

Effet du Fluage sur les Contraintes d'Interface des Poutres Fissurée Réhabilitées par Plaque en Composite

K.Hadjazi¹, Z. Sereir¹, H. R. E. Houachine², M. L. Bennagadi¹

1. Laboratoire de structure de composites et matériaux innovants, Département de Génie Maritime, Faculté de Génie Mécanique, B.P. 1505 El M'Naouer, USTO, Oran, Algérie.
2. Laboratoire de Mécanique de Structures et Stabilité des Constructions LM2SC, Faculté d'Architecture et de Génie Civil, Université des Sciences et de la Technologie d'Oran, BP 1505 El M'naouer, USTO, Oran, Algérie.

RESUME— Dans cette étude, un modèle analytique viscoélastique est développé pour étudier le comportement à long terme des contraintes de cisaillement induites par l'intermédiaire d'une fissure dans une poutre en béton réparée par FRP. Le modèle analytique développé est basé sur le modèle de la zone cohésive (MZC). Le comportement viscoélastique (fluage), du béton a été inclus dans le présent modèle en intégrant la variation des propriétés mécaniques de la poutre avec le temps. Les résultats obtenus sont en bonne accord avec ceux donnés par littérature. Des études paramétriques ont permis de montrer l'effet des propriétés mécaniques, l'effet des paramètres géométriques de la plaque FRP sur la redistribution des contraintes de cisaillement. En effet, le vieillissement de la poutre en béton et l'humidité relative ont une influence considérable sur la répartition des contraintes de cisaillement à l'interface. La charge de fluage peut conduire à une rupture prématurée de l'interface après un certain temps de fonctionnement. La taille de la zone d'adoucissement augmente et par conséquent, la capacité de la structure sera considérablement réduite.

Mots clés: composites, béton, renforcement, fissure, fluage, zone cohésive, contrainte d'interface

I. Introduction

Par leurs caractéristiques mécaniques et leur faisabilité, les matériaux composites ont trouvé leur place dans les constructions civiles et les grands ouvrages, tels que les dallages industriels, les chaussées, les tabliers de ponts et aussi les parois de tunnels, afin d'éviter l'endommagement des constructions soumises à des conditions de service et environnementales sévères. Ces dernières années la réhabilitation des structures en béton par des matériaux composites devient beaucoup plus attrayante du point de vue économique, résistance et durabilité, [1,2]. Dans ce cas, la réparation et/ou renforcement structurels des ouvrages en béton armé par des plaques en composites s'avère nécessaire. Les effets de l'environnement ne sont pas les seules causes de l'évolution de la réponse mécanique au cours du temps, il y a également d'autres phénomènes d'origine physique comme le retrait et d'origine physique et mécanique comme le fluage. Dans le calcul des structures, la prise en compte des effets dus aux déformations différées des matériaux, spécialement le fluage des matériaux viscoélastiques, est un aspect important. C'est pour ce laque, plusieurs recherches expérimentales et analytiques ont étudié leur effet sur le FRP et surtout le béton. Selon la littérature, peu d'études ont traité la redistribution des contraintes de cisaillement interfaciale en fonction du temps, Benyoucef [3] a développé une formulation théorique dans le domaine élastique et il a pris en compte les effets rhéologiques du béton.

Une solution viscoélastique pour étudier la répartition des contraintes d'interface à long terme dans une poutre en béton renforcée par une plaque en FRP est développée par Zhang et Wang [4]. Dans cette solution, la poutre en béton et la plaque en composite sont modélisés comme des matériaux élastiques, tandis que la couche adhésive est modélisée comme un matériau viscoélastique à l'aide du modèle solide standard linéaire. Diab et Wu, [5] ont présenté un autre modèle viscoélastique linéaire pour les poutres renforcées par FRP qui a été étendue dans [6] pour un modèle non linéaire pour simuler le décollement de l'interface en fonction du temps. Dans tous les modèles présentés ci-dessus, les contraintes d'interfaces sont seulement déduites dans le domaine élastique, [3-6]. En revanche, très peu d'études qui ont étudié la distribution de la contrainte à long terme [7,5] et qui simulent promptement le comportement de la structure au cours de sa durée de vie.

Dans ce travail, nous avons développé un modèle viscoélastique pour étudier le comportement en fluage de l'interface. Dans notre modèle analytique, la poutre en béton est modélisée comme un matériau viscoélastique où ses coefficients de fluage dépendent du temps et de la durée du chargement. En utilisant le modèle de la zone cohésive MZC, notre modèle prédit les contraintes de cisaillement dans les trois zones : élastique, adoucissement et décollement près de la fissure en fonction du temps. Enfin, une étude paramétrique a été effectuée pour voir l'effet des propriétés mécaniques du béton et la variation d'épaisseur et la largeur de FRP par la suite l'influence des conditions environnementales sur la distribution des contraintes d'interface en fonction du temps a été établie.

Corresponding author: Z. Sereir,

Research field: Structures, Composites, Matériaux

Address: Laboratoire Structures de Composites et Matériaux Innovants, B.P. 1505 El M'naouer, USTO, Oran, Algérie.

E-mail: serzou@hotmail.com

E-mail: khamishadj@yahoo.fr

II. Modèle de la zone cohésive

Considérant une poutre en béton pré fissurée, renforcé par une plaque en composite FRP soumise à une charge centrée (flexion trois points), comme illustré Fig. 1(a). La géométrie et la section transversale de l'ensemble représenté sur la Fig. 1(c) est similaire aux travaux des auteurs, [8, 9, 10 et 11]. Les indices 1 et 2 dénotent respectivement la poutre en béton et la plaque FRP. En utilisant les lois d'élasticité, la force axiale N_i et le moment de fléchissant M_i des deux poutres ($i=1, 2$) sont :

$$N_i = E(t)_i A_i \frac{du_i}{dx} \quad (1)$$

$$M_i = -E(t)_i I_i \frac{d^2 w_i}{dx^2}$$

Avec : u_i et w_i : déplacements axiaux et verticaux de la poutre i . $E(t)_i$, $A_i=b_i h_i$ et I_i sont respectivement le module de Young, les sections transversales et les moments d'inerties de la poutre i .

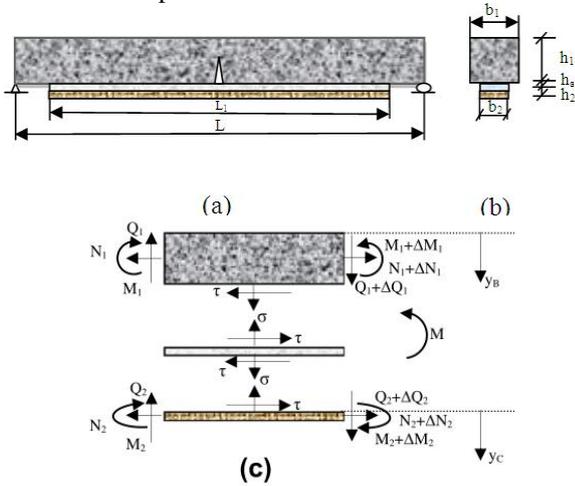


Fig.1 Equilibre des efforts à d'interface plaque FRP et poutre fissurée [9, 12].

La discontinuité de déplacement provoquée par la présence d'une fissure peut être conventionnellement modélisée comme un ressort, Fig. (1,a). La rigidité de cette fissure est déterminée par le principe de la mécanique de rupture selon, [13]:

$$K_r = c(a, h_1) E_1(t) I_1 \quad (2)$$

Où h_1 et a sont respectivement l'épaisseur de la poutre en béton et la profondeur de la fissure. $E_1(t) I_1$ est la rigidité à la flexion de la poutre à l'endroit de la fissure, $c(a, h_1)$ est un coefficient qui dépend de la géométrie de la fissure.

En considérant une section élémentaire de la poutre en béton renforcé par une plaque en FRP, Fig. (1,c), les équations d'équilibres s'écrivent :

$$\frac{dN_1}{dx} = b_2 \tau \quad (3)$$

$$\frac{dN_2}{dx} = -b_2 \tau \quad (4)$$

$$M = M_1 + M_2 + N_2 (Y_1 + Y_2 + h_a) \quad (5)$$

Où N_i et M_i sont la force axiale horizontale et le moment de fléchissant, τ est la contrainte de cisaillement le long de l'interface; M est le moment total appliqué et Y_1 et Y_2 sont les distances du fond de l'adhérent 1 et du dessus de l'adhérent 2 aux centres de leurs surface.

Sous un chargement extérieur continu, le béton dans la zone de compression est soumis au fluage. Ce chargement à long terme, affecte la durabilité de la poutre réparée, ceci est provoqué par la réduction significative des propriétés mécaniques du béton. Habituellement, le module d'élasticité de la poutre en béton peut être calculé en tenant compte des fonctions de fluage existantes dans, l'Euro code 2, [14].

Il est à noter que le module de Young et le module de cisaillement transversal dépendent du temps, et ils sont donné par [3, 15]:

$$E_1(t) = \frac{E_1}{1 + \chi \varphi(t, t_b)} \quad (6)$$

Avec E_1 est le module d'élasticité du béton au temps t_b . χ est un coefficient de vieillissement qui dépend du développement de la déformation en fonction du temps, qui varie entre 0.7 et 0.9 avec la valeur moyenne de 0.8, [6]. $\varphi(t, t_b)$ est le coefficient du fluage à l'instant t_b , qui est défini comme suit, [14-16].

$$\varphi(t, t_b) = \phi_{RH} * \beta(f_{cm}) * \beta(t_b) * \beta_{cb}(t - t_b) \quad (7)$$

ϕ_{RH} , $\beta(f_{cm})$ et $\beta(t_b)$ sont respectivement des facteurs dépendants de l'humidité relative, la rigidité du béton et l'âge du chargement de la poutre. Leurs expressions sont données comme suites, [6, 17]:

$$\phi_{RH} = 1 + \frac{1 - (RH/100)}{0.103 \sqrt[3]{h_0}} \quad (8)$$

$$\beta(f_{cm}) = \frac{16.8}{\sqrt{f_{cm}}}$$

$$\beta(t_b) = \frac{1}{0.1 + t_b^{0.2}}$$

RH est le pourcentage de l'humidité relative ambiante. Avec $h_0=2A_b/p_b$ en mm, A_b est l'aire de la section transversale du béton; p_b est le périmètre de la section du béton en contact avec l'atmosphère, tandis que f_{cm} est la résistance caractéristique à la compression du béton à 28 jours en N/mm^2 . Le facteur $\beta_{cb}(t - t_b)$ dans l'Eq. (9) est un coefficient qui définis l'évolution du fluage avec le temps, donné par :

$$\beta_{cb}(t - t_b) = \left[\frac{(t - t_b)}{\beta_H + t - t_b} \right]^{0.3} \quad (9)$$

Avec β_H un coefficient dépendant de l'humidité relative RH , il est donné par, [3] :

$$\beta_H = 1.5 \left(1 + (0.012RH)^{18} \right) h_0 + 250 \leq 1500 \quad (10)$$

La variation de la contrainte d'interface, les résultats expérimentaux disponibles ont prouvé que le vrai rapport contrainte-déformation est non linéaire, [18, 19].

Le rapport entre la contrainte et la déformation est généralement désigné sous le nom contrainte-déplacement, puisque la déformation d'interface est principalement le déplacement relatif entre la plaque FRP et la poutre en béton.

Par conséquent, l'utilisation de la loi de la zone cohésive pour l'analyse du décollement de l'interface, permet la détermination de la capacité portante de la poutre réparée par une méthode non linéaire. Dans ce document, un type triangulaire de la loi cohésive

(bilinéaire), Fig. 2, donne une bonne approximation de ce rapport non linéaire, [4-20].

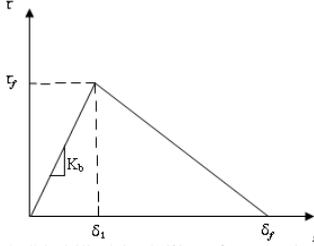


Fig. 2 Modèle bilinéaire à l'interface en cisaillement

Dans ce modèle, trois zones sont distinguées :

$$\tau = \begin{cases} \frac{\tau_f}{\delta_1} \delta & 0 \leq \delta \leq \delta_1 & \text{Zone élastique} \\ \frac{\tau_f}{\delta_f - \delta_1} (\delta_f - \delta) & \delta_1 \leq \delta \leq \delta_f & \text{Zone plastique} \\ 0 & \delta > \delta_f & \text{Zone de séparation} \end{cases} \quad (11)$$

Avec δ est le déplacement de l'interface, τ_f est la contrainte de cisaillement de l'interface. δ_f est déplacement de séparation; et $K_b = \tau_f / \delta_1$ est la rigidité élastique initiale de l'interface FRP-béton.

La surface sous la courbe contrainte-déplacement est l'énergie de rupture G_f . Elle est calculée comme suit :

$$G_f = \int_0^{\delta_f} \tau d\delta \quad (12)$$

La séparation à l'interface entre la poutre en béton la plaque FRP est donnée par :

$$\delta = u_1 - Y_1 \frac{\partial w_1}{\partial x} - u_2 - Y_2 \frac{\partial w_2}{\partial x} \quad (13)$$

III. Contrainte de cisaillement

En utilisant le MZC, le comportement de l'interface en termes de contrainte de cisaillement de la poutre en béton renforcée par FRP est élaboré en trois zones, qui peuvent être classées comme suit :

III.1. Phase élastique linéaire

Dans cette étape, la variation de la contrainte de cisaillement est obtenue en substituant l'Eq. (11) dans l'Eq. (13):

$$\tau = \frac{\tau_f}{\delta_1} \left(u_1 - Y_1 \frac{\partial w_1}{\partial x} - u_2 - Y_2 \frac{\partial w_2}{\partial x} \right) \quad (14)$$

La dérivée de cette équation nous donne :

$$\frac{\partial \tau}{\partial x} = \frac{\tau_f}{\delta_1} \left(\frac{\partial u_1}{\partial x} - Y_1 \frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} - \frac{\partial u_2}{\partial x} - Y_2 \frac{\partial^2 w_2}{\partial x^2} \right) \quad (15)$$

La contrainte de cisaillement peut être exprimée comme :

$$\frac{d\tau}{dx} = \frac{\tau_f}{\delta_1} \left(\frac{N_1}{E_1 A_1} - \frac{N_2}{E_2 A_2} - \frac{Y_1 d^2 w_1}{dx^2} - \frac{Y_2 d^2 w_2}{dx^2} \right) \quad (16)$$

D'après la littérature, [10, 21] la plaque FRP et la poutre en béton ont la même courbure, c.-à-d. :

$$\frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 w_2}{\partial x^2} \quad (17)$$

Substituant l'Eq. (17) et l'Eq. constitutive (1) dans l'Eq. (5), on aura :

$$\frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} = - \frac{M_T}{(E_1 I_1 + E_2 I_2)} + \frac{(Y_1 + Y_2)}{(E_1 I_1 + E_2 I_2)} N_2 \quad (18)$$

L'équation(15) devient :

$$\frac{d\tau}{dx} = \frac{\tau_f}{\delta_1} \left(\frac{N_1}{E_1 A_1} - \frac{N_2}{E_2 A_2} - (Y_1 + Y_2) \left(\frac{-M}{E_1 I_1 + E_2 I_2} + \frac{(Y_1 + Y_2 + h_a)}{E_1 I_1 + E_2 I_2} N_2 \right) \right) \quad (19)$$

Différenciant les deux côtés de l'Eq. (19) par rapport à x et considérant les Eqs. d'équilibres (3) et (4), on obtient l'Eq. de la contrainte de cisaillement:

$$\frac{d^2 \tau}{dx^2} = K_I \left(\frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} + \frac{(Y_1 + Y_2)(Y_1 + Y_2 + h_a)}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) b_2 \tau + K_I \left(\frac{Y_1 + Y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) M' \quad (20)$$

Avec : $N_1 = -N_2$ et $K_I = \tau_f / \delta_1$

L'équation du deuxième ordre (20) admet la solution suivante :

$$\tau = A e^{-\lambda_1 x} + B e^{\lambda_1 x} + \tau_c \quad (21)$$

τ_c : est la solution particulière.

$$\lambda_1 = C_\lambda \sqrt{K_I}$$

$$\tau_c = C_\tau M'$$

$$\text{Où : } C_\lambda = \sqrt{b_2 \left(\frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} + \frac{(Y_1 + Y_2 + h_a)(Y_1 + Y_2)}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right)} \quad (22)$$

$$C_\tau = \frac{Y_1 + Y_2}{(E_1 I_1 + E_2 I_2) C_\lambda^2}$$

Quand x est suffisamment grand, la contrainte de cisaillement est limitée et converge vers la solution particulière τ_c donc la valeur de B est nulle, [22].

Le déplacement de la fissure est donné par [9-11]:

$$\delta|_{x=0} = \frac{Y_1}{2K_r} M_1 \Big|_{x=0} \quad (23)$$

Pour déterminer la valeur de A , la condition aux limites de déplacement à $x = 0$ est évoquée.

III.2. Phase adoucissante-élastique

Si la charge augmente et dépassant de la limite élastique, une partie de l'interface commence à adoucir. Le long de l'interface deux régions sont distinctes:

a) Dans la région linéairement élastique ($\delta \leq \delta_1$), la solution de la contrainte de cisaillement à la même forme que l'Eq. (21) avec la même condition de $B=0$.

$$\tau = A_1 e^{-\lambda_1(x-a_1)} + \tau_c \quad (24)$$

Où a_1 est la longueur de la zone d'adoucissement. La constante A_1 est déterminée avec les conditions aux limites appropriées.

b) dans la région d'adoucissement ($\delta_1 \leq \delta \leq \delta_f$), la deuxième expression de la relation contrainte-déplacement et les Eqs. (3) et (4) devient:

$$\frac{d^2 \tau}{dx^2} = -K_{II} \left(\frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} + \frac{(Y_1 + Y_2)}{E_1 I_1 + E_2 I_2} (Y_1 + Y_2 + h_a) \right) b_2 \tau - K_{II} \left(\frac{Y_1 + Y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) M' \quad (25)$$

Avec : $K_{II} = \tau_f / (\delta_f - \delta_1)$

L'Eq. (25) du second ordre prend la solution :

$$\tau = C \cos(\lambda_2(x - a_1)) + D \sin(\lambda_2(x - a_1)) + \tau_c \quad (26)$$

Où : $\lambda_2 = C_\lambda \sqrt{K_{II}}$ (27)

Les constantes C et D sont déterminées par les conditions de continuité à $x = a_1$.

Quand $P > P_E$, l'interface FRP-béton passe à l'étape élastique-endommagement. Cette étape s'achève quand la séparation est initialisée. En ce moment, la charge P

correspondante est désignée comme étant la charge ultime P_u , qui peut être déterminée par :

$$\tau|_{x=0} = 0 \quad (28)$$

III.3. Phase Séparation-Adoucissante-Elastique

A cette étape, les trois phases, élastique, adoucissement et de séparation sont considérées. Pour chaque étape, la contrainte de cisaillement est donnée par:

- Zone élastique

$$\tau = A_1 e^{-\lambda_1(x-d-a_u)} + \tau_c \quad (29)$$

- Zone adoucissante

$$\tau = C \cos(\lambda_2(x-d-a_u)) + D \sin(\lambda_2(x-d-a_u)) + \tau_c \quad (30)$$

- Zone de séparation

$$\tau = 0 \quad (31)$$

IV. Résultat et discussion

Dans cette section, une validation suivie d’une étude paramétrique seront présentées afin de mettre en valeur l’efficacité et la sensibilité de notre modèle. La réponse en fluage de la poutre en béton et tracée et discuté selon l’évolution du temps. Après cela, le comportement de l’interface FRP-béton en fonction du temps a été étudié. Pour l’ensemble de nos applications, les caractéristiques mécaniques et géométriques données dans les deux tableaux 1 et 2 sont analogues à ceux employés par [9, 11 et 23].

Tableau 1. Propriétés mécaniques de la plaque FRP-Béton.

E_1	E_2	E_a	τ_f	K_b	G_f
GPa	GPa	GPa	MPa	MPa/mm	N/mm
25	230	3	1.8	160	0.5

Tableau 2. Propriétés géométriques de la plaque FRP-Béton.

L	L_1	h_1	h_2	h_a	b_1	b_2	b_a
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
750	700	150	0.11	0.1	100	100	100

Pour une charge P appliquée à la mi-portée de la poutre simplement appuyée, représentée par la Fig. 1.(a) le moment fléchissant ainsi que la première et la deuxième dérivée de ce moment s’expriment de la forme :

$$M = \frac{p}{2} \left(\frac{L}{2} - x \right), \quad \frac{dM}{dx} = -\frac{p}{2}, \quad \frac{d^2M}{dx^2} = 0 \quad (32)$$

IV.1. Validation des résultats

Dans la Fig. 3, l’évolution de la contrainte de cisaillement le long de l’interface obtenue par le MZC actuel a été comparée avec les résultats donnés par le modèle analytique de [9] juste pour le temps de fluage initial (t=28 jours) et une charge extérieure de l’ordre de 10 kN. Cette validation montre le parfaite concordance de nos résultats avec ceux issus de la bibliographie. Au début la contrainte de cisaillement est dans la zone élastique. Lorsque cette contrainte atteint sa valeur critique τ_f , on assiste à un endommagement caractérisée par la zone adoucissante. Pour étudier le comportement viscoélastique des structures en béton renforcé par FRP sous une charge de fluage de 5 kN, La variation de la rigidité du béton en fonction du temps et représenté sur la Fig. 4. Dans cette figure le comportement au fluage du

module de Young du béton en fonction du temps pour différents niveau d’humidité relative (40% à80%) est représenté. Pour des temps de fluage court, une diminution rapide du module d’Young du béton est observée. Pour des longues périodes de fluage, la rigidité de la poutre en béton devient stable. De plus, pour des grands pourcentages de l’humidité relative et sur des longues durées de fluage le module d’Young devient plus important.

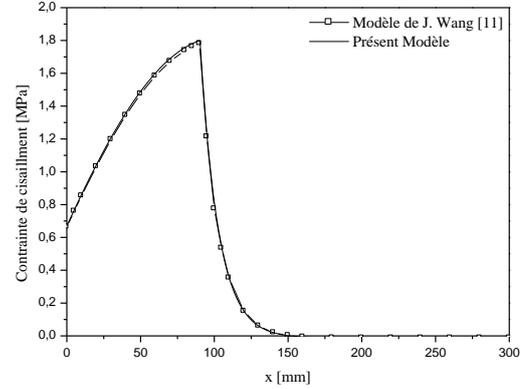


Fig. 3 Validation du modèle pour $t_b=28$ jours.

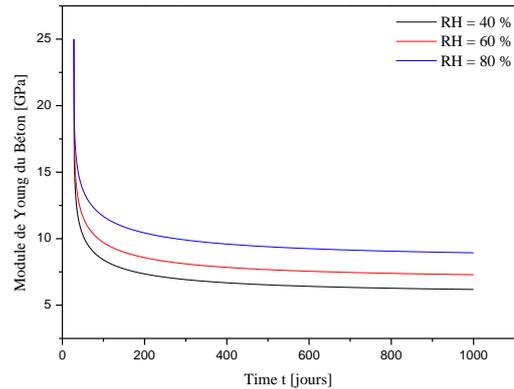


Fig. 4 Variation de la rigidité de la poutre en béton en fonction du temps

V. Étude paramétrique

Pour mieux comprendre le comportement de notre structure à longs termes, ce qui aidera les ingénieurs à optimiser leurs paramètres de conception. Les effets de plusieurs paramètres sont été étudiés. Ces résultats sont destinés à démontrer la redistribution de la contrainte de cisaillement le long de l’interface pour des temps de fluage importante. Les résultats numériques sont présentés sur les figures 5 à 11.

V.1.Effet de la charge de fluage

Dans les deux figures 5 et 6, l’évolution de la contrainte de cisaillement pour deux temps de service est présentée en fonction de différente charge de fluage appliqué. On a constaté que, l’étendue de la zone adoucissante est influencée par la variation de la charge mécanique et l’incrément de temps. Ainsi que, l’augmentation du temps de fluage avec l’application d’une charge inférieur à la charge élastique conduit à une création d’une zone adoucissante à long terme au tour de

la fissure, donc le processus de l'endommagement est activé.

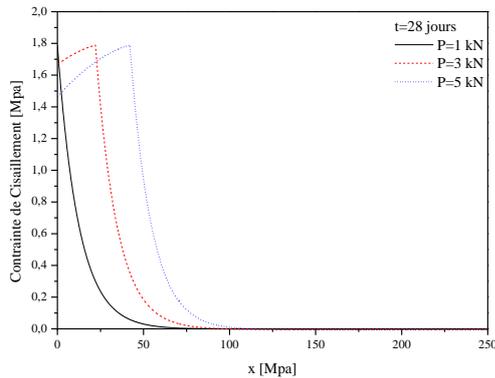


Fig. 5 Effet de la charge de fluage sur la contrainte de cisaillement, t = 28 jours.

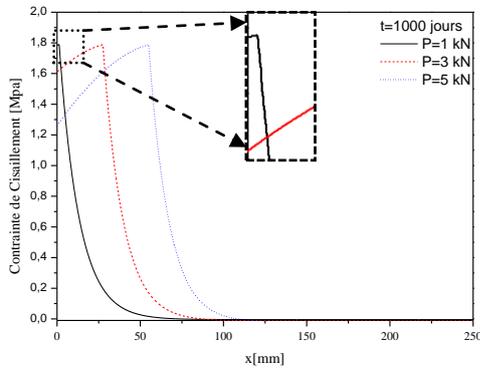


Fig. 6 Effet de la charge de fluage sur la contrainte de cisaillement, t=1000 jours.

V.2. Effet de l'humidité relative

La Fig.7 montre l'effet de l'humidité relative, sur l'évolution de la contrainte de cisaillement pour des temps de fluage importante égale 1000 jours et pour une charge extérieure de l'ordre de 5kN. Ensuite, Trois cas sont analysés, RH =60%, 80% et100%. Il est à noter que les contraintes de cisaillement sont faiblement affectées par des variations de l'humidité relative, en particulier dans les étapes adoucissement.

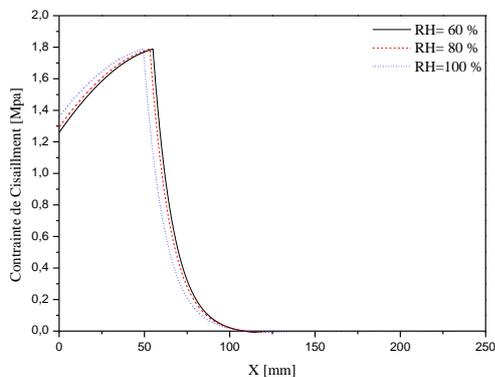


Fig.7 Effet de l'humidité relative sur la distribution de la contrainte de cisaillement.

V.3. Effet de Largeur de la plaque FRP

La variation de la distribution de la contrainte d'interface FRP-béton à l'endroit de la fissure pour différents largeur de la plaque sont représentés sur les deux figures 8 et 9, pour deux temps de fluage (28 et 1000 jours) avec une charge de 5 kN. A court terme (Fig.8) l'effet de la variation de l'épaisseur n'est pas très important, parce que la variation de l'étendu de la zone adoucissante est moins importante par contre à des temps de fluage importants, la variation de l'étendue de cette zone devient plus significative (Fig.9) donc le temps de fluage peut mener à l'amorçage d'une fissure au niveau de l'interface.

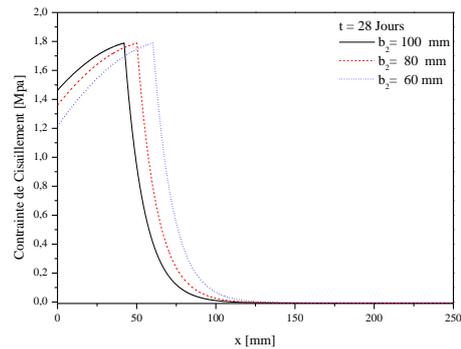


Fig. 8 Effet de Largeur du FRP sur la contrainte de cisaillement t =28 jours.

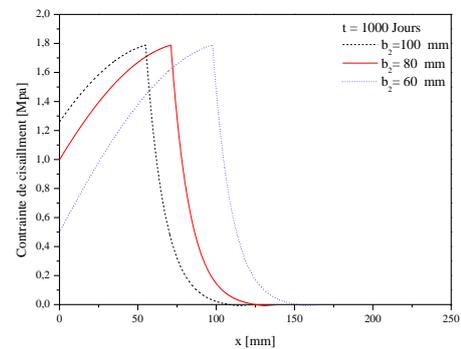


Fig. 9 Effet de Largeur du FRP sur la contrainte de cisaillement t = 1000 jours.

V.4. Effet de l'épaisseur de la plaque FRP

Pour bien comprendre le comportement à long terme, de la redistribution de la contrainte de cisaillement au tour de la fissure. Deux temps (28 et 1000 jours) sont pris en considération, avec une charge de 5 kN, (Fig. 10 et Fig. 11). Il est clair que la variation de l'épaisseur du FRP a un effet significatif sur l'évolution de la contrainte de cisaillement, en particulier dans de la zone adoucissante. La taille de cette zone diminue avec l'augmentation de l'épaisseur de la plaque en composite FRP, dans le cas d'un chargement de fluage à long terme.

Finalement on peut dire que la rigidité du FRP joue un rôle important dans la redistribution des contraintes de cisaillement et sur la diminution de la longueur de la zone adoucissante en particulier à longs termes de fluage des poutres renforcées.

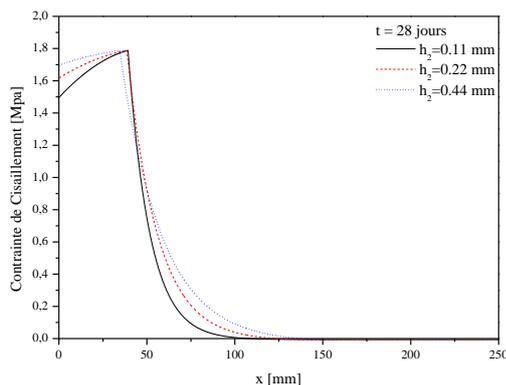


Fig. 10 Effet de l'épaisseur du FRP sur les contraintes de cisaillement à 28 jours.

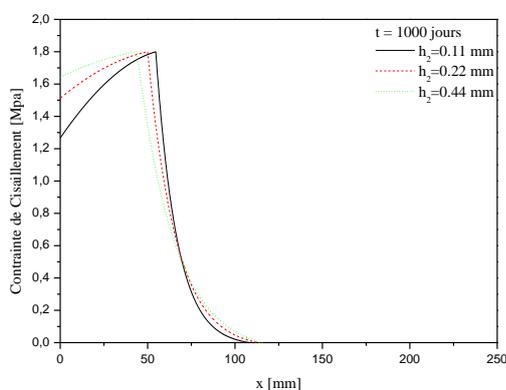


Fig. 11 Effet de l'épaisseur du FRP sur les contraintes de cisaillement à 1000 jours.

VI. Conclusion

Dans cette étude, un MZC viscoélastique est établie pour analyser l'évolution de la contrainte de cisaillement au tour de la fissure dans une poutre en béton réparé par une plaque en composite avec l'introduction de l'effet du fluage du béton. Le problème de fluage est résolu en utilisant une loi bilinéaire. La nouvelle solution est de nature générale, elle peut être appliquée à toutes sortes de matériaux. Des études paramétriques sont réalisées pour montrer leur effet sur le comportement de l'interface FRP-béton en fonction du temps. On a constaté que le vieillissement de la poutre en béton et l'humidité ont une influence considérable sur la répartition des contraintes de cisaillement. La charge de fluage peut conduire à une fissuration prématurée de l'interface après un certain temps de fonctionnement. La taille de la zone adoucissante augmente et par conséquent, la capacité de la structure sera affaiblie avec le temps.

Références

[1] Bank LC. Composites for construction: structural design with FRP materials. Hoboken, New Jersey: J. Wiley & Sons; (2006).
 [2] Mário F. Sá, A.M. Gomes, J.R. Correia, N. Silvestre, Creep behavior of pultruded GFRP elements - Part 2: Analytical study, *Composite Structures* 93 (2011) 2409-2418.

[3] Benyoucef S, Tounsi A, Benrahou KH, Adda Bedia EA. Time-dependent behavior of RC beams strengthened with externally bonded FRP plates: interfacial stresses analysis. *Mech Time-Depend Mater* (2007), Vol. 11, PP.231-48.
 [4] Zhang C., J. Wang, Viscoelastic analysis of FRP strengthened reinforced concrete beams, *Compo Struc93* (2011) 3200-3208.
 [5] Diab H,Wu Z. A linear viscoelastic model for interfacial long-term behaviour of FRP-concrete interface. *Compos B Eng* (2008), Vol. 39:, PP. 730-72.
 [6] Diab H,Wu Z. Nonlinear constitutive model for the time-dependent behaviour of FRP-concrete interface. *Compos Sci Technol.*(2007), Vol. 67, PP. 2323-33.
 [7] Mari A. R., E. Oller, J. M. Bairán, N. Duarte, Simplified method for the calculation of long-term deflections in FRP-strengthened reinforced concrete beams, *Composites: Part B*, Vol. 45, (2013), PP. 1368-1376
 [8] Roberts, T.M., Haji-Kazemi, H., Strengthening of under-reinforced concrete beams with mechanically attached steel plates, *Inter J. of Cement Composites and Lightweight Concrete*, (1989), Vol. 11, PP. 21.
 [9] Wang, J., Debonding of FRP-plated reinforced concrete beam, a bond-slip analysis. Part I: theoretical formulation. *Inter J. of Solids and Structures*, Vol. 43,(21), (2006), PP. 6649-6664.
 [10] Smith, J.G., Teng, J., Interfacial stresses in plated beams. *Engineering Structure* Vol. 23, (2001), PP. 857-871.
 [11] Wang, J., Cohesive zone model of intermediate crack-induced debonding of FRP-plated concrete beam. *International J. of Solids and Structures*, Vol. 43 (21), (2006), PP. 6630-6648.
 [12] Hadjazi K. , Z. Sereir, S. Amziane, Cohesive zone model for the prediction of interfacial shear stresses in a composite-plate RC beam with an intermediate flexural crack, *Composite Structures*, Vol.94, Issue 12, (2012), PP 3574-3582.
 [13] Paipetis, S. A., Dimarogonas, A. D., Analytical Methods in Rotor Dynamics. (1986), Elsevier Applied Science, London.
 [14] CEN. Eurocode 2: design of concrete structures- part 1-1: general rules and rules for buildings (EN 1992-1-1:2004). Comité Européen de Normalisation, Brussels; 2004.
 [15] Bazant, Z.P., 1988. Mathematical Modelling of Creep and Shrinkage of Concrete. Wiley, New York.
 [16] ACI Committee 435. Control of deflections in concrete structures (ACI 435R-95). Detroit (MI): American Concrete Institute; 1995.
 [17] Li X., X. L. Gu, Y. Ouyang, , X.B. Song, Long-term behavior of existing low-strength reinforced concrete beams strengthened with carbon fiber composite sheets, *Composites: Part B* 43 (2012), 1637-1644.
 [18] Attari, N., Amziane, S., Chemrouk, M., Efficiency of Beam-Column Joint Strengthened by FRP Laminates, *Advanced Composite Materials*, Vol. 19, Number 2, ,(2010) PP. 171-183(13).
 [19] Dai, J., Ueda, T., Sato, Y., Development of the Nonlinear Bond Stress-Slip Model of Fiber Reinforced Plastics Sheet-Concrete Interfaces with a Simple Method. *J. of Composites for Construction* 9 (1), (2005), PP. 52-62.
 [20] Bennegadi M.L., Z. Sereir, S. Amziane, 3D nonlinear finite element model for the volume optimization of a RC beam externally reinforced with a HFRP plate, *Construction and Building Materials*, Vol. 38, (2013), PP. 1152-1160.
 [21] Rasheed H. A., Pervaiz S., Bond slip analysis of fiber-reinforced polymer-strengthened beams. *J. of Engineering Mechanics* Vol. 128, (2002), PP. 78-86.
 [22] Wang J., Qiao P., Interface crack between two shear deformable elastic layers. *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 52, (2004), PP. 891-905.
 [23] Wu, Z., Yin, J., Fracture behaviors of FRP-strengthened concrete structures. *Eng. Fracture Mech.* Vol. 70, (2003), PP. 1339-1355.