

# Investigation expérimentale sur le comportement cyclique d'un assemblage mur-linteau en béton de fibres

**Omar CHAALLAL**

Ingénieur, Ph. D., Professeur

**Marie-José NOLLET**

Ingénieur, Ph. D., Professeur

**Pierre MALENFANT**

Ingénieur, étudiant à la maîtrise

**Lofti GUIZANI**

Ingénieur, M. Sc. A, étudiant au Ph. D.

École de Technologie supérieure  
Université du Québec (Canada)

## RÉSUMÉ

On présente dans cet article les résultats d'une investigation expérimentale sur le comportement cyclique pseudo-statique d'un modèle d'assemblage mur-linteau faisant partie d'un système de murs dits de « cisaillement », couplés.

Deux séries de modèles sont considérées :

- une série de deux modèles fabriqués à l'aide d'un béton normal conventionnel,
- une série de deux modèles fabriqués à l'aide d'un béton de fibres.

Les résultats montrent que la substitution d'une partie des étriers (frettes) par des fibres d'acier noyées dans le béton pour alléger la densité des armatures est viable. Les modèles en béton de fibres ont montré un meilleur comportement en matière de préservation de l'intégrité structurale, de dissipation d'énergie et de dégradation de résistance, que les modèles en béton conventionnel, particulièrement lorsque les demandes en ductilité sont importantes.

Les résultats précisent également que les dégradations de rigidité des linteaux dues au chargement alterné sont conséquentes et peuvent atteindre jusqu'à 80 % de la rigidité initiale.

**MOTS CLÉS :** 32 - 35 - Béton armé de fibres - Comportement - Mur - Poutre - Couplage - Modèle numérique - Béton hydraulique - Dégradation - Rigidité - Ductilité - Chargement répété.

## Introduction

Dans les édifices élancés en béton armé, les murs de refend avec ouvertures peuvent être une forme de construction adaptée, compte tenu de leur comportement satisfaisant face aux forces de séisme et de vent. Leur grande rigidité en plan contribue à contrôler les déflexions et à minimiser les déplacements interétages excessifs. Aussi, ils offrent une protection efficace contre les dommages des éléments dits non structuraux. Ces derniers peuvent être très coûteux, notamment dans les bâtiments modernes. Par ailleurs, ils permettent d'éviter le choc entre bâtiments adjacents situés en zone urbaine. Ceci a été clairement illustré lors de différents séismes et en particulier celui de Mexico en 1985 [Mitchell *et al.*, 1986]. Aussi, compte tenu de leur rigidité axiale élevée, ils sont capables de reprendre des forces axiales importantes qui peuvent avoir lieu suite à des accélérations verticales excessives telles que celles produites lors du tremblement de terre de Kobe [Rainer, 1995].

Plusieurs recherches ont été menées lors des dernières décennies pour mieux comprendre le comportement complexe des murs de refend couplés (MRC) assujettis à des forces horizontales [Paulay, 1971 ; Takeda *et al.* 1970]. Un MRC est un mur de refend avec une rangée d'ouvertures disposées le long de la hauteur du refend. Les résultats de ces louables efforts sont reflétés dans la plupart des codes et normes modernes de bâtiments. Ces études ont notamment démontré que les MRC peuvent dissiper efficacement l'énergie induite par un séisme pour autant qu'ils soient conçus et détaillés selon certaines règles et exigences qui visent à leur assurer un comportement ductile.

Parmi les éléments qui contribuent au bon comportement des MRC face aux forces sismiques, les linteaux 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 mises en avant 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.

Dans ce contexte, des chercheurs [Gefken et Ramy, 1989 ; Henager, 1977 ; Olariu et al., 1988] ont proposé de substituer une partie de l'armature transversale des poutres et colonnes par des fibres d'acier noyées dans le béton.

Les recherches sur le béton de fibres (BDF) en tant que matériau [ACI Committee 544, 1982 ; Namur et Naaman, 1989 ; Balagru, 1991] ont clairement démontré qu'il possède de meilleures propriétés que le béton conventionnel. En particulier, il a une meilleure résistance à la traction et au cisaillement et développe une meilleure résistance à l'arrachement que le béton conventionnel. De plus, les premières recherches sur les éléments structuraux en BDF, notamment les assemblages poutres-poteaux [Gefken et Ramy, 1989 ; Henager, 1977 ; Olariu et al., 1988] ont démontré qu'ils ont, aussi bien qualitativement que quantitativement, une meilleure performance aux charges cycliques comparés à ceux construits en béton conventionnel.

Néanmoins, les assemblages mur-linteau se comportent différemment des assemblages poutres-poteaux, notamment en matière de rigidité et de résistance relatives entre les éléments formant l'assemblage.

L'objectif de l'investigation expérimentale entreprise dans le cadre de cette étude est d'évaluer la performance des assemblages mur-linteau en BDF sous charges cycliques pseudo-statiques. En particulier, la ductilité de l'assemblage et sa capacité de dissipation d'énergie, le degré de dégradation de rigidité et de résistance, ainsi que la préservation de l'intégrité structurale après fissuration sont étudiés. L'évaluation expérimentale de certains paramètres de modélisation, comme par exemple la dégradation de rigidité avec le nombre de cycles, est un autre objectif recherché.

## Description des modèles et des matériaux utilisés

Deux séries de deux modèles chacune sont considérées dans cette étude.

Les modèles de la première série sont à base de béton conventionnel armé (BCA) et sont désignés par  $BCA_1$  et  $BCA_2$ . Ils sont conçus et dimensionnés 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 armatures transversales dans la zone plastique des linteaux.

Les modèles de la seconde série sont, quant à eux, en béton de fibres et sont désignés par  $BDF_1$  et  $BDF_2$ . Ces modèles sont géométriquement identiques à ceux de la première série ; ils ne sont toutefois pas spécialement dimensionnés pour avoir un comportement ductile, contrairement aux modèles BCA. Ainsi, leur armature transversale est plus espacée. L'ajout des fibres en acier devrait compenser cette déficience en armature transversale. Les détails géométriques et de renforcement des deux types de modèles sont présentés à la figure 1.

Le béton utilisé pour couler les quatre modèles est un béton commercial ordinaire qu'on trouve dans la région de Montréal. Il est livré au laboratoire dans un camion mélangeur. La composition et les propriétés du béton utilisé sont présentées au tableau I. Les fibres en acier sont introduites à raison de  $60 \text{ kg/m}^3$  (0,76 % par volume) dans le mélangeur, après avoir coulé les modèles BCA et les échantillons de contrôle correspondants. Pour faciliter le coulage du béton, l'affaissement, mesuré conformément à la norme ASTM-C143, est maintenu aux alentours de 100 mm en ajoutant au besoin du superplastifiant au mélange. L'homogénéité du dosage en fibres est attentivement vérifiée à différentes étapes du processus du coulage par pesage des fibres extraites du BDF frais. La fibre utilisée dans le cadre de ce projet est une fibre ductile dite à ancrage total (Twincone) et dont les performances sont généralement supérieures à celles des autres fibres qu'on trouve sur le marché [Chaallal et al., 1996]. Les indices de tenacité  $I_5$ ,  $I_{10}$  et  $I_{20}$  du BDF, mesurés conformément à la norme ASTM-C496, sont également présentés dans le tableau I. L'acier d'armature utilisé est de nuance 400 (limite élastique  $f_y = 400 \text{ MPa}$ ) et est caractérisé par sa grande ductilité, ce qui le qualifie avantageusement dans des applications sismiques.

Fig. 1 - Détails d'armature des modèles BCA et BDF

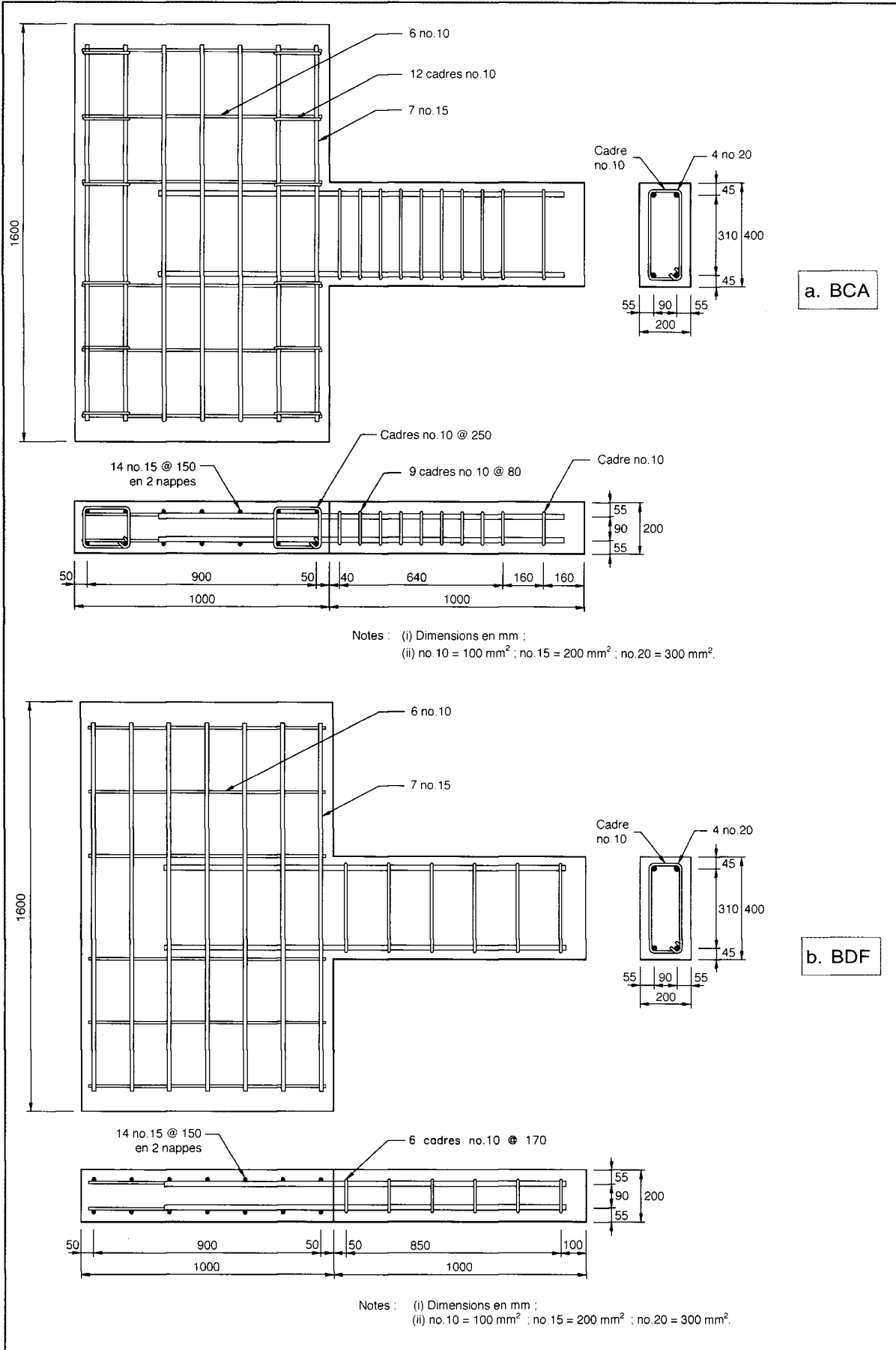


TABLEAU I  
Propriétés des bétons de fibres

Fibres utilisées (1)	Résistance <sup>(a)</sup>			Indices de tenacité (5)
	Compression $f'_c$ (MPa) (2)	Traction $f_t$ (MPa) (3)	Flexion $f_r$ (MPa) (4)	
Béton ordinaire (sans fibre)	37,0	3,2	3,0	—
Xorex	26,0	3,9	3,0	$l_5 = 4,1$ $l_{10} = 9,6$ $l_{20} = 16,2$
Fibercon	31,0	3,4	2,9	$l_5 = 3,7$ $l_{10} = 5,7$ $l_{20} = 7,1$
Eurosteel	36,0	4,2	3,0	$l_5 = 4,4$ $l_{10} = 11,2$ $l_{20} = 18,1$
Twincone	36,0	5,1	3,1	$l_5 = 5,3$ $l_{10} = 12,1$ $l_{20} = 23,2$

(a) Moyenne de trois essais

## Programme expérimental et procédure d'essais

Les modèles BCA et BDF sont soumis à un chargement cyclique (fig. 2) appliqué à l'extrémité libre du linteau à l'aide d'un vérin hydraulique. Une vue générale du montage expérimental est présentée à la figure 3. Une force axiale constante de 900 kN représentant 10 % de la capacité ultime en compression est appliquée au mur durant l'essai. La charge cyclique est appliquée avec contrôle en force avant écoulement plastique et avec contrôle au déplacement après écoulement pastique (fig. 2). Le déplacement à l'extrémité libre du linteau correspondant à l'écoulement plastique,  $\Delta_y$ , est défini lorsque les jauges placées sur l'armature longitudinale du linteau, à 50 mm de la face du mur, atteignent une déformation de 2 ‰. Le facteur de ductilité en déplacement,  $\mu_{\Delta}$ , est défini par :

$$\mu_{\Delta} = \frac{\Delta_{\max}}{\Delta_y} \quad (1)$$

où  $\Delta_{\max}$  est le déplacement maximal au point d'application de la charge.

Les modèles sont instrumentés à l'aide : (a) de jauges électriques collées sur l'armature longitudinale du linteau pour mesurer les courbures ; (b) des LVDT (Linear Variable Displacement Transducers) pour mesurer les déplacements au point d'application de la charge ; (c) des jauges électriques collées sur le mur en surface pour mesurer l'état de déformation du mur, et (d) des cellules de charges pour enregistrer les charges appliquées.

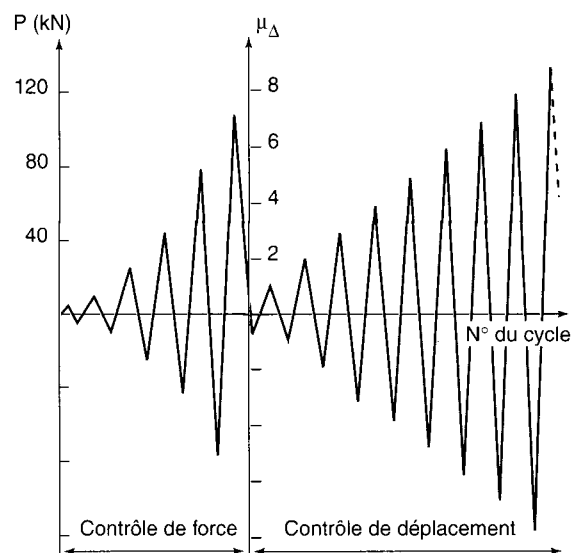


Fig. 2 - Chargement cyclique appliqué.



Fig. 3 - Vue générale du montage expérimental.

## Présentation des résultats et discussion

Les résultats expérimentaux seront présentés et discutés en termes de :

- (a) fissuration et mode de rupture,
- (b) capacité de dissipation d'énergie,
- (c) dégradation de résistance,
- (d) dégradation de rigidité.

### Fissuration et mode de rupture

Durant le chargement cyclique, des forces de compression et de traction obliques se développent dans l'assemblage mur-linteau. La première fissure diagonale dans le mur apparaît dès que la contrainte principale de traction dépasse la résistance du béton. Les premières fissures diagonales apparaissent dans le modèle BCA plus tôt que dans le modèle BDF. Ceci est attribuable à la plus grande résistance en traction du BDF

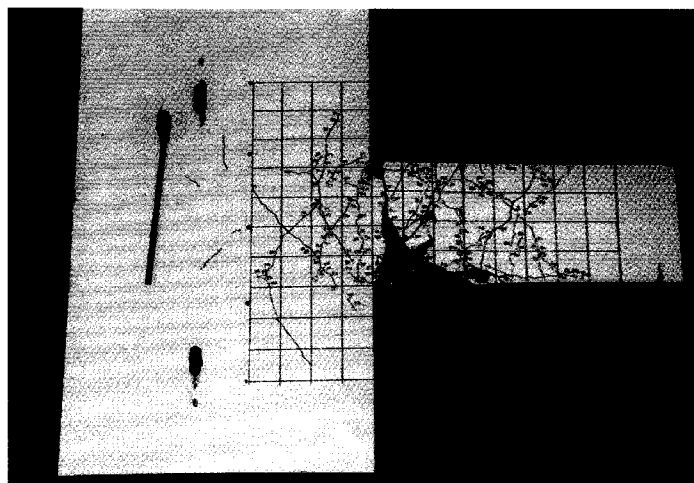
comparée à celle du béton conventionnel (tableau I). Pour un chargement donné, l'ouverture des fissures diagonales est plus large dans les modèles BCA que dans les modèles BDF. Ainsi par exemple, la largeur maximale de fissure à  $\mu_{\Delta} = 6$  atteint 0,12 mm dans le modèle BCA, alors qu'elle n'est que de 0,07 mm dans le modèle BDF.

Dans les linteaux, les premières fissures de flexion apparaissent à 50 mm environ de la face du mur et ce, pour tous les modèles. Avec la progression du chargement cyclique, l'ouverture des fissures s'élargit et d'autres fissures obliques font leur apparition. L'ouverture des fissures de flexion est en moyenne 23 % plus étroite dans le modèle BDF que dans le modèle BCA. Les fissures obliques dans les modèles BDF sont également plus étroites et mieux réparties que dans les modèles BCA. Le mode de rupture dans la zone plastique des linteaux (à environ 50 mm de la face du mur) est plutôt de type flexion (plastification des armatures longitudinales ; puis écrasement du béton en compression), bien qu'une légère déviation de fissure soit observée dans les modèles BCA (fig. 4). Aussi, comme on peut le constater, la zone plastique des linteaux est bien définie dans les deux types de modèles. Les modèles BDF ont enduré plus de déformations dans le domaine plastique ( $\mu_{\Delta} = 8$  pour BDF<sub>1</sub> et  $\mu_{\Delta} = 9$  pour BDF<sub>2</sub>) que les modèles BCA ( $\mu_{\Delta} = 7$  pour BCA<sub>1</sub> et BCA<sub>2</sub>).

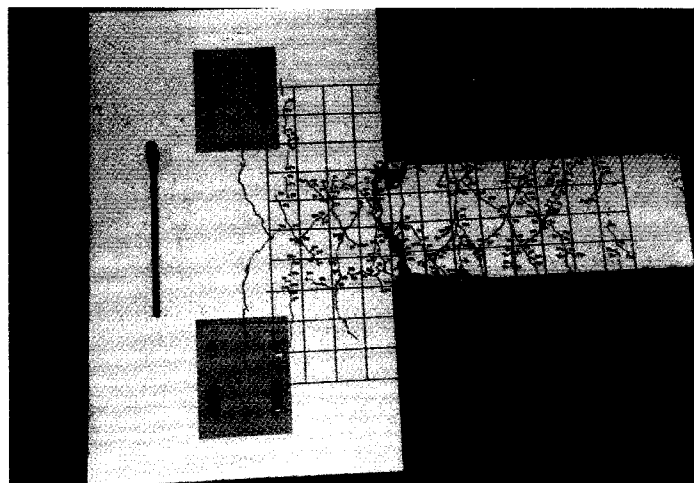
### Dégradation de la capacité de résistance

La figure 5 montre des courbes typiques représentant la force appliquée (P) en fonction du déplacement de l'extrémité libre du linteau ( $\Delta$ ) relatives aux modèles BCA et BDF. On constate que les courbes hystérétiques associées au modèle BCA présentent plus d'étranglements que celles relatives au modèle BDF, notamment pour des déplacements modérés (fig. 6). Les boucles d'hystérésis générées par les modèles BDF sont généralement plus arrondies, plus grandes et plus stables que celles générées par les modèles BCA. La dégradation de résistance moyenne en fonction de  $\mu_{\Delta}$  pour les demi-cycles positifs et négatifs est présentée à la figure 7. On peut observer qu'aucune dégradation de résistance n'a lieu lorsque la demande en ductilité est faible à modérée (typiquement  $\mu_{\Delta} \leq 4,0$ ). Néanmoins, au fur et à mesure que  $\mu_{\Delta}$  augmente, cette dégradation devient substantielle dans les modèles BCA, notamment en flexion négative. À titre d'exemple, la dégradation de la capacité de résistance dans BCA atteint 40 % à  $\mu_{\Delta} = 7$ , comparée à 12 % pour le modèle BDF.

Fig. 4 - État typique des modèles après essais



a. Modèle en BCA.



b. Modèle en BDF.

### Dissipation d'énergie

La capacité de dissipation d'énergie est un aspect important dans la conception parasismique des MRC. Dans cet article, l'énergie dissipée est représentée par l'aire intérieure circonscrite par une boucle d'hystérésis relative à un cycle de chargement donné. La figure 6 présente, sous forme d'histogramme, l'énergie dissipée par les modèles BCA et BDF en fonction du numéro du cycle et de  $\mu_{\Delta}$ . Cette figure montre que le modèle BDF dissipe plus d'énergie que le modèle BCA, notamment après le septième cycle correspondant à la limite élastique ( $P_y, \Delta_y$ ). Sur les quatorze premiers cycles, l'énergie dissipée par le modèle BDF est de 32 % supérieure à celle dissipée par le modèle BCA. Ceci est attribuable à la présence de fibres d'acier qui contribuent à cette dissipation en empêchant l'ouverture des fissures par adhérence au béton.

Fig. 5 -  
Courbes hystériques  
typiques relatives aux  
modèles BCA et BDF.

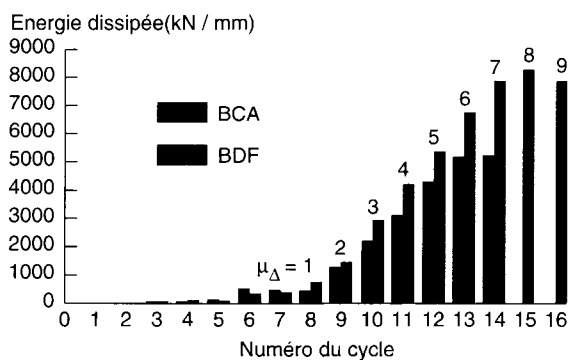
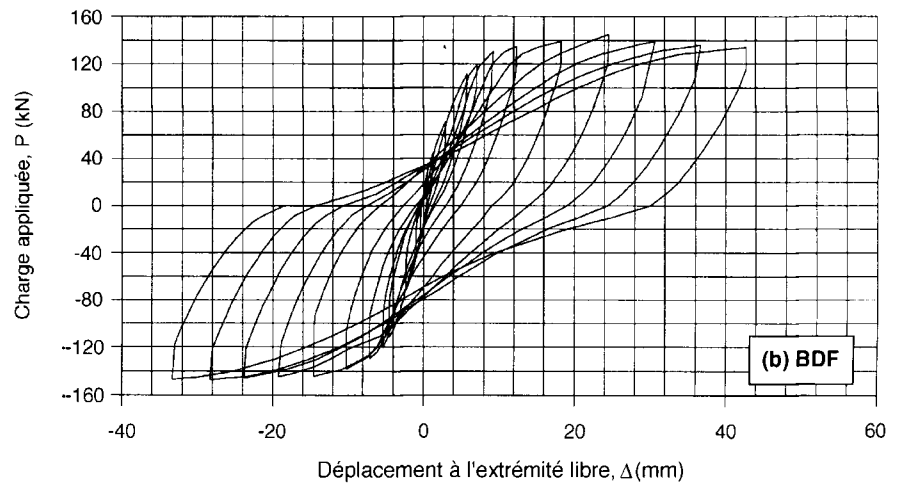
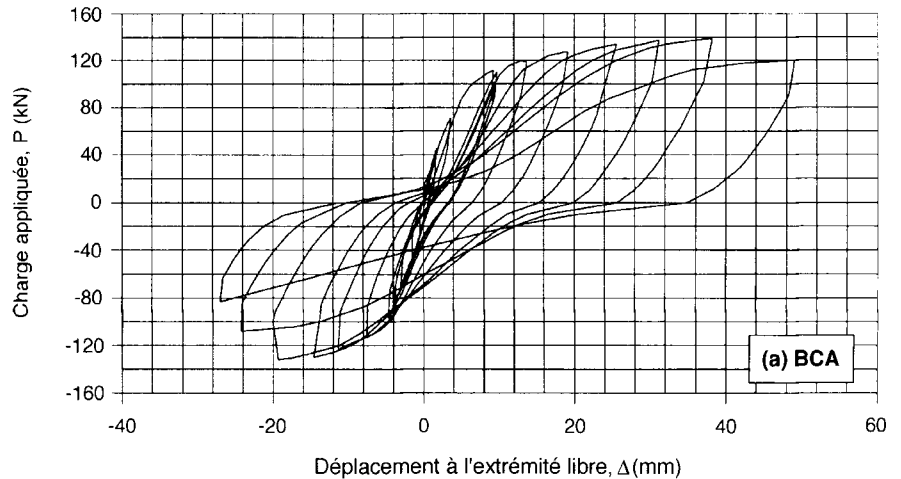


Fig. 6 - Histogrammes des énergies dissipées par les modèles BCA et BDF.

### 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  $\mu_{\Delta}$ ) est grande, plus importante sera la dégradation. Dans cette étude,

la dégradation de rigidité des différents modèles est évaluée en calculant les pentes des courbes d'hystérésis P- $\Delta$  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  $\mu_{\Delta}$ . Cette figure montre que les modèles BDF ont subi moins de dégradation de rigidité que les modèles BCA. Ainsi, pour une demande en ductilité modérée ( $\mu_{\Delta} = 3,0$ ), cette dégradation est de 30 % dans les modèles BCA comparés à 22 % dans les modèles BDF, alors qu'elle atteint respectivement 70 % et 39 % pour  $\mu_{\Delta} = 6,0$ .

Par ailleurs, la comparaison des déplacements théoriques correspondant à la limite élastique ( $\Delta_y$ ) et ceux enregistrés expérimentalement montre que le moment d'inertie effectif  $I_c$  du linteau ayant subi quelques cycles de chargements progressifs avant d'atteindre la limite élastique est de 18 % du moment d'inertie  $I_g$  correspondant à la section brute du linteau. Ceci est en accord avec la relation  $I_c = 0,2 I_g$  suggérée par Paulay et Priestly (1992).

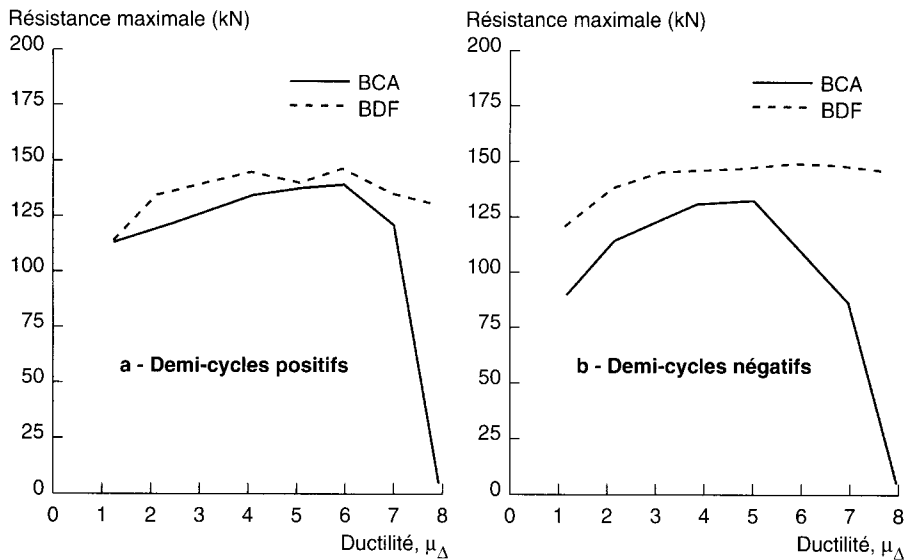


Fig. 7 - Dégradation moyenne de résistance en fonction de  $\mu_{\Delta}$ .

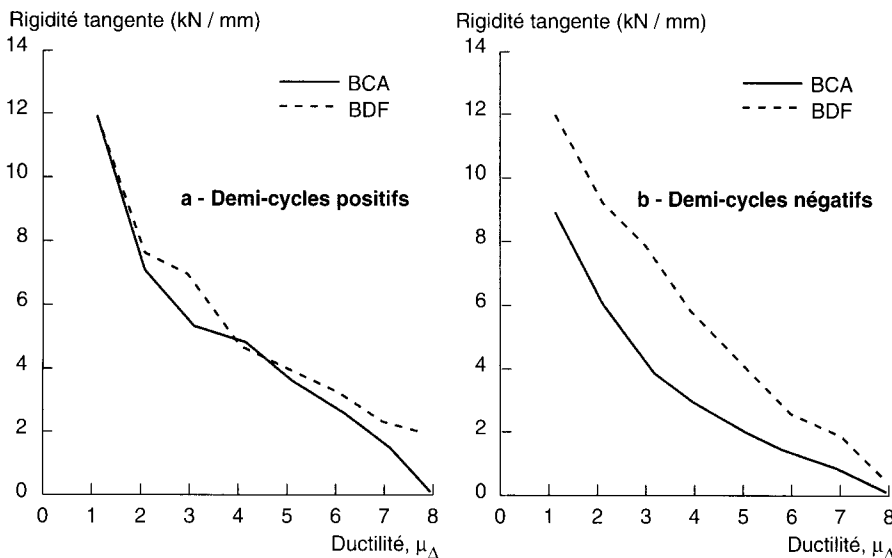


Fig. 8 - Courbes moyennes de la rigidité tangente en fonction de  $\mu_{\Delta}$ .

## Conclusion

Cet article présente les résultats d'une investigation expérimentale menée en laboratoire sur le comportement cyclique pseudo-statique d'assemblage mur-linteau. Deux séries de deux modèles chacune sont considérées. Les modèles de la première série sont fabriqués à l'aide de béton normal alors que ceux de la seconde sont en béton de fibres. Sur la base des résultats obtenus, les conclusions suivantes peuvent être énoncées :

- La substitution d'une partie des étriers (frettes) par des fibres d'acier noyées dans le béton est viable ; elle permet un meilleur comportement en matière de préservation de l'intégrité structurale.
- Les modèles en béton de fibres ont dissipé en moyenne 32 % plus d'énergie que les modèles en béton conventionnel.

➤ Les modèles en béton de fibres ont exhibé moins de dégradation de résistance que les modèles en béton conventionnel, notamment lorsque la demande en ductilité est importante.

➤ La dégradation de rigidité est similaire dans les deux types de modèles, lorsque la demande en ductilité est faible à modérée. Par contre, elle est plus importante dans les modèles en béton conventionnel que dans ceux en béton de fibres lorsque la demande en ductilité est importante (par exemple, 70 % dans le modèle BCA contre 39 % dans le modèle BDF pour  $\mu_{\Delta} = 6,0$ ).

➤ Le moment d'inertie effectif moyen des linteaux ayant subi des cycles de chargement avant la limite élastique est de 18 % du moment d'inertie correspondant à la section brute du linteau.

---

## 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 O. Chaallal. Les auteurs remercient John Lescelleur, technicien au laboratoire de structures à l'École de Technologie supérieure, pour sa précieuse collaboration, quant à 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.
- BALAGRU P.-N. (1991), *Use of fiber reinforced concrete for structural components*, Comptes rendus du premier atelier canadien Université-Industrie sur le béton renforcé de fibres, Université Laval, Québec, pp. 89-95.
- CHAALLAL O., THIBODEAU S., MALENFANT P., LESCELLEUR J. (1996), Steel-fiber reinforced concrete for coupled shear walls - Cyclic tests, *ACI Concrete International*, Vol. 18, 6, pp. 39-42.
- CSA (1984), *Design of concrete structures for buildings*, CAN3-A23.3-M84, Canadian Standards Association, Rexdale, Ontario, Canada.
- GEFKEN P.R., RAMY M.R. (1989), Increased joint hoop spacing in type 2 seismic joints using fiber reinforced concrete, *ACI Structural Journal*, Vol. 86, 2, pp. 168-172.
- HENAGER C.H. (1977), *Steel fibrous, ductile concrete joint for seismic-resistant*, Reinforced concrete in seismic zones, sp-53, American Concrete Institute, Detroit, Mich., pp. 371-386.
- MITCHELL D., ADAMS H., DEVALL R., LO R.C., WEICHERT D. (1986), Lessons from the 1985 Mexican earthquake, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 13, 5, pp. 535-557.
- NAMUR G., NAAMAN A.E. (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.
- OLARIU I., IOANI A., POENAR N. (1988), *Steel fiber reinforced ductile joints*, Proceedings of the 9th World Conference on Earthquake Engineering, Tokyo-Kyoto, Japan, pp. 657-662.
- PAULAY T. (1971), Coupling beams of RC shear walls, *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 97, 3, pp. 843-862.
- PAULAY T., PRIESTLEY M.J.N. (1992), *Seismic design of reinforced concrete and Masonry buildings*, John Wiley and Sons Inc., 744 pages.
- RAINER H. (1995), Le séisme de Kobe : Les leçons qu'en tirent les spécialistes du bâtiment, *Innovation en construction*, juillet, 14 pages.
- TAKEDA T., SOZEN M.A., NIELSEN N. (1970), RC Response to simulated earthquake, *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 96, 12, pp. 2557-2573.

### ABSTRACT

#### Experimental investigation of the cyclic performance of a fibre concrete wall-lintel joint

O. CHAALLAL, M.-J. NOLLET, P. MALENFANT, L. GUIZANI

This paper presents the results of an experimental investigation of the pseudo-static performance of a model of wall-lintel joint which forms part of a coupled shear wall system. Two sets of models are considered, a first set of two models made from normal traditional concrete and a second set of two models made from fibre concrete. The results show that it is worthwhile substituting steel fibres embedded in the concrete for some of the hoops in order to reduce the density of the reinforcement. The fibre concrete models performed better as regards retention of structural integrity, energy dissipation and loss of strength than the traditional concrete models, particularly when large ductility demands were made. The results also show that lintels undergo a considerable loss in strength as a result of alternate loading and that their stiffness may be reduced to 80% of its initial value.