

EFFET DE LA RÉACTION ALCALIS-SILICE (RAS) SUR L'ADHÉRENCE DES ANCRAGES ÉPOXYDIQUES DE BARRES D'ARMATURE

F.-A. Villemure^A; M. Fiset^A; J. Bastien^A; D. Mitchell^B; B. Fournier^A.

A Centre de recherche sur les infrastructures en béton, Université Laval, Québec, Canada

B Centre de recherche sur les infrastructures en béton, Université McGill, Montréal, Canada

RÉSUMÉ : L'installation d'ancrages époxydiques à l'aide d'armatures conventionnelles constitue une méthode généralement efficace de renforcement d'infrastructures en béton armé. Toutefois, cette méthode de réhabilitation a été étudiée, puis testée sur des éléments de béton sain, c'est-à-dire sans endommagement pathologique. Le projet de recherche étudie donc l'effet de l'endommagement dû au développement de la réaction alcalis-silice (RAS) sur la capacité des ancrages époxydiques. La RAS, très présente à l'est du Canada, résulte de la réaction chimique entre les hydroxydes alcalins à l'intérieur de la solution interstitielle du béton et certaines phases minérales siliceuses qui composent les granulats. Des essais d'arrachement réalisés sur des ancrages époxydiques de longueur 5ϕ (~80 mm) ont montré une diminution de leur résistance en adhérence avec l'augmentation de l'endommagement causé par la RAS. Cette perte de capacité doit donc être considérée lors du calcul d'un renforcement de structures atteintes de RAS à l'aide de ce type d'ancrage adhésif.

1 INTRODUCTION

Le Canada compte à ce jour plusieurs infrastructures de type dalles épaisses en béton armé sans renforcement à l'effort tranchant (étriers). Ces infrastructures, souvent construites entre les années 50 et 70, nécessitent aujourd'hui une attention particulière puisque leur dégradation représente une menace pour la sécurité des usagers. En effet, dû au mode de rupture en cisaillement, l'effondrement de telles structures est fragile et imprévisible. L'effondrement du viaduc de la Concorde le 30 septembre 2006 à Laval (Québec, Canada) en est d'ailleurs un triste exemple. À la suite de cet évènement, plusieurs projets de recherche ont vu le jour à l'Université Laval sous un commun objectif d'étudier des méthodes de renforcement à l'effort tranchant. Des essais de chargements sur des sections de dalles épaisses (Provencher 2011 et Cusson 2012) ont montré que la méthode la plus efficace consiste à installer des armatures liées au béton à l'aide de résine époxydique à l'intérieur de trous préalablement forés transversalement. Cependant, à la connaissance des auteurs, le comportement de ces ancrages époxydiques n'a été testé que sur des éléments de béton sain, c'est-à-dire du béton sans endommagement pathologique. Il est donc primordial de se questionner sur l'effet d'une matrice de béton endommagée (fissures) sur la résistance d'adhérence des ancrages époxydiques. Afin de répondre à cette interrogation, il a été choisi de comparer la résistance en adhérence d'un ancrage époxydique réalisé dans un béton sain avec la résistance d'adhérence dans un béton endommagé par la réaction alcalis-silice (RAS).

La RAS est une pathologie du béton qui résulte de la réaction chimique entre les hydroxydes alcalins libres (K^+ , $Na^+ - OH^-$) à l'intérieur de la solution interstitielle du béton et certaines phases minérales siliceuses qui composent les granulats fins ou grossiers. Le produit de la réaction apparaît sous la forme d'un gel silico-alcalin hydrophile qui, sous humidité relative supérieure à 85%, prend de l'expansion et entraîne la fissuration du granulat affecté. Le gel peut ensuite progresser à l'intérieur de la fissure et favoriser la propagation de celle-ci à l'intérieur de la matrice cimentaire. Le réseau de fissuration ainsi créé est susceptible d'engendrer une perte des capacités mécaniques du matériau et d'augmenter la vulnérabilité de celui-ci face aux agents agressifs externes. Par ailleurs, lorsque les conditions sont favorables, la RAS perdure et l'endommagement progresse durant toute la durée de vie utile de la structure.

Cet article présente donc les essais d'arrachement permettant de caractériser l'effet de l'endommagement créé par la RAS sur la résistance des ancrages époxydiques. Les résultats expérimentaux ainsi obtenus serviront à valider l'applicabilité d'un modèle numérique d'adhérence généralement utilisé pour les ancrages sur béton sain, aux ancrages réalisés dans un béton atteint de RAS.

2 PROGRAMME EXPÉRIMENTAL

2.1 Spécimens

Pour la réalisation des essais d'arrachement, six cubes de béton, soit deux cubes de béton sain (spécimens S) et quatre cubes de béton atteint de RAS (spécimens R), de 350 mm de côté ont été confectionnés. Les mélanges de béton utilisés pour la fabrication des spécimens S et R sont identiques. Des granulats grossiers fortement réactifs (présence de silice réactive) et du ciment à haute teneur alcaline ont été sélectionnés dans le but d'accélérer le développement de la RAS. Du lithium a été ajouté à la gâchée S pour inhiber l'initiation de la RAS et, à l'inverse, du NaOH a été ajouté à la gâchée R pour accélérer la réaction. Le rapport eau sur liant du mélange est de 0,47.

Dans le but d'accélérer le développement de la RAS, les cubes S et R ont été entreposés dans une chambre de conditionnement sous des conditions de température et d'humidité contrôlées (38°C et HR \geq 95%). Le suivi des déformations volumétriques suivant les trois principaux axes a été effectué à l'aide d'un comparateur et de plots fixés sur tous les cubes de béton. Les deux premiers cubes de béton atteint de RAS ont été retirés de la chambre de conditionnement à un niveau d'expansion de 0,10% (spécimens R10) et les deux derniers à 0,20% (spécimens R20). Les cubes S ont été retirés au même moment que les cubes R20.

À la suite du conditionnement en laboratoire, des ancrages époxydiques ont été installés à l'intérieur des différents cubes de béton. Un trou de 19 mm de diamètre a été percé pour l'insertion d'une barre d'armature 15M ($\varnothing = 16$ mm) de nuance 400W ($f_y = 456$ MPa et $f_u = 567$ MPa en moyenne). La longueur d'ancrage visée est de 5 \varnothing (80 mm). La résine époxydique choisie est la même que celle utilisée dans les projets de renforcement à l'effort tranchant de dalles épaisses de Provencher (2011) et Cusson (2012). Comme schématisé à la Figure 1, l'armature n'est pas liée à la matrice de béton sur une longueur de 100 mm à partir de la surface du cube de béton. Ce choix permet de contrôler le mode de rupture de l'ancrage tout en limitant l'effet des bielles de compression créées par l'essai d'arrachement (Appl 2009). L'installation des ancrages époxydiques est prévue pour que l'axe longitudinal de l'armature soit perpendiculaire au plan de coulée du béton.

2.2 Montage expérimental

Le montage expérimental (Figure 1) choisi est basé sur l'essai d'arrachement confiné proposé par la norme ASTM E488 (2010). Une presse hydraulique programmée en déplacement a été utilisée pour tous les essais d'arrachement. Des extensomètres ont été installés sur l'armature pour mesurer sa déformation (allongement) et quatre LVDT ont permis de mesurer le déplacement relatif entre l'armature et la surface du cube de béton, soit le glissement.

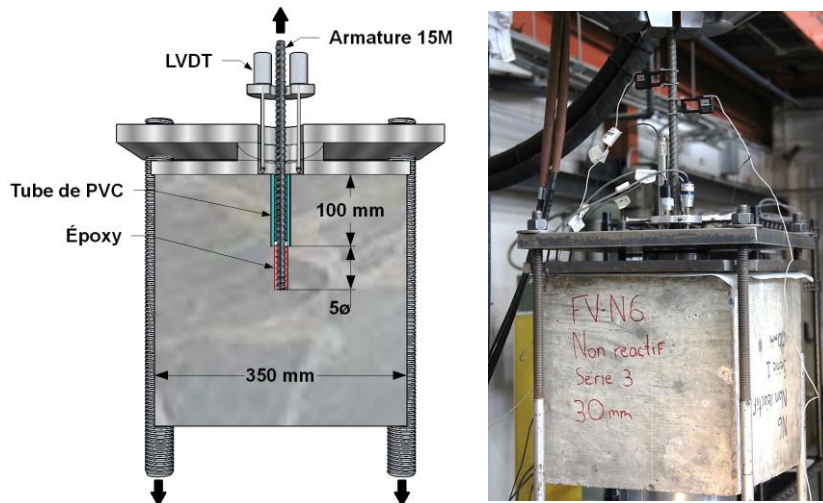


Figure 1. Montage expérimental pour les essais d'arrachement.

3 RÉSULTATS ET ANALYSE

3.1 Propriétés mécaniques

Les résultats des essais mécaniques réalisés sur des carottes (100 par 200 mm) extraites des différents cubes de béton sont présentés au Tableau 1. Ces essais ont été réalisés en respect des normes ASTM C1231-14, C496-11 et C469-14. D'emblée, il est possible de constater que le développement de la RAS à l'intérieur de la matrice de béton entraîne une chute des résistances en compression et en traction ainsi qu'une chute du module élastique du matériau. Boyd, Bremner et coll. (2000) et Sanchez (2014) ont également fait état d'une chute des propriétés mécaniques suivant l'évolution de la RAS. Le module élastique du béton semble particulièrement affecté par la présence de fissures internes dues à la RAS. En effet, en s'appuyant sur les valeurs obtenues pour une expansion de 0,20% (spécimens R20), il est possible de noter une chute de la résistance en compression, de la résistance en traction et du module élastique respectivement de 31%, 29% et 55% par rapport aux cubes S. Ces résultats appuient les principales conclusions de Inoue, Fujii et coll. (1989) et Chana et Thompson (1992) qui ont remarqué une chute significative du module élastique avec le développement de la RAS.

Fernandez, Muttoni et coll. (2010) proposent d'utiliser l'équation (Eq. 1) pour l'évaluation de la résistance des ancrages époxydiques selon les propriétés mécaniques du béton. Afin de prendre en compte la différence entre les résistances en compression des spécimens S et R, cette équation est utilisée pour comparer les résistances en adhérence normalisée à 20 MPa (τ_{b0}) des bétons sains et atteints de RAS.

$$\tau_b = \tau_{b0} \left(\frac{f_c}{20} \right)^{0.1} \quad [\text{MPa}] \quad (\text{Eq. 1})$$

3.2 Expansion

Les niveaux d'expansion parallèles au plan de coulée du béton sont mis en relation avec le nombre de jours de conditionnement en laboratoire (38°C et HR \geq 95%) à la Figure 2 (a). L'expansion parallèle au plan de coulée est choisie puisqu'elle reflète l'expansion causée par l'ouverture des fissures parallèles à l'axe longitudinal de l'armature. Le critère d'arrêt du conditionnement des cubes de béton prend en considération le niveau d'expansion le plus susceptible de refléter la résistance d'adhérence. En effet, les travaux de Eligehausen et Balogh (1995) ont montré une importante chute de la résistance d'adhérence causée par la présence d'une fissure parallèle à un ancrage adhésif.

Le suivi de l'expansion pour les cubes S, R10 et R20 est présenté à la Figure 2 (a). Il y est démontré que le temps nécessaire pour atteindre respectivement 0,10% d'expansion pour les cubes R10 et 0,20% d'expansion pour les cubes R20 est d'environ 100 et 200 jours de conditionnement. La pente générée par les résultats d'expansion des cubes de béton atteint de RAS est relativement constante pour toute la durée du conditionnement. En revanche, les cubes S n'ont subi que très peu de variations volumétriques suivant l'axe parallèle au plan de coulée. Ainsi, les cubes de béton S peuvent être considérés comme des spécimens de référence par rapport aux cubes R10 et R20, car leur niveau d'expansion final est, à toutes fins pratiques, nul.

Tableau 1. Propriétés mécaniques du béton utilisé pour les essais d'arrachement.

Spécimen	S	R10	R20
Niveau d'expansion	0%	0,10%	0,20%
Résistance en compression [MPa]	43,6	31,6	30,3
Résistance en traction [MPa]	3,1	2,3	2,2
Module élastique [GPa]	35,1	19,2	15,9

3.3 Essais d'arrachement

Le graphique présenté à la Figure 2 (b) met en relation la contrainte d'adhérence équivalente moyenne (τ_{bo}) à un béton de résistance en compression de 20 MPa (Eq. 1) en fonction du glissement (s) de l'ancrage époxydique pendant le chargement uniaxial en traction. Il est possible de constater que la résistance d'adhérence des spécimens R est inférieure à celle des spécimens S. À la lumière de ces résultats, il est admis que cette différence provient de la présence d'un patron de fissuration interne dû à la RAS. Les fissures créées par le gonflement du gel silico-alkalin, particulièrement les fissures parallèles au plan de coulée du béton, seraient en mesure de réduire l'aire disponible pour le transfert des efforts entre la résine époxydique et la matrice de béton, causant ainsi une chute de la capacité mécanique de l'ancrage. Par ailleurs, une comparaison entre les résultats des essais d'arrachement R10 et R20 montre une différence de comportement beaucoup moins marquée que celle observée entre les spécimens S et R10. La contrainte d'adhérence à la rupture est en effet légèrement inférieure pour les spécimens R20.

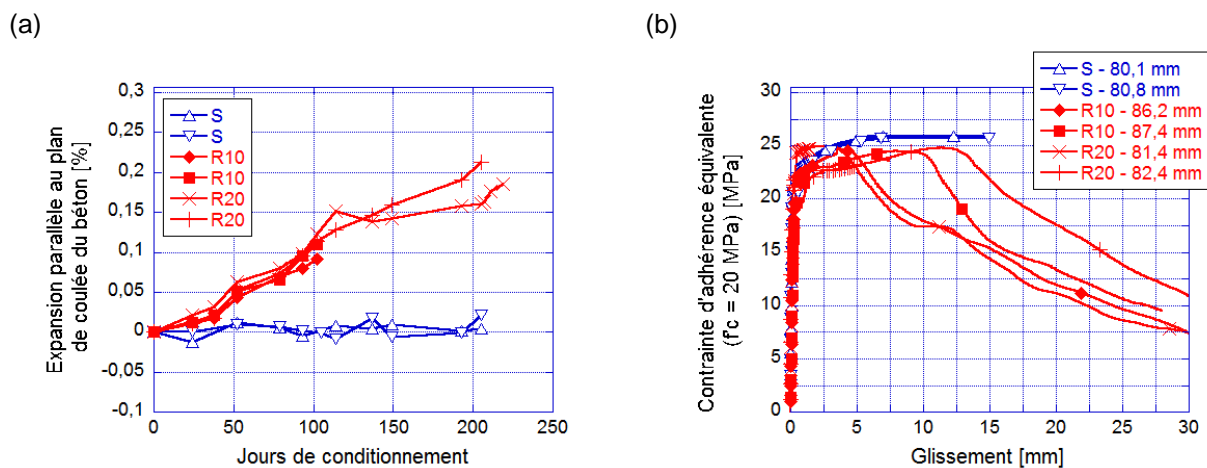


Figure 2. (a) Expansion parallèle au plan de coulée du béton en fonction du nombre de jours de conditionnement en laboratoire (38°C et HR \geq 95%) (b) Contrainte d'adhérence équivalente à un béton de résistance en compression de 20 MPa en fonction du glissement de l'ancrage époxydique.

Les ruptures obtenues à la suite des essais d'arrachement ainsi que les longueurs d'ancrages réelles sont présentées à la Figure 3. L'examen des photos permet de mettre en contraste le type de rupture obtenue avec les cubes de béton S et R. En effet, une rupture au niveau de l'armature a été obtenue avec les

spécimens S tandis qu'une rupture du lien d'interface a été obtenue avec les spécimens R. Ce résultat signifie que la résistance ultime en traction de l'armature (f_{tu}) est inférieure à la résistance d'adhérence pour les spécimens S lorsque la longueur d'ancrage est égale ou supérieure à 5ϕ . L'analyse est toutefois bien différente pour les essais réalisés sur les spécimens R, où une longueur d'ancrage de 5ϕ est insuffisante pour avoir une reprise totale des efforts de traction. Ces résultats demeurent donc cohérents avec l'analyse des courbes obtenues à la suite des essais d'arrachement (Figure 2). Il est également possible d'observer à la Figure 3 que la résine époxydique n'est plus solidaire à l'armature sous le dernier rang de crénelures lors d'une rupture du lien d'interface. Il est donc probable que la friction résiduelle ne puisse pas transmettre d'efforts sous le dernier rang de crénelures lorsque la résine époxydique est désagrégée et que de grands déplacements surviennent.

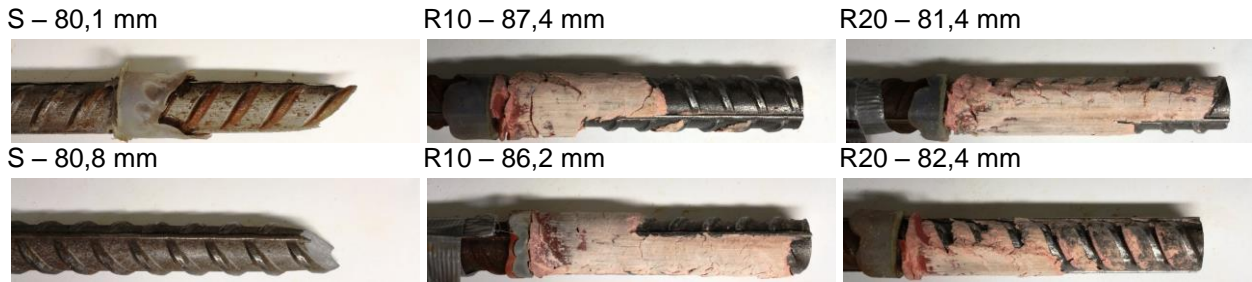


Figure 3. Mode de rupture des ancrages époxydiques.

4 MODÉLISATION

4.1 Présentation du modèle d'analyse

La Figure 4 présente l'état de contrainte et de déformation le long d'une barre adhérente. Il peut être observé que les contraintes et les déformations sont fonction les unes des autres et varient le long de la barre selon la contrainte d'adhérence (Filippou et coll. 1983, Balázs 1993, Lee et Vecchio 2011). En subdivisant la barre en éléments de longueur dx , la variation du glissement se définit comme étant :

$$ds = (\varepsilon_s - \varepsilon_c) dx \quad (\text{Eq. 2})$$

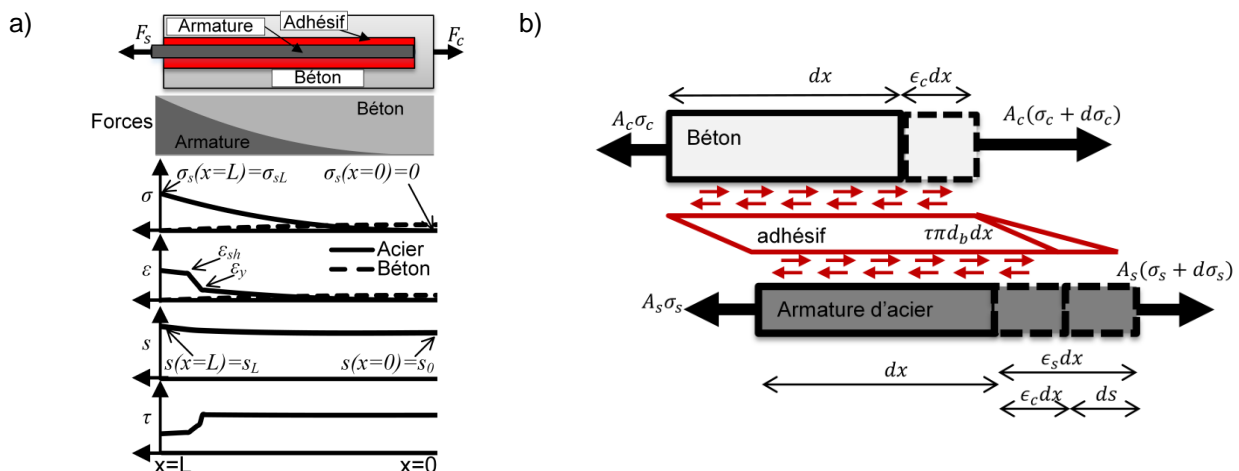


Figure 4. État de contrainte et de déformation : (a) le long d'un ancrage (b) le long d'un élément.

où ε_s et ε_c sont respectivement les déformations de l'acier et du béton. À partir de l'équilibre horizontal des efforts et en adoptant une distribution uniforme des contraintes axiales dans l'armature et le béton, leur variation est définie en fonction de la contrainte d'adhérence. En subdivisant l'ancrage en éléments de

longueur Δx , 1000 éléments pour le présent modèle, il est possible de numériquement déterminer l'effort et le glissement de la barre.

$$d\sigma_s = \frac{d\sigma_c}{\rho_s} = \frac{4}{\phi} \tau dx \quad (\text{Eq. 3})$$

Dans ces équations, τ est la contrainte d'adhérence locale exprimée en fonction du glissement s . Le comportement du béton est considéré linéaire élastique, puisque les contraintes de traction et de compression axiales uniformes σ_c sont faibles. Le comportement de l'armature est défini par l'équation (Eq. 4) (Palermo 2002), où $p = E_{sh}(\varepsilon_u - \varepsilon_{sh}) / (f_u - f_y)$.

$$\varepsilon_s = \begin{cases} \sigma_s / E_s & \sigma_s \leq f_y \\ \varepsilon_u - (\varepsilon_u - \varepsilon_{sh}) \left(\frac{\sigma_s - f_u}{f_y - f_u} \right)^{1/p} & f_y \leq \sigma_s \leq f_u \end{cases} \quad [\text{MPa}] \quad (\text{Eq. 4})$$

La loi d'adhérence $\tau - s$ d'un ancrage époxydique a été déterminée par des essais d'arrachement semblables à ceux précédemment décrits. Les longueurs d'ancrage de ces essais sont faibles ($h_{\text{eff}} \approx 2\phi$) afin que le comportement des aciers d'armature soit dans le domaine élastique. Le modèle d'adhérence local de Cosenza et coll. (1997) (Eq. 5) est utilisé pour la partie ascendante de la courbe. L'équation (Eq. 6) présente la partie descendante de la courbe qui correspond à la détérioration du lien d'interface, suivi de la résistance résiduelle en friction τ_f telle que présentée par le fib MC2010 et Eligehausen et coll. (1982).

$$s \leq s_u \quad \tau = \tau_b \left(1 - e^{\left(\frac{-s}{s_r} \right)} \right)^\beta \quad [\text{mm, MPa}] \quad (\text{Eq. 5})$$

$$s > s_u \quad \tau = \tau_b \left(1 - (s - s_u) / (s_f - s_u) \right) \geq \tau_f \quad [\text{mm, MPa}] \quad (\text{Eq. 6})$$

Pour ces équations, la résistance en adhérence τ_b est déterminée selon l'équation (Eq. 1), où la résistance de base τ_{b0} déterminée par des essais sur béton sain ($h_{\text{eff}} \approx 2\phi$) est de 32,2 MPa (écart type de 1,1 MPa). Les autres paramètres sont: $s_r = 0,336$ mm; $\beta = 0,530$; $s_u = 2$ mm; s_f est l'espacement libre entre les crénelures ($s_f \approx 0,61\phi$); $\tau_f = 0,4\tau_b$. Il a été observé précédemment que la résine époxydique se désagrège sous la dernière rangée de crénelures, empêchant ainsi la transmission des efforts par friction. Cette friction nulle est donc prise en compte en posant $\tau_f = 0$ dans l'équation (Eq. 6) entre $x=0$ et $x=0,7\phi$. Lorsque l'acier d'armature entre dans le domaine plastique, la barre présente de grandes déformations et la striction de la section d'acier entraîne une réduction de l'adhérence (fib MC2010). Cet effet est pris en compte par le coefficient Ω_y (Eq. 7) multiplié à la loi d'adhérence (Fernandez et coll. 2010).

$$\Omega_y = \exp(10(\varepsilon_y - \varepsilon_s)) \quad (\text{Eq. 7})$$

$$\Omega_w = 1 - 10(w / \phi) \quad (\text{Eq. 8})$$

L'endommagement engendré par la RAS est pris en compte par la réduction de la résistance à la compression du béton, ce qui affecte donc la résistance en adhérence selon l'équation (Eq. 1). Également, Mahrenholtz (2011) propose de multiplier la loi d'adhérence par Ω_w (Eq. 8), car ce paramètre tient compte d'une fissuration longitudinale d'ouverture w pour des ancrages « cast-in-place » et des ancrages époxydiques. Il est proposé d'utiliser ce même facteur pour la fissuration provoquée par la RAS.

4.2 Modélisation des essais expérimentaux

Les conditions limites utilisées pour modéliser les essais expérimentaux peuvent être observées à la Figure 4. La Figure 5 permet quant à elle de comparer les comportements contrainte axiale $\sigma_s -$

déplacement des ancrages obtenus expérimentalement et numériquement pour différents niveaux d'endommagement. Il peut être observé que le modèle prédit adéquatement le mode de rupture des ancrages installés dans un béton sain. Également, afin d'obtenir une prédiction adéquate des contraintes et des modes de rupture des ancrages installés dans un béton R10 et R20, des ouvertures de fissures w de 0,17 et 0,24 mm respectivement doivent être prescrites. Bien que ces valeurs n'aient pas été validées expérimentalement, l'osculation des blocs de béton devant être réalisée ultérieurement, cela démontre que la réduction des propriétés mécaniques d'un béton atteint de RAS telle que prise en compte par l'équation (Eq. 1) ne permet pas à elle seule d'expliquer la résistance plus faible de ces ancrages. Un critère basé sur l'ouverture des fissures et le niveau d'expansion pourrait permettre de prédire adéquatement la rupture d'un ancrage installé dans un béton atteint de RAS. Il peut également être observé que le modèle semble sous-estimer le glissement de l'ancrage lorsque la barre dépasse f_y . Une déformation à l'ultime ε_u ainsi qu'une longueur non adhérente plus importantes que celles considérées peuvent expliquer en grande partie cette différence, car le glissement expérimental est déterminé en retranchant l'allongement de la barre le long de la zone non adhérente au déplacement total mesurée.

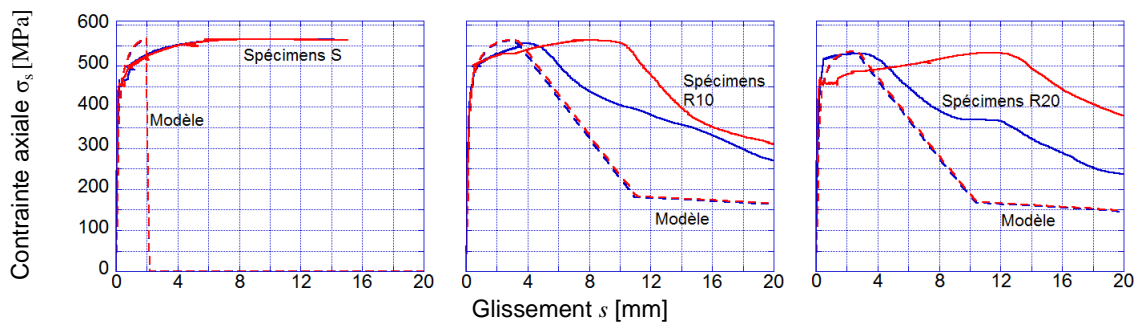


Figure 5. Contrainte axiale σ_s en fonction du déplacement expérimental et prédiction numérique pour trois niveaux d'endommagement du béton (S, R10 et R20), $h_{\text{eff}} \approx 5\phi$.

5 CONCLUSION

Les essais de caractérisation mécanique ont permis de constater une chute de la résistance en compression, de la résistance en traction et du module élastique avec la progression de la RAS à l'intérieur de la matrice de béton. Le module élastique est le paramètre le plus affecté par l'endommagement dû à la RAS avec une chute de 55% pour une expansion de 0,20% par rapport au béton sain.

Les essais d'arrachement ont montré que l'effet de la RAS ne se limite pas seulement aux propriétés mécaniques du béton, mais également à la résistance d'adhérence des ancrages époxydiques. En effet, pour des longueurs d'ancrage de 5ϕ , des ruptures au niveau de l'armature (f_u) ont été obtenues pour les spécimens sains tandis que des ruptures du lien d'interface (arrachement) ont été obtenues pour les spécimens atteints de RAS. Les fissures engendrées par la RAS, particulièrement celles parallèles à l'axe longitudinal de l'armature, peuvent donc être responsables de cette chute de la résistance d'adhérence. Cette hypothèse sera toutefois vérifiée par des essais de caractérisation de l'endommagement dû à la RAS tels que ceux utilisés par Sanchez (2014). Par ailleurs, une différence moins marquée a été observée entre les spécimens possédant une expansion perpendiculaire à l'axe longitudinal de l'armature de 0,10% et 0,20% qu'entre ceux à 0% et 0,10%.

Une comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats générés par le modèle a démontré que ce dernier prédit adéquatement le comportement des ancrages époxydiques sous un effort de traction uniaxial. L'intégration d'un paramètre basé sur l'ouverture d'une fissure longitudinale a permis de tenir compte de l'endommagement dû à la RAS pour les niveaux d'expansion de 0,10% et 0,20%. Ce modèle pourrait donc être utilisé pour modéliser les dalles en béton armé renforcées contre l'effort tranchant par des armatures adhérentes installées dans un béton sain et dans un béton atteint de RAS.

6 REMERCIEMENTS

Les auteurs tiennent à remercier le CRSNG (Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada) via le programme INFRA/FONCER, le FRQ-NT (Fond de recherche du Québec - Nature et technologies) ainsi que le CRIB (Centre de Recherche sur les Infrastructures en Béton) pour leur support financier.

7 SYMBOLES

f_c	Résistance moyenne en compression du béton déterminée sur carottes
f_u	Résistance ultime de l'acier
f_y	Limite élastique de l'acier
E_{sh}	Module tangent de l'acier en zone écrouissant, prise à ε_{sh}
ε_{sh}	Déformation de l'acier à la fin du plateau plastique
ε_u	Déformation de l'acier à f_u
ρ_s	Taux d'armature (As/Ac)

8 RÉFÉRENCES

- Appl, J. (2009) *Tragverhalten von Verbunddübeln unter Zugbelastung (Behaviour of bonded anchors under tension loading)*, Universität Stuttgart, Stuttgart, Allemagne.
- Boyd, S., Bremner, T. et Holm, T. (2000) Addition of Lightweight Aggregate Reduces Expansion in Concrete Containing a Highly Reactive Normal Weight Aggregate, *Proceedings of the 11th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction*, Québec, Canada, 593-602.
- Balázs, L.G. (1983) Cracking analysis based on slip and bond stresses, *ACI Material Journal*, ACI, 90: 340-348.
- Chana, P. et Thompson, D. (1992) Laboratory Testing and Assessment of Structural Members Affected by Alkali Silica Reaction, *Proceedings of the 9th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete*, London, GB, 156-166.
- Cosenza, E., Manfredi, G., Realfonzo, R. (1997) Behavior and modelling of bond of FRP rebars to concrete, *Journal of composites for construction*, ASCE, 1: 40-51.
- Cusson, B. (2012) *Renforcement des dalles épaisses en cisaillement*, Université Laval, Québec, Canada.
- Eligehausen, R., Popov, E. P., Bertero, V. V. (1982) Local bond stress-slip relationships of deformed bars under generalized excitations, *Proceedings of the 7th European Conference on Earthquake Engineering*, Athens, Grèce, 4: 69-80.
- Eligehausen, R. et Balogh, T. (1995) Behavior of fasteners loaded in tension in cracked reinforced concrete, *ACI Structural Journal*, ACI, 92:365-379.
- Fernandez-R. M., Muttoni, A., Gambarova, P.G. (2007) Analytical modeling of the pre- and postyield behavior of bond in reinforced concrete, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 133: 1364-1372.
- Fernandez-R. M., Muttoni, A., Kunz, J. (2010) Strengthening of flat slabs against punching shear using post-installed shear reinforcement, *ACI Structural Journal*, ACI, 107: 434-442
- Fib - Fédération internationale du béton (2013) *Model Code for Concrete Structures 2010*, fib, Lausanne, Suisse.
- Filippou, F.C., Popov, E.P. et Bertoro, V.V. (1983) Modelling of R/C joints under cyclic excitations, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 109: 2666-2684.
- Inoue, S., Fujii, M., Kobayashi, K. et Nakano, K. (1989) Structural Behaviors of Reinforced Concrete Beams Affected by Alkali-Silica Reaction, *Proceedings of the 8th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete*, Kyoto, Japan, 727-732.
- Lee, S-C, Cho J-Y. et Vecchio F.J. (2011) Model for post-yield tension stiffening and rebar rupture in concrete members, *Engineering Structures*, Elsevier, 33: 1723-1733.
- Mahrenholtz, C. (2012) *Seismic bond model for concrete reinforcement and the application to column-to-foundation connections*, Universität Stuttgart, Stuttgart, Allemagne.

- Parlermo, D. (2002) *Behaviour and analysis of reinforced concrete walls subjected to reverse cyclic loading*, University of Toronto, Toronto, On, Canada.
- Provencher, P. (2011) *Renforcement des dalles épaisses en cisaillement*, Université Laval, Québec, Canada.
- Sanchez, L. (2014) *Contribution to the assessment of damage in aging concrete infrastructures affected by alkali-aggregate reaction*, Université Laval, Québec, Canada.