

Traitement de la liaison béton/acier par un modèle d'interface couplant adhésion et frottement

M'Hamed Ali Karray, Serge Barbarin, Michel Raous

▶ To cite this version:

M'Hamed Ali Karray, Serge Barbarin, Michel Raous. Traitement de la liaison béton/acier par un modèle d'interface couplant adhésion et frottement. Annales Maghrébines de l'Ingénieur, 2004. hal-03177664

HAL Id: hal-03177664 https://hal.science/hal-03177664

Submitted on 23 Mar 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers. L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Traitement de la liaison béton/acier par un modèle d'interface couplant adhésion et frottement.

Par : M'hamed – Ali Karray^{*}, Serge Barbarin^{**} et Michel Raous^{**}

1. Introduction

Les structures en béton armé deviennent de plus en plus sophistiquées et leurs conditions d'utilisation sont de plus en plus sévères (contraintes élevées, sollicitations cycliques, fortes températures) notamment dans la haute technologie telle que le nucléaire et l'offshore, ou en cas de catastrophes naturelles (séismes, incendies). Le matériau a aussi évolué avec le développement d'association de béton de hautes performances et d'armature à haute limite élastique. Dans ces conditions d'utilisation plus sévères, la question du comportement de l'interface acier/béton se pose de manière accrue. Le calcul de résistance d'éléments de structure et l'élaboration de nouveaux composites béton/acier passe par une meilleure compréhension du comportement des interfaces et par le développement de modèles convenables de celui ci. Alors que le comportement des deux composants, béton et acier, est maintenant bien appréhendé, celui des interfaces, plus complexe, est moins connu. Dans cet article, nous proposons une approche basée sur le modèle adhésif/frottant RCC (Raous-Cangémi-Cocou) [18] [19] [15] dans sa version RCCM améliorée avec Yan Monerie ([5] [16]) modèle s'appuyant sur la notion d'endommagement de surface introduite par M. Frémond [7] [8]. Ce modèle couplant adhésion, frottement et contact unilatéral permet de décrire de manière continue le passage d'un état adhésif à un état de frottement de Coulomb avec des décollements éventuels de l'interface.

La présente étude est centrée sur un travail d'identification et de discussion des paramètres du modèle RCC mené sur la simulation d'expériences d'arrachement d'armature dans une éprouvette en béton dont les résultats ont été publiés par Lorrain et Hamouine [10] [11] de l'INSA de Toulouse. Le modèle RCCM est ici étendu en introduisant un effet de rodage dans la liaison décrivant une diminution du coefficient de frottement fonction du glissement à l'interface lorsque l'adhésion est rompue. Après ce travail d'identification sur une première expérimentation, une étape de validation du modèle est menée sur la comparaison de la prévision du modèle avec les résultats expérimentaux sur d'autres types d'éprouvettes.

Dans le paragraphe 2, on esquisse les grandes lignes du comportement observé lors d'une expérience d'arrachement d'une armature ancrée dans un bloc de béton.

Dans le paragraphe 3, un aperçu de l'état de l'art sera donné en présentant plusieurs approches relatives au comportement de l'interface acier/béton.

Dans le paragraphe 4, le modèle RCCM est rappelé et l'introduction d'une notion supplémentaire de rodage de la liaison est présentée.

^(*) Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis. B.P.37 Le Belvédère 1002 Tunis.

^(**) Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique C.N.R.S. 31, chemin Joseph Aiguier – 13402 Marseille Cedex 20 – France.

Le paragraphe 5 est consacré à la simulation numérique de l'expérience d'arrachement d'une armature lisse enrobée dans un bloc de béton et à la discussion des effets mécaniques en compétition au travers de l'étape d'identification des paramètres et de celle de validation du modèle.

L'étude présentée ici sur des armatures lisses pourra bien sûr être étendue aux géométries d'armature rugueuse utilisée pour renforcer la résistance au cisaillement.

2. Analyse du comportement expérimental de la liaison acier-béton

Le comportement de la liaison d'adhérence entre l'acier et le béton est classiquement étudié sur l'essai d'arrachement direct (figure1) d'une armature enrobée, sur une certaine longueur l_e , dans un bloc de béton conformément aux recommandations RILEM [22]. Le principe de l'essai consiste à mesurer le déplacement de l'extrémité libre de la barre par rapport au béton (glissement de la barre) en fonction de la force de traction axiale (force d'arrachement) appliquée à l'extrémité sollicitée de la barre (figure1). L'allure de la courbe type de glissement (force f'arrachement "F" en fonction du glissement), dans le cas d'un essai commandé en déplacement, est présentée sur la figure 2.



Figure 1 : Schéma de l'essai d'arrachement



Figure 2 ; Allure de la courbe type de glissement

La figure 2 montre, d'une part, que la courbe de glissement commence par un domaine d'étendue limitée dans lequel le glissement armature/béton est nul. Ce domaine correspond à la liaison physico-chimique d'adhésion entre le béton et l'armature [9]. D'autre part cette courbe est constituée de deux branches dont l'une est ascendante et l'autre est descendante.

La branche ascendante se caractérise par une pente décroissante en fonction du glissement traduisant la dégradation progressive de la liaison acier – béton. Cette branche se termine par un pic dont l'ordonnée F_{\max} est la valeur limite ultime de la résistance de la liaison d'adhérence.

La branche descendante commence par une pente relativement accentuée traduisant la fragilité du comportement à la rupture de la liaison d'adhérence et se termine par un palier plus ou moins horizontal correspondant à la résistance résiduelle F_r due au frottement de la barre dans le béton d'enrobage [10].

Ainsi il résulte de cette analyse que la simulation numérique du comportement de l'interface acier-béton nécessite des modèles d'interface capables de tenir compte à la fois de l'adhésion et du frottement.

3. Quelques modèles d'interface proposés pour la liaison acier/béton

Pour la simulation numérique de la liaison béton/acier, on trouve dans la littérature différentes approches que nous décrivons succinctement ci-dessous.

3.1. Eléments d'interface

Les éléments les plus couramment utilisés sont les éléments ressorts et les éléments joints largement décrits respectivement dans [17] et [4].

- Principe de l'élément 'ressorts'

Cet élément est basé sur l'hypothèse de déformations élastiques de la liaison. Les directions de ces ressorts sont celles correspondant aux déplacements relatifs des nœuds de contact (normale et tangentielle).

- Principe de l'élément ''joint''

L'élément joint autorise une discontinuité entre deux solides et donc un saut de déplacement. Cette discontinuité est schématisée géométriquement par la ligne (pour un solide bidimensionnel) ou la surface (pour un solide tridimensionnel) commune aux deux milieux. Le principe de cet élément consiste à introduire des conditions de liaison pour différents modes de déformation de l'interface (blocage, glissement, décollement, recollement).

3.2. Loi locale d'interface de type unidimensionnel

Ce type de loi est utilisé pour simuler le comportement de l'interface acier – béton dans le cas des structures en béton armé soumises à des charges uni axiales et monotones. Elle suppose que le contact normal acier – béton est maintenu alors que le déplacement relatif tangentiel est permis. En notant s ce déplacement relatif, cette loi s'écrit :

$$\tau$$
 (x) = A s(x) + B

Où τ (x) est la contrainte de cisaillement à l'interface et les paramètres A et B sont des fonctions constantes par morceaux de s. A titre indicatif, ce type de loi a été utilisé par David Z.Yankelevsky [25] et Hyo-Gyoung Kwak [12] pour l'analyse par éléments finis du comportement des structures en béton armé soumises à des charges uni-axiales et monotones.

3.3. Modèles basés sur la thermodynamique des surfaces de discontinuité

La zone d'interface béton/acier est considérée sur le plan thermodynamique, comme une surface de discontinuité caractérisée mécaniquement par la continuité du vecteur contrainte et paramétrée par le vecteur saut de déplacement. Cette surface est considérée comme une surface matérielle (d'épaisseur infinitésimale) ayant sa propre loi de comportement.

Dans ce cadre J.M Désir et al. [6] ont développé un modèle basé sur ce concept. La loi de comportement adoptée pour la zone d'interface est de type élasto-plastique permettant de rendre compte de la détérioration de la liaison béton /acier. Ce modèle est implanté dans le code de calcul CESAR [3] (Laboratoire Central des Ponts et Chaussées Paris) sous la forme d'un élément fini permettant de prendre en compte le saut de déplacement (déplacement relatif) comme un degré de liberté.

4. Modèle de comportement d'interface couplant adhésion frottement et contact unilatéral (Modèle RCCM).

Le modèle RCCM (Raous-Cangémi-Cocu-Monerie), largement développé dans [2], [5], [16], [18], [19], [20] et [21], décrit l'évolution sous l'hypothèse des petites perturbations d'une interface entre deux corps déformables élastiques initialement adhérents. Il propose une transition continue d'un état adhérent à un état frottant avec prise en compte des décollements (conditions unilatérales). Nous rappelons ci après les grandes lignes de ce modèle.

4.1. Notations

Les deux solides 1 et 2 occupent les domaines Ω^1 et Ω^2 ; ils sont soumis à des conditions aux limites sur les parties Γ_u^1 et Γ_u^2 , à des charges volumiques dans Ω^1 et Ω^2 , à des charges surfaciques sur Γ_f^1 et Γ_f^2 et à une déformation imposée ε^0 . Les zones où le contact est possible sont les zones Γ_c^1 et Γ_c^2 : Dans le cas où l'interface est initialement adhérente $\Gamma_c^1 = \Gamma_c^2 = \Gamma_c$.



Fig.3 : Schématisation du contact entre de deux solides

Dans l'hypothèse des petites perturbations, le contact est défini ici comme une correspondance ponctuelle entre les deux surfaces Γ_c^1 et Γ_c^2 et le déplacement relatif sera introduit par un changement de variables. Les normales extérieures (sortantes) à Γ_c^1 et Γ_c^2 , notées respectivement n^1 et n^2 , vérifient $n^1 = -n^2$. Nous considérons le déplacement relatif [\mathbf{u}] = $u^1 - u^2$ où u^1 et u^2 mesurent les déplacements de deux points en correspondance appartenant respectivement aux deux surfaces de contact en vis à vis Γ_c^1 et Γ_c^2 .

Le déplacement relatif est décomposé en une composante normale $[u_N]$ et une composante tangentielle $[u_T]$ conformément à :

$$[\mathbf{u}] = [u_N] n^1 + [u_T]$$

4.2. Le Modèle RCCM

Les ingrédients de base du modèle sont :

- des conditions de contact unilatéral strict, connues sous le nom de conditions de Signorini, qui caractérisent la non interpénétration des deux solides et autorisent les décollements.
- une loi de Coulomb pour le frottement.
- l'utilisation d'une variable d'intensité d'adhésion β, introduite par M. Frémond [7] [8], et d'une loi d'évolution de celle-ci fonction des sollicitations locales. La variable β représente l'intensité d'adhésion et elle est assimilée à une variable d'endommagement : β = 1 lorsque l'adhésion est totale, β = 0 lorsque l'adhésion est complètement rompue.

Le couplage entre les trois modèles se fait au travers de l'introduction d'une élasticité de contact endommageable active en traction et en cisaillement caractérisée par $\beta^2 C_N$ et $\beta^2 C_T$ (où C_N et C_T sont les raideurs initiales de la liaison quand l'adhésion est totale). En désignant par R_N et R_T les composantes respectivement normale et tangentielle de la densité de force de contact le long de la zone de contact, les équations du modèle RCCM présentées et largement développées dans [19] et [21], basées sur les considérations thermodynamiques rappelées au paragraphe 4.3, sont les suivantes :

Contact unilatéral avec adhésion

$$-R_{N}^{r} + \beta^{2} C_{N} [u_{N}] \ge 0; [u_{N}] \ge 0; (-R_{N}^{r} + \beta^{2} C_{N} [u_{N}]) [u_{N}] = 0 \quad (1)$$

Frottement de Coulomb avec adhésion

$$R_{T}^{r} = \beta^{2} C_{T} [u_{T}]$$

$$\parallel R_{T} - R_{T}^{r} \parallel \leq \mu f(\beta) \mid R_{N} - \beta^{2} C_{N} [u_{N}] \mid$$
avec
$$(2)$$

$$\parallel R_{T} - R_{T}^{r} \parallel \prec \mu f(\beta) \mid R_{N} - \beta^{2} C_{N} [u_{N}] \mid \Rightarrow [u_{T}] = 0$$

$$\parallel R_{T} - R_{T}^{r} \parallel = \mu f(\beta) \mid R_{N} - \beta^{2} C_{N} [u_{N}] \mid \Rightarrow \exists \lambda \geq 0, [u_{T}] = \lambda (R_{T} - R_{T}^{r})$$

Evolution de l'intensité d'adhésion

$$\frac{\partial \beta}{\partial t} = -\frac{1}{b} \left(\mathbf{w} - \beta \left(C_N \left[u_N \right]^2 + C_T \left[u_T \right]^2 \right) \right)^- \text{ si } \beta \in [0, 1[$$

$$\frac{\partial \beta}{\partial t} \leq -\frac{1}{b} \left(\mathbf{w} - \beta \left(C_N \left[u_N \right]^2 + C_T \left[u_T \right]^2 \right) \right)^- \text{ si } \beta = 1$$

$$(3)$$

Dans (1) et (2), nous désignons par R_N^r et R_T^r les parties réversibles de R_N et R_T et par ||x|| la norme du vecteur x.

Les paramètres constitutifs du modèle sont :

- C_N et C_T , les raideurs initiales (Pa / m) de l'interface,
- w, le seuil d'énergie de décohésion (J / m^2) ; tant que ce seuil ne sera pas atteint, l'adhésion reste complète, il n'y a pas d'endommagement et le comportement de l'interface reste élastique avec les raideurs initiales C_N et C_T ,
- μ , le coefficient de frottement,
- b, la viscosité $(J.s / m^2)$ associée à l'évolution de l'adhésion; nous verrons, lors de la discussion de l'identification de ce paramètre, que pour la liaison béton/acier, cet effet semble négligeable.

Le terme f (β) dans la loi de Coulomb (2) est une amélioration apportée au modèle à l'occasion du travail de thèse de Y. Monerie [16] [21]. Le terme f (β) μ , permet de rendre le frottement actif progressivement lorsque l'adhésion diminue. Cette fonction est telle que f (β) = 0 quand β = 1 (adhésion complète, pas de frottement) et f (β) = 1 quand β = 0 (adhésion totalement rompue, frottement actif avec un coefficient égal à μ). nous choisissons ici f (β) de la forme :

$$f(\beta) = 1 - \beta^m$$

Raous et Monerie ont choisi m = 1 pour les interfaces fibre/matrice pour les matériaux composites [21]. Dans ce travail, lors de l'identification des paramètres, la valeur m = 2 s'est avérée préférable.

Par contre, nous allons introduire ici une notion supplémentaire dans le modèle RCCM qui est celle de rodage de l'interface lorsqu'il y a glissement. Il est, en, effet raisonnable de considérer que lors du glissement de l'acier sur le béton, les micro aspérités de surface du béton vont être érodées et que le coefficient de frottement (armature/béton) va diminuer en fonction du glissement de la barre.

4.3. Considérations thermodynamiques

On trouvera dans [19] les détails sur les bases thermodynamiques du modèle RCCM. Elles s'appuient sur une hypothèse de surface matérielle pour Γ_c , ce qui permet de lui associer une énergie libre et un potentiel de dissipation.

Ces potentiels comprenant des parties non convexes et des parties non différentiables (les lois de contact sont non régulières), les lois d'état et les lois complémentaires doivent être écrites en terme de sous différentiel.

Les choix suivants (4) et (5) (donnés dans [16] et [21]) pour l'énergie libre surfacique Ψ_s et pour le potentiel de dissipation Φ_s conduisent alors aux relations (1), (2) et (3) caractérisant le modèle.

$$\Psi_{s}([\mathbf{u}], \beta) = \frac{C_{N}}{2} [u_{N}]^{2} \beta^{2} + \frac{C_{T}}{2} [u_{T}]^{2} \beta^{2} - w\beta + I_{R^{+}}([u_{N}]) + I_{[0,1]}(\beta)$$
(4)

$$\Phi_{s}([u_{T}], \beta, \chi_{N}) = \mu f(\beta) | R_{N}^{r} - \beta^{2} C_{N} [u_{N}] | |[u_{T}]| + \frac{b}{2} (\beta)^{2} + I_{R^{-}}(\beta) (5)$$

Nous désignons par $\chi_N = ([u_N], R_N^r, \beta)$. Dans (4), les fonctions indicatrices I_{R^+} et $I_{[0,1]}$ imposent respectivement les conditions de contact unilatéral et la condition $\beta \in [0, 1]$.

Dans (5), la fonction indicatrice I_{R^-} permet d'imposer $\frac{\partial \beta}{\partial t} \leq 0$ pour assurer l'irréversibilité de la dégradation de l'adhérence.

5. Simulation d'une expérience d'arrachement (pull out test) d'une armature d'acier enrobée dans un bloc en béton

L'objectif de cette simulation, basée sur un calcul par éléments finis, est de tester la capacité du modèle d'interface présenté ci dessus à décrire le phénomène d'adhérence acier/béton. La première étape est consacrée à l'identification des paramètres (raideurs initiales C_N , C_T ; énergie de décohésion :w; frottement μ ; viscosité b) sur une expérience de référence et à une discussion sur les effets en compétition dans le processus de rupture de la liaison d'interface. Un travail de validation du modèle est ensuite mené sur différentes géométries en comparant les résultats expérimentaux avec les résultats de la simulation obtenus en utilisant les paramètres identifiés précédemment.

5.1. Description de l'essai simulé

Nous avons travaillé sur des essais réalisés au Laboratoire d'Etudes Thermiques et Mécaniques à l'INSA de Toulouse par Lorrain et Hamouine [10] [11]. Il s'agit d'un essai d'arrachement direct d'une armature lisse (de diamètre d) enrobée dans un cylindre en béton de diamètre 16 cm et de hauteur 32 cm. La longueur de la zone de contact entre l'acier et le béton est l_e (figure 1), la partie restante de la barre est isolée du béton par une gaine plastique souple lubrifiée. Différents essais ont été réalisés avec plusieurs diamètres (d = 10 mm, d = 12 mm, d = 14 mm) et plusieurs longueurs de contact béton – acier ($l_e = 5$ cm, $l_e = 10$ cm, $l_e = 15$ cm).Le béton utilisé est d'age un jour et il a une résistance à la compression de 43 MPa. L'essai est piloté en déplacement avec une vitesse de 30 mm / minute.

5.2. Simulation numérique

Le calcul est mené sous l'hypothèse de symétrie de révolution. La barre d'acier et le béton sont discrétisés en des éléments finis de type triangle à 3 nœuds (élément linéaire de classe C^0). Le maillage adopté est présenté sur la figure 4, il est composé de 1388 nœuds. La stabilité des solutions par rapport aux raffinements de maillage a été vérifiée sur le problème de contact unilatéral avec frottement dans [14] ; seule la précision des solutions est affectée et pas leur nature.



Figure 4 : Maillage utilisé lors de la simulation de l'essai d'arrachement (d = 12 mm, $l_e = 10$ cm)

L'acier est supposé élastique dans l'expérience d'arrachement simulée ici, mais le modèle d'interface utilisé pourrait tout à fait être associé à un comportement élastoplastique de l'acier si nécessaire. La faible résistance du béton en traction n'est pas prise en compte ici pour les raisons suivantes. Des calculs simples ont montré que dans une expérience d'arrachement d'armature lisse les zones de traction sont situées au voisinage de l'interface béton/acier et ces effets seront intégrés ici au comportement de l'interface. En clair, on considère ici que l'interface cède avant que le béton ne se fissure. Les caractéristiques mécaniques des matériaux (acier et béton) sont données dans le tableau 1.

Matériau	Module d'élasticité (MPa)	Coefficient de Poisson
Béton	38000	0.2
Acier	200000	0.3

Tableau 1 : Caractéristiques mécaniques des matériaux

Les calculs sont effectués à l'aide du code d'éléments finis Gyptis développé au L.M.A par le groupe de Modélisation en Mécanique des contacts dirigé par M. Raous (voir Raous-Latil [13]). Ce code particulièrement dédié à l'étude des problèmes de contact avec frottement et d'interface intègre le modèle RCCM. La méthode de résolution utilisée ici s'appuie sur l'association de méthodes de point fixe (sur le seuil de frottement et sur l'intensité d'adhésion β) avec une méthode Gauss-Seidel accélérée par un procédé de Aitken. D'autres méthodes sont également disponibles dans Gyptis : méthode de Lemke (programmation mathématique), méthodes de Gradient Conjugué pré conditionné, méthodes de condensation, ... L'ensemble de ces méthodes est présenté dans Raous [20]. Dans ces calculs de simulation, le chargement incrémental a été appliqué avec un pas très fin afin de bien décrire l'évolution de la rupture de l'adhésion qui est de nature fragile : 300 incréments avec un déplacement final imposé de 6 mm. Les temps de calcul sont de l'ordre de sept heures sur une machine Compaq ES 40 avec ce maillage à 1388 nœuds. La méthode reste stable si on réduit le nombre d'incréments afin de réduire le temps de calcul. En effet, l'intégration de l'équation différentielle (3) (lorsque b est différent de zéro) se fait de manière implicite et seule la précision de l'évolution temporelle des solutions est affectée.

5.3. Déformation imposée ε^0

Dans le cas de l'essai d'arrachement direct, cette déformation imposée de confinement est due au retrait du béton. Compte tenu de la symétrie de révolution de l'ensemble cylindre/barre, les composantes de cet état de déformation s'écrivent [26] :

$$\varepsilon_{rr} = \varepsilon_{ZZ} = \varepsilon_{\theta\theta} = \varepsilon^0$$

Selon les règles BPEL [24], la loi d'évolution du retrait du béton est donnée par l'expression suivante :

$$\varepsilon(t) = \frac{t}{t+9r_m} \varepsilon_r$$
 (6)

où t est l'âge du béton exprimé en jours, r_m est le rayon moyen de l'éprouvette exprimé en cm et ε_r est le retrait final du béton (fonction décroissante de l'humidité du milieu ambiant). Vu que les éprouvettes (utilisées dans ces essais) ont été conservées dans une chambre humide, on peut considérer que ε_r est de l'ordre de 0.5×10^{-6} . Sachant que le béton est d'âge un jour et que le rayon de l'éprouvette est de 8 cm, la loi d'évolution du retrait (6) donne pour ε_0 une ordre de grandeur de -7×10^{-9} .

L'état asymptotique de la force d'arrachement (lorsque l'adhésion est complètement rompue) dépend seulement du frottement μ et de la déformation de confinement ε_0 .

Dans l'étape d'identification présentée au paragraphe suivant nous verrons qu'une valeur $\mu = 0.28$ est raisonnable lorsque le glissement est établi. Un petit calcul élémentaire montre que dans ces conditions la valeur suivante de ε^0 doit être choisie ; elle est en accord avec l'ordre de grandeur évaluée précédemment :

$$\varepsilon^{0} = -5.6 \times 10^{-9}$$

Le retrait conduit donc à une situation de compression résiduelle dont le rôle sera essentiel pour l'action du frottement lors du glissement du renfort dans sa gaine en béton.

5.4. Identification des paramètres du modèle et analyse des phénomènes en compétition

Cette étape a été d'abord menée sur l'expérience concernant une barre de diamètre 12 mm (d = 12 mm) avec une longueur de contact de 10 cm ($l_e = 10$ cm). Des résultats seront également présentés ensuite avec une identification concernant le cas d = 14 mm, $l_e = 10$ cm. Comme on le verra, ces deux ensembles de résultats permettront de faire des commentaires sur la nature des effets en compétition dans le processus d'arrachement.

Précisons maintenant la méthode d'identification pour chacun des paramètres

5.4.1. Energie de décohésion w

On trouve dans la littérature des ordres de grandeur de cette énergie (Bazant et al. [1]). Nous avons choisi la valeur suivante qui est une valeur usuelle pour un béton à jeune âge.

w = 100 Joules /
$$m^2$$

5.4.2. Raideurs initiales C_N , C_T

Dans l'expérience les effets de cisaillement sont prépondérants. Le choix de C_N n'a pas d'importance car l'élasticité normale ne sera pas active. On identifie seulement C_T et on prend la même valeur pour C_N . L'identification de C_T se fait sur la partie montante initiale de la courbe expérimentale donnée sur la figure 5 et on trouve

$$C_T = C_N = C = 16 \text{ N} / mm^3$$

5.4.3. Viscosité d'adhérence b

L'identification de ce paramètre nécessite d'effectuer des essais à différentes vitesses ou des essais avec un temps de maintien pour mettre en évidence un phénomène de relaxation ou de fluage. Sur un essai unique à chargement monotone, on peut toutefois mesurer son influence : le choix de b a une conséquence directe d'une part sur le maximum atteint par la force de contact et d'autre part sur l'allure de la décroissance. Dans des études précédentes concernant les interfaces fibre/matrice pour les matériaux composites, son rôle a été identifié ([2], [16], [19], [21]). Dans le cas présent, il était peu probable que les effets visqueux soient importants dans le cas d'une liaison béton/acier. Nous avons toutefois fait quelques essais de simulation pour le vérifier et on présente sur la figure 5 la comparaison théorie/expérience avec $\mu = 0.28$ (identifié sur l'asymptote), w = 100 Joules/ m^2 , C= 16 N/ mm^3 et ceci avec les deux valeurs de b :

 $b = 0 \text{ J.s}/m^2$ et $b = 130 \text{ Js}/m^2$. Sur la figure 5, on observe qu'une valeur convenable de b pour approcher de manière satisfaisante la valeur maximum de l'effort (F_{max}), ne permet pas de décrire correctement la décroissance de l'évolution de l'effort mesuré dans l'expérience. Nous en déduisons que :

- cette allure de la décroissance ne semble pas provenir d'effets visqueux et on prendra dans la suite b = 0,
- qu'il y a plus vraisemblablement une évolution du coefficient de frottement durant le glissement, ce que nous allons examiner dans la suite.



Série1: Expériece (d=12 mm et le = 10 cm); Série2: Modéle RCC (mu = 0.28 et b = 0); Série3: Modéle RCC (mu = 0.28 et b =130 Js/m2)

Figure 5 : Comparaison du modèle à frottement constant ($\mu = 0.28$) avec viscosité (b=130 Js / m^2) ou sans viscosité (b = 0.)

5.4.4. Coefficient de frottement variable et rodage

Les résultats présentés sur la figure 5 montrent bien que le modèle à frottement constant ne permet pas d'approcher convenablement la courbe expérimentale. Ceci est confirmé par les simulations présentées sur la figure 6 avec différentes valeurs de μ .



Série1:Courbe expérimentale (d=12 mm, le=10 cm); Série2: Modéle RCC (mu=0.45); Série3: Modéle RCC (mu=0.4); Série4: Modéle RCC (mu=0.28)

Figure 6 : Modèle à coefficient de frottement constant avec 3 valeurs de μ : $\mu = 0.45, \ \mu = 0.4, \ \mu = 0.28$ et b = 0

Les valeurs de μ ont été choisies de la manière suivante :

- $\mu = 0.45$, frottement correspondant à la rupture de l'adhésion.
- $\mu = 0.4$, valeur moyenne correspondant aux valeurs données dans la littérature [23].
- $\mu = 0.28$, valeur correspondant à l'état asymptotique pour la valeur de ε_0 retenue.

On observe qu'aucune de ces valeurs ne conduit à une bonne description du phénomène.

Nous introduisons maintenant une notion supplémentaire de rodage de l'interface destinée à décrire l'arasement des micro-aspérités du béton dans l'interface, lorsque le glissement se produit. Dans ce but, nous introduisons un coefficient de frottement variable en fonction de la distance de glissement avec une valeur de frottement élevée dans la phase de démarrage ($\mu = \mu_s$) et une valeur beaucoup plus faible quand le glissement est établi ($\mu = \mu_d$). La valeur du coefficient de frottement adopté dans les règles BAEL [23] est de l'ordre de 0.4 et nous proposons ici une approche plus fine modélisant un effet de rodage qui conduira à des variations de μ entre 0.45 et 0.28.

Vu la fragilité de la rupture de la liaison et de l'allure de la branche descendante de la courbe expérimentale (figure 5), nous avons choisi la fonction suivante de μ (son graphe est donné sur la figure 7).

$$\mu = \mu_s \text{ pour } [u_T] \le 0.3 \text{ mm}$$

 $\mu = \mu_d + (\mu_s - \mu_d) e^{\frac{0.3 - [u_T]}{u_d}} \text{ pour } [u_T] > 0.3 \text{ mm}$



Figure 7 : Evolution de μ en fonction du glissement

L'identification de μ_s , μ_d et u_d (qui contrôle la décroissance) a conduit sur l'expérience de référence (d = 12 mm et $l_e = 10$ cm) aux valeurs suivantes :

$$\mu_s = 0.45$$
$$\mu_d = 0.28$$
$$u_d = 1 \text{ mm}$$

La figure 8 montre une bonne concordance entre la courbe expérimentale et la courbe théorique avec ces valeurs de paramètres : C = 16 N / mm^3 , w = 100 Joules / m^2 , b = 0, $\mu_s = 0.45$, $\mu_d = 0.28$, $u_d = 1$ mm.





Figure 8 : Identification des paramètres du modèle RCCM et de la fonction frottement sur le cas (d = 12 mm, $l_e = 10$ cm).

Cette phase d'identification montre seulement l'aptitude du modèle à décrire une expérience d'arrachement d'un renfort, ce qui est bien sûr une étape intéressante mais d'intérêt modeste si le modèle n'est pas validé sur un ensemble d'expériences afin de devenir prédictif. Cette étape de validation est l'objet du paragraphe suivant.

5.5. Validation du modèle

Après cette phase d'identification de paramètres qui nous a conduit à prendre en compte un effet de rodage de la liaison lors du glissement, il importe maintenant de valider ce modèle en traitant avec les mêmes valeurs de paramètres, différents expériences de géométrie différentes avec des constituants identiques (acier et béton). Nous allons simuler un ensemble d'expériences réalisées à Toulouse avec différents diamètres pour les barres d'acier et différents longueurs de contact en conservant les mêmes valeurs des caractéristiques de la loi d'interface. La validation du modèle se mesure alors à la comparaison théorie/expérience pour cet ensemble de situations. On trouvera tout d'abord sur la figure 9 les courbes théoriques et expérimentales

On trouvera tout d'abord sur la figure 9 les courbes theoriques et experimentales correspondant à trois barres d'acier de diamètres différents avec la même longueur du contact acier/béton ($l_e = 10 \text{ cm}$):

- courbes supérieures d = 14 mm
- courbes médianes d = 12 mm (l'identification a été faite sur ce cas)
- courbes inférieures d = 10 mm.



Figure 9 : Comparaison théorie (Modèle RCCM : $\mu_s = 0.45$, $\mu_d = 0.28$, $u_d = 1$ mm) et expérience pour les trois diamètres de la barre : (d =10mm, $l_e = 10$ cm), (d =12mm, $l_e =10$ cm), (d =14mm, $l_e =10$ cm).

Sur la figure 10, on trouvera maintenant les résultats relatifs à la barre de diamètre d = 14 mm avec trois longueurs de contact acier béton :

- Courbes supérieures $l_e = 15$ cm
- Courbes médianes $l_e = 10$ cm
- Courbes inférieures $l_e = 5 \text{ cm}$





Figure 10 : Comparaison théorie (Modèle RCCM : $\mu_s = 0.45$, $\mu_d = 0.28$, $u_d = 1$ mm) et expérience dans le cas d'une barre de diamètre 14 mm avec 3 longueurs d'enrobage (d = 14 mm, $l_e = 5$ cm), (d = 14 mm, $l_e = 10$ cm), (d = 14 mm, $l_e = 15$ cm)

Il est essentiel de noter que la simulation numérique de ces six expériences a été réalisée avec les mêmes valeurs des paramètres et la même loi de rodage pour μ (évolution de μ en fonction de la distance de glissement). Un accord convenable entre théorie et expérience est noté sur ces résultats et ceci constitue déjà une étape de validation du modèle. Devant cet ensemble d'expériences, on peut maintenant se demander si l'identification des paramètres sur une autre expérience que celle retenue précédemment $(l_e = 10 \text{ cm}, d = 12 \text{ mm})$ ne pourrait pas nous conduire à un meilleur accord théorie/expérience pour l'ensemble des résultats. C'est ce que nous allons faire dans le paragraphe suivant.

5.6. Un autre ensemble de valeurs des paramètres : identification et validation

Nous allons maintenant identifier les paramètres de la loi d'interface sur l'expérience avec $l_e = 10$ cm et d = 14 mm puis faire de nouveau la comparaison théorie/expérience pour l'ensemble des expériences. En effet, l'ensemble des expériences réalisées dans le cas d'une barre de diamètre 14 mm, montre une décroissance moins rapide des efforts et il peut être intéressant de prendre l'un d'entre eux comme référence.

L'identification nous conduit à choisir une courbe de rodage avec une décroissance moins rapide avec les valeurs suivantes des paramètres ($u_d = 3 \text{ mm}$):

 $\mu_s = 0.43, \ \mu_d = 0.2, \ u_d = 3 \text{ mm}$ et C = 16 N / mm³, w = 100 Joules / m², avec $\varepsilon^0 = -5.6 \times 10^{-9}$. On trouve sur les figures 11 et 12 les résultats correspondants qui peuvent être comparés respectivement aux résultats présentés sur les figures 9 et 10.



2 Courbes inférieures (Série1:Expérience d = 10 mm; Série2:Modèle RCC); 2 Courbes médianes (Série3:Expérience d = 12 mm; Série4:Modèle RCC); 2 Courbes supérieures (Série5:Expérience d = 14 mm; Série6:Modèle RCC)

Figure 11 : Comparaison théorie (Modèle RCCM : $\mu_s = 0.43$, $\mu_d = 0.2$, $u_d = 3$ mm) et expérience pour 3 diamètres de la barre d'acier (d = 10 mm, $l_e = 10$ cm), (d = 12 mm, $l_e = 10$ cm), (d = 14 mm, $l_e = 10$ cm)



Figure 12 : Comparaison théorie (Modèle RCCM : $\mu_s = 0.43$, $\mu_d = 0.2$, $u_d = 3$ mm) et expérience pour la barre d'acier de diamètre 14 mm avec 3 longueurs de contact (d = 14 mm, $l_e = 5$ cm), (d = 14 mm, $l_e = 10$ cm), (d = 14 mm, $l_e = 15$ cm).

Ces résultats montrent un accord qui est globalement meilleur pour la simulation de l'ensemble des expériences. Outre l'amélioration de l'identification des paramètres, ce paragraphe souligne la stabilité du modèle par rapport à la valeur des paramètres constitutifs et sa grande souplesse pour décrire au mieux un phénomène complexe comme celui des interfaces acier/béton pour le béton armé

6. Conclusion

Dans ce travail, on s'est intéressé à la simulation du comportement de la liaison acier/ béton, lors de l'arrachement direct d'une barre d'acier enrobée partiellement dans un bloc de béton, par un modèle d'interface couplant adhésion et frottement (Modèle RCCM). La prédiction de la branche descendante de la courbe expérimentale de l'évolution de la force d'arrachement au cours de l'arrachement a suggéré l'introduction d'un effet de rodage dans la loi RCCM avec un coefficient de frottement fonction décroissante de la distance de glissement. Après l'identification des paramètres du modèle, on a validé celui-ci en simulant une série d'expériences mettant en jeu différents diamètres et différentes longueurs d'enrobage.

Les résultats montrent que le modèle RCCM (sans viscosité) associé à un modèle simplifié de rodage permet de décrire convenablement le comportement de l'interface acier/béton dans la simulation d'expériences d'arrachement du renfort métallique dans une éprouvette en béton.

Remerciements

Le premier auteur remercie Monsieur Michel Lorrain, professeur à l'INSA de Toulouse, pour les résultats expérimentaux et les fructueuses discussions qu'il a eues avec lui.

Références bibliographiques

[1] Z. P. Bazant, Fellow, ASCE, Zhengzbi Li, and Michael Thomas. 'Identification of Stress-Slip law for bar or fiber pullout by size effect tests'. Journal of Engineering Mechanics. May 1995, 620-625.

[2] L. Cangémi. 'Frottement et adhérence:modèle, traitement numérique et application à l'interface fibre/matrice''. Thèse, Université de la Méditerranée, Marseille (1997).

[3] CESAR–LCPC: Logiciel de calcul par éléments finis développé au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées France.

[4] J.L. Clément '' Interface béton/acier et comportement des structures en béton armé : Caractérisation–Modélisation''. Thèse de doctorat, Université Paris 6, 1987.

[5] M. Cocu , L. Cangémi et M. Raous ''Approximations results for a class of quasistatic contact problem including adhesion and friction. In variation of domains and free-boundary problems in solids mechanics''. Paris, IUTAM 97, Kluwer, 211-218.

[6] J.–M. Désir, M.R.B. Romdhane, F.–J. Uim, E.M.R. Fairbaim. "Steel–concrete interface : revisting constitutive and numerical modeling". Computers and Structures 71 (1999) 489–503.

[7] M. Frémond "Adhérence des solides". J. Méc. Théo. Appl. 6, 383 – 407 (1987).

[8] M. Frémond, N. Point, E. Sacco, J.M. Tien. "Contact with adhesion". Proceedings ESDA'96 – ASME, July 1 – 4, Montpelier.

[9] Pietro G. Gambarova. "Test results and constitutive relationships for steel – to – concrete bond after concrete splitting". Seminars of Structural Engineering 1988 April

27. (Centro de Mêcanica e Engenharia Estruturais – Instituto Tecnico universidade Técnica de Lisboa).

[10] A. Hamouine, M. Lorrain. 'Etude de la résistance à l'arrachement de barres enrobées dans du béton de hautes performances'. Materials and Structures, 1995, 28, 569–574.

[11] A. Hamouine ''Etude des caractéristiques de la liaison d'adhérence entre les barres d'acier et le béton de hautes performances''. Thèse de doctorat. INSA de Toulouse 1996.

[12] Hyo-Gyoung Kwak, Sun-Pil Kim. 'Bond – slip behavior under monotonic uniaxial loads''. Engineering Structures 23 (2001) 298–309.

[13] J.C. Latil et M. Raous, Module Gyptis 1.0 – Contact unilateral avec frottement en mécanique des structures, Note interne L.M.A, n° 132, CNRS, 1991.

[14] C. Licht, E. Pratt, M. Raous, Remarks on a numerical method for unilateral contact including friction, International Series of Numerical Mathematics, vol. 101, Birkhäuser-Verlag, 1991, 129-144.

[15] Y. Monerie, M. Raous, F. Leroy, O. Sudre, F. Feyel et J. L. Chaboche. "Comparaison des lois d'interface Fibre/Matrice sur la base d'un modèle uniaxial d'expérience de micro-indentation". Actes des 11^{èmes} journées Nationales sur les

Composites, J. Lamam & D. Baptise (Eds), AMAC, 1998, pp 565–574.

[16] Y. Monerie 'Fissuration des matériaux composites rôle de l'interface fibre/matrice''. Thèse, Université de la Méditerranée Marseille (2000).

[17] D. Ngo, A.C. Scordelis. 'Finite element analysis of reinforced concrete beams''. ACI Journ. 64 (3), 1967, pp 152–163.

[18] M. Raous, L. Cangémi et M. Cocu ''Un modèle couplant adhérence et frottement pour le contact unilatéral entre deux solides déformables''. C.R. Acad. Sci. Paris, t. 325, Série II b. 1997, 503–509.

[19] M. Raous, L. Cangémi et M. Cocu. "A consistent model coupling adhesion, friction and unilateral contact". Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 177 (1999) 383–399.

[20] M. Raous, Quasi-static Signorini problem with Coulomb friction and coupling with adhesion, In New developments in contact problems, CISM Courses and lectures, 383, Springer, 1999, 101-178.

[21] M. Raous, Y. Monerie. "Unilateral contact, friction and adhesion in composite materials". In. Contact Mechanics, J.A.C Marins-M.D.P.M. Marques (Eds), Kluwer, 2002, 333-346.

[22] Recommandations RILEM/CEB/FIP, RC6 "Adhérence par arrachement direct". 1978.

[23] 'Règles Techniques de Conception et de Calcul des Ouvrages et Constructions en Béton Armé suivant la méthode des Etats Limites'. BAEL 91 Eyrolles (1994).

[24] 'Règles Techniques de Conception et de Calcul des Ouvrages et Constructions en Béton Précontraint suivant la méthode des Etats Limites'. BPEL 91. Eyrolles (1994).

[25] David Z. Yankelevsky. 'A two – phase one dimensional model for steel – concrete interaction''. Computers & Structures Vol. 65, No. 6. Pp. 781–794, 1997.

[26] O. C. Zienkiewicz. "The Finite Element Method in Engineering Science". Mc Graw-Hill, New York, 1st edition, 1967, 3rd edition, 1977.