
Résultats expérimentaux et théoriques sur la fissuration des voiles en béton armé

Philippe Bisch¹, Silvano Erlicher¹

¹ EGIS Industries, 4, rue Dolorès Ibarruri - 93100 MONTREUIL, philippe.bisch@egis.fr, silvano.erlicher@egis.fr

RÉSUMÉ. Dans le cadre du projet CEOS.fr, quatre maquettes de murs épais à l'échelle 1/3 ont été testées et soumises à des actions cycliques. L'objectif était d'obtenir des données sur le mécanisme et le faciès de fissuration quand un mur est soumis à un chargement cyclique non-alterné ou alterné appliqué dans son plan de symétrie.

Les méthodes de mesure utilisées ont permis une exploitation statistique des valeurs mesurées, en termes d'espacement entre fissures et d'ouvertures de fissures. Les résultats obtenus ont ainsi pu être comparés à ce que donnent les formules des codes de conception (Eurocode 2 et Code Modèle 2010 de la fib), ce qui a permis de mettre en évidence les insuffisances de ces formules.

En outre, une formulation de l'ouverture de fissure a été mise au point pour son évaluation à partir d'un calcul de structure. Enfin, un lien clair a été mis en évidence entre la distorsion d'un voile (« drift ») et la fissuration en phase stabilisée.

ABSTRACT. Within the CEOS.fr project, four mock-ups of thick walls at 1/3 scale were tested and subjected to cyclic loads. The objective was to obtain data on the mechanism and cracking pattern when a wall is subjected to a non-alternating or alternating cyclic loading applied in its plane of symmetry.

The measurement methods used enabled a statistical analysis of measured values, in terms of spacing between cracks and crack width. The results were compared to those given by the formulas of the design codes (Eurocode 2 and fib Code Model 2010), which helped to highlight the shortcomings of these formulas.

In addition, a formulation of the crack width has been developed for its assessment from a structural analysis.

Finally, a clear link has been demonstrated between the distortion of a wall ("drift") and cracking in the stabilised phase.

MOTS-CLÉS : maquette, mur en béton armé, cyclique, fissuration, espacement, ouverture.

KEY WORDS : mock-up, reinforced concrete wall, cyclic, cracking, spacing, width.

1. Introduction

L'évaluation et le contrôle de la fissuration dans les murs en béton armé est un aspect important de la conception lorsque ces éléments contribuent à l'étanchéité ou au confinement. La plupart des règles de conception, comme par exemple le Code Modèle 2010 de la *fib* [FIB 10] ou l'Eurocode 2 partie 1-1 [CEN 05], exigent de vérifier la fissuration à l'état limite de service (ELS). Des contributions importantes dans ce sens se trouvent par exemple dans les travaux de Vecchio & Collins [VEC 86], Kaufmann [KAU 98] et Pimentel [PIM 10], mais il reste des progrès à faire pour un contrôle opérationnel de la fissuration, à disposition des concepteurs.

Cet article présente l'expérimentation sur les murs en béton armé faisant partie du Projet National de recherche CEOS.fr (Comportement et Evaluation des Ouvrages Spéciaux. Fissuration – Retrait) ; les tests et les différentes techniques de mesure employées sont présentés dans le paragraphe 2. Les résultats liés à la fissuration sont donnés dans le paragraphe 3. Le projet CEOS.fr a permis également de développer des formules analytiques permettant de calculer l'angle, l'espacement et l'ouverture des fissures inclinées. Cet aspect est développé au paragraphe 4.

Pour certains ouvrages comme les bâtiments nucléaires, la fissuration peut devoir être limitée dans certains éléments lors d'événements extrêmes comme les séismes, donc à l'état limite ultime sous des chargements cycliques. Cet aspect, qui fait l'objet d'autres publications [BIS 15], n'est pas développé ici.

2. Le projet national CEOS.fr

Les résultats expérimentaux considérés dans le présent article ont été obtenus dans le cadre du Projet National CEOS.fr (qui comporte d'autres expérimentations) qui, dans son ensemble, porte sur des éléments structuraux « épais ». Les maquettes de murs de contreventement ont été conçues et testées afin d'analyser le phénomène de fissuration dans les murs en béton armé soumis à un effort tranchant cyclique.

2.1. Les maquettes

La campagne d'essais comprend quatre maquettes représentant un modèle à échelle réduite de murs participant au contreventement sismique. Les dimensions de chaque maquette sont 4 200 mm × 1 050 mm × 150 mm ce qui, compte tenu d'une échelle géométrique de 1/3, est équivalent à un « vrai » mur de dimensions 12,6 m × 3,15 m × 0,45 m, représentatives d'un grand mur épais.

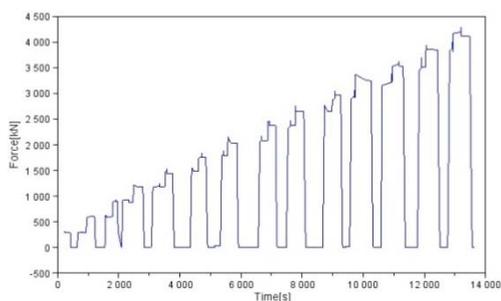


Figure 1. Historique de chargement mesuré (mur n° 3, cycles non alternés).

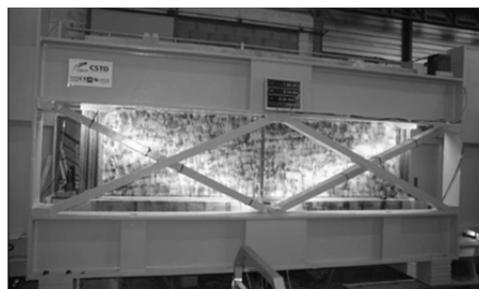


Figure 2. Vue de l'installation du mur dans son châssis métallique.

L'élançement choisi (1/4) favorise la fissuration inclinée due à l'effort tranchant, par rapport à une fissuration horizontale à la base du mur due à la flexion. Une seconde disposition pour favoriser la fissuration inclinée a consisté à disposer des armatures verticales de diamètres 25 mm et 32 mm aux extrémités du mur, reliant les deux chevêtres horizontaux en béton bordant le mur sur ses faces inférieure et supérieure. Ces chevêtres contribuent à la distribution du cisaillement sur la longueur du mur.

Le béton du mur n° 3 est du C40. Il est armé sur chaque face de deux lits de barres horizontales et verticales de diamètre 10 mm espacées de 100 mm. L'enrobage est de 10 mm sur les barres horizontales et de 20 mm sur les verticales. La force horizontale est appliquée sur le chevêtre supérieur par un vérin hydraulique placé 100 mm au-dessus de la face supérieure du mur, par des cycles de chargement-déchargement avec un incrément de 300 kN à chaque cycle (figure 1). La maquette est installée dans un châssis en acier (figure 2) pour éviter des réactions importantes sur la dalle du laboratoire : le vérin étant positionné entre le mur et le châssis, ceux-ci constituent ensemble un système auto-équilibré. Cela permet également de mieux contrôler l'application de la force et les conditions aux limites.

Les autres murs sont soumis à des chargements cycliques alternés, avec un vérin placé de chaque côté du chevêtre supérieur ; l'historique de chargement est donc semblable à celui présenté à la figure 1, mais avec des valeurs négatives et positives et trois cycles par niveau de chargement. La conception du mur n° 2 est la même que celle du mur n° 3, mais avec un historique de chargement différent. Le mur n° 1 est fondamentalement le même que les n° 2 et 3, mais est coulé avec un béton C 25, afin d'évaluer l'effet de la résistance du béton sur la fissuration. Le mur n° 4 est également similaire, mais avec des armatures différentes : dans chaque lit, le diamètre est de 8 mm et l'espacement 80 mm. Ainsi le pourcentage total d'acier dans chaque direction est de 0,8%, contre 1% pour les autres murs.

2.2. Les mesures

Plusieurs approches ont été utilisées pour mesurer les déplacements, les déformations et les grandeurs liées à la fissuration. Trois types de capteurs ont été utilisés : (i) plusieurs LVDT (Linear Voltage Differential Transformer) mesurent le déplacement relatif entre la base et le sommet du mur et d'autres l'évolution de l'ouverture de certaines fissures au cours du test ; (ii) des capteurs à fibre optique Bragg et (iii) des jauges de contrainte résistives utilisées pour mesurer les déformations des armatures et à la surface du béton. La température extérieure a également été mesurée en plusieurs points. Toutes les fissures ont été soigneusement identifiées à chaque étape du chargement ; lorsque certaines fissures apparaissent, des LVDT sont fixés perpendiculairement à la fissure pour enregistrer le déplacement relatif normal qui est, par définition, l'ouverture de fissure.

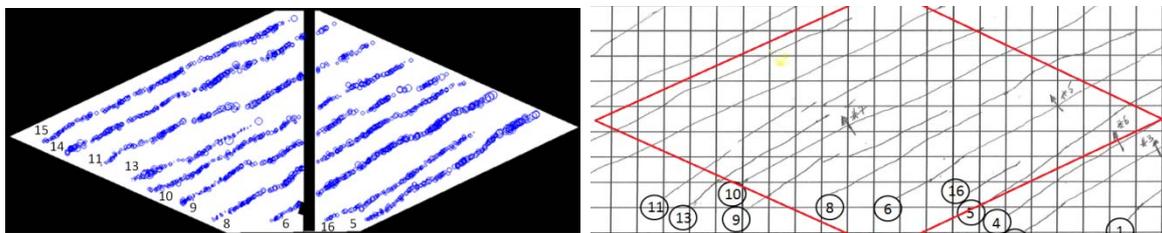


Figure 3. Comparaison entre le faciès de fissuration identifié par la DIC (à gauche) et celui détecté visuellement (à droite), dans la partie centrale de la maquette pour la dernière étape de chargement (4,2 MN).

La corrélation d'image numérique (DIC) permet d'obtenir une caractérisation plus exhaustive de la fissuration. Le champ de déplacement entre deux chargements différents est obtenu par comparaison pixel par pixel entre les deux images. La dérivation du champ de déplacement donne le champ de déformation, lequel est ensuite post-traité pour donner l'orientation des fissures, leurs espacements et leurs ouvertures [RUO 12]. L'analyse par la DIC a permis de caractériser le faciès de fissuration à tous les stades de chargement. Le faciès au dernier cycle de chargement dans la partie centrale de la maquette est présenté sur la figure 3 et comparé avec l'identification visuelle. Un bon accord est observé ; comme les deux observations sont faites sur les deux faces opposées, ceci indique qu'il s'agit de fissures traversantes.

3. Principaux résultats expérimentaux obtenus pour l'évaluation de la fissuration

Le grand nombre de mesures obtenus par corrélation d'images permet de faire un vrai traitement statistique de la fissuration, aussi bien pour l'espacement de fissures que pour leur ouverture. Cela permet notamment de donner un vrai sens aux notions de valeur moyenne et de valeur caractéristique. Cette analyse statistique permet une comparaison pertinente avec les formules données par les codes, en l'occurrence le Code Modèle 2010 et l'Eurocode 2.

3.1. Sur l'apparition de la première fissure

Il est généralement admis que la première fissure apparaît lorsque que la valeur « minimale » de la résistance à la traction du béton est atteinte, prise conventionnellement pour les calculs à $f_{ctk, 0,05}$.

Pour les voiles n° 2 à 4 en C40, cette valeur est égale à 2,45 MPa, mais il apparaît que la première fissure se produit pour une valeur assez nettement plus faible que la valeur théorique : la fissuration intervient pour une résistance à la traction de 1,5 MPa environ. Même en prenant en compte la résistance mesurée, il subsiste un écart important, de presque 40%, entre la valeur théorique de la force à première fissuration avec la valeur observée.

Une partie de l'explication de cet écart vient d'un effet structurel, les contraintes n'étant pas uniformément réparties dans le voile. Une autre explication est liée au retrait gêné par les armatures, mais ce phénomène

explique un écart inférieur à 0,5 MPa. La manutention des corps d'épreuve peut également être la cause d'une microfissuration influençant l'apparition des premières fissures visibles.

L'effet d'échelle est également à considérer, mais dans le cas des maquettes des voiles, les volumes à prendre en compte pour la zone des murs proprement dite est faible et il est donc raisonnable d'admettre que la variabilité de la résistance est limitée. Il a néanmoins été constaté lors des autres expérimentations du projet que cet effet joue un rôle important pour les éléments épais et doit être pris en compte.

Enfin, il faut tenir compte de l'influence de la répartition des contraintes dans l'épaisseur du voile, qui est susceptible d'expliquer la plus grande part de l'écart.

3.2. Sur les espacements entre fissures

Le tableau 1 récapitule les espacements moyens s_{rm} entre fissures obtenus dans la zone centrale des quatre voiles par la corrélation d'images, ainsi que les angles de fissures, pour les deux sens de poussée.

Test n°	Maquette	Poussée gauche		Poussée droite	
		Angle [°]	s_{rm} (mm)	Angle [°]	s_{rm} (mm)
1	Béton C25 HA10 @ 100×100mm	29,5	88,4	33,2	72,6
2	Béton C40 HA10 @ 100×100mm	30,1	98,6	29,6	98,5
3	Béton C40 HA10 @ 100×100mm	28,4	98,0	-	-
4	Béton C40 HA8 @ 80×80mm	29,8	121,2	30,5	118,5

Tableau 1. Résultats de la DIC concernant les espacements entre fissures dans la zone centrale des voiles.

L'examen de ce tableau amène les observations suivantes :

a) La valeur moyenne des espacements pour les essais 2 et 3 est 98,4 mm, alors qu'elle est de 80,5 mm pour l'essai 1, soit un écart de 22%. Ceci met en évidence l'influence de la résistance du béton, qui n'est pas prise en compte par les formules de l'EC2 [CEN 05] et du MC2010 [FIB 10]. Noter la remarquable stabilité des valeurs obtenues pour les essais 2 et 3.

b) La valeur moyenne est de 119,9 mm pour l'essai n°4, soit 22% de plus que pour les essais 2 et 3. Le pourcentage d'armatures ramené à l'épaisseur totale passe de 1% pour les ϕ 10 à 0,8% pour les ϕ 8. Si on admet, comme pour les tirants, que l'espacement dépend de ϕ/ρ , cet espacement devrait demeurer inchangé. Mais, dans les formules, c'est le pourcentage effectif qui doit être pris en compte. Les valeurs caractéristiques obtenues par les formules sont divisées par 1,7 pour estimer des valeurs moyennes. Avec le MC2010, l'espacement moyen final s_{rm} obtenu vaut 89 mm en moyenne pour les ϕ 10 et 81 mm pour les ϕ 8, c'est-à-dire une diminution de 9%.

Ainsi, la formule de calcul donne un espacement plus faible dans le cas du voile n°4 que dans les autres cas, ce qui est contraire à l'observation. Les autres hypothèses étant fixées, il apparaît que c'est l'expression de l'épaisseur efficace qui est la cause de cette contradiction.

On peut vérifier que prendre la totalité de l'épaisseur comme épaisseur efficace ne résout pas le problème, puisqu'alors l'espacement devrait être inchangé entre les voiles ϕ 10 et le voile ϕ 8, ce qui est mieux, mais toujours pas satisfaisant.

3.3. Sur la formule de Vecchio et Collins pour l'espacement des fissures

L'approche de la fissuration membranaire dans les voiles soumis à un cisaillement repose, pour le calcul de l'espacement des fissures, sur un modèle de tirants fictifs dans les directions horizontale et verticale. Ceci se retrouve aussi bien dans les codes [CEN 05], [FIB 10] que dans les modèles de fissuration [VEC 86], [KAU 98].

$$s_{rm} = \left(\frac{\sin \theta}{s_{rmx}} + \frac{\cos \theta}{s_{rmy}} \right)^{-1} \quad \text{avec } s_{rm} = s_{rmy} \cos \theta = s_{rmx} \sin \theta \quad [1]$$

Les quantités sont définies sur la figure 5. L'hypothèse physique principale consiste à supposer que les composantes s_{rmx} et s_{rmy} sont les espacements de fissures de deux tirants fictifs disposés l'un dans la direction horizontale, l'autre dans la direction verticale. La formule peut alors être utilisée pour les valeurs moyennes ou pour les valeurs « maximales ».

A l'évidence, cette hypothèse est réalisée lorsque θ est égal à 0 ou à $\pi/2$ (traction pure). Lorsque θ tend vers 0, s_{rm} tend bien vers s_{rmy} , mais s_{rmx} tend vers l'infini, le sinus de l'angle tendant vers 0. Ainsi, il ne peut plus y avoir correspondance entre la projection géométrique et l'espacement des fissures dans la direction x. On peut néanmoins continuer à utiliser la formule, puisque le terme correspondant est faible comparé à l'autre terme. En

outre, lorsque l'angle est faible, la densité d'armatures intersectée par la fissure ne peut plus être supposée continue. Aussi, les codes limitent l'usage de la formule à 15°.

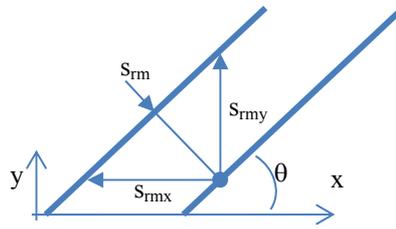


Figure 5. Définitions relatives à la fissuration inclinée.

Ces considérations peuvent être confrontées avec les résultats obtenus pour les voiles CEOS. Les valeurs expérimentales données dans le Tableau 2 sont des valeurs moyennes des deux sens de poussée. s_{rmx} et s_{rmy} sont les composantes géométriques de l'espacement. L'angle θ étant notablement inférieur à 45°, la composante géométrique s_{rmx} peut être supérieure à l'espacement dans cette direction, ce qui est constaté ici. Aussi, il n'y a que dans la direction y qu'il serait raisonnable de supposer que composante géométrique et espacement sont comparables, ce qui n'est pas le cas, les valeurs issues des formules étant nettement supérieures à l'observation.

Les calculs du MC2010 [FIB 10] sont faits avec l'angle moyen entre les deux sens de poussée et en différenciant les enrobages pour les deux nappes pour s_{rmx} et s_{rmy} théoriques ou en considérant un enrobage moyen. La prise en compte de l'enrobage moyen donne un résultat meilleur dans la direction y. Il a été démontré par ailleurs que ces deux façons de procéder sont acceptables, prendre l'enrobage moyen étant finalement plus simple.

Test n°	Maquette	Angle [°] Valeur moyenne	Espacement moyen [mm]						
			EXPERIMENTAL			THEORIE (MC10)/1,7			
			s_{rmx}	s_{rmy}	s_{rm}	s_{rmx}	s_{rmy}	c moyen $s_{rmx} = s_{rmy}$	s_{rm}
1	Béton C25 HA10 @ 100×100mm	31	156	95	80	89	153	121	89
2	Béton C40 HA10 @ 100×100mm	30	198	114	99	89	153	121	89
3	Béton C40 HA10 @ 100×100mm	28	206	111	98	89	153	121	89
4	Béton C40 HA8 @ 80×80mm	30	238	139	120	85	135	110	81

Tableau 2. Comparaison des espacements dans les directions H et V.

Il ressort de ce tableau une assez grande différence entre les valeurs obtenues par l'expérimentation et celles calculées dans l'hypothèse de tirants fictifs horizontal et vertical. Ceci met en cause l'hypothèse de Vecchio et Collins. En revanche, l'écart final sur s_{rm} est beaucoup plus faible, notamment pour la raison évoquée plus haut.

Kaufmann a démontré à l'aide du modèle de membrane fissurée CMM [KAU 98] que la formule est exacte (lorsque le cisaillement n'est pas trop faible) si l'angle de fissuration est égal à un angle déterminé par le ratio entre les sections d'armatures. Lorsque ce ratio est égal à 1, l'angle est 45°. Mais on peut considérer que, dans ce modèle, la formule est une bonne approximation dans un large intervalle autour de 45°, par exemple entre 25° et 65°. Lorsque le ratio n'est pas égal à 1, l'angle diffère de 45°. Le même intervalle d'amplitude 40° paraît toujours acceptable, mais centré sur une valeur différente.

Ce résultat peut être réinterprété de la façon suivante : Pour un état de déformation moyenne donné, minimiser l'ouverture de fissures conduit à minimiser leur espacement. L'étude analytique de cet optimum conduit à la conclusion que si les nappes d'armatures sont correctement proportionnées en fonction de θ , c'est-à-dire :

$$\frac{s_{rmx}}{s_{rmy}} = \cotg \theta \quad [2]$$

l'ouverture des fissures est minimisée et une erreur d'évaluation de l'angle n'entraîne pas d'erreur significative sur l'évaluation de l'espacement des fissures, donc de leur ouverture. De plus, la formule de Vecchio et Collins est alors justifiée dans le modèle CMM.

En conclusion, l'hypothèse de Vecchio et Collins est acceptable pour des cisaillements suffisamment grands, donc un angle de fissuration pas trop faible, et lorsque la répartition des armatures n'est pas trop loin de l'optimum. Dans le cas contraire, il manque un modèle de comportement adapté.

3.4. Sur l'ouverture des fissures

Deux types de mesures permettent de suivre l'évolution des ouvertures de fissures : les capteurs LVDT posés sur des fissures à leur apparition et la corrélation d'images.

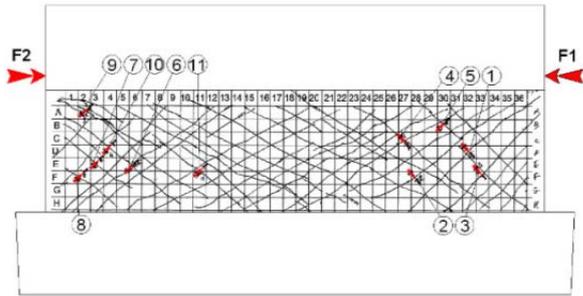


Figure 6. Position des capteurs LVDT installés sur les fissures ; voile 2 – origine CSTB –.

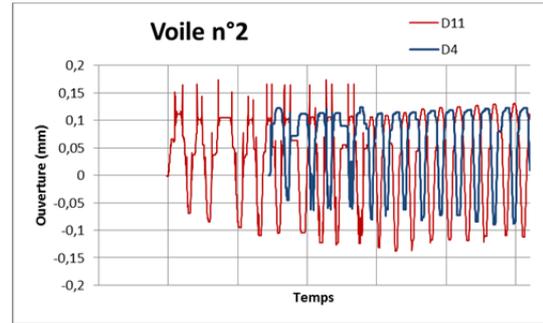


Figure 7. Ouvertures de fissures mesurées par des capteurs du voile n°2.

Sur la figure 7 sont tracées les mesures d'ouvertures de fissures de capteurs du voile n°2, positionnés sur la figure 6. Les ouvertures sont négatives sur ces courbes.

Les ouvertures de fissure (valeurs négatives) évoluent plus rapidement que la linéarité prévue par les formules : leur amplitude varie comme une puissance supérieure à 1 de la force, plutôt au second degré. Les valeurs positives comprennent le rattrapage du zéro de la mesure (les capteurs étant posés lorsque la force est nulle), puis la compression du béton, l'évolution de cette dernière étant à peu près linéaire. Il y a un décalage entre la courbe correspondant aux ouvertures et celles des refermetures, car l'ouverture ne devient significative que dès que l'ouverture initiale correspondant au zéro du capteur lors de sa pose a été rattrapée. Ces observations sont reproductibles pour l'ensemble des capteurs sur les voiles soumis à sollicitation alternée.

Pour le voile n°3, comme il n'y a pas inversion de la poussée, il n'y a pas inversion significative du signe des mesures. L'évolution est ici plutôt linéaire, sauf à la fin du chargement. Cette observation est reproduite pour tous les capteurs de ce voile.

Ainsi, le caractère alterné de la poussée tend à augmenter l'ouverture de fissure, ce qui est cohérent avec un endommagement plus important du fait du double réseau de fissures.

4. Déformation différentielle moyenne

Le MC2010 donne l'expression permettant de calculer l'ouverture de fissure en fonction de la longueur d'ancrage des armatures et de la déformation différentielle suivant la formule :

$$w_d = 2 \cdot l_{s,max,0} (\varepsilon_{\perp} - \varepsilon_{c,\perp}) \quad [3]$$

Il s'agit des déformations perpendiculaires à la fissure, totale pour la première, celle du béton pour la seconde. Dans le cas du tirant, la déformation totale moyenne est la déformation moyenne de l'acier ; cette équivalence n'est pas vraie dans le cas bidimensionnel.

En pratique, le concepteur dispose du résultat d'un calcul de structure qui lui fournit en chaque point (ou dans chaque élément fini) le tenseur de déformation $\bar{\varepsilon}$ et le tenseur des contraintes membranaires \bar{N} . La formule peut être utilisée directement si le modèle de comportement utilisé restitue des déformations suffisamment représentatives du comportement du béton armé. Dans l'état actuel, même avec des modèles de comportement sophistiqués, les logiciels qu'utilisent les praticiens permettent d'obtenir de bons résultats pour les paramètres globaux (déplacement entre étages par exemple), mais rarement des déformations locales satisfaisantes. Il est donc plus réaliste de partir des efforts membranaires, qui peuvent être obtenus par un modèle assez simple. C'est d'ailleurs l'approche utilisée pour les tirants et les poutres.

Dès lors, le calcul s'effectue en deux étapes :

a) La première étape consiste à calculer la déformation moyenne dans les armatures en supposant qu'elles équilibrent les efforts membranaires à travers la fissure. Il est nécessaire ici de disposer d'un modèle physique de

comportement au voisinage de la fissure, incluant l'effet de l'engrènement et l'effet gougeon des armatures. Néanmoins, le problème peut être simplifié en faisant l'hypothèse classique de fissure libre (figure 8), auquel cas les contraintes moyennes dans les armatures s'obtiennent simplement, en prenant en compte la participation du béton à la traction :

$$\sigma_{sx} = \frac{N_r - 2\beta f_{ct} h_{eff}}{2h_{eff} \rho_{sx,eff}} ; \sigma_{sy} = \frac{N_r - 2\beta f_{ct} h_{eff}}{2h_{eff} \rho_{sy,eff}} \quad [4]$$

où h_{eff} est l'épaisseur efficace de béton, définie par les codes, les ρ sont les pourcentages d'armatures et β est le coefficient de participation du béton, pris égal à 0,6 par les codes.

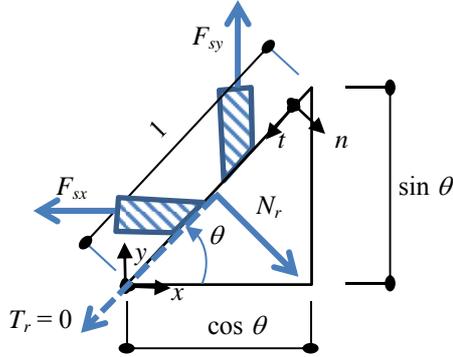


Figure 8. Bilan des forces le long de la fissure.

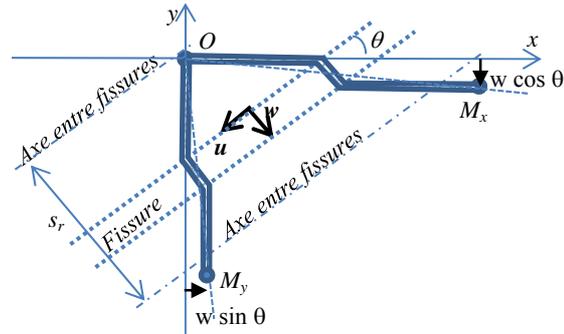


Figure 9. Déformation des armatures.

b) La seconde étape consiste à relier l'ouverture de fissure avec la déformation moyenne des armatures. L'erreur consisterait ici à considérer que la déformation de l'armature suivant x est égale à ϵ_{xx} . En effet, cette quantité est la différence entre deux longueurs droites, alors que l'armature subit une distorsion au voisinage de la fissure (figure 9). Il convient d'écrire l'allongement de l'armature entre les points O et M_x dans le sens x et une égalité analogue dans la direction y , soit, en prenant en compte la déformation du béton :

$$\begin{cases} \epsilon_{c//} \cos^2 \theta + \epsilon_{c\perp} \sin^2 \theta + \frac{\sqrt{u^2 + w^2}}{s_r} \sin \theta = \epsilon_{s,x} \\ \epsilon_{c//} \sin^2 \theta + \epsilon_{c\perp} \cos^2 \theta + \frac{\sqrt{u^2 + w^2}}{s_r} \cos \theta = \epsilon_{s,y} \end{cases} \quad [5]$$

En négligeant u devant w , ce qui est majorant pour w , et la déformation du béton, qui a une influence très faible, cette expression se réduit à :

$$\frac{w}{s_r} \approx \epsilon_{s,x} \sin \theta + \epsilon_{s,y} \cos \theta \quad [6]$$

Mais les deux équations [5] doivent rester compatibles, ce qui est le cas à l'optimum de répartition des armatures. Dans le cas contraire, il convient de résoudre le système non linéaire, ce qui nécessite un modèle de comportement sur la fissure plus élaboré.

5. Distorsion du voile

La compatibilité des déformations implique que, lorsque les armatures s'allongent, une distorsion concentrée pour l'essentiel au droit de la fissure permet de compenser l'éloignement des deux points M_x et M_y comme le montre la figure 9. En prenant en compte la distorsion (élastique) du béton à l'intérieur de la bielle, il vient :

$$\alpha = 2\epsilon_{xy} = - \left[\frac{w}{l_{s,max,0}} - \frac{1}{h E_c} (N_r - 2\beta f_{ct} h_{eff}) \right] \sin \theta \cos \theta \quad [7]$$

Si cette distorsion est suffisamment uniforme, elle peut être comparée à la distorsion totale égale au déplacement différentiel entre le haut et le bas du mur, divisé par la hauteur du mur. Ces deux quantités sont comparées pour le voile n°3 (figure 10) en les normalisant par [7] et en négligeant la distorsion du béton.

On observe la très bonne similitude de la forme des courbes. Le raisonnement qui conduit à la relation [7] suppose la fissuration stabilisée. Au début de l'essai, la fissuration n'est pas stabilisée et il n'y a qu'une fissure ; la distorsion se concentre sur cette fissure, qui est donc plus largement ouverte que ce qu'indique [7] : son ouverture se répartit sur l'ensemble du mur pour obtenir la distorsion d'ensemble. A la fin de l'essai, la déformation du béton inclut une part d'endommagement hors fissuration, qui joue un rôle de plus en plus important et contribue donc à une augmentation de la distorsion d'ensemble par rapport à [7], qui ne prend pas cet endommagement en considération.

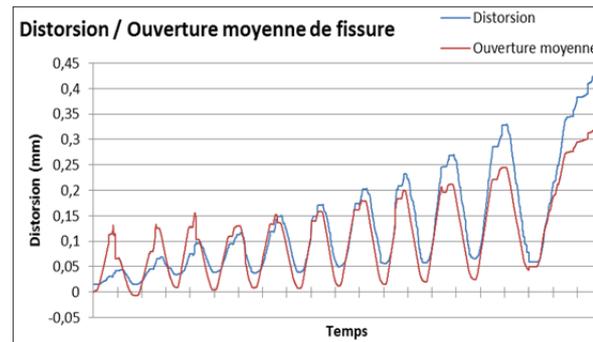


Figure 10. Comparaison de la somme des ouvertures de fissures et de la distorsion pour le voile CEOS n°3.

6. Remerciements

Les travaux présentés dans cet article ont été menés dans le cadre du Projet National CEOS.fr soutenu par le Ministère du développement durable (MEEDDM-DRI).

7. Bibliographie

- [BIS 14] BISCH P., ERLICHER S., HUGUET M., JIANG T., RUOCCI G., *Cracking in reinforced concrete panels: experimental results from the project CEOS.FR and preliminary interpretation based in Cracked Membrane Model*, Proc. of the Fourth International fib Congress, Mumbai, Inde, 2014.
- [BIS 15] BISCH P., ERLICHER S., HUGUET M., RUOCCI G., *Résultats expérimentaux et théoriques sur la fissuration des voiles en béton armé en sollicitation cyclique*, 9^{ème} colloque national de l'AFPS, Marne-la-Vallée, 2015.
- [CEN 05] EN 1992-1-1, *Eurocode 2: Design of concrete structures: Part 1-1*, CEN, 2005.
- [CEO 15] CEOS (collectif), *Recommandations pour la maîtrise des phénomènes de fissuration*, Presses des Ponts, 2015.
- [FIB 10] *Model Code 2010*, fib, 2010.
- [IRE 08] *Projet National CEOS.fr - Programme Général*, IREX, 2008, <http://www.ceosfr.org/>.
- [KAU 98] KAUFMANN W., MARTI P., *Structural concrete: Cracked membrane model*, Journal of Structural Engineering, Vol. 124, No. 12, pp. 1467-1475, 1998.
- [PIM 10] PIMENTEL M., BRÜWHILER E., FIGUEIRAS J., *Extended cracked membrane model for the analysis of RC panels*, Engineering Structures, Vol. 32, 2010, pp. 1964-1975.
- [RUO 12] RUOCCI G., ROSPARS C., BISCH P., ERLICHER S., MOREAU, G., *Cracks distance and width in reinforced concrete membranes: experimental results from cyclic loading histories*, 15WCEE, Lisbon, Portugal, 2012.
- [RUO 13] RUOCCI G., HUGUET M., ERLICHER S., BISCH P., *Crack orientation, distance and width in reinforced concrete membranes: experimental results and preliminary interpretations based on the Cracked Membrane Model*, Technical Innovation in Nuclear Civil Engineering – TINCE 2013, Paris, France, Octobre 2013.
- [VEC 86] VECCHIO F. J., COLLINS M. P., *The Modified Compression-field Theory for Reinforced Concrete Elements subjected to shear*, ACI Journal, Vol. 83, No. 2, pp. 219-231, 1986.