(13): p. 1187-1202.

- Yan Z., Pantelides C. P., (2007). Design-oriented model for concrete columns confined with bonded FRP jackets or post-tensioned FRP shells. in Proc. 8th Int. Symp. On Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures. Patras, Greece: Univ. of Patras.
- Yang H., Song H., Zhang S., (2015). Experimental investigation of the behavior of aramid fiber reinforced polymer confined concrete subjected to high strain-rate compression. *Construction and Building Materials*. Volume 95, Pages 143-151. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.07.084>
- Youssef M. N., Feng M. Q., Mosallam A. S., (2007). Stress–strain model for concrete confined by FRP composites. *Composites: Part B*. 38 : 614–628.
- Yu T., Teng J.G., Wong Y. L., Dong S.L., (2010a). Finite element modeling of confined concrete-I: Drucker-Prager type plasticity model. *Eng. Struct.*, 32(3):665-679.
- Yu T., Teng J.G., Wong Y. L., Dong, S.L., (2010b). Finite element modeling of confined concrete-II : Plastic-damage model. *Eng. Struct.*, 32(3):680-691.
- Yu T., Teng, J. G., (2011). Design of concrete-filled FRP tubular columns: Provisions in the Chinese Technical Code for infrastructure application of FRP composites. *ASCE J. Compos. Constr.* 15(3): p. 451-461.
- Yu T., Zhang B., Teng J.G., (2015). Unified cyclic stress-strain model for normal and high strength concrete confined with FRP. *J. Eng. Struct.* 102 : 189-201.
- Zhou Y.W., Wu Y.F., (2012). General model for constitutive relationships of concrete and its composite structures. *Compos. Struct.* 94, 580–592.
- Ziara M.M., Haldane D., Kuttub A. S., (1995). Flexural behavior of beams with confinement. *ACI structural journal*, Vol. 92 (1), pp. 103-114.