



HAL
open science

Utilisation couplée d'un modèle d'interface acier-béton et de la méthode des discontinuités fortes pour la prédiction de la fissuration des structures en béton armé

Norberto Dominguez Ramirez, Delphine Brancherie, Luc Davenne, Adnan
Ibrahimbegovic

► To cite this version:

Norberto Dominguez Ramirez, Delphine Brancherie, Luc Davenne, Adnan Ibrahimbegovic. Utilisation couplée d'un modèle d'interface acier-béton et de la méthode des discontinuités fortes pour la prédiction de la fissuration des structures en béton armé. 17e Congrès français de mécanique, 2005, Troyes, France. hal-04215916

HAL Id: hal-04215916

<https://hal.science/hal-04215916>

Submitted on 22 Sep 2023

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.

Utilisation couplée d'un modèle d'interface acier-béton et de la méthode des discontinuités fortes pour la prédiction de la fissuration des structures en béton armé

N. Dominguez*, D. Brancherie**, L. Davenne* & A. Ibrahimbegovic*

* Laboratoire de Mécanique et Technologie, ENS Cachan/CNRS/Univ.Paris 6
Avenue du président Wilson
94235 Cachan, France

** Laboratoire Roberval, Université de Technologie de Compiègne
BP 60219
60203 Compiègne, France

Résumé :

Pour l'analyse des structures en béton armé, nous examinons un couplage entre un modèle thermodynamique de liaison acier-béton et un modèle classique d'endommagement du béton. L'objectif est de vérifier la capacité du modèle à prédire numériquement la distribution et l'espacement des fissures d'une structure en béton armé. Nous proposons également un nouveau couplage entre un modèle de liaison acier-béton et un modèle alternatif d'endommagement du béton écrit dans le cadre de la méthode des discontinuités fortes. Une comparaison entre les deux approches et leurs résultats est présentée et commentée à la fin de ce papier.

Abstract :

In this work, for applications in analysis of Reinforced Concrete structures, we present a coupling between a thermodynamics bonding model and a classical continuum damage model of concrete in order to verify the capacity of predicting numerically the crack pattern distribution in a RC structure. As well, we propose a new coupling between bonding model and an alternative model for concrete cracking –written in the framework of strong discontinuity method. A comparison between both approaches and their corresponding results is presented and analyzed at the end of this paper.

Mots clefs :

Béton armé ; interface acier-béton ; discontinuités fortes.

1 Introduction

L'emploi du béton armé pour la construction des structures du Génie Civil est une pratique courante et répandue dans le monde entier. La combinaison des deux matériaux - acier et béton – dont les comportements sont largement différents permet, en profitant des potentialités de chacun, d'accroître la résistance globale des éléments structurels construits avec ce composite. Néanmoins, l'efficacité de cette combinaison dépend directement de l'existence d'un phénomène crucial d'interaction entre les armatures d'acier et le béton appelé liaison acier-béton, ou plus couramment, « adhérence », dont la complexité est fonction des plusieurs facteurs comme les caractéristiques propres des matériaux impliqués, la géométrie spécifique des surfaces en contact, les conditions de chargement et la configuration structurelle du problème. Tout ceci conduit à des difficultés d'identification des paramètres contrôlant le comportement de la liaison. Par ailleurs, les fortes hétérogénéités – géométriques pour la barre d'acier et du comportement pour le béton, rendent difficile l'intégration d'une modélisation locale de l'interface dans une analyse de structures complètes.

Dans ce travail, nous examinons un couplage entre un modèle thermodynamique de la liaison acier-béton et un modèle continu classique pour l'endommagement du béton (modèle local de Mazars [7]). Nous présentons également une approche alternative s'appuyant sur le couplage du modèle d'interface acier-béton et d'un modèle d'endommagement du béton régularisé écrit dans le cadre de la méthode des discontinuités fortes. Le modèle de liaison acier-béton proposé est capable de prendre en compte des phénomènes physiques tel que la fissuration et le frottement des fissures par glissement. L'implémentation numérique s'appuie sur un élément fini d'interface d'épaisseur nulle, disponible pour la résolution de problèmes en déformations planes ou axisymétriques. Le modèle d'endommagement du béton est, quant à lui, capable de décrire la fissuration (micro et macro) de façon objective vis-à-vis du maillage réglant ainsi les problèmes de dépendance au maillage inhérents à la représentation numérique du comportement des matériaux adoucissants. Le développement du modèle de liaison acier-béton ainsi que la formulation théorique du modèle à discontinuités fortes sont présentés dans les paragraphes suivants.

2 Description du modèle d'endommagement du béton dans le cadre de la méthode des discontinuités fortes

Nous présentons dans la suite la formulation théorique ainsi que l'implantation numérique d'un modèle à discontinuité forte permettant de combiner deux types de dissipation (Ibrabimbegovic & Brancherie [2]) :

- une dissipation volumique produite à l'échelle de la structure et résultant de l'apparition de microfissures réparties de façon quasi homogène. Cette dissipation est prise en compte par un modèle continu d'endommagement dont nous présentons les principaux ingrédients ;
- une dissipation surfacique liée à la coalescence des microfissures donnant naissance à des macrofissures générant des phénomènes dissipatifs localisés. Cette dissipation localisée est prise en compte par l'introduction d'une surface de discontinuité du champ de déplacement et d'un modèle de type « discret » reliant la traction sur la discontinuité au saut de déplacement.

2.1 Formulation théorique

Le point clé du modèle présenté ici repose sur l'introduction d'un champ de déplacement discontinu. Nous présentons ici les principales modifications engendrées par la prise en compte d'un tel champ ainsi que les principaux ingrédients permettant la construction des deux modèles relatifs aux deux mécanismes dissipatifs décrits précédemment.

2.1.1 Cinématique de la discontinuité de déplacement :

Nous considérons ici un domaine Ω séparé en deux sous-domaines Ω^+ et Ω^- par une surface de discontinuité noté Γ_s . Le vecteur normal à la surface sera noté \mathbf{n} , son vecteur tangent sera noté \mathbf{m} . Avec ces notations, le champ de déplacement s'écrit :

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}, t) = \tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{x}, t) + \overline{\mathbf{u}}(t)(H_{\Gamma_s}(\mathbf{x}) - \varphi(\mathbf{x})) \text{ avec } \varphi(\mathbf{x}) = \begin{cases} 0 & \text{si } \mathbf{x} \in \partial\Omega \cap \Omega^- \\ 1 & \text{si } \mathbf{x} \in \partial\Omega \cap \Omega^+ \end{cases} \quad [1]$$

où $H_{\Gamma_s}(\mathbf{x})$ est la fonction de Heaviside valant 0 sur Ω^- et 1 sur Ω^+ . $\varphi(\mathbf{x})$ est une fonction a priori quelconque au moins C^0 . Le champ de déformation associé à un tel champ de déplacement s'écrit alors (avec $\delta_{\Gamma_s}(\mathbf{x})$ la distribution de Dirac) :

$$\boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{x}, t) = \nabla^s \mathbf{u}(\mathbf{x}, t) = \nabla^s \tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{x}, t) + \overline{\mathbf{G}}(\mathbf{x}) \overline{\mathbf{u}}(t) + \left(\overline{\mathbf{u}}(t) \otimes \mathbf{n} \right)^s \delta_{\Gamma_s}(\mathbf{x}) \quad [2]$$

2.1.2 Modèles continu et discret d'endommagement :

Afin de représenter les phénomènes dissipatifs volumiques et surfaciques ; deux modèles d'endommagement sont construits. Un modèle continu permet de prendre en compte la dissipation volumique, le modèle discret représente le comportement de la surface de discontinuité. Ces deux modèles sont construits de façon similaire aux modèles de plasticité. Pour le modèle continu, les variables internes sont la compliance notée $\overline{\mathbf{D}}$ et la variable associée à l'écrouissage $\overline{\xi}$. Pour le modèle discret, les variables internes sont la compliance de la surface notée $\overline{\mathbf{Q}}$ et la variable associée à l'adoucissement $\overline{\xi}$. Pour ce

dernier modèle, le domaine d'élasticité est défini par un critère multi-surface, chaque surface étant reliée à une composante de la traction le long de la surface de discontinuité. Le tableau 1 résume les différents ingrédients nécessaires à la construction des deux modèles.

	Modèle continu	Modèle discret
Energie Libre de Helmholtz	$\bar{\Psi}(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}, \bar{\mathbf{D}}, \bar{\xi}) = \frac{1}{2} \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} : \bar{\mathbf{D}}^{-1} : \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} + \bar{\Xi}(\bar{\xi})$	$\bar{\Psi}(\bar{\mathbf{u}}, \bar{\mathbf{Q}}, \bar{\xi}) = \frac{1}{2} \bar{\mathbf{u}} : \bar{\mathbf{Q}}^{-1} : \bar{\mathbf{u}} + \bar{\Xi}(\bar{\xi})$
Fonction d'endommagement	$\bar{\phi}(\bar{\boldsymbol{\sigma}}, \bar{q}) = \sqrt{\frac{\bar{\boldsymbol{\sigma}} : \bar{\mathbf{D}}^e : \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\ \bar{\boldsymbol{\sigma}}\ _{\text{D}^e}}} - \frac{1}{\sqrt{E}} (\sigma_f - \bar{q})$	$\bar{\phi}_1(\bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s}, \bar{q}) = \bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s} \cdot \bar{\mathbf{n}} - (\sigma_f - \bar{q})$ $\bar{\phi}_2(\bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s}, \bar{q}) = \left \bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s} \cdot \bar{\mathbf{m}} \right - (\sigma_s - \frac{\bar{\sigma}_s}{\bar{\Xi}} \bar{q})$
Lois d'état	$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \bar{\mathbf{D}}^{-1} : \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad \text{et} \quad \bar{q} = -\frac{d}{d\xi} \bar{\Xi}(\bar{\xi})$	$\bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s} = \bar{\mathbf{Q}}^{-1} : \bar{\mathbf{u}} \quad \text{and} \quad \bar{q} = -\frac{d}{d\xi} \bar{\Xi}(\bar{\xi})$
Dissipation	$\bar{D}(\bar{\boldsymbol{\sigma}}, \bar{q}) = \frac{1}{2} \bar{\boldsymbol{\sigma}} : \bar{\mathbf{D}} : \bar{\boldsymbol{\sigma}} + \bar{q} \dot{\bar{\xi}}$	$\bar{D}(\bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s}, \bar{q}) = \frac{1}{2} \bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s} : \bar{\mathbf{Q}} : \bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s} + \bar{q} \dot{\bar{\xi}}$
Lois d'évolution	$\dot{\bar{\mathbf{D}}} = \dot{\gamma} \frac{\bar{\mathbf{D}}^e}{\ \bar{\boldsymbol{\sigma}}\ _{\text{D}^e}} \quad \text{et} \quad \dot{\bar{\xi}} = \dot{\gamma} \frac{1}{\sqrt{E}}$	$\dot{\bar{\mathbf{Q}}} = \dot{\gamma}_1 \frac{1}{\bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s} \cdot \bar{\mathbf{n}}} \bar{\mathbf{n}} \otimes \bar{\mathbf{n}} + \dot{\gamma}_2 \frac{1}{\left \bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s} \cdot \bar{\mathbf{m}} \right } \bar{\mathbf{m}} \otimes \bar{\mathbf{m}}$

TABLEAU 1 : Principaux ingrédients de la construction du modèle continu d'endommagement et du modèle discret associé à la surface de discontinuité.

2.2 Implantation numérique

La principale difficulté, ici est de représenter un champ de déplacement discontinu. Nous présentons dans la suite le choix des interpolations réalisées pour les champs de déplacement et de déformation ainsi que les modifications engendrées par de tels choix. La prise en compte d'un champ de déplacement discontinu est réalisée grâce à la méthode des modes incompatibles [4]. L'interpolation EF du champ de déplacement est donnée par :

$$\mathbf{u}^h(\mathbf{x}, t) = \mathbf{N}(\mathbf{x})\mathbf{d}(t) + \bar{\mathbf{u}}(t)\mathbf{M}(\mathbf{x}) \quad [3]$$

où $\mathbf{M}(\mathbf{x})$ est une fonction présentant une surface de discontinuité et nulle sur les nœuds de l'élément. Avec un tel choix, les approximations des champs de déformation virtuel et réel s'écrivent :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^h(\mathbf{x}, t) = \mathbf{B}(\mathbf{x})\mathbf{d}(t) + \bar{\mathbf{u}}(t)\mathbf{G}_r(\mathbf{x}) \quad \text{et} \quad \delta\boldsymbol{\varepsilon}^h(\mathbf{x}, t) = \mathbf{B}(\mathbf{x})\delta\mathbf{d}(t) + \delta\bar{\mathbf{u}}(t)\mathbf{G}_v(\mathbf{x}) \quad [4]$$

avec $\mathbf{G}_r(\mathbf{x}) = \mathbf{L}\mathbf{M}(\mathbf{x})$ (\mathbf{L} étant la matrice associée à l'opérateur ∇^s). La fonction $\mathbf{G}_v(\mathbf{x})$ est choisie de façon à passer le patch-test à contrainte constante. Par ailleurs, les deux fonctions $\mathbf{G}_r(\mathbf{x})$ et $\mathbf{G}_v(\mathbf{x})$ peuvent être décomposées en une partie régulière et une partie singulière sous la forme : $\mathbf{G}_v(\mathbf{x}) = \bar{\mathbf{G}}_v(\mathbf{x}) + \bar{\bar{\mathbf{G}}}_v(\mathbf{x})\delta_{\Gamma_s}$.

Avec ces interpolations, le problème discrétisé s'écrit, en utilisant, la méthode des modes incompatibles [4] :

$$\begin{cases} \mathbf{A} \left[\mathbf{f}^{int,e}(t) - \mathbf{f}^{ext,e}(t) \right] = \mathbf{0} \quad \text{avec} \quad \mathbf{f}^{int,e}(t) = \int_{\Omega^e} \mathbf{B}^T(\mathbf{x})\mathbf{s} \, d\Omega^e \\ \mathbf{h}^e(t) = \int_{\Omega^e} \bar{\mathbf{G}}_v^T(\mathbf{x})\mathbf{s} \, d\Omega^e = \int_{\Omega^e} \bar{\mathbf{G}}_v^T(\mathbf{x})\mathbf{s} \, d\Omega^e + \int_{\Gamma_s} \bar{\bar{\mathbf{G}}}_v^T(\mathbf{x})\bar{\mathbf{t}}_{\Gamma_s} \, d\Gamma_s = \mathbf{0} \end{cases} \quad [5]$$

La première équation correspond à l'équation d'équilibre global écrite sur toute la structure, la deuxième équation est une équation d'équilibre élémentaire correspondant à la forme faible de l'équation de continuité des tractions le long de la surface de discontinuité. Après linéarisation et condensation statique au niveau élémentaire du saut de déplacement, on obtient l'équation d'équilibre en déplacement :

$$\mathbf{A} \bar{\mathbf{K}}_{n+1}^{e(i)} \Delta \mathbf{d}_{n+1}^{(i)} = \mathbf{0} \quad [6]$$

où $\bar{\mathbf{K}}_{n+1}^{e(i)}$ est une matrice de rigidité élémentaire modifiée (voir [2]).

3 Description du modèle thermodynamique de la liaison acier-béton

Dans le domaine du béton armé, on appelle “liaison acier-béton” la zone de transfert des forces et contraintes entre le béton et les barres d’acier noyées à l’intérieur. Le comportement de cette interface est couramment décrit en termes de force - glissement, grandeurs qui sont mesurées expérimentalement de façon globale mais qui sont insuffisantes pour décrire localement les interactions entre les deux matériaux. Ainsi, nous avons développé un modèle thermodynamique pour la liaison qui prend en compte des phénomènes physiques importants tels que la fissuration du béton, les effets du frottement des fissures par glissement ainsi que leur couplage et enfin, l’existence d’une adhérence parfaite et la transition des petites déformations vers les grands glissements.

3.1 Formulation thermodynamique

La formulation développée présente les relations constitutives qui relient le tenseur des contraintes et le tenseur des déformations, et qui prennent en compte : la fissuration produite par une contrainte de cisaillement élevée liée à un glissement excessif entre surfaces, les déformations inélastiques induites par glissement, le comportement d’hystérésis occasionné par le frottement et le couplage entre les contraintes tangentielle et l’effort normal. Les principaux ingrédients du modèle de liaison acier-béton proposé (voir [Ragneneau et al. \[6\]](#)) sont résumés dans le [Tableau 3](#).

Energie Libre de Helmholtz	$\rho \cdot \Psi = \frac{1}{2} [\langle \boldsymbol{\varepsilon}_N \rangle^- E \langle \boldsymbol{\varepsilon}_N \rangle^- + \langle \boldsymbol{\varepsilon}_N \rangle^+ E \cdot (1 - \mathbf{D}_N) \langle \boldsymbol{\varepsilon}_N \rangle^+ + \boldsymbol{\varepsilon}_T G (1 - \mathbf{D}_T) \boldsymbol{\varepsilon}_T + (\boldsymbol{\varepsilon}_T - \boldsymbol{\varepsilon}_T^f) G \cdot \mathbf{D}_T (\boldsymbol{\varepsilon}_T - \boldsymbol{\varepsilon}_T^f) + \gamma \alpha^2] + \mathbf{H}(z)$
Fonction seuil	$\phi_{\mathbf{D}T} = Y_{\mathbf{D}T} - (Y_{T1} + Z_T) \leq 0 ; \phi_f = \mathbf{J}_2 \cdot \boldsymbol{\sigma}_T^f - \mathbf{X} + c \cdot I_1 \leq 0$
Lois d’état	$\boldsymbol{\sigma}_N = \begin{cases} E \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_N & \text{si } \boldsymbol{\varepsilon}_N \leq 0 \\ (1 - \mathbf{D}_N) \cdot E \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_N & \text{si } \boldsymbol{\varepsilon}_N > 0 \end{cases} ;$ $\boldsymbol{\sigma}_T = G(1 - \mathbf{D}_T) \boldsymbol{\varepsilon}_T + G \cdot \mathbf{D}_T (\boldsymbol{\varepsilon}_T - \boldsymbol{\varepsilon}_T^f) ; \boldsymbol{\sigma}_T^f = G \cdot \mathbf{D}_T (\boldsymbol{\varepsilon}_T - \boldsymbol{\varepsilon}_T^f)$
Dissipation	$-Y = -\rho \frac{\partial \Psi}{\partial \mathbf{D}} = -(Y_D + Y_f) ; X = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \alpha} = \gamma \alpha ; Z = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial z} = \mathbf{H}'(z)$
Lois d’évolution	$\dot{\mathbf{D}} = \dot{\lambda}_D \cdot \frac{\partial \phi_{\mathbf{D}}}{\partial Y_D} = \dot{\lambda}_D ; \dot{z} = \dot{\lambda}_D \cdot \frac{\partial \phi_D}{\partial Z} = -\dot{\lambda}_D ;$ $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_T^f = \dot{\lambda}_f \cdot \frac{\partial \phi_f}{\partial \boldsymbol{\sigma}_T^f} ; \dot{\alpha} = \dot{\lambda}_f \cdot \frac{\partial \phi_f}{\partial X}$

TABLEAU 3 – Ingrédients principaux du modèle de liaison acier-béton.

Par ailleurs, les variables d’endommagement tangentielle et normal pourront être intégrées explicitement avec les expressions suivantes :

$$\mathbf{D}_T = 1 - \sqrt{\frac{Y_{T1}}{Y_{\mathbf{D}T}}} \cdot \exp \left\{ A_{1\mathbf{D}T} \cdot \left[\sqrt{\frac{2}{G}} \cdot (\sqrt{Y_{\mathbf{D}T}} - \sqrt{Y_{T1}}) \right]^{B_{1\mathbf{D}T}} \right\} * \left\{ \frac{1}{1 + A_{2\mathbf{D}T} \cdot \langle Y_{\mathbf{D}T} - Y_{T1} \rangle_+^{B_{2\mathbf{D}T}}} \right\} \quad [7]$$

$$\mathbf{D}_N = \frac{1}{1 + A_{\mathbf{D}N} \cdot \langle Y_{\mathbf{D}N} - Y_{N1} \rangle_+^{B_{\mathbf{D}N}}} \quad [8]$$

3.2 Formulation de l’élément d’interface

Afin d’introduire l’approche de la liaison dans un code Eléments Finis classique, nous avons construit un élément d’interface d’épaisseur zéro à partir d’un élément quadrangulaire standard dégénéré, capable de décrire cinématiquement des déformations normale et tangentielle en petites déformations ainsi qu’en grands glissements. En s’appuyant sur l’idée d’interpénétration de surfaces utilisée par [Ibrahimbegovic et Wilson](#)

[3], nous avons introduit un paramètre géométrique appelé h_{pen} , dont la valeur correspond à la pénétration maximale due à l'écrasement du béton. Ce paramètre nous permet d'exprimer les déformations normale et tangentielle de la manière suivante :

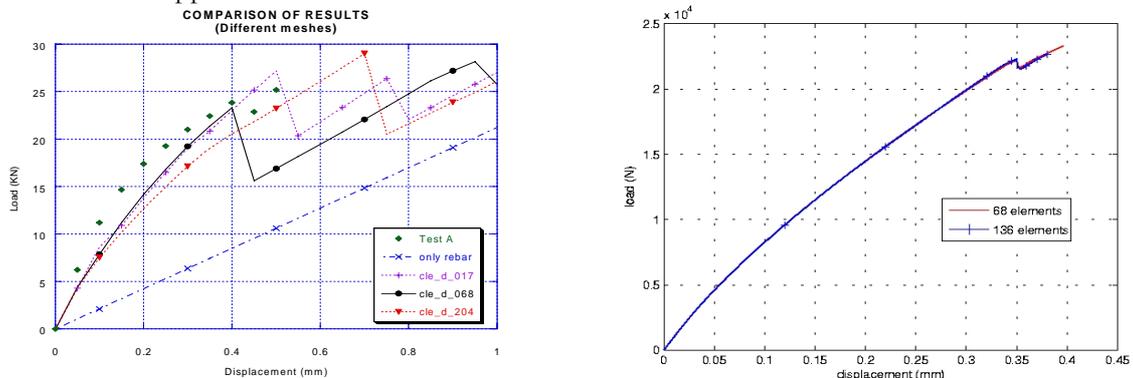
$$\varepsilon_n = \frac{\mathbf{u}_n^A}{t_0^A} = \frac{\mathbf{u}_n^A}{h_{pen}} \quad \text{et} \quad \varepsilon_t = \frac{\mathbf{u}_t^A}{t_0^A} = \frac{\mathbf{u}_t^A}{h_{pen}} \quad [9]$$

\mathbf{u}_n^A et \mathbf{u}_t^A étant les déplacements normaux et tangentiels d'un point sur la surface de béton par rapport à la surface d'acier.

4 Exemple numérique

Dans cette section, nous présentons les résultats de la simulation numérique du test du tirant de Clément [1]. Le tirant considéré est un élément prismatique en béton de 68x10x10 cm dans lequel est noyée une barre d'acier. Cette dernière est soumise à un effort de traction. La réponse en terme d'effort imposé déplacement mesuré à l'extrémité de la barre est relevée. Le test est interrompu dès l'apparition de la première fissure (située entre 21 et 31,5 cm de l'extrémité du tirant). Le béton considéré a une résistance maximale à la compression de 32 MPa et de 2.8 MPa en traction. La barre d'acier utilisée est une armature H.H.A. de 10mm de diamètre.

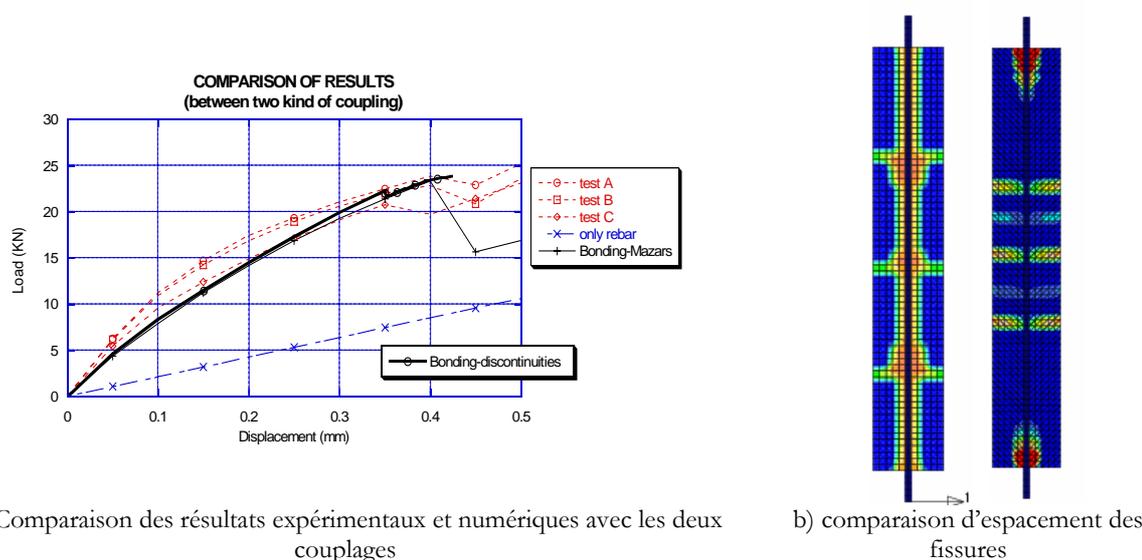
Une première série de simulations a été réalisée en considérant une modélisation couplant le modèle de liaison acier-béton à un modèle local d'endommagement du type modèle de Mazars. Afin de vérifier l'influence de la discrétisation sur la réponse la simulation a été réalisée en considérant différentes tailles d'éléments (17, 68, 136, 170, 204 éléments d'interface). Par ailleurs, la simulation a également été réalisée en considérant ou pas une interface acier-béton. L'importance de la prise en compte des éléments d'interface a pu ainsi être mise en évidence : on constate une meilleure corrélation entre les résultats expérimentaux et les résultats obtenus avec les éléments d'interface plutôt qu'en considérant une adhérence parfaite. Cependant, une dépendance de la solution en terme de position des fissures et de réponse effort-déplacement à la discrétisation a été mise en évidence (voir Fig. 1.a). Par ailleurs, la finesse du maillage semble réduire l'influence de la présence de l'élément d'interface acier-béton (probablement parce que les effets du modèle d'endommagement deviennent prépondérants dans la réponse globale de la structure). Une deuxième série de simulation a été réalisée en considérant un modèle faisant intervenir le modèle à discontinuité forte précédemment présenté pour décrire le comportement du béton et le modèle de liaison acier-béton pour rendre compte du comportement de l'interface. A nouveau, afin de tester l'objectivité de la solution vis-à-vis de la discrétisation, deux maillages du tirant ont été considérés : l'un faisant intervenir 68 éléments, l'autre 136 le long de la barre d'acier. Les résultats en terme de courbes effort-déplacement imposé sont donnés à la Figure 1.b. On constate que la réponse est peu affectée par la finesse de la discrétisation. En comparant avec la première approche on constate également une meilleure corrélation avec les courbes obtenues expérimentalement (en particulier pour le test C ; voir Fig. 2.a). Une comparaison du trajet de fissuration obtenu avec les deux approches pour le maillage comptant 68 éléments est donné à la Figure 2.b. On constate que l'on arrive à correctement reproduire l'apparition des fissures dans les deux cas avec cependant une information supplémentaire dans le deuxième cas sur l'ouverture de ces fissures.



a) Couplage modèle de liaison / modèle local d'endommagement de Mazars : effets du problème de localisation.

b) Couplage modèle de liaison/modèle des discontinuités fortes : comparaison avec deux tailles différentes de maillage

FIG. 1 – Comparaison des résultats numériques (courbes force - déplacement) entre les deux approches.



a) Comparaison des résultats expérimentaux et numériques avec les deux couplages

b) comparaison d'espacement des fissures

FIG. 2 – Comparaison des résultats entre les deux approches.

5 Conclusions et perspectives

Notre travail démontre que la modélisation de la liaison acier-béton est fondamentale pour la caractérisation du comportement du béton armé. La prise en compte de la liaison a une importance cruciale dans l'évaluation de l'intégrité et de la durabilité des structures en béton armé, notamment dans la prédiction de l'espacement et l'ouverture des fissures. Une part importante du travail a permis de mettre en évidence les faiblesses d'une modélisation locale du comportement du béton malgré la présence des éléments d'interface. Des travaux sont en cours et des premiers résultats ont été obtenus concernant la prise en compte de l'hétérogénéité du béton dans les modèles d'endommagement. Ces travaux permettent d'identifier les effets de l'hétérogénéité du comportement du béton sur la prédiction de la fissuration.

Remerciements

Ce travail a été possible grâce au soutien d'Electricité de France (EDF) et CONACyT du Mexique.

Références

- [1] Clément, J.L. (1987). Interface acier-béton et comportement des structures en béton armé – caractérisation – modélisation -. *Ph. D. thesis*: Univ. Paris VI
- [2] Ibrahimbegovic, A., & Brancherie, D. (2003). Combined hardening and softening constitutive model of plasticity: precursor to shear slip line failure. *Computational Mechanics*, 31, 88-100
- [3] Ibrahimbegovic, A. & Wilson, E.L. (1992). Unified computational model for static and dynamic frictional contact analysis. *International journal for numerical methods in engineering*, 34: 233-247.
- [4] A. Ibrahimbegović and E.L. Wilson (1997), A modified method of incompatible modes. *Communications in Applied Numerical Methods*, 7: 187-194.
- [5] Jaccoud, J.P. (1987). Armature minimale pour le contrôle de la fissuration des structures en béton. *Ph. D. thesis*: EPF Lausanne.
- [6] Ragueneau, F.; Dominguez N. & Ibrahimbegovic A. (2004). Thermodynamic-based interface model for cohesive brittle materials: application to bond-slip in RC structures. Submitted to *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 5: 607-625
- [7] Ragueneau, F.; La Borderie Ch. & Mazars J. (2000). Damage model for concrete like materials coupling cracking and friction, contribution towards structural damping: first uniaxial application. *Mechanics of Cohesive Frictional Materials*; Vol. 5: 607-625
- [8] Taylor R.L. (2004). FEAP – A Finite Element Analysis Program. Version 7.5 User Manual. See : <http://www.ce.berkeley.edu/~rlt/feap/>