

RÉPARATION ET RENFORCEMENT DES STRUCTURES EN BÉTON PAR MATÉRIAUX COMPOSITES : APPLICATION AU RENFORCEMENT DES POTEAUX ET COLONNES

Patrice HAMELIN

Laboratoire Mécanique Matériaux et Structures – Université Lyon 1

Membres du groupe AFGC

« Renforcement et confinement des poteaux par matériaux composites »

1. INTRODUCTION

Le renforcement des poteaux en béton armé est une des applications pour laquelle le confinement par placage externe de renforts composite se révèle être une solution des plus efficaces. Cette technique, qui s'applique aussi bien à la réparation de colonnes endommagées qu'à la réhabilitation de structures saines, connaît actuellement un fort engouement en Amérique du nord, notamment au Canada et au Japon, car elle permet d'augmenter la durée de vie de structures vieillissantes ainsi que de répondre à des exigences de tenue sismique.

Le principal objectif d'un confinement par matériaux composites est d'augmenter l'effort normal que peut supporter un poteau sain ou endommagé. L'application circonférentielle de renforts en matériaux composites permet, en limitant les déformations transverses du béton, de modifier de façon significative le comportement en compression des poteaux avec comme principal effet, un accroissement de la capacité portante qu'il nous est possible d'évaluer avec les règles de dimensionnement proposées. Les principaux résultats qui sont présentés correspondent aux travaux du groupe de travail de l'AFGC et notamment aux contributions du LCPC ([Quiertant & al., 2004]), de la société FREYSSINET [CSTB-Freyssinet, 2004] du CUST de Clermont-Ferrand (JF Destrebecq) et du Laboratoire L2MS (J-F. Berthet, E. Ferrier & P. Hamelin).

2. COMPORTEMENT EN COMPRESSION D'UN POTEAU EN BÉTON ARMÉ CONFINÉ PAR COMPOSITES

2.1. Effet du confinement

Les nombreuses études menées sur le béton confiné montrent que l'enveloppe de confinement permet une augmentation des résistances et déformations à la rupture [Demers & Neale, 1998], [Aire et al., 2001], [Xiao & Wu, 2000], [Berthet, 2002], [Verok, 2005], ce qui se traduit à l'échelle du poteau par une augmentation de l'effort normal ultime (fig. 1). Indépendamment du type de composite employé, à base de fibres de carbone, de verre E ou d'aramide, les gains observés augmentent avec l'épaisseur et la résistance en traction de l'enveloppe composite.

Hormis le cas des poteaux très élancés ou la ruine se produit par flambement généralisé, on assiste généralement à une rupture de la peau composite (renforts circonférentiels) qui s'initie dans la zone médiane, et au niveau d'un coin pour les poteaux rectangulaires. Cette rupture entraîne simultanément la perte du béton de recouvrement et le flambement localisé des armatures longitudinales (fig. 2).

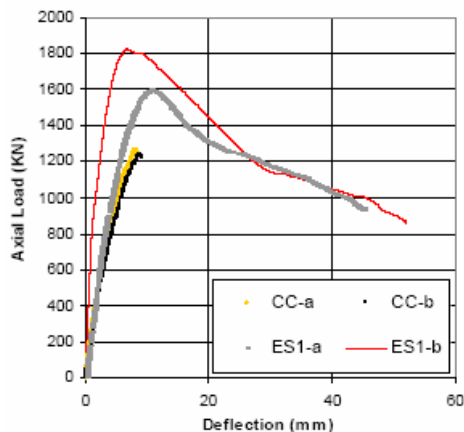


Fig. 1- Comportement en compression de poteaux BA renforcés [Quiertant & al, 2004] ($S=20 \times 20 \text{ cm}^2$)



Fig.2- Exemple de mode de rupture d'un poteau BA confiné par matériaux composites [Cole & Belarbi, 2001]

2.2. Principaux paramètres qui gouvernent le comportement en compression d'un poteau BA confiné par composites.

La pression de confinement

La stratification de peaux composites à la surface d'un poteau se traduit par un effet de confinement à caractère passif. Cet effet est indépendant de la nature du composite : un niveau de confinement identique confère au béton confiné une résistance ultime similaire. La résistance ultime du béton confiné augmente linéairement avec la pression de confinement, même pour des niveaux de renforcement très élevés et quel que soit le type de béton qui compose la structure à réhabiliter [Berthet & al., 2004] (fig. 3).

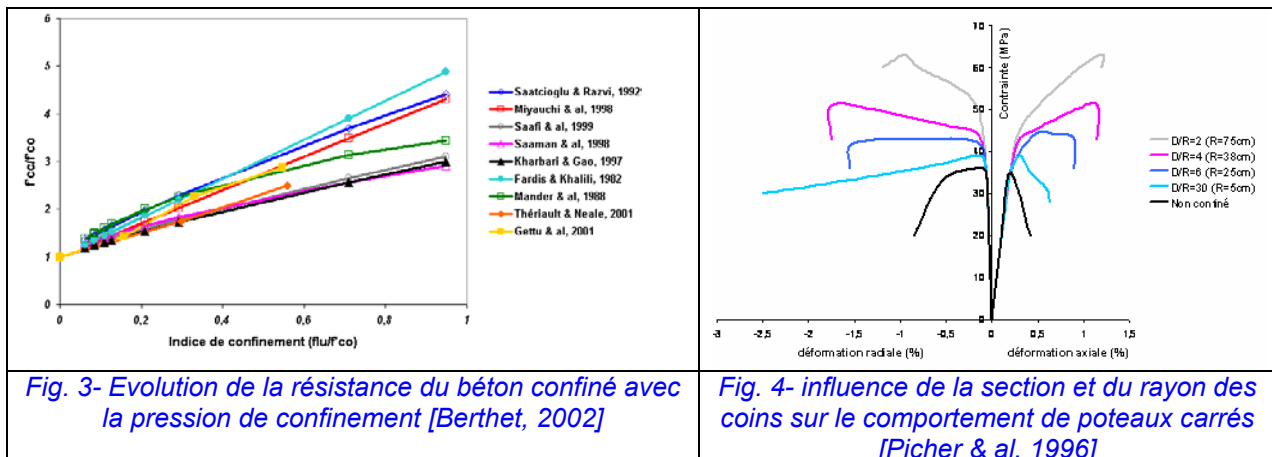
La géométrie des poteaux (section)

La distribution de la pression de confinement au sein du noyau de béton dépend de la géométrie de la section. Dans les colonnes de sections circulaires, la pression de confinement est uniforme dans la section tandis que dans le cas des colonnes rectangulaires, cet effet est moins important (fig. 4). Aussi, on assiste à une rupture prématurée des enveloppes composites lorsque les colonnes présentent des angles trop marqués, les fibres, notamment de carbone, étant sensible à l'effet des sur-contraintes locales (poinçonnement).

L'élancement

L'efficacité du confinement dépend directement de l'élancement des colonnes. En effet, alors que l'effet de confinement est maximal pour des colonnes courtes, à mesure que l'élancement augmente, on observe une chute de son efficacité. Afin de prendre en compte ce phénomène, certains auteurs introduisent un coefficient minorateur, fonction de l'élancement, dans le calcul de la résistance ultime des colonnes [Virdi & Dowling, 1976], [Mirmiran & al., 2001].

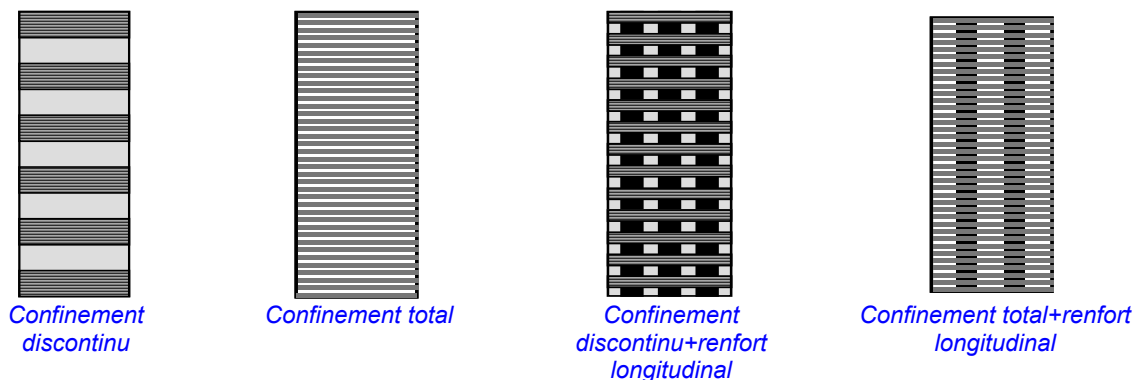
D'autres paramètres tels que les conditions de liaison (rotule, encastrement,...), les modes et vitesses de sollicitations, la distribution des renforts ainsi que la configuration des cages d'armatures influencent de manière significative sur la réponse en compression du poteau renforcé.



3. ÉVALUATION DE LA CAPACITÉ PORTANTE D'UN POTEAU RENFORCÉ PAR MATÉRIAUX COMPOSITES (INFLUENCE DES DIFFÉRENTS PARAMÈTRES)

Configuration des renforts :

Quatre types de renforcement peuvent être envisagés dans le cas des poteaux : le confinement discontinu, pour lequel le renforcement est réalisé avec des bandes de composites espacées et éventuellement inclinées, ou total (toute la surface est recouverte par le composite) avec renfort longitudinal ou non.



Les différentes configurations de renforcement

Les matériaux et techniques de mise en œuvre sont identiques à celles décrites dans le fascicule « réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites » [AFGC]. Les règles de dimensionnement proposées sont adaptées aux poteaux dont le confinement est total (continu) ou discontinues (cercles d'espacement constant), avec renfort axial ou non.

➤ Élançement

La procédure de dimensionnement concerne uniquement des poteaux dont l'élançement est réduit, de section circulaire ou carrée. Pour que la méthode s'applique, les poteaux devront vérifier la condition $\lambda \leq 50$. Le chargement appliqué doit être centré ou appliqué avec une excentricité inférieure ou égale à 2 cm.

➤ Conditions de continuité

Pour que ces règles soient applicables, les poteaux devront respecter les dispositions constructives proposées par l'AFGC [AFGC], et notamment les conditions sur les longueurs de recouvrement et rayons de courbure des renforts [Yang & al., 2001].

3.1. Prise en compte de la pression de confinement

La pression de confinement f_{pu} provenant du renfort en composite s'exprime comme suit :

$$f_{pu} = E_p \cdot \varepsilon_{fu} \quad (1)$$

Avec la déformation à rupture du composite ε_{fu} (mesurée par un essai de traction simple sur éprouvette de composite) et le module de confinement E_p , qui traduit la rigidité du confinement, donné comme suit :

$$E_p = \frac{t_f \cdot n_p}{r} \cdot E_f \quad (2) \quad \text{pour une section circulaire}$$

$$E_p = \frac{2t_f \cdot n_p}{b} \cdot E_f \quad (2') \quad \text{pour une section carrée}$$

Avec E_f le module élastique du composite, t_f son épaisseur, n_p le nombre de plis et b et r respectivement le plus grand coté pour un poteau de section carrée et le rayon pour une section circulaire. La résistance en compression du béton confiné est alors régie par l'équation suivante :

$$f'_{cc} = f'_c + k_1 f_{pu} \quad (3)$$

avec f'_{cc} , la résistance moyenne du béton confiné, f'_c la résistance en compression du béton de calcul et k_1 le coefficient d'efficacité du confinement.

Pour un béton d'usage courant, k_1 le coefficient d'efficacité du confinement, est donné par :

$$k_1 = 3.45 \quad f'_c \leq 50 \text{ MPa} \quad (4)$$

$$k_1 = \frac{9.5}{(f'_c)^{1/4}} \quad 50 \leq f'_c \leq 200 \text{ MPa} \quad (4')$$

3.2. Influence de la géométrie du poteau

Dans les poteaux de sections circulaires, la pression de confinement est uniforme au sein du noyau de béton tandis que dans les colonnes présentant des sections carrées, la distribution de la pression de confinement n'est pas homogène. En réalité, seule une partie du noyau de béton est effectivement confinée, ce qui réduit considérablement l'efficacité du confinement. Cette distribution se fait sous forme d'arches suivant une parabole d'un angle initial de 45° avec l'enveloppe et dépend uniquement de la géométrie de la section.

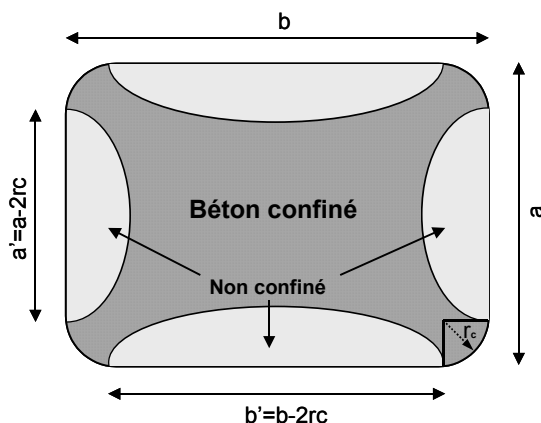


Fig. 6 - Distribution non homogène de la pression de confinement sur une section

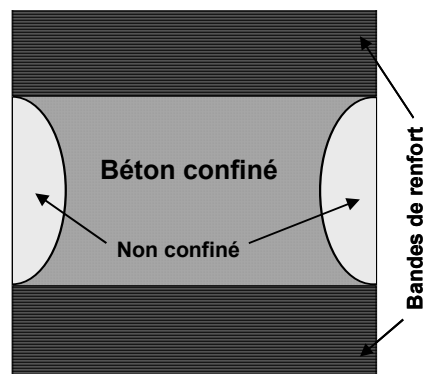


Fig. 7- Distribution de la pression de confinement entre deux bandes de renfort

Pour le dimensionnement de la colonne, nous considérerons une pression de confinement effective produit de la pression nominale de confinement et d'un coefficient minorateur k_c qui tient compte de la géométrie des poteaux :

$$k_c = 1 - \frac{a'^2 + b'^2}{3A_b} \quad (\text{Section carrée}) \quad (5)$$

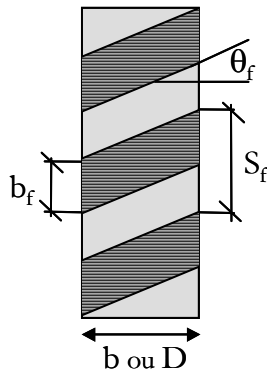
$$k_c = 1 \quad (\text{Section circulaire}) \quad (5')$$

3.3. Influence de l'orientation et de la répartition des renforts

Pour un confinement discontinu, la distribution de la pression de confinement n'est pas homogène sur la hauteur du poteau. f_{pu} est alors assortie d'un coefficient minorateur k_h qui intègre la largeur des renforts composites b_f , leur espacement S_f et leur orientation θ_f .

k_h est donné par le produit de deux coefficients η_1 et η_2 , définis dans le tableau suivant, et qui traduisent respectivement l'effet de l'orientation des renforts et de leur espacement :

$$k_h = \eta_1 \eta_2 \quad (6)$$



Section circulaire :

$$\eta_1 = \frac{1}{1 + \frac{\theta_f}{\pi D}} \quad (7)$$

$$\eta_2 = \frac{\left(1 - \frac{S_f - b_f}{2D}\right)^2}{1 - \rho_l} \quad (8)$$

Section carrée :

$$\eta_1 = 1 \quad (7')$$

$$\eta_2 = \frac{\left(1 - \frac{S_f - b_f}{2a}\right) \left(1 - \frac{S_f - b_f}{2b}\right)}{1 - \rho_l} \quad (8')$$

Avec ρ_l le taux de ferrailage longitudinal (A_s/B), θ_f l'angle d'inclinaison des bandes, a et b , les longueurs droites des coté ($a' = a - 2r_c$ et $b' = b - 2r_c$).

3.4. Influence du taux de ferrailage (cadres) du poteau

La pression de confinement f_{pa} générée par les cadres en acier s'exprime par :

$$f_{pa} = k_e \frac{A_{st}}{s_t d} f_y \quad (\text{Section circulaire}) \quad (9)$$

$$f_{pa} = k_e \frac{A_{st}}{s_t b_t} f_y \quad (\text{Section carrée}) \quad (9')$$

Cette pression de confinement est assortie d'un coefficient réducteur k_e tenant compte de la configuration des cages d'armatures, et notamment de l'espacement des étriers :

$$k_e = \frac{\left(1 - \frac{s_t}{2D_t}\right)^2}{1 - \rho_l} \quad (\text{Section circulaire}) \quad (10)$$

$$k_e = \frac{\left(1 - \frac{a_t^2 + b_t^2}{3A_{bt}}\right) \left(1 - \frac{s_t}{2a_t}\right) \left(1 - \frac{s_t}{2b_t}\right)}{1 - \rho_l} \quad (\text{Section carrée}) \quad (10')$$

3.5. Influence du rayon de courbure du composite (dans les coins)

Le coefficient de performance ψ_f est fonction de la qualité de la pose du composite et de l'adhérence fibre-résine mais surtout du rayon de courbure de l'enveloppe, qui, comme le montrent [Yang & al, 2001], influence de manière significative sa résistance en traction. Il prend aussi en compte d'éventuels défauts du composite. On considérera dans un premier temps :

$$\psi_f = 0.8 \quad \text{section circulaire}$$

$$\psi_f = 0.6 \quad \text{section carrée (avec } r_c \text{ tel que } r_c \geq 35 \text{ mm)}$$

Ce coefficient sécuritaire pourra être corrigé à partir d'essais d'adhérence conduits sur des composites adoptant le rayon de courbure spécifié.

4. CALCUL DE LA PORTANCE DU POTEAU CONFINÉ

La charge maximum que peut reprendre un poteau confiné est donnée par :

$$N_u \leq \alpha [A_b f'_{cc} + A_s f_a] \quad (11)$$

Avec la résistance en compression du béton confiné s'exprime dans sa forme générale par :

$$f'_{cc} = f'_c + k_1 (\psi_f k_c k_h f_{pu} + k_e f_{pa}) \quad (12)$$

Et avec α , un coefficient qui dépend de l'élancement, donné par :

$$\alpha = \frac{0.85}{1 + 0.2 \left(\frac{\lambda'}{35}\right)^2} \quad (13) \quad \text{pour } \lambda' \leq 50$$

L'élancement réduit λ' est évalué en considérant une inertie modifiée :

$$\lambda' = \frac{l_f}{\sqrt{I_r/B}} \quad (14)$$

L'inertie modifiée I_r tient compte de l'effet du renfort axial sur la rigidité de flexion du poteau. I_r est calculé à l'aide de l'expression suivante :

$$I_r = I_b + n_f I_f$$

$$\text{avec } n_f \approx \frac{E_f}{E_c} \quad (15)$$

Avec b la dimension du côté, D le diamètre de la colonne et n_f , un coefficient d'équivalence composite-béton.

I_b représente l'inertie de la section de béton et I_f l'inertie de la section de composite tendue.

Dans le calcul de I_r , quel que soit le type de poteau, nous ne prenons en considération que les renforts composites sollicités en traction, ce qui revient à négliger l'influence de la section de composite comprimé.

4.1. Règle de dimensionnement simplifiée

Dans un souci de sécurité, le calcul de la résistance en compression du béton confiné se fait en négligeant la contribution des étriers, cette dernière se révélant très limitée en terme de gain de résistance, si l'on effectue une comparaison (fig. 8) entre les pressions de confinement générées par les cages d'armatures et par l'enveloppe composite.

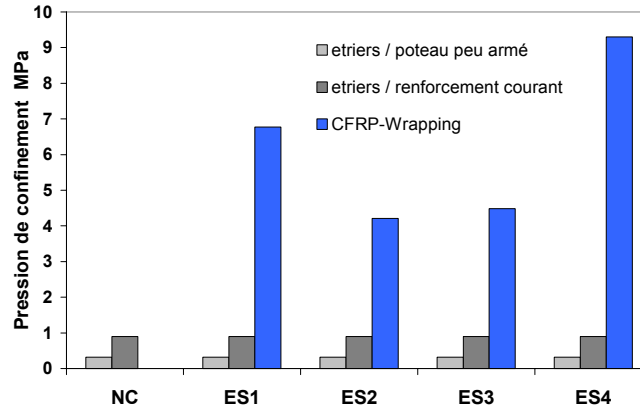


Fig. 8- comparaison entre les pressions de confinement générées par les cages d'armatures et par l'enveloppe composite (d'après les essais de [Quiertant & al, 2004], cf. tableau 1)

L'expression (12) du § 3. se simplifie sous la forme suivante :

$$f'_{cc} = f'_c + \psi_f k_1 k_c k_h f_{pu} \quad (16)$$

L'effort normal ultime que peut reprendre un poteau confiné s'exprime par :

$$N_u \leq \alpha [A_b f'_{cc} + A_s f_a] \quad (17)$$

Avec α , donné par :

$$\alpha = \frac{0.85}{1 + 0.2 \left(\frac{\lambda}{35} \right)^2} \quad (18) \quad \text{pour } \lambda \leq 50$$

Pour cette méthode simplifiée, l'effet du renfort axial sur la rigidité de flexion du poteau est négligé (fig. 9).

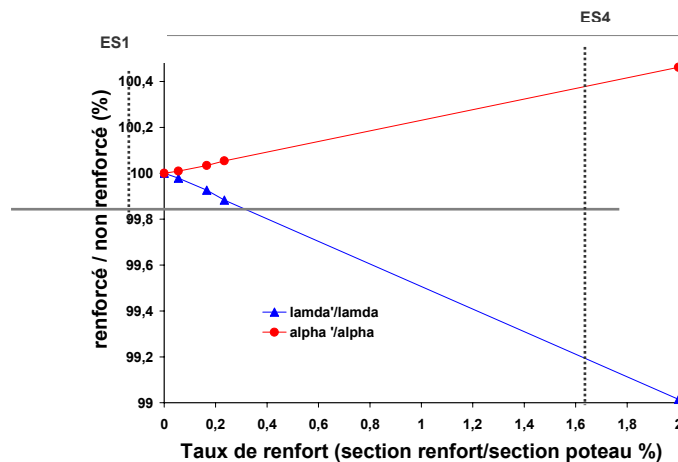


Fig. 9- Incidence de la prise en compte des renforts axiaux pour le calcul de α'

4.2. Etapes du dimensionnement d'un poteau confiné

1- On s'assure que le poteau peut être considéré comme court :

$$\lambda \leq 50$$

2- On calcule la résistance moyenne du béton confiné qui permettra de reprendre la charge demandée :

$$f'_{cc} \geq \frac{1}{A_b} \cdot \left(\frac{N_u}{\alpha} - A_s f_a \right)$$

3- On en déduit la pression de confinement requise :

$$f_{pu} = \frac{(f'_{cc} - f'_c)}{\psi_f k_c k_h k_l}$$

4- Après avoir sélectionné un composite, on calcule le nombre de plis nécessaire :

$$n_p \geq \frac{r f_{pu}}{t_f E_f \varepsilon_{fu}} \quad \text{Section circulaire}$$

$$n_p \geq \frac{b f_{pu}}{2 t_f E_f \varepsilon_{fu}} \quad \text{Section carrée}$$

5- Vérification

$$N_u = \alpha [A_b f'_{cc} + A_s f_a]$$

5. VALIDATION DES RÈGLES DE CALCUL : COMPARAISON AVEC DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Nous avons comparé les valeurs obtenues selon les deux règles de calcul développées (méthode exacte et simplifiée) avec des valeurs issues d'essais expérimentaux menés par [quiertant & al, 2004] sur des poteaux renforcés par matériaux composites (tableau 1).

Tableau 1- Comparaison entre les valeurs calculées et des données expérimentales

Test	PRF renforcement en flexion épaisseur / module élastique	PRF confinement épaisseur / module élastique	Charge ult. (kN) a-b* moyenne	Calcul kN (f'_{cc} Mpa) (*)	Charge ult. (kN) moy**	Calcul kN ($\Delta f'_{cc}$ Mpa) (**)
CC	Non	Non	1215	1088(40.1)	1254	1295 (0.6)
ES1-a ES1-b	6 plats sur chaque face (2cm larg.) 1.2 mm/180 GPa	1 pli de tissus 0.43 mm /105 GPa	1507 1649 1578	1407 (48.4)	1711	1594 (6.1)
ES2-a ES2-b	1 pli de tissus 0.117 mm /240GPa	1 pli de tissus 0.117 mm /240 GPa	1262 1125 1194	1326 (45.2)	1653	1540 (4.1)
ES3-a ES3-b	2 plats sur chaque face (2cm larg.) 1.2 mm /165 GPa	1 pli de tissus 0.13 mm /230 GPa	1300 1544 1422	1334 (45.6)	1689	1545 (4.3)
ES4-a ES4-b	1 pli de tissus 1 mm /62-70 GPa	1 pli de tissus (angle de 20°) 1 mm /62-70 GPa	1482 1442 1462	1493 (51.4)	1628	1654 (8.2)

(*) Faible renforcement interne (1.1%), (**) Taux d'armature courant (2%)

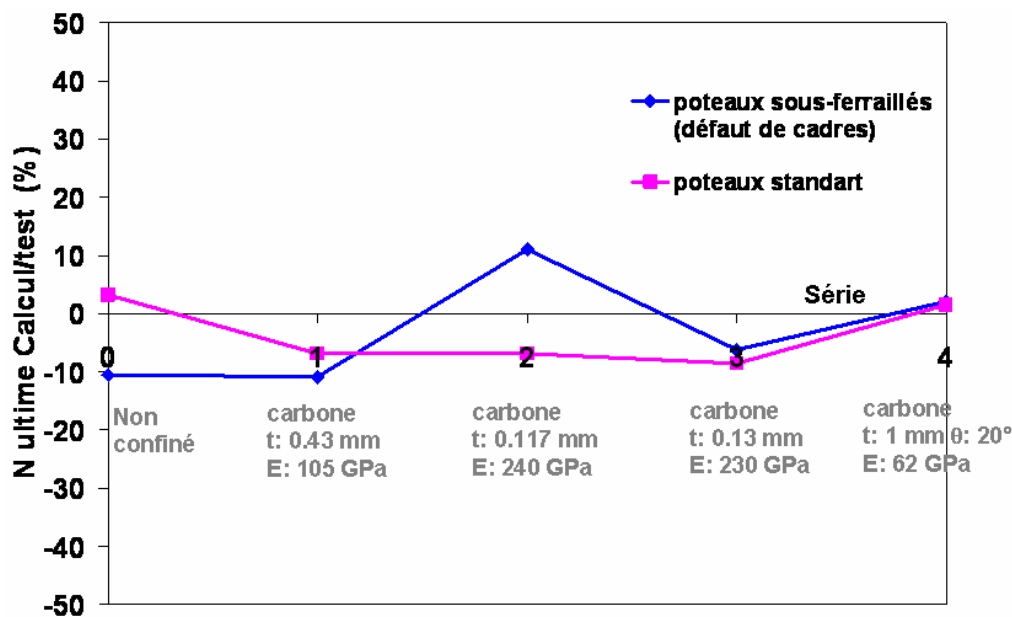


Fig. 10- Comparaison entre les efforts ultimes calculés et les valeurs expérimentales déterminées par [Quiertant & al, 2004]

6. CONCLUSION

Les études les plus récentes démontrent les réelles potentialités des matériaux composites pour mettre en conformité des poteaux endommagés ou pour permettre un accroissement de la charge de service. Les facilités de mise en œuvre en terme de délais d'application, les performances spécifiques des textiles techniques (rapport poids/performance), leur faible encombrement sont particulièrement bien adaptés au renforcement de la plupart des ouvrages étant donné qu'ils ne remettent pas en cause les conditions d'exploitation. Les règles de dimensionnement proposées précédemment permettent de dimensionner de façon simple et précise des poteaux BA, en optimisant le taux de renfort, le type de composite, en fonction de la nouvelle charge que devra reprendre la structure. Dans une nouvelle étape, il s'agira de valider cette méthode pour l'ensemble des poteaux ($\lambda > 50$) et la confronter à d'autres résultats expérimentaux.

Une poursuite de ces travaux est envisagée dans le cas de la flexion composée. Par ailleurs, l'efficacité du confinement par composite est particulièrement sensible dans le cas de sollicitations dynamiques (sismiques et choc) et ces points seront plus particulièrement étudiés dans le cadre du projet national IREX COMAC (conception des ouvrages en matériaux composites et du groupement de recherche SISMI-COMAC (renforcement des éléments de structure en béton armé et/ou maçonnés vis-à-vis de sollicitations sismiques par matériaux composites).

7. RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

AFGC. Documents scientifiques et techniques, fascicule « Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites », décembre 2003.

Aire, C., Gettu, R. & Casas, J.R., 2001. "Study of the compressive behavior of concrete confined by fiber reinforced composites". *Composites in constructions*, ed by J. Figueiras & al, Porto, PP. 239-243, 2001.

Berthet J.F., « Non linéarité de comportement de colonnes en béton confinées par matériaux composites ». Thèse de doctorat de l'université Claude Bernard, Lyon 1, octobre 2002.

Berthet J.F., Ferrier E., Hamelin P., « Compressive behavior of concrete externally confined by composite jackets. Part A: Experimental study & Part B: modeling ». *Construction & building materials*, Elsevier ed. On line, 2005.

Berthet J.F., Ferrier E., Hamelin P., "Evaluation of the carrying capacity of RC columns strengthened by composite materials". Composites in Construction 2005 – Third International Conference, Lyon, France, July 11 – 13, 2005.

Cole, C. and Belarbi, A., "Confinement Characteristics of Rectangular FRP-Jacketed RC Columns", Proceedings of the Fifth International Symposium on Fiber Reinforced Polymer for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-5), Cambridge, UK, July 16-18, pp. 823-832, 2001.

CSTB-Freyssinet, « Éléments de structure renforcés par un procédé de collage de fibres de carbone », Avis technique 3/04-424.

Demers M. & Neale K.W., 1999. "Confinement of reinforced concrete columns with fibre-reinforced composite sheets- an experimental study". *Canadian journal of civil engineering*, 26, PP. 226-241, 1999.

Li J. & Hadi M.N.S., "Behaviour of externally confined high-strength concrete columns under eccentric loading", composite structure 62, PP 145-153, 2003.

Mander J.B., Priestley M.J.N. & Park R., 1988. "Theoretical stress-strain model for confined concrete". *Journal of structural engineering*, Vol 114, n° 8, PP. 1804-1849, august 1988.

Mirmiran A., Shahawy M. & Beitleman T., 2001. "Slenderness limit for hybrid FRP-concrete columns". *Journal of composites for construction*, Vol 5 n°1, PP. 26-34, February 2001.

Picher F., Rochette P. & Labossière P., 1996. "Confinement of concrete cylinders with CFRP. Fiber composites in infrastructure", *ICC/96*, PP. 829-841, 1996.

Quiertant M., Toutlemonde F., Clément J.-L. "Combined flexure-compression loading for RC columns externally strengthened with longitudinal and transverse CFRP retrofitting" Proceeding of the fib Symposium 2004 – April 26-28 – Avignon, France.

Quiertant M., Toutlemonde F. "Carbon FRP strengthened RC columns under combined flexure-compression loading" Proceeding of the Second International Conference on FRP Composites in Civil Engineering – CICE 2004 - 8-10 December 2004 - Adelaide, Australia.

Thériault, M., Claude, S. & Neale, K.W. 2001. "Effect of size and slenderness ratio on the behaviour of FRP-wrapped columns". *Fibre-reinforced plastics for reinforced concrete structures*, ed by C.J. Burgoyne, London, PP. 765-771, 2001.

Verok K., « Renforcement des structures en BA à l'aide de matériaux composites : étude du fretage et applications ». Thèse de doctorat de l'ENPC, 18 Mars 2005.

Virdi K.S. & Dowling P.J., 1976. "A unified design method for composite columns". *Mémoires de l'association internationale des ponts et charpentes*, n°36-II, Zurich, Suisse, 1976.

Xiao, Y. & Wu, H., 2001 "Compressive behavior of concrete confined by carbon fiber composite jackets". *Journal of materials in civil engineering*, Vol. 12, No. 2, PP. 139-146, May 2000.

Yang, X., Nanni, A. & Chen, G., 2001. "Effect of corner radius on the performance of externally bonded reinforcement". *Fibre-reinforced plastics for reinforced concrete structures*, ed by C.J. Burgoyne, London, PP. 197-204, 2001.