



Une stratégie de modélisation multi-échelle de l'interface acier-béton pour le calcul de structures à grande échelle

Maryam Trad, Ibrahim Bitar, Stéphane Grange, Benjamin Richard

► To cite this version:

Maryam Trad, Ibrahim Bitar, Stéphane Grange, Benjamin Richard. Une stratégie de modélisation multi-échelle de l'interface acier-béton pour le calcul de structures à grande échelle. Congrès Français du Génie Civil CFGC 2023, May 2023, GIF-SUR-YVETTE, France. hal-04166307

HAL Id: hal-04166307

<https://hal.science/hal-04166307>

Submitted on 19 Jul 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.

Une stratégie de modélisation multi-échelle de l'interface acier-béton pour le calcul de structures à grande échelle

Maryam TRAD^{1,2}, Ibrahim BITAR¹, Stéphane GRANGE², Benjamin RICHARD¹

¹ Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN), PSN-EXP/SES/LMAPS, B.P. 17 - 92262 Fontenay-aux-Roses Cedex, France

² Univ Lyon, INSA Lyon, GEOMAS, EA7495, 69621 Villeurbanne, France

RESUME : La caractérisation du comportement des structures en béton armé est un défi majeur, en particulier lorsque des sollicitations au-delà du niveau de dimensionnement sont considérées. Dans ce cas, des informations locales sur le comportement de fissuration du béton sont indispensables pour évaluer la performance structurale. Cela est particulièrement observé dans le cas où les ouvrages de génie civil présentent des exigences d'étanchéité. La prise en compte de l'interaction entre le béton et les armatures en acier dans les simulations numériques joue un rôle important dans l'estimation réaliste de la fissuration. Les approches existantes de modélisation numérique de cette interface acier-béton restent peu satisfaisantes principalement car elles demandent des temps de calcul élevés. Leur mise en œuvre à l'échelle d'un bâtiment industriel reste fastidieuse (Phan et *al.*, 2015). L'objectif de ce travail est de proposer une approche multi-échelle pour la modélisation de l'interface. Cette approche consiste à définir un macro-élément capable de reproduire le comportement de l'acier et de l'interface acier-béton reliés au moyen d'une densité de forces d'interface. La formulation de macro-éléments est fournie dans ce travail. Des études de cas sont également présentées pour démontrer la robustesse du modèle et sa capacité à reproduire le comportement expérimental d'un élément structural en béton armé.

Mots-clefs Interface acier-béton, macro-élément, condensation statique, béton armé, fissuration

I. INTRODUCTION

Le fonctionnement mécanique du béton armé repose sur un transfert d'efforts entre l'acier et le béton via l'interface entre ces deux matériaux. Dès que les premières fissures apparaissent dans le béton, les propriétés de l'acier sont exploitées, à condition que l'interface acier-béton transmette les efforts internes correspondants. Cette interface est le lieu d'une série de phénomènes, notamment une redistribution des efforts au voisinage des fissures. La prise en compte de cette interface dans la modélisation numérique a une importance significative sur le processus de fissuration des structures en béton armé et sur la répartition spatiale des fissures. De plus, la dissipation d'énergie au sein de l'interface acier-béton constitue environ 15% de l'énergie matérielle dissipée (Aguilera, 2016).

Plusieurs modèles sont proposés dans la littérature dans différents cadres méthodologiques (éléments ressorts (Nilson, 1968), éléments joints (B. Richard et *al.*, 2010) (Gutiérrez et *al.*, 2018) (Abbas et *al.*, 2023), éléments enrichis (R. Gutiérrez et *al.*, 2018) ...) pour décrire l'interface entre l'acier et le béton. Ces modèles sont souvent intégrés dans des analyses détaillées (2D et 3D) afin

d'améliorer la prévision du comportement d'un élément structural. Une prise en compte de l'interface acier-béton à l'échelle d'un bâtiment industriel avec ce type d'approches reste toujours fastidieuse.

Le but de ce travail est de proposer une stratégie de modélisation représentative de l'interface acier-béton ayant le coût numérique le plus bas possible. Pour cela, une approche multi-échelle est proposée. Cette approche consiste à définir un macro-élément capable de reproduire le comportement de l'acier et de l'interface acier-béton reliés au moyen d'une densité d'efforts d'adhérence. Le macro-élément de (Sahyouni et al., 2022) initialement développé pour lier une inclusion rigide à un domaine de sol qui l'entoure est développé ici et adapté à la problématique de l'interface acier-béton. Cette approche est intégrée dans des calculs de structures 2D/3D.

La formulation du macro-élément est décrite dans cet article. Une application est présentée pour un essai d'un tirant en béton armé. Une comparaison entre les résultats de la simulation du comportement par macro-élément avec ceux obtenus avec des modèles d'interface de la littérature est présentée, montrant une plus grande robustesse du choix de macro-éléments. Cette application démontre la capacité du modèle à reproduire le comportement expérimental de fissuration d'un élément structural en béton armé.

II. MACRO-ELEMENT : FORMULATION GENERALE

L'approche multi-échelle considérée consiste à définir un macro-élément à différentes échelles : une échelle globale et une échelle locale. L'échelle globale est celle de la structure en béton armé étudiée. Le macro-élément est considéré à cette échelle comme un élément fini à quatre nœuds. A l'échelle locale, un macro-élément est un assemblage de plusieurs éléments biphasiques représentant chacun une barre d'acier, une zone d'interface et des contraintes d'adhérence.

A. Echelle globale : structure en béton armé

A cette échelle, la méthode des éléments finis classique est adoptée. La structure en béton armé est discrétisée en deux types d'éléments : des éléments de béton 2D/3D et des macro-éléments.

B. Echelle locale : macro-élément

Un macro-élément est un assemblage d'éléments biphasiques. La formulation d'un élément biphasique est décrite ici dans un premier temps.

Soit H la longueur d'un élément biphasique. (E_i, S_i) et (E_s, S_s) définissent le module d'Young et la section pour les domaines d'interface et d'acier. Deux champs de déformation virtuels ε_s^* et ε_i^* sont associés à l'acier et à l'interface. Une contrainte de frottement $\tau_i(y_s - y_i) = -\tau_s(y_s - y_i)$ est considérée entre les deux domaines comme une contribution externe. τ_s représente les contraintes d'adhérence appliquées sur l'acier et τ_i sont les contraintes appliquées sur le domaine d'interface. Ces contraintes sont des fonctions linéaires ou non linéaires qui dépendent du déplacement relatif $(y_s - y_i)$ entre l'acier et l'interface. Des forces externes supplémentaires peuvent être appliquées dont le travail virtuel associé est ici appelé P_{ext}^* .

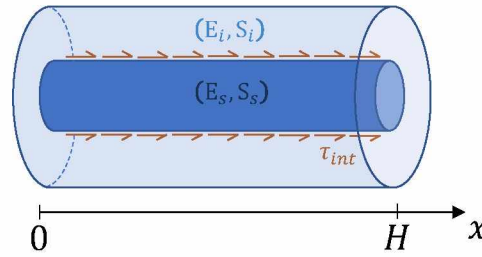


FIGURE 1. Deux domaines de l'élément biphasique avec des contraintes de cisaillement τ_{int} entre les deux domaines.

Le principe des puissances virtuelles décrit l'égalité entre les puissances virtuelles P_{int}^* et P_{ext}^* des forces internes et externes de l'élément biphasique.

$$P_{int}^* = P_{ext}^* ; \int_0^H (\varepsilon_s^* S_s \sigma_s(\varepsilon_s) + \varepsilon_i^* E_i S_i \varepsilon_i) dx + \int_0^H (y_s^* - y_i^*) \tau_i (y_s - y_i) P dx = P_{ext}^* \quad (1)$$

P étant le périmètre de la barre d'acier.

Dans la version actuelle du modèle un comportement linéaire est associé à zone d'interface. La contrainte de cette zone est exprimée dans l'équation (1) étant égale à $E_i \varepsilon_i$ (loi linéaire). D'autre part, l'acier peut avoir un comportement non linéaire. La contrainte de l'acier est égale à $\sigma_s(\varepsilon_s)$ qui est une fonction linéaire ou non linéaire dépendant de la loi de comportement de l'acier.

Des éléments barres à trois nœuds sont utilisés en parallèle connectés via des forces d'adhérence. Cette discrétisation permet d'exprimer les déplacements d'un nœud i appartenant à l'interface et d'un nœud s appartenant à l'acier en fonction des vecteurs de déplacement élémentaires $\mathbf{u}_i$ et $\mathbf{u}_s$.

$$y_s(x) = \mathbf{N}(x) \mathbf{u}_s ; y_i(x) = \mathbf{N}(x) \mathbf{u}_i \quad (2)$$

Les déformations ε_s et ε_i s'expriment en dérivant l'équation (2) :

$$\varepsilon_i(x) = \mathbf{B}(x) \mathbf{u}_i ; \varepsilon_s(x) = \mathbf{B}(x) \mathbf{u}_s \quad (3)$$

Le principe des puissances virtuelles s'exprime donc comme suit :

$$\int_0^H (\mathbf{u}_s^{*T} \mathbf{B}^T S_s \sigma_s(\mathbf{B} \mathbf{u}_s) + \mathbf{u}_i^{*T} \mathbf{B}^T E_i S_i \mathbf{B} \mathbf{u}_i) dx + \int_0^H (\mathbf{u}_i^* - \mathbf{u}_s^*)^T \mathbf{N}^T \tau_i (y_s - y_i) P dx = P_{ext}^* \quad (4)$$

$\mathbf{u}_i^*$ et $\mathbf{u}_s^*$ sont deux vecteurs de déplacement virtuels indépendants. Le champ de forces internes d'un élément biphasique $\mathbf{p}^{el}$ comporte les contributions des deux éléments barres à trois nœuds (acier et interface) et des forces de frottement internes.

$$\mathbf{p}^{el} = \left[\int_0^H \mathbf{B}^T S_s \sigma_s(\mathbf{B} \mathbf{u}_s) dx \right] + \left[\int_0^H -\mathbf{N}^T \tau_i (y_i - y_s) P dx \right] \quad (5)$$

La soustraction $(y_i - y_s)$ est exprimée en fonction de $\mathbf{u}_s$ et de $\mathbf{u}_i$ comme suit :

$$y_i - y_s = [-N \quad N] \begin{bmatrix} \mathbf{u}_s \\ \mathbf{u}_i \end{bmatrix} = [-N \quad N] \mathbf{u}^{el} \quad (6)$$

L'équation (5) est dérivée par rapport à $\mathbf{u}^{el}$ pour calculer la matrice de rigidité élémentaire $\mathbf{k}_{bp}^{el}$ d'un élément biphasique.

$$\frac{\partial \mathbf{p}^{el}}{\partial \mathbf{u}^{el}} = \mathbf{k}_{bp}^{el} = \int_0^H \begin{bmatrix} \mathbf{B}^T \mathbf{C}_s S_s \mathbf{B} & 0 \\ 0 & \mathbf{B}^T E_i S_i \mathbf{B} \end{bmatrix} dx + \int_0^H \begin{bmatrix} -\mathbf{N}^T \\ \mathbf{N}^T \end{bmatrix} \frac{\partial \tau_i}{\partial (y_i - y_s)} [-N \quad N] P dx \quad (7)$$

$\mathbf{C}_s$ est la matrice tangente la loi de comportement de l'acier. $\frac{\partial \tau_i}{\partial (y_i - y_s)}$ est calculée en dérivant l'expression de la loi d'adhérence qui donne l'évolution de la contrainte d'adhérence τ_i en fonction du glissement $(y_s - y_i)$. La matrice de rigidité d'un macro-élément $\mathbf{k}_{bp}$ est assemblage des matrices élémentaires $\mathbf{k}_{bp}^{el}$ des éléments biphasiques. Le nombre d'éléments biphasiques pour chaque macro-élément est un paramètre d'entrée.

C. Couplage des échelles globale et locale

A l'échelle globale, le macro-élément (vu comme un élément à quatre nœuds) est assemblé avec des éléments 2D/3D de béton. La partie interface du macro-élément est parfaitement reliée au béton avec des relations cinématiques. L'acier est parfaitement relié au béton dans les directions transversales. Le long de la direction longitudinale par rapport au macro-élément, l'acier peut glisser par rapport à l'interface (et sera en interaction avec cette interface via les contraintes de

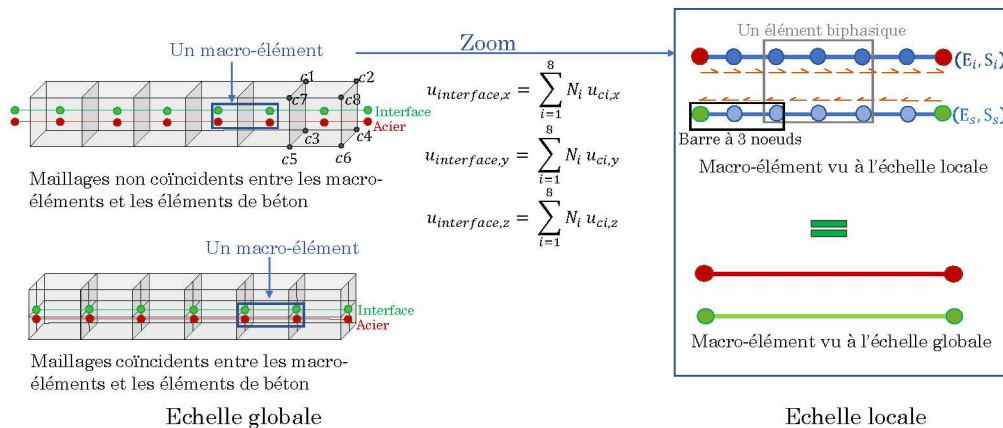


FIGURE 2. Echelles globale et locale de modélisation.

frottement). Les maillages des macro-éléments et des éléments de béton peuvent être coïncidents ou non. Dans le cas où les deux types de maillages ne sont pas coïncidents des fonctions de forme N_i sont introduites pour établir les relations cinématiques de déplacements (figure 2).

Pour résoudre l'équilibre interne, une technique de sous-structuration est utilisée. Celle-ci nécessite une condensation statique de la matrice de raideur pour la résolution. Pour un macro-élément, il est possible de définir un vecteur de degrés de liberté $\mathbf{u}_{tot}$, tel que $\mathbf{u}_{tot}^T = [\mathbf{u}_r \quad \mathbf{u}_b]^T$. Les indices r et b désignent les degrés de liberté internes et externes. $\mathbf{u}_b$ représente les degrés de liberté des quatre nœuds externes, et $\mathbf{u}_r$ est le vecteur des degrés de liberté des nœuds internes. Le vecteur des forces résistantes $\mathbf{f}_{tot}$ d'un macro-élément est un assemblage des vecteurs de forces internes élémentaires $\mathbf{p}^{el}$. Il est possible de relier le vecteur d'incrément de déplacement $d\mathbf{u}_{tot}$ au vecteur d'incrément de forces $d\mathbf{f}_{tot}$ tel que :

$$\mathbf{k}_{bp} d\mathbf{u}_{tot} = d\mathbf{f}_{tot} \quad (8)$$

$d\mathbf{u}_{tot}$ est constitué de deux parties complémentaires $d\mathbf{u}_b$ et $d\mathbf{u}_r$. $d\mathbf{u}_b$ est le vecteur rassemblant les valeurs incrémentales des degrés de liberté des quatre nœuds du bord du macro-élément. $d\mathbf{u}_r$ rassemble les incréments des degrés de liberté internes de la discrétisation. Par conséquent, la matrice $\mathbf{k}_{bp}$ est composée de quatre sous-matrices $\mathbf{k}_{r,r}$, $\mathbf{k}_{r,b}$, $\mathbf{k}_{b,r}$, et $\mathbf{k}_{b,b}$. A convergence, $d\mathbf{f}_{tot}$ est égale à zéro au niveau des nœuds internes du macro-élément. Ces nœuds ne sont pas visibles à l'échelle globale.

Donc :

$$k_{b,r} du_r + k_{b,b} du_b = df_b ; k_{r,r} du_r + k_{r,b} du_b = 0 \quad (9)$$

$$(k_{b,b} - k_{b,r} k_{r,r}^{-1} k_{r,b}) du_b = df_b ; k_{em} du_b = df_b \quad (10)$$

k_{em} est la matrice de rigidité condensée du macro-élément. La résolution globale est réalisée avec un algorithme classique de Newton Raphson. Un algorithme de Newton Raphson complémentaire est utilisé au niveau local visant à résoudre l'équation (9). Cet algorithme local est appelé par l'algorithme global à chaque fois que la rigidité d'un macro-élément est calculée et à chaque fois que df_b (considéré à l'échelle globale l'incrément du vecteur de forces internes du macro-élément) est calculé.

II. APPLICATION : EXEMPLE D'UN TIRANT EN BETON ARME

Le modèle de macro-éléments est ici utilisé pour modéliser un tirant en béton armé. L'essai d'un tirant expérimentalement étudié par (Farra, 1995) est considéré.

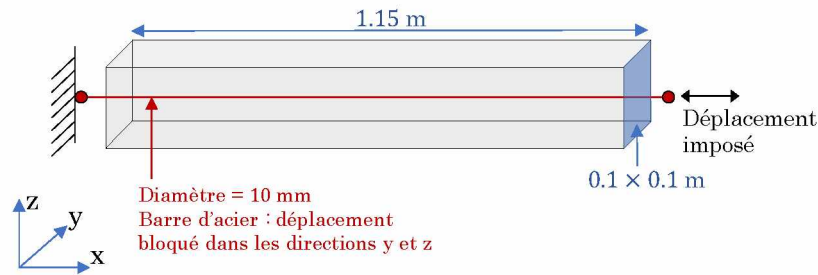


FIGURE 3. Description du tirant de (Farra 1995).

Cet essai a été modélisé par (Torre-Casanova, 2012) et (Mang, 2015). Le but ici est de tester la possibilité de reproduire le comportement expérimental du tirant avec le modèle à macro-éléments. La figure 3 illustre la géométrie et les conditions aux limites du tirant. Deux types de simulations sont réalisés : l'un avec un comportement linéaire affecté au béton et l'autre avec un comportement non linéaire. Pour chaque type de simulations, les options d'adhérence parfaite acier-béton et d'adhérence imparfaite sont testées.

A. Simulations avec un comportement linéaire de béton

Pour ce type de simulation, un comportement linéaire est associé au béton, le but étant de concentrer l'étude sur la prise en compte (ou non) d'un comportement non linéaire de l'interface. Les maillages montrés sur la figure 4 sont considérés. Le béton est maillé avec des éléments finis volumiques à 8 nœuds chacun. Chaque macro-element est discrétisé en 2 éléments biphasiques. Pour l'option d'adhérence parfaite, des éléments barres sont utilisés pour mailler l'acier. Des relations cinématiques de déplacement imposent une adhérence parfaite acier-béton. L'option de comportement non linéaire de l'interface est réalisée en reliant des macro-éléments aux éléments volumiques de béton.

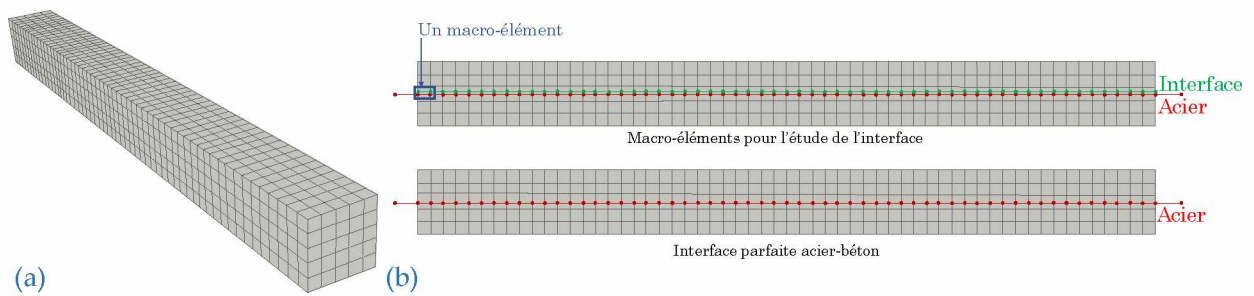


FIGURE 4. Simulations avec un comportement linéaire de béton : maillage 3D (a) ; section longitudinale dans le maillage du tirant étudié (b).

Expérimentalement, l'acier se plastifie à la fin de l'essai. L'intérêt ici est d'étudier la phase de fissuration de béton durant laquelle le comportement de l'acier est linéaire. Une loi de comportement linéaire est associée à l'acier avec un module d'Young égal à 200 GPa. Pour le béton, une loi linéaire avec un module d'Young de 30,4 GPa et un coefficient de Poisson de 0,22 est utilisée. La loi d'adhérence non linéaire de l'interface est celle illustrée sur la figure 5. Les différents couples de valeurs de la figure 5 sont reliés par des segments de droites.

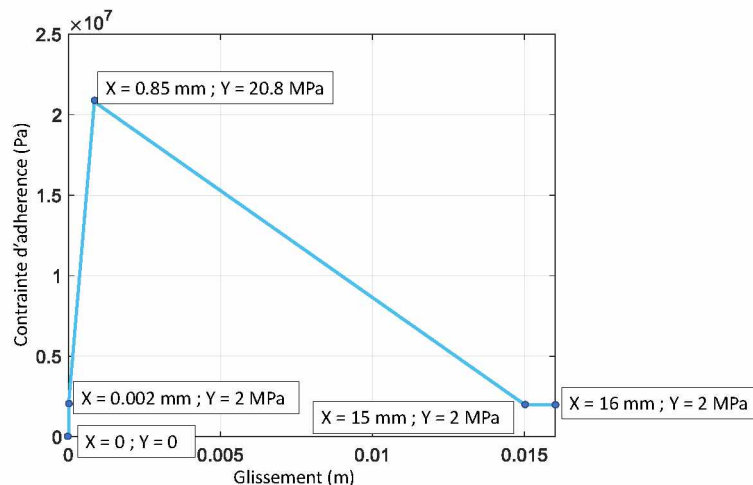


FIGURE 5. Loi non linéaire d'adhérence.

La Figure 6 montre différentes courbes de réaction pour une interface parfaite et une interface imparfaite pour plusieurs modèles d'interface. Les courbes associées aux modèles d'interface de (Torre-Casanova, 2012) et (Mang, 2015) sont présentées dans (Mang, 2015) pour des simulations identiques aux simulations réalisées ici (même maillage et même propriétés de matériaux).

La figure 6 montre également différentes courbes de réaction pour une interface imparfaite prise en compte au sein des macro-éléments avec différentes épaisseurs de la zone de gaine d'interface des macro-éléments. Les courbes obtenues avec différentes valeurs d'épaisseur sont très proches.

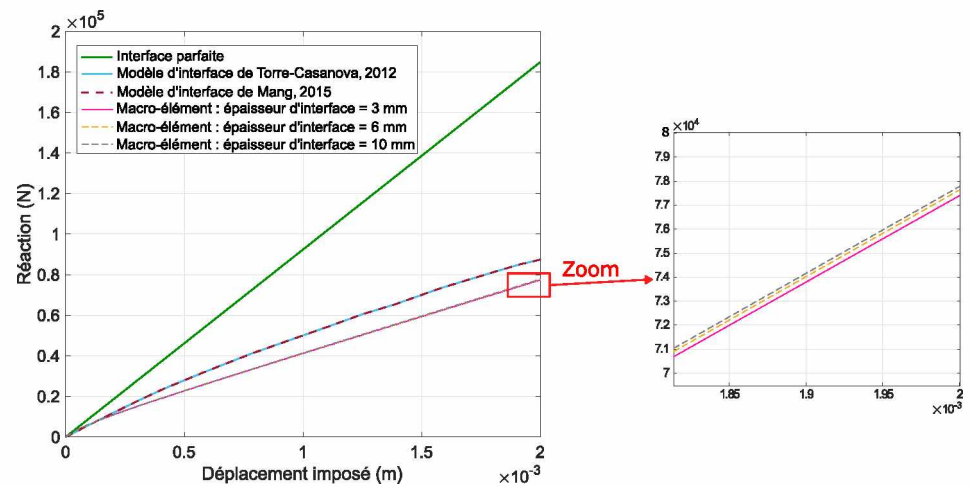


FIGURE 6. Courbes de réaction.

Le modèle de (Mang, 2015) est une extension du modèle de (Torre-Casanova, 2012), selon (Mang, 2015). Il est donc attendu d'observer des courbes superposées avec ces deux modèles. Les courbes obtenues avec le modèle à macro-éléments sont légèrement plus atténuées que les courbes obtenues par les modèles de (Torre-Casanova, 2012) et (Mang, 2015) pour une même loi d'adhérence. Etant donné que les conditions de simulations sont les mêmes pour les différents modèles d'interface, une comparaison du nombre d'itérations nécessaire à la convergence de l'algorithme de résolution de Newton-Raphson global est possible (figure 7). La figure 7 démontre la robustesse numérique du modèle de macro-éléments par rapport aux modèles d'interface de (Torre-Casanova, 2012) et de (Mang, 2015).

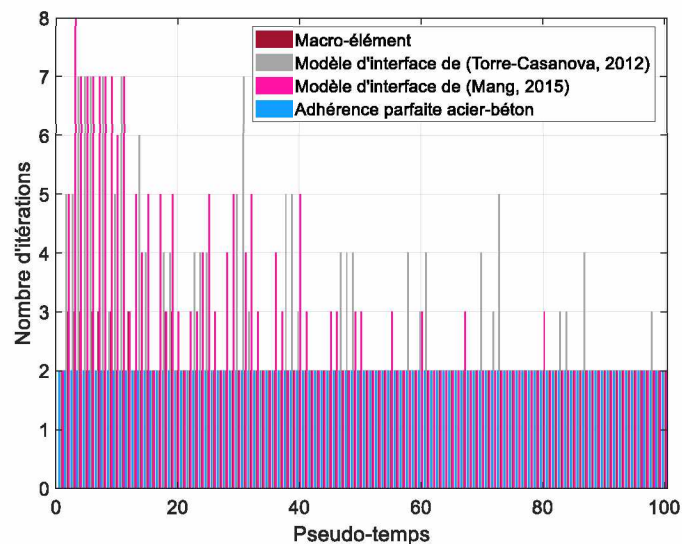


FIGURE 7. Nombre d'itérations en fonction du pseudo-temps pour différents modèles d'interface.

Pour le modèle à macro-éléments qui sous-structure la résolution, le nombre d'itérations globales ne dépasse pas trois. Des itérations locales à l'échelle locale du macro-élément accélèrent la convergence globale. Une seule itération locale est souvent suffisante avec un maximum de trois itérations. Ces itérations locales sont peu coûteuses par rapport aux itérations à l'échelle globale.

B. Simulations avec un comportement non linéaire de béton

Pour ces simulations, la loi de comportement d'endommagement de Mazars (voir (Mazars, 1984) pour la description de la loi) régularisée en énergie selon Hillerborg est ici utilisée (Hillerborg et al., 1976). Le tableau 1 résume les valeurs des paramètres de cette loi.

TABLEAU 1. Paramètres de la loi de Mazars.

Paramètre	Résistance à la traction	Déformation seuil	Paramètres de la loi Mazars					Energie de fissuration
Symbole	f_t	ε_{d0}	A_t	B_t	A_c	B_c	β	G_f
Valeur	2,6 MPa	$8,5526 \times 10^{-5}$	-	Régularisé	1,2	700	1,06	150 J/m^2

Le paramètre A_t qui caractérise la loi locale de Mazars n'est pas utilisé pour la loi régularisée.

La loi de Mazars (Mazars, 1984) définit une déformation équivalente tel que :

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_+ \cdot \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_+} \quad (11)$$

$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_+$ étant la partie positive de la matrice des déformations $\boldsymbol{\varepsilon}$. Le critère d'endommagement de la loi compare la déformation équivalente ε_{eq} à la déformation seuil ε_{d0} . Une fois la déformation équivalente ε_{eq} atteint le seuil ε_{d0} , le béton commence à s'endommager. Au début de l'essai étudié, les contraintes dans le béton sont constantes dans une zone centrale (le long du tirant sauf des longueurs de redistribution des contraintes entre l'acier et le béton à ses extrémités). Pour cela il est intéressant d'affecter une variabilité à la déformation seuil pour représenter le comportement expérimental de béton qui fissure en premier dans ses zones de faiblesse.

Une distribution aléatoire de la déformation seuil ε_{d0} est considérée avec une loi Gaussienne de moyenne égale à $8,5526 \times 10^{-5}$ et un coefficient de variation de 5%. Ce paramètre de déformation seuil varie donc entre les valeurs de $7,8 \times 10^{-5}$ et $9,3 \times 10^{-5}$. Cette distribution aléatoire suit une loi de covariance exponentielle. La méthode des bandes tournantes est utilisée pour générer la distribution avec une longueur de corrélation égale à la taille des éléments finis. Cette taille est calculée égale à la racine cubique du volume de l'élément.

Cette approche d'association de variabilité au seuil de déformation est utilisée dans (Mang, 2015) pour modéliser l'essai du tirant de (Farra, 1995), avec un coefficient de variation de 5%.

Une approche similaire est réalisée dans (Matallah et al., 2010). On associe une variabilité au module d'Young (un coefficient de variation de 3% est utilisé) et on calcule le seuil de déformation étant égal au module d'Young multiplié par la résistance à la traction du béton. Cela revient à associer une variabilité au seuil de déformation.

Un maillage de béton avec 3×3 éléments dans la section et 35 éléments le long du tirant est utilisé. Chaque macro-élément est discrétisé en 5 éléments biphasiques. La figure 8 compare le chemin de fissuration expérimental au résultat numérique de distribution d'endommagement.

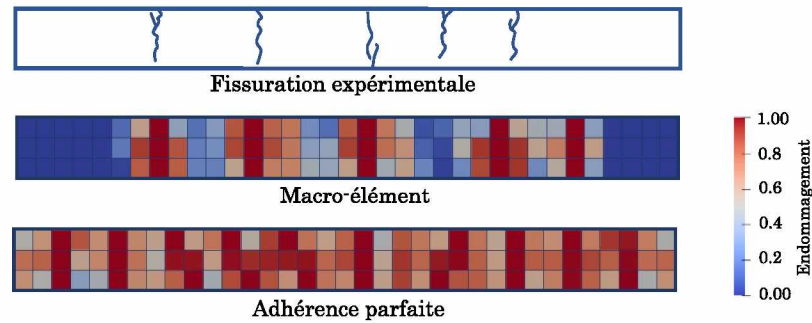


FIGURE 8. Comparaison du chemin de fissuration expérimental à la distribution de l'endommagement dans le béton pour des hypothèses d'interface acier-béton parfaite et imparfaite.

La figure 8 montre l'importance de la prise en compte du comportement de l'interface acier-béton dans les simulations des éléments en béton armé pour mieux estimer le nombre des fissures et leur espacement. En effet, la distribution de l'endommagement dans le volume de béton représente mieux les faciès de fissuration expérimentale pour la simulation où le comportement non linéaire de l'interface est pris en compte.

Il est intéressant de mentionner ici qu'une modélisation plus fine du tirant représentant les crénelures de l'acier (Abbas et *al.* 2023) et la présence d'un pré-endommagement dû aux déformations différées entre le béton et l'acier (Pons et Torrenti, 2008) donne une meilleure représentation de la fissuration. Pourtant, l'objectif de cet exemple de modélisation est de valider le modèle de macro-éléments, de démontrer sa robustesse numérique, et de mettre en valeur l'importance de la modélisation du comportement non linéaire de l'interface acier-béton.

CONCLUSIONS

Dans ce travail, une approche de modélisation de l'interface acier-béton est proposée. Cette approche multi-échelle consiste à définir des macro-éléments capables de représenter le comportement de l'acier, d'une zone d'interface et des contraintes d'adhérence entre l'acier et l'interface. Le macro-élément est défini à l'échelle globale de la structure en béton armé. Une échelle locale est définie afin de réaliser une discrétisation interne au niveau du macro-élément, indépendamment de la taille du maillage global. Une technique de condensation statique est utilisée pour coupler les deux échelles. Une application est présentée pour modéliser un essai d'un tirant. Cette application démontre la robustesse numérique du macro-élément par rapport à des approches de modélisation de l'interface acier-béton de la littérature (Torre Casanova, 2012) (Mang, 2015) et justifie l'importance de la prise en compte de cette interface sur l'évaluation de la fissuration. La suite de ce travail consistera à discrétiser les zones d'acier et d'interface du macro-élément avec des éléments poutres au lieu de choisir des éléments barres. Cela permettra d'ajouter des contraintes entre les deux domaines perpendiculairement à la direction du macro-élément, calculées à l'aide d'une loi de comportement qui définit des contraintes normale en fonction d'un déplacement relatif dans la direction normale (voir (Murcia-Delso et Benson Shing, 2015)).

REFERENCES

A. Casanova. (2012). Prise en compte de la liaison acier-béton pour le calcul de structures industrielles. *Thèse, Ecole normale supérieure de Cachan*.

A. Hillerborg, M. Mod  er, P.E. Petersson. (1976). Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6(6), 773-781. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(76\)90007-7](https://doi.org/10.1016/0008-8846(76)90007-7)

A. H. Nilson. (1968). Nonlinear analysis of reinforced concrete by the finite element method. *Journal Proceedings*, 65(9), 757-766. <https://doi.org/10.14359/7510>

A. Sahyouni, S. Grange, L. Briançon, P. Burtin, J. Racinais, F. Prunier, B. Quandalle. (2022). Développement d'un macro-élément pour modéliser un massif renforcé par des inclusions rigides -étape 1, essai de chargement. *11   mes journées nationales de géotechnique et de géologie de d'ingénieur*.

B. Farra. (1995). Influence de la résistance du béton et de son adhérence avec l'armature sur la fissuration. *Thèse, Ecole polytechnique fédérale de Lausanne*.

B. Richard, F. Ragueneau, C. Cremona, L. Adelaide, J.L. Tailhana. (2010). A three-dimensional steel/concrete interface model including corrosion effects. *Engineering Fracture Mechanics*, 77(6), 951-973. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2010.01.017>

B. Sanz, J. Planas, J. M. Sancho. (2018). Simulation of interface behavior between steel and concrete to study loss of bond due to reinforcement corrosion. *Computational Modelling of Concrete Structures*, 785-793. <https://doi.org/10.1201/9781315182964-92>

C. Mang. (2015). Modélisation de la liaison acier-béton dans le calcul de structures en béton armé. *Thèse, Université Paris Ouest*.

G. Pons, et J.M. Torrenti. (2008). Le retrait et le fluage. *Ed. Presse des Ponts et Chaussées*, 5.

J. Mazars. (1984). Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture du béton de structure. *Thèse, Université pierre et marie curie-paris 6*.

J. Murcia-Delso , P. Benson Shing. (2015). Bond-slip model for detailed finite-element analysis of reinforced concrete structures. *Journal of Structural Engineering*, 141(4), 04014125. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001070](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001070)

M. Abbas, B. Bary, L. Jason. (2023). A 3D mesoscopic frictional cohesive zone model for the steel-concrete interface. *International Journal of Mechanical Sciences*, 237, 107819. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2022.107819>

M.H. Aguilera. (2016). Un modèle global homog  n  is   pour la fissuration des voiles en béton armé sous chargements sismiques. *Thèse, Ecole Centrale de Nantes*.

M. Matallah, C. La Borderie, O. Maurel. (2010). A practical method to estimate crack openings in concrete structures. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 34(15), 1615-1633. <https://doi.org/10.1002/nag.876>

R. Gutiérrez, L. Stempniewski, W. Fleming. (2018). Modelling steel-concrete interaction using the extended finite element method. *Obras y Proyectos*, 24, 6–12. <http://dx.doi.org/10.4067/s0718-28132018000200006>

T.S. Phan, P. Rossi, J.L. Tailhan. (2015). Numerical modelling of the concrete/rebar bond. *Cement and Concrete Composites*, 59, 1-9. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2015.02.003>