

Performance d'un assemblage mur-linteau réparé en béton de fibres armé

Marie-José NOLLET

Ingénieur, Ph.D., Professeur

Omar CHAALLAL

Ingénieur, Ph.D., Professeur

École de technologie supérieure

Université du Québec

Montréal (Canada)

Richard MARCHAND

Ingénieur, M.Sc.A.

Lanni, Gagné experts-conseils inc.

Montréal (Canada)

RÉSUMÉ

Cet article présente les résultats d'une investigation expérimentale sur le comportement cyclique pseudo-statique d'un modèle d'assemblage mur-linteau réparé en béton de fibres armé et faisant partie d'un système de murs dits de refend couplés. Deux modèles en béton de fibres armé endommagés suite à un premier chargement cyclique sont réparés avec du béton de fibres d'acier et remis à l'essai. La performance des modèles réparés est comparée à celle des modèles originaux et d'un modèle de référence en béton conventionnel. Les résultats montrent que la performance générale des modèles réparés est comparable aux modèles originaux, tout en étant supérieure à celle du modèle de référence en béton conventionnel. En particulier, la dégradation de résistance et de rigidité des modèles réparés est comparable à celle des modèles originaux et l'énergie dissipée par les modèles réparés est 10 % inférieure à celle dissipée par les modèles originaux.

MOTS CLÉS : Mur - Linteau - Béton armé - Béton de fibres - Réparation - Cyclique - Comportement - Dégradation - Rigidité - Résistance - Ductilité.

Introduction

Un mur de refend couplé est un mur de refend percé d'une rangée d'ouvertures disposées le long de la hauteur du refend. Les murs de refend couplés sont souvent utilisés dans les édifices élancés en béton armé car le système structural ainsi formé offre un comportement satisfaisant face aux forces de séisme et de vent tel que démontré, entre autres, lors des séismes de Mexico (Mitchell et *al.*, 1986) et de Kobe (Rainer, 1995). Parmi les éléments qui contribuent au bon comportement des murs de refend couplés face aux forces sismiques, les linteaux ou poutres de couplage jouent un rôle de premier ordre puisqu'ils sont considérés comme l'élément primaire de dissipation d'énergie, et ce en favorisant la formation de rotules plastiques à leurs extrémités, avant la plastification des murs.

Différentes mesures, basées principalement sur le confinement des zones plastiques et des linteaux, ont été proposées pour améliorer le comportement ductile des murs de refend. L'inconvénient de ces mesures est qu'elles impliquent une densité accrue des armatures ce qui, souvent, rend l'exécution difficile et peut provoquer un manque d'adhérence entre l'acier et le béton et ainsi augmenter la possibilité de vide au cœur des joints (Gefken et Ramy, 1989). Des études récentes (Chaallal et *al.*, 1997 ; Filiatrault et *al.*, 1995) ont démontré la viabilité d'une substitution d'étriers par des fibres d'acier dans des assemblages poutre-colonne et mur-linteau, permettant ainsi de réduire la congestion tout en assurant au joint une ductilité suffisante. L'utilisation de béton de fibres d'acier présente ainsi un intérêt certain dans un contexte de réhabilitation de structures construites il y a plusieurs années et ne répondant pas aux nouveaux critères de ductilité.

Les recherches expérimentales sur le béton de fibres en tant que matériau (ACI Committee 544, 1982 ; Balaguru, 1992) ont démontré qu'il possède des propriétés comparables au béton conventionnel, avec une ténacité en flexion légèrement supé-

rieure. Par ailleurs, des études théoriques permettant de quantifier les capacités de béton de fibres sont également disponibles (Casanova et Rossi, 1997). Les premières recherches sur les éléments structuraux en béton armé incluant des fibres métalliques ont démontré que les fibres améliorent la capacité portante et la ductilité après la localisation de la fissuration, et développent une meilleure résistance à l'arrachement des barres d'armature (Rossi et al., 1987 ; Balaguru, 1991 ; Namur and Naaman, 1989). En particulier, dans le cas des assemblages poutres-poteaux (Filiatrault et al., 1995 ; Gefken et Ramy, 1989 ; Henager, 1977 ; Olariu et al., 1988) et des assemblages mur-linteau (Chaallal et al., 1997) avec fibres, les études ont démontré qu'ils ont, aussi bien qualitativement que quantitativement, une meilleure performance aux charges cycliques que ceux en béton conventionnel.

Le béton de fibres métalliques offre une alternative de réhabilitation intéressante pour obtenir le comportement ductile désiré dans les assemblages mur-linteau des édifices en béton armé ayant subi des dommages suite à un séisme. La réhabilitation vise, entre autres, à restaurer ou à améliorer la ductilité des assemblages mur-linteau afin de répondre aux exigences des codes et normes en vigueur.

L'objectif principal de l'investigation expérimentale entreprise dans le cadre de cette étude est d'évaluer la performance sous charges cycliques pseudo-statiques d'assemblages mur-linteau réparés avec du béton de fibres métalliques suite aux dommages causés par un chargement cyclique antérieur. Les assemblages en béton de fibres possèdent un nombre insuffisant d'étriers pour assurer un comportement ductile. L'utilisation des fibres d'acier vise à combler cette déficience. L'évaluation de la performance des assemblages réparés se fera par comparaison avec le comportement cyclique expérimental des assemblages originaux et d'un assemblage en béton conventionnel normalement armé. En particulier, les éléments suivants seront analysés :

- la ductilité de l'assemblage et sa capacité de dissipation d'énergie ;
- le degré de dégradation de rigidité et de résistance ;
- la préservation de l'intégrité structurale après fissuration.

Description des modèles et des matériaux utilisés

Trois modèles d'assemblages mur-linteau sont considérés dans cette étude.

- Un premier modèle de référence est fait de béton conventionnel armé et est identifié par l'abréviation **BCA**. Il est conçu et dimensionné selon le code canadien du béton CSA/CAN3-A23.3-M84 (CSA, 1984) pour avoir un comportement ductile (parasismique), en particulier en matière d'espacement des étriers dans la zone plastique des linteaux.
- Les deux autres modèles originaux sont en béton de fibres d'acier, identifiés **BDFO**. Ils sont géométriquement identiques au modèle de référence en béton conventionnel, mais ils ne sont pas particulièrement dimensionnés pour avoir un comportement ductile. Leur armature transversale est plus espacée et des fibres en acier y sont ajoutées pour compenser cette déficience en armature transversale par rapport au modèle en béton conventionnel.

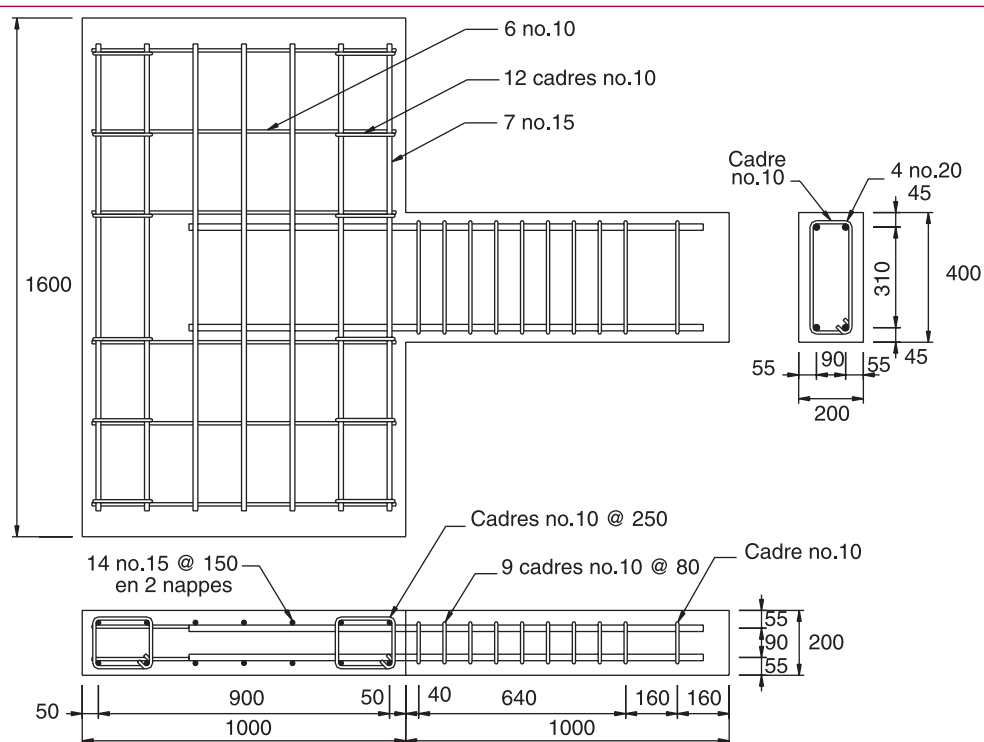
Les détails géométriques et de renforcement des deux types de modèles sont présentés sur la figure 1.

Les modèles ont été fabriqués et soumis à l'essai cyclique une première fois en 1995 (Chaallal et al., 1997). Les modèles en béton de fibres métalliques démontrent alors un comportement supérieur quantitativement et qualitativement au modèle de référence en béton conventionnel. Après ce premier chargement, les modèles en béton de fibres endommagés sont réparés avec un béton de même composition que le béton des modèles originaux dont les propriétés sont présentées dans le tableau I. Les modèles réparés sont identifiés **BDFR**.

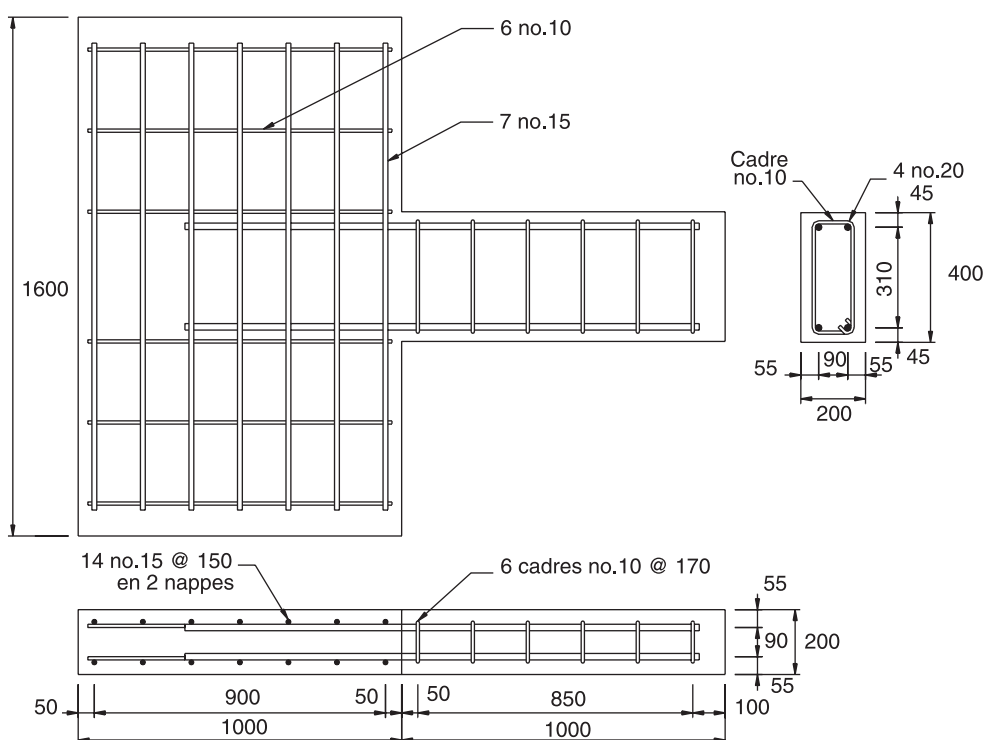
Le béton de réparation est préparé à l'aide d'un petit malaxeur, alors que le béton original est un béton commercial ordinaire de la région de Montréal livré au laboratoire en camion malaxeur. La fibre utilisée dans le cadre de ce projet est une fibre ductile dite à ancrage totale (« Twincone ») d'une longueur de 54,3 mm et d'un diamètre de 0,98 mm. Les indices de ténacité obtenus sur la base d'un essai de flexion circulaire, tel que prescrit par la norme ASTM-C1018, sont donnés dans le tableau I. Bien que l'utilisation de l'indice de ténacité pour caractériser les performances d'un béton renforcé de fibres est contestée (Chanvillard, 1999), elle permet

TABLEAU I
Propriétés des bétons utilisés

Béton (1)	Résistance*			Indices de ténacité (conformément à ASTM-C1018) (5)
	Compression f'_c (MPa) (conformément à ASTM-C39) (2)	Traction** f_t (MPa) (conformément à ASTM-C496) (3)	Flexion f_f (MPa) (conformément à ASTM-C78) (4)	
Béton ordinaire (sans fibre)	37,0	3,2	3,0	–
Béton armé de fibres (Twincone) 60 kg/m ³	36,0	5,1	3,1	$I_5 = 5,3$ $I_{10} = 12,1$ $I_{20} = 23,2$
* Valeurs moyennes de trois essais. ** Essai de fendage.				



a. Modèle BCA.



b. Modèle BDFO.

Fig. 1 - Détails d'armature des deux types de modèles.

néanmoins d'évaluer de façon comparative les performances de différentes formulations de béton. Ces fibres métalliques ont été choisies pour leur comportement ductile suite à une étude comparative sur la performance d'une variété de fibres disponibles sur le mar-

ché (Chaallal et *al.*, 1996). Elles sont introduites à raison de 60 kg/m^3 (0,76 % par volume) dans le mélangeur. L'acier d'armature à haute adhérence utilisé est de nuance 400 (limite élastique garantie $f_y = 400 \text{ MPa}$) et est caractérisé par sa grande ductilité.

Réparation des modèles originaux endommagés

Les modèles originaux en béton de fibres endommagés suite à la première série d'essais sont réparés par la méthode dite traditionnelle consistant à retirer le béton fortement endommagé et à le remplacer par un béton de même composition, dans ce cas du béton de fibres, tout en respectant les détails de renforcement originaux. La zone à réparer correspond principalement à la zone plastique du linteau. On identifie ici le joint de réparation comme l'interface entre le béton original et le béton de réparation (fig. 2).

La procédure de réparation consiste à détacher les blocs de béton fissuré à l'aide d'un marteau piqueur de puissance limitée afin d'éviter d'endommager les armatures et de ne pas induire davantage de fissuration. Les armatures sont ensuite dégagées aux ciseaux à froid, et les granulats sont exposés de manière à créer une macrorugosité en surface. Par ailleurs, cette opération permet d'exposer des extrémités de fibres ancrées dans le béton assurant ainsi un meilleur lien avec la surface de reprise. Des traits de scie d'une profondeur de 6 mm, épaisseur inférieure au diamètre du granulat du béton de réparation, sont réalisés aux limites de la zone à réparer pour permettre la prise du mortier et assurer une bonne adhérence entre l'ancien et le nouveau béton (fig. 2). Les étriers endommagés sont ensuite remplacés et les armatures longitudinales sont redressées. La liaison entre le substrat et le nouveau béton est assurée par l'ouverture des pores à l'aide d'un jet de sable et l'application d'un agent de liaisonnement sur la surface nettoyée. Il s'agit d'un adhésif structural de résine époxyde à deux composantes, sans solvant et insensible à l'humidité. Le béton de réparation est coffré et coulé en place, et soumis à une cure humide de sept jours avant le décoffrage.

Programme expérimental et procédure d'essais

Les modèles en béton de fibres réparés sont soumis à un chargement cyclique pseudo-statique appliqué à l'extrémité libre du linteau à l'aide d'un vérin hydraulique. Le chargement après réparation est identique à celui appliqué sur les modèles originaux (fig. 3). Une force axiale constante de 900 kN représentant 10 % de la charge ultime en compression est appliquée au mur durant l'essai. La charge cyclique est appliquée avec contrôle en force avant écoulement plastique de l'acier d'armature longitudinale. Le déplacement à l'extrémité libre du linteau correspondant à l'écoulement plastique, Δ_y , est défini lorsque les jauges placées sur l'armature longitudinale du linteau, à 50 mm de la face du mur, atteignent une déformation de 0,2 %. Après écoulement plastique, la charge cyclique est appliquée avec contrôle de déplacement, et chaque cycle supplémentaire est identifié par le facteur de ductilité en déplacement, μ_Δ , défini par :

$$\mu_\Delta = \frac{\Delta_{\max}}{\Delta_y}$$

où Δ_{\max} est le déplacement maximal au point d'application de la charge à chaque cycle.

Les modèles sont instrumentés à l'aide de jauges de déformations collées sur l'armature longitudinale du linteau à 50 et 350 mm de la face du mur afin de mesurer l'élongation du linteau. Deux LVDT (Linear Variable Displacement Transducers) mesurent les déplacements verticaux du linteau au point d'application de la charge et à 200 mm de la face du mur, et des cellules de charges enregistrent les charges appliquées (fig. 3) Toutes les valeurs sont enregistrées par un système d'acquisition automatique de données.

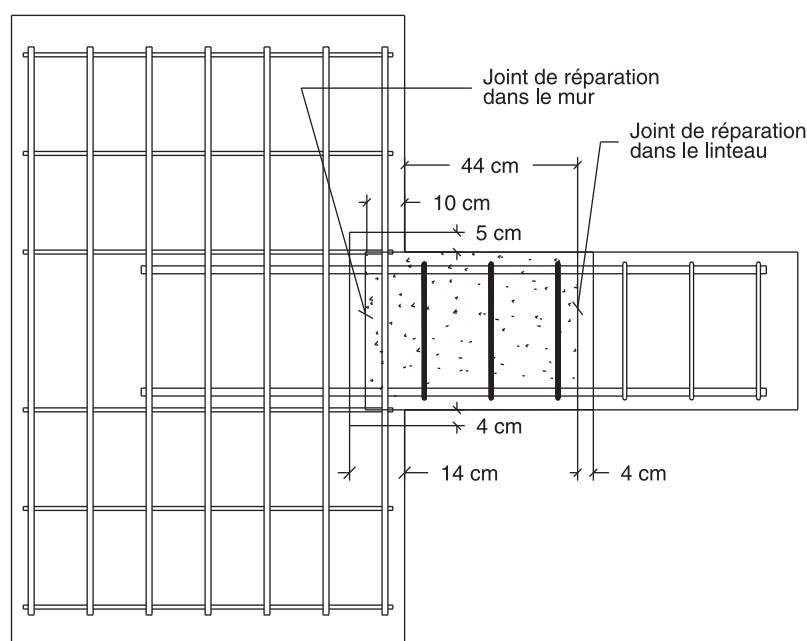


Fig. 2 - Détails de réparation des modèles BDFR.

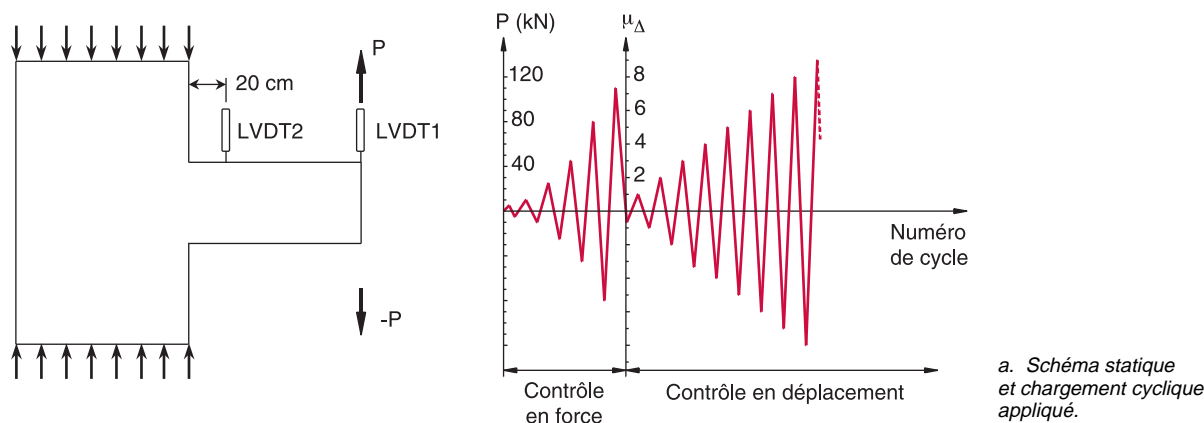


Fig. 3 - Essais de chargement.

Présentation des résultats et discussion

Les résultats expérimentaux sont présentés et discutés en termes de :

- fissuration et mode de rupture,
- dégradation de la capacité de résistance,
- dissipation d'énergie,
- dégradation de rigidité.

Le comportement des modèles en béton de fibres réparés est comparé au comportement des modèles en béton de fibres originaux. Rappelons que ces modèles avaient démontré, lors des premiers essais en 1995, un comportement supérieur à celui du modèle de référence en béton conventionnel armé. Une comparaison sera également établie avec le modèle de référence en béton conventionnel armé pour mieux illustrer la performance des modèles en béton de fibres réparés.

Fissuration et mode de rupture

Durant le chargement cyclique, des forces de compression et de traction diagonales se développent dans l'assemblage mur-linteau. La première fissure diagonale apparaît dès que la contrainte principale de traction dépasse la résistance du béton. Pour un chargement donné, l'ouverture des fissures diagonales est moins large dans les modèles en béton de fibres réparés

que dans les modèles originaux. Ainsi par exemple, la largeur maximale de fissure à $\mu_{\Delta} = 6$ atteint 1,8 mm dans le modèle BDFO-1 alors qu'elle n'est que de 0,5 mm dans le modèle BDFR-1. Ceci peut être dû à une meilleure efficacité et une meilleure distribution des fibres dans le béton de réparation. L'existence de fissures dans la zone non réparée du linteau, entre l'extrémité chargée et la zone réparée, est un autre élément qui peut contribuer à cet écart de comportement. Les fissures de flexion apparaissent au quatrième cycle de chargement, dans la zone plastique du linteau à moins de 20 mm de la face du mur, comparativement à 50 mm pour les modèles en béton de fibres originaux et ceux en béton conventionnel armé. Avec la progression du chargement cyclique, l'ouverture des fissures s'élargit et d'autres fissures obliques font leur apparition. En fin de chargement, l'interface du joint de réparation dans le mur a complètement cédé. La fissuration des modèles réparés est comparable à celle observée dans les modèles originaux (avec ou sans fibres métalliques) avec une rupture dans la zone plastique des linteaux de type flexion (plastification des armatures longitudinales suivie de l'écrasement du béton par compression) (fig. 4). La position du joint de réparation dans le mur semble avoir influencé la formation de la rotule plastique vers l'intérieur du mur comparativement aux modèles originaux où les rotules se sont formées à 50 mm de la face du mur.



a. Modèle BDFR-1.



b. Modèle BDFR-2.

Fig. 4 - État typique des modèles après essais.

Les modèles réparés ont enduré autant d'incursions dans le domaine plastique ($\mu_{\Delta} = 9$ pour BDFR-1 et BDFR-2) que les modèles originaux ($\mu_{\Delta} = 8$ pour BDFO-1 et $\mu_{\Delta} = 9$ pour BDFO-2). À titre indicatif, le modèle de référence en béton conventionnel armé avait atteint un facteur de ductilité $\mu_{\Delta} = 7$.

Dégradation de la capacité de résistance

La figure 5 montre des courbes typiques représentant la force appliquée (P) en fonction du déplacement de l'extrémité libre du linteau (Δ) relatives aux modèles en béton de fibres originaux (BDFO) et réparés (BDFR).

On constate que les courbes hystérétiques associées au modèle BDFR-2 présentent des boucles légèrement plus pincées, indiquant une dissipation d'énergie plastique plus faible dans le linteau. Cependant, les boucles générées par tous les modèles en béton de fibres (originaux et réparés) sont généralement arrondies et stables. La dégradation de résistance survient dans les cycles suivant la charge maximale appliquée, soit en demande de ductilité, et est définie comme la perte de résistance sur la résistance maximale. La résistance moyenne en fonction de μ_{Δ} pour les demi-cycles positifs et négatifs est présentée sur la figure 6. Autant pour les modèles originaux que réhabilités, on peut observer qu'aucune

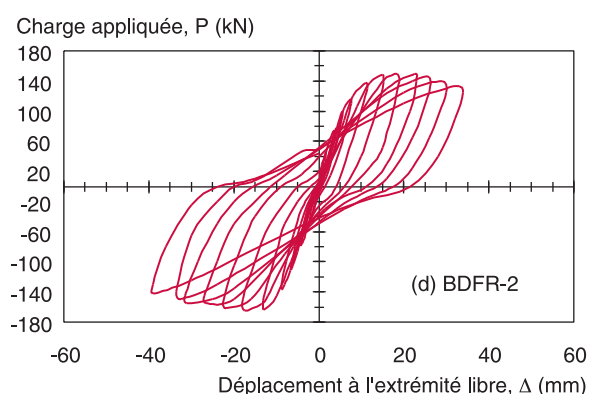
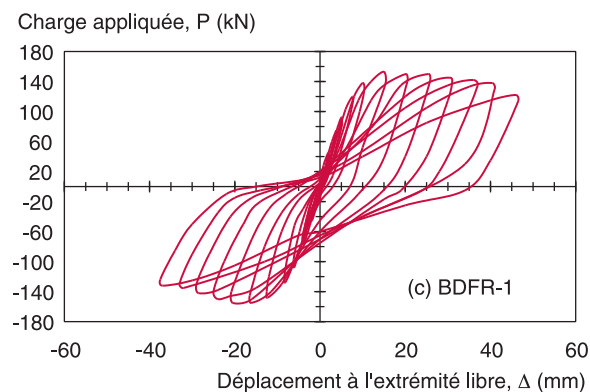
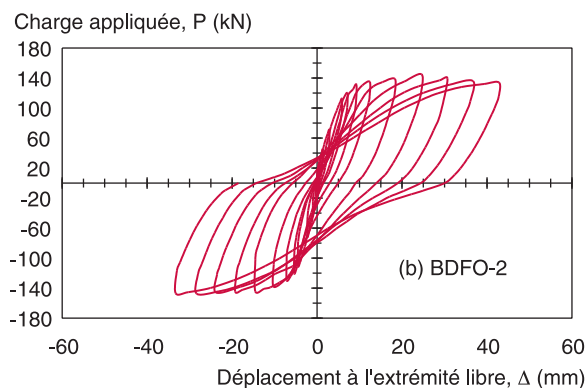
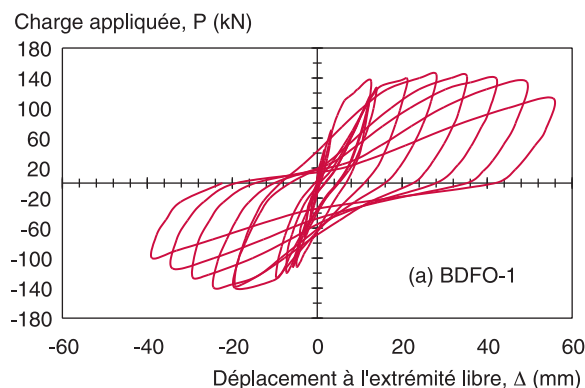
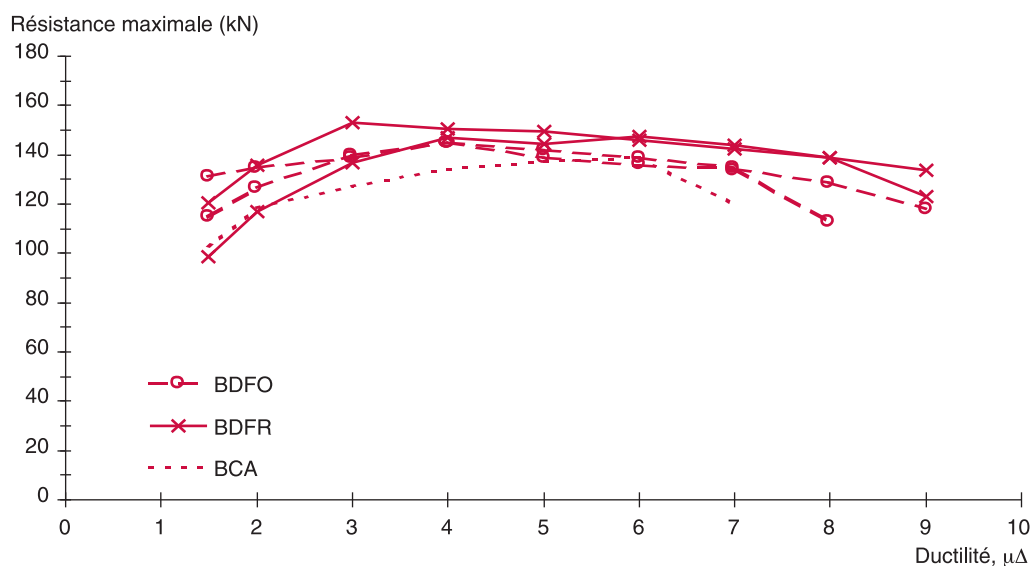
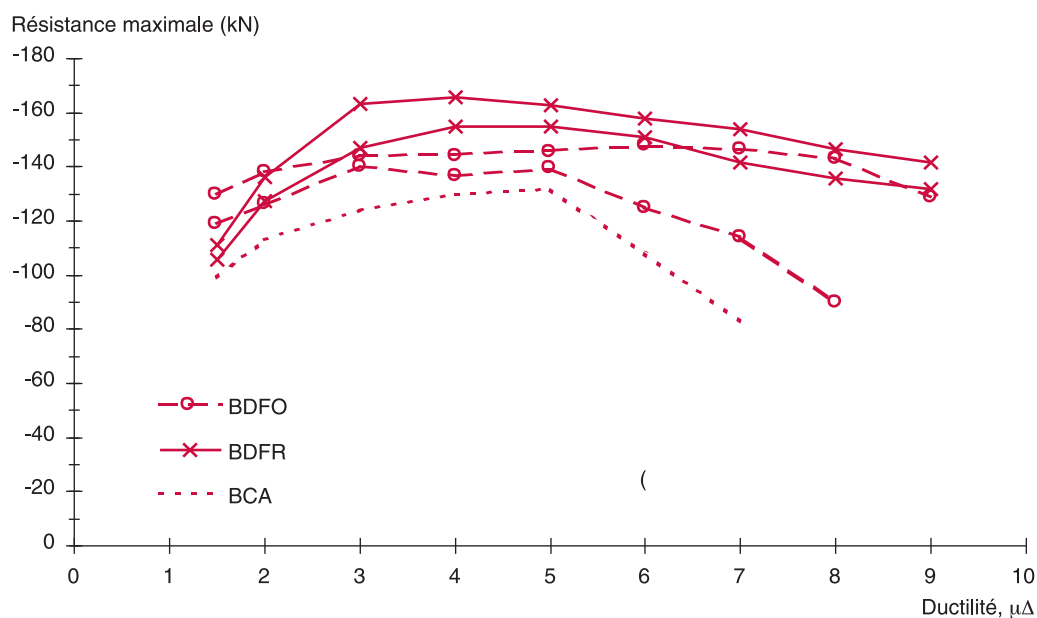


Fig. 5 - Courbes hystérétiques typiques relatives aux modèles BDFO et BDFR.



a. Demi-cycles positifs.



b. Demi-cycles négatifs.

Fig. 6 - Dégradation moyenne de résistance en fonction de $\mu\Delta$.

dégradation de résistance n'a lieu lorsque la demande en ductilité est faible à modérée (typiquement $\mu\Delta \leq 4,0$). Au fur et à mesure que $\mu\Delta$ augmente, cette dégradation demeure faible. À titre d'exemple, le taux de dégradation de la capacité de résistance dans les modèles en béton de fibres originaux, à $\mu\Delta = 7$, atteint en moyenne 7,2 % en flexion positive et 8,5 % en flexion négative, comparé à 2,7 et 7,7 %, respectivement, pour les modèles en béton de fibres réparés.

Pour le modèle de référence en béton armé conventionnel (BCA), la dégradation de résistance débute à une demande en ductilité légèrement plus élevée ($\mu\Delta = 5$) que tous les modèles en béton de fibres. Néanmoins, au fur et à mesure que la demande en ductilité augmente, le taux de dégradation de la capacité de résistance

devient substantiel, atteignant 37 % en flexion négative et 14 % en flexion positive à $\mu\Delta = 7$.

Dissipation d'énergie

La capacité de dissipation d'énergie est un aspect important dans la conception parasismique des murs de refend couplés. L'énergie appliquée par le vérin hydraulique à l'extrémité libre du linteau est dissipée dans l'assemblage mur-linteau par déformation du béton et de l'acier. L'énergie dissipée est représentée par l'aire intérieure circonscrite par une boucle d'hystérésis relative à un cycle de chargement donné. La figure 7 présente, sous forme d'histogramme, l'énergie dissipée par les modèles en béton de fibres originaux

(BDFO) et réparés (BDFR) en fonction du numéro du cycle et de μ_Δ . Durant les sept premiers cycles correspondant aux déformations dans le domaine élastique ($\leq \Delta_y$), il y a peu d'énergie dissipée par les modèles réparés. Par la suite, l'énergie dissipée augmente rapidement. Le modèle BDFR-1 a supporté un cycle de plus après réparation, ce qui a permis de dissiper davantage d'énergie que le modèle BDFO-1, soit 2 %. Cependant, à nombre de cycles égal, le modèle réparé dissipe 18 % moins d'énergie que le modèle original en béton de fibres. Le modèle BDFR-2 a, pour sa part, dissipé 35 % moins d'énergie pour un même nombre de cycles.

Les résultats obtenus, lors des premiers essais sur les modèles originaux, démontrent clairement que les modèles en béton de fibres dissipent plus d'énergie que le modèle de référence en béton conventionnel (environ 32 % en moyenne). Les fibres agissent en empêchant l'ouverture des fissures par adhérence au béton. Globalement, les modèles en béton de fibres réparés dissipent 10 % moins d'énergie que les modèles en béton de fibres originaux. Il est à noter que l'énergie dissipée par les modèles en béton de fibres réparés demeure supérieure de 15 % à l'énergie dissipée par le modèle de référence en béton conventionnel armé.

Dégradation de rigidité

La rigidité d'un élément en béton armé soumis à un chargement cyclique décroît avec le nombre de cycles. Cette dégradation de rigidité dépend de l'importance

des déformations plastiques subies par l'élément. Plus la déformation (et, par conséquent, la demande en ductilité μ_Δ) est grande, plus importante sera la dégradation. Dans cette étude, la dégradation de rigidité des différents modèles est évaluée globalement en calculant les pentes des courbes d'hystérésis P- Δ aux points d'intersection avec l'axe des déplacements ($\Delta = 0$). La figure 8 présente les courbes moyennes de la rigidité tangente en fonction de la demande en ductilité μ_Δ . On observe une rigidité tangente en demi-cycles positifs supérieure pour les modèles en béton de fibres réparés. La dégradation de rigidité est cependant comparable pour les modèles réparés et originaux. Dans le domaine plastique, pour une demande en ductilité modérée ($\mu_\Delta = 3,0$), le taux de dégradation, en flexion positive et négative, est de 22 % en moyenne pour les deux modèles en béton de fibres réparés comparées à 31 % en moyenne pour les deux modèles originaux (BDFO), alors qu'elle atteint respectivement 54 et 66 % pour $\mu_\Delta = 6,0$.

En comparaison, le taux moyen de dégradation de rigidité, en flexion positive et négative, du modèle de référence en béton conventionnel armé (BCA) atteint 37 % pour une demande en ductilité modérée ($\mu_\Delta = 3,0$), et 74 % pour $\mu_\Delta = 6,0$.

Conclusion

Cet article présente les résultats d'une étude expérimentale menée en laboratoire sur le comportement cyclique

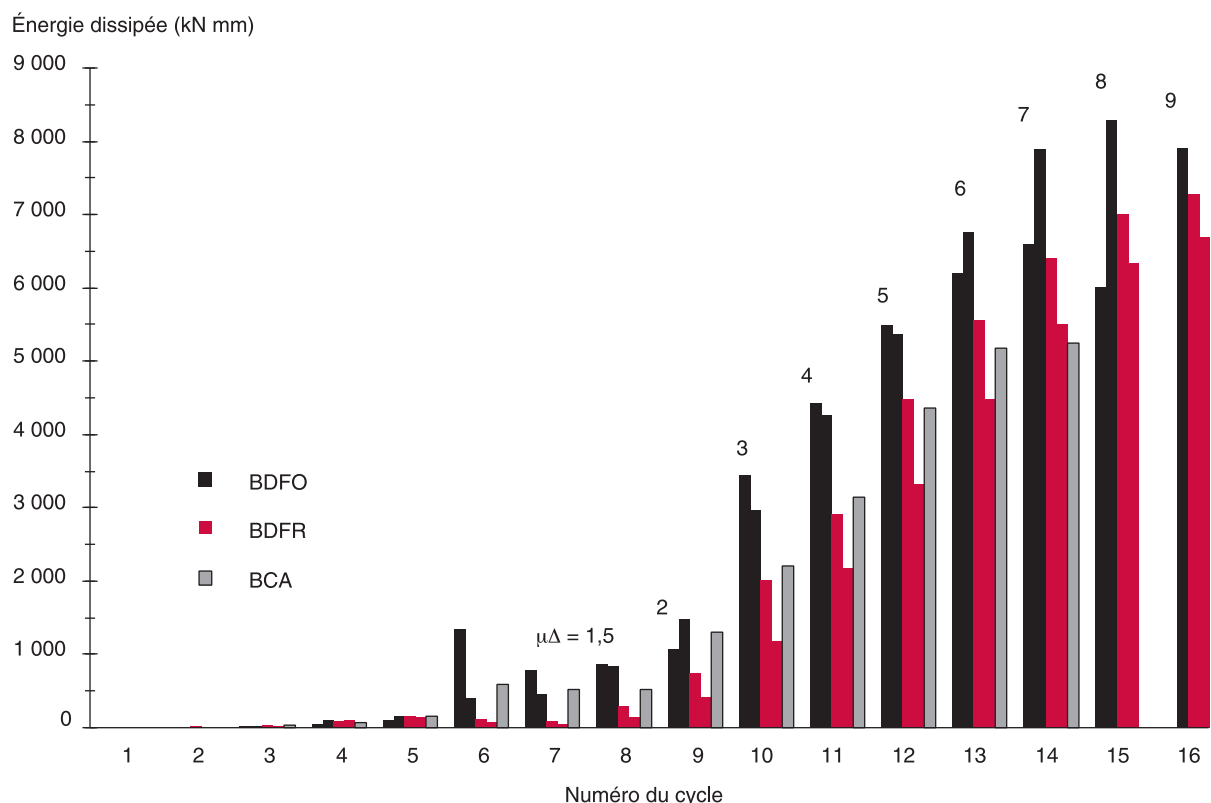
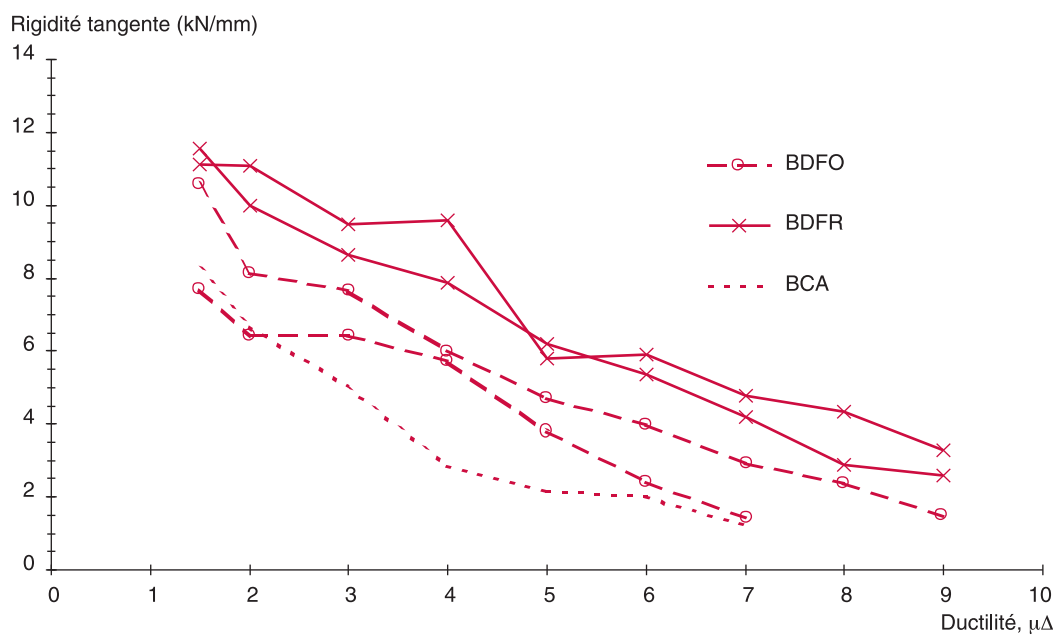
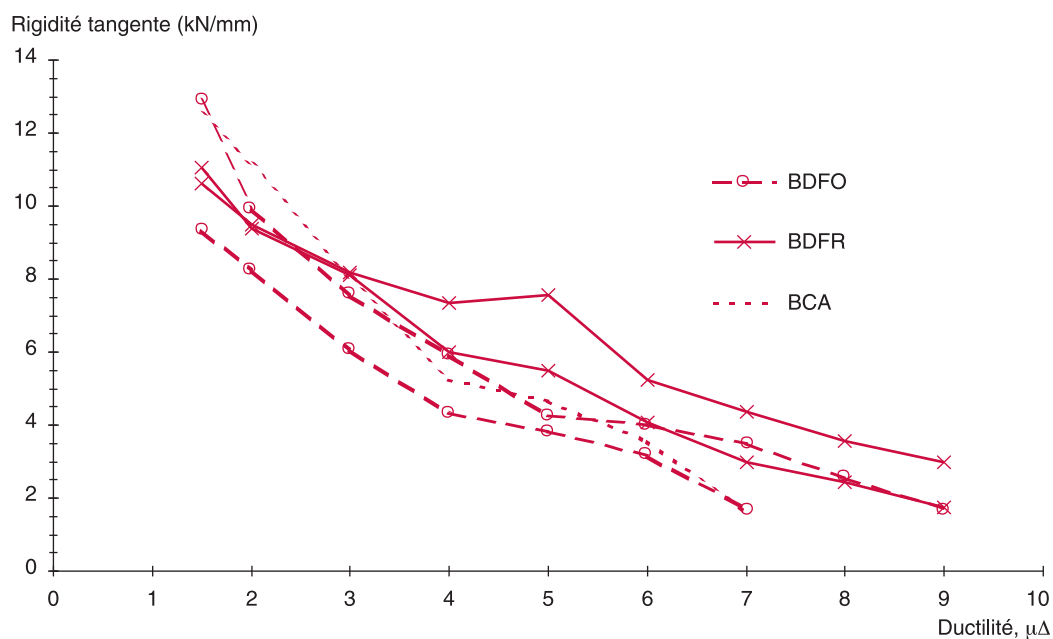


Fig. 7 - Histogrammes des énergies dissipées.



a. Demi-cycles positifs.



b. Demi-cycles négatifs.

Fig. 8 - Courbes moyennes de la rigidité tangente en fonction de μ_{Δ} .

pseudo-statique d'assemblages mur-linteau de murs de refend couplés réparés avec du béton de fibres. Le comportement cyclique d'un modèle de référence en béton conventionnel (BCA) et des modèles en béton de fibres originaux (BDFO) est présenté et sert de référence pour évaluer le comportement des deux modèles réparés avec du béton de fibres métalliques (BDFR). Sur la base des résultats obtenus, les conclusions suivantes peuvent être énoncées :

➤ le comportement cyclique des assemblages mur-linteau en béton de fibres réparés est comparable au comportement des assemblages originaux ;

➤ les modèles en béton de fibres « réparés » ont dissipé 10 % moins d'énergie que les modèles originaux, mais conservent un rendement supérieur de 15 % en moyenne par rapport au modèle en béton conventionnel original ;

➤ les modèles en béton de fibres réparés ont exhibé une dégradation de résistance comparable aux modèles originaux, mais inférieure au modèle de référence en béton conventionnel. Aucune dégradation de résistance n'a lieu lorsque la demande en ductilité est faible à modérée (typiquement $\mu_{\Delta} \leq 4,0$). Pour une demande en ductilité élevée, à $\mu_{\Delta} = 7$, le taux de dégradation de la

capacité de résistance demeure faible pour les modèles en béton de fibres, originaux et réparés, pour lesquels il atteint en moyenne 8 et 5 %, respectivement, comparé à 25 % pour le modèle en béton armé conventionnel ;
 ➤ la dégradation de rigidité des modèles réparés et

des modèles originaux est similaire, lorsque la demande en ductilité est faible à modérée ($\mu_{\Delta} \leq 4,0$). Pour tous les modèles en béton de fibres, originaux comme réparés, la dégradation de rigidité est inférieure à celle du modèle en béton conventionnel.

Remerciements. Ces travaux de recherche ont été rendus possible grâce à une aide financière du Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie (CRSNG) du Canada accordée à M.-J. Nollet et O. Chaallal, et à une aide financière de l'École de technologie supérieure accordée à R. Marchand. Les auteurs remercient John Lescelleur, technicien au laboratoire de structures à l'École de technologie supérieure, pour sa précieuse collaboration et l'aide apportée pour la fabrication et la mise à l'essai des modèles de cette étude.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ACI COMMITTEE 544 (1982), State of the art report on fiber reinforced concrete, *Concrete International*, American Concrete Institute, Vol. 4, **5**, 158 pages.
- P.N. BALAGURU (1991), *Use of fiber reinforced concrete for structural components*, Comptes rendus du premier atelier canadien Université-Industrie sur le béton renforcé de fibres, Université de Laval, Québec, pp. 89-95.
- P.N. BALAGURU, S.P. SHAH (1992), *Fiber-reinforced cement composites*, McGraw Hill, New York, 530 pages.
- P. CASANOVA, P. ROSSI (1997), Analysis and design of steel fiber reinforced concrete beams, *ACI Structural Journal*, Vol. **94**, pp. 595-602.
- O. CHAALLAL, S. THIBODEAU, P. MALENFANT, J. LESCELLEUR (1996), Steel-fiber reinforced concrete for coupled shear walls – Cyclic tests, *ACI Concrete International*, Vol. 18, **6**, pp. 39-42.
- O. CHAALLAL, M.-J. NOLLET, P. MALENFANT, L. GUIZANI (1997), Investigation expérimentale sur le comportement cyclique d'un assemblage mur-linteau en béton de fibres, *Bulletin des laboratoires des Ponts et Chaussées*, **210**, pp. 23-30.
- G. CHANVILLARD (1999), Caractérisation des performances d'un béton renforcé de fibres à partir d'un essai de flexion. Partie 1 : De la subjectivité des indices de ténacité, *Materials and Structures/Matériaux et Constructions*, Vol. 32, **220**, pp. 418-426.
- CSA (1984), *Design of concrete structures for buildings*, CAN3-A23.3-M84, Canadian Standards Association, Rexdale, Ontario, Canada.
- A. FILIATRAULT, S. PINEAU, J. HOUDE (1995), Seismic behavior of steel-fiber RC interior beam-column joints, *ACI Structural Journal*, Vol. 92, **5**, pp. 543-552.
- P.R. GEFKEN, M.R. RAMY (1989), Increased joint hoop spacing in type 2 seismic joints using fiber reinforced concrete, *ACI Structural Journal*, Vol. 86, **2**, pp. 168-172.
- C.H. HENAGER (1977), *Steel fibrous, ductile concrete joint for seismic-resistant, Reinforced concrete in seismic zones, sp-53*, American Concrete Institute, Detroit, Mich., pp. 371-386.
- D. MITCHELL, H. ADAMS, R. DeVALL, R.C. LO, D. WEICHERT (1986), Lessons from the 1985 Mexican earthquake, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 13, **5**, pp. 535-557.
- G. NAMUR, A.E. NAAMAN (1989), Bond stress model for fiber reinforced concrete based on bond stress-slip relationship, *Journal of American Concrete Institute Materials*, Vol. 86, **1**, pp. 45-47.
- I. OLARIU, A. IOANI, N. POIENAR (1988), *Steel fiber reinforced ductile joints*, Proceedings of the 9th World Conference on Earthquake Engineering, Tokyo-Kyoto, Japon, pp. 657-662.
- H. RAINER (1995), Le séisme de Kobe : Les leçons qu'en tirent les spécialistes du bâtiment, *Innovation en construction*, juillet 1995, p. 14.
- P. ROSSI, P. ACKER, Y. MALIER (1987), Effect of steel fibres at two different stages : the material and the structure, *Materials and Structures/Matériaux et Constructions*, Vol. **20**, pp. 436-439.

ABSTRACT

Performance of a wall-lintel assembly repaired with fibre-reinforced concrete

M.-J. NOLLET, O. CHAALLAL, R. MARCHAND

This paper presents the results of an experimental investigation of the cyclical pseudo-static behaviour of a model of a wall-lintel assembly which is part of a coupled – wall system and that has been repaired with fibre-reinforced concrete. Two fibre-reinforced concrete models which were damaged during the initial cyclical loading were repaired with steel fibre-reinforced concrete and retested. The performance of the repaired models was compared with that of the original models and a reference model made from conventional concrete. The results indicate that the general performance of the repaired models is comparable with the original models, and also better than the reference model made from conventional concrete. In particular, the loss in strength and stiffness of the repaired models was comparable to that of the original models and the energy dissipated by the repaired models was 10% lower than that dissipated by the original models.