

Modelação Numérica do Comportamento até à Rotura de Elementos Compósitos de Betão Armado



D. Dias-da-Costa¹



E. Júlio²



J. Alfaiate³

RESUMO

Algumas das técnicas mais utilizadas no reforço de estruturas de betão armado implicam o aumento das secções transversais dos seus elementos resistentes, e.g. aumento da espessura de tabuleiros de pontes e lajes de edifícios; e o encamisamento de pilares e de vigas. Também no caso de elementos prefabricados com partes betonadas *in situ* este aspecto é especialmente relevante. Por este motivo, é essencial o desenvolvimento e validação de ferramentas numéricas capazes de simular adequadamente o seu comportamento estrutural até à rotura. Com este objectivo, foi desenvolvido um programa de elementos finitos planos, considerando elementos de interface de espessura nula para simular a interface entre o substrato de betão existente e a camada de betão de reforço adicionada. Para atender à possibilidade de formação e propagação de fissuras no contínuo, podem-se incorporar igualmente superfícies de descontinuidade no interior dos próprios elementos através de uma abordagem de descontinuidade forte.

Neste artigo, apresenta-se um estudo paramétrico conduzido com vista a identificar e quantificar a influência de diferentes parâmetros - coesão, ângulo de atrito, dilatância e energia de fractura, entre outros - em ensaios do tipo *push-off*, realizados com o objectivo de caracterizar o comportamento da interface entre betões de diferentes idades com conectores metálicos aplicados perpendicularmente à sua superfície.

PALAVRAS-CHAVE

Corte longitudinal; interface betão-betão; método dos elementos finitos; descontinuidade forte

¹ ISISE, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Coimbra. dcosta@dec.uc.pt

² ISISE, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Coimbra. ejulio@dec.uc.pt

³ ICIIST, Departamento de Engenharia Civil e Arquitectura, Instituto Superior Técnico. alfaiate@civil.ist.utl.pt

1. INTRODUÇÃO

As interfaces estruturais betão-betão estão presentes em diversas situações relacionadas com o reforço de estruturas de betão armado, e.g. o aumento da espessura de tabuleiros de pontes e lajes de edifícios e o encamisamento de pilares e vigas, assim como no caso da construção nova em que se utilizam elementos prefabricados com partes betonadas *in situ*.

Diversos estudos, de índole essencialmente experimental, têm sido desenvolvidos com o objectivo de avaliar os principais parâmetros com influência na resistência das interfaces entre betões de diferentes idades: a rugosidade do substrato [1-3]; o uso de agentes químicos na promoção de uma maior aderência [4]; a resistência à compressão do betão adicionado [5]; e a presença de armaduras atravessando a interface [6].

Os resultados obtidos nos estudos experimentais são invariavelmente função do tipo de ensaio adoptado. Neste artigo, apresenta-se um estudo paramétrico realizado tendo como objecto de estudo os ensaios do tipo *push-off*, habitualmente utilizados para estudar o corte longitudinal em interfaces betão-betão com armadura de ligação. O objectivo deste estudo numérico é compreender o comportamento estrutural dos provetes submetidos a este tipo de ensaios.

2. PROGRAMA DE ELEMENTOS FINITOS

O programa de elementos finitos desenvolvido permite a consideração de estado plano de tensão, deformação e axissimetria, apresentando como objectivo último a simulação do comportamento estrutural à ruptura de elementos compósitos de betão armado, ou seja, elementos constituídos por betões de diferentes idades e características, dando especial enfoque aos casos de reforço e de prefabricação. A fendilhação do betão e o comportamento da interface são os principais factores a ter em conta. Por este motivo, o programa foi desenvolvido no sentido de permitir a simulação da interface entre o betão do substrato existente e a camada de betão adicionada, através da consideração de elementos finitos de espessura nula. A propagação de fissuras no contínuo é assegurada através de elementos de fenda embebida, seguindo uma abordagem de descontinuidade forte (DSDA), que se mostra ser independente e dispensar qualquer modificação da malha [7-9].

A título de exemplo aplica-se esta formulação a ensaios de modelos de barragem de gravidade cuja descrição detalhada se encontra em [10]. A malha é composta por 1848 elementos finitos bilineares, com as propriedades e condições de carregamento de [10]. O método do *arc length* é utilizado para impor um aumento monotónico da abertura vertical da extremidade da fissura. A fissura abre em modo-I, caindo a rigidez ao corte para zero quando o amolecimento se inicia.

Os resultados são apresentados na Fig 1, onde se pode verificar uma boa aproximação da DSDA aos resultados experimentais – ver Fig 1 a), apesar da abertura ocorrer exclusivamente em modo-I.

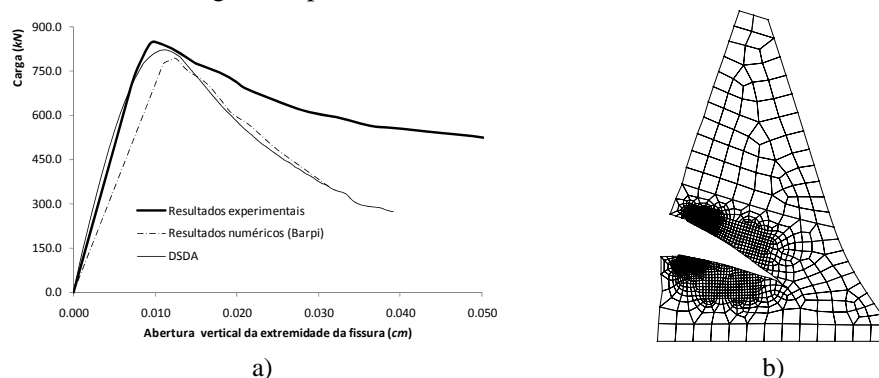


Figura 1. a) carga vs. abertura vertical da extremidade da fissura; b) malha deformada (ampliada 1000x) quando a abertura da extremidade vertical da fissura é 0.35 cm.

3. MODELO NUMÉRICO

3.1 Geometria

Nos ensaios experimentais, adoptou-se para a geometria dos provetes a utilizada por Hofbeck *et al.* [11], sendo constituída por duas metades idênticas em “L”, com uma envolvente com $254 \times 546 \times 127 \text{ mm}^3$, Fig. 2 a). Cada parte é armada com varões longitudinais de 10 mm de diâmetro e estribos de 6 mm de diâmetro, em aço S400, de acordo com o esquema da Fig. 2 b). A interface é preparada com jacto de areia e os conectores, igualmente em aço S400 e com 6 mm de diâmetro, são em número variável e perpendiculares à interface, Fig. 2 c). A descrição completa do programa experimental encontra-se em [6].

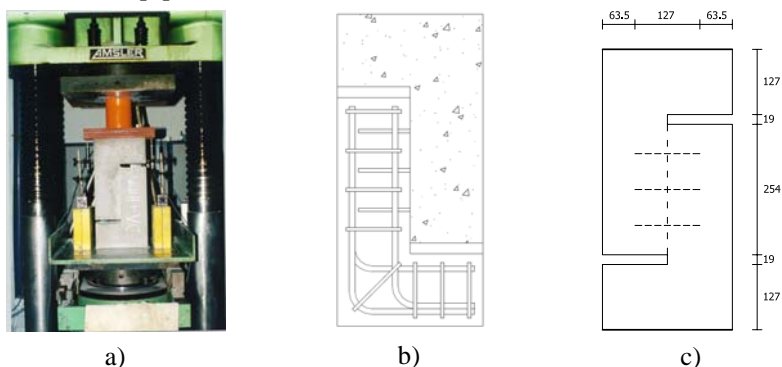


Figura 2. Ensaio *push-off*: a) realização de um ensaio; b) disposição das armaduras; c) geometria.

3.2 Malha de elementos finitos

O modelo numérico é constituído por elementos finitos planos bilineares, ligados ao nível da interface por elementos de espessura nula. Os conectores são materializados por elementos lineares permitindo apenas a consideração de esforço axial. Na integração numérica dos elementos planos é adoptada a quadratura de Gauss, com dois pontos em cada direcção, enquanto nas interfaces se aplica a regra trapezoidal. Na simulação das condições experimentais de aplicação da carga – ver Fig. 2 a) – são impostos deslocamentos verticais iguais nos nós localizados na base, enquanto que os do topo são completamente restringidos.

Uma análise linear elástica permite avaliar o grau de discretização necessário, sujeito às seguintes condicionantes: i) precisão adequada nos resultados numéricos; e ii) velocidade suficiente do cálculo computacional, limitando o número de graus de liberdade, para viabilizar um estudo paramétrico exaustivo. Assim, são testadas as malhas de elementos finitos representadas nas Figs 3 a) e b). Representando as tensões normais ao longo da interface, assumindo inicialmente os provetes como monolíticos, conclui-se que, com excepção das zonas localizadas correspondentes a mudanças de geometria, os resultados de ambas as malhas são idênticos. Adopta-se, por isso, a malha da Fig. 3 a).

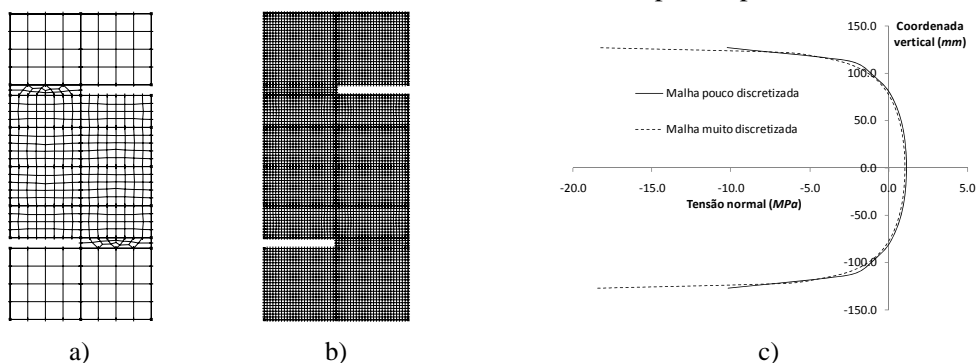


Figura 3. Malha de elementos finitos ensaiada: a) menos discretizada; e b) mais discretizada; c) tensão normal ao longo da interface para ambas as malhas.

A imposição das condições fronteira é crucial na simulação deste ensaio. Considerando o modelo sem conectores, adoptando propriedades materiais aproximadas e assumindo uma lei de Mohr-Coulomb, com dilatância, para a interface (ver secções subsequentes), obtém-se a curva carga *versus* deslocamento vertical da Fig. 4. Nesta torna-se evidente a presença de *locking* (curva a tracejado).

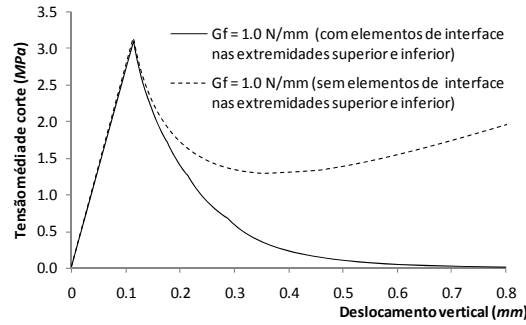


Figura 4. Tensão média de corte (MPa) ao longo da interface vs. deslocamento vertical (mm).

A geometria do problema e a condição fronteira nas extremidades superior e inferior, justifica o *locking* uma vez que induz um momento flector que impede a anulação da carga aplicada. A utilização de elementos de interface, na simulação do contacto com os pratos da máquina, permite evitar este problema – ver Figs 4 e 5.

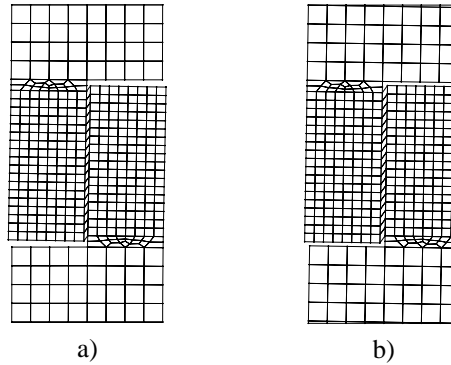


Figura 5. Malha deformada (ampliada 10x) para um deslocamento vertical de 0.8 mm: a) com; e b) sem elementos de contacto nas extremidades superior e inferior.

3.3 Leis constitutivas

3.2.1 Contínuo

Considera-se que o contínuo é elástico linear, com uma resistência característica à compressão, f_{ck} , de 35 MPa. De acordo com o Eurocódigo 2 [12], a este valor corresponde um módulo de Young, E , de 34 GPa, e resistências médias à compressão, f_{cm} , e à tracção, f_{ctm} , de 43 MPa e 3.2 MPa, respectivamente. Aplicando o critério de Morh-Coulomb para materiais frágeis, estima-se a coesão, c_0^e , e o ângulo de atrito interno, ϕ^e :

$$c_0^e = \frac{1}{2} \sqrt{|f_{cm}| f_{ctm}} \approx 5.865 \text{ MPa} \quad (1)$$

$$\phi^e = \arcsin \left(\frac{|f_{cm}| - f_{ctm}}{|f_{cm}| + f_{ctm}} \right) c_0 \approx 59.5^\circ. \quad (2)$$

A energia de fractura em modo-I é estimada pelo CEB-FIB Model Code 1990 [13]. Para uma dimensão máxima do agregado igual a 16 mm, vem:

$$G_F = 0.03 \left(\frac{43}{10} \right)^{0.7} \approx 0.09 \text{ N/mm}, \quad (3)$$

enquanto a energia de fractura em modo-II toma valores da seguinte ordem de grandeza:
 $G_{F_{II}} \approx 10 \text{ to } 15 G_F$ [14]

3.2.2 Interface

Para a interface é utilizada uma lei constitutiva de Mohr-Coulomb, com dilatância. A superfície de cedência é dada por:

$$f = |t_s| + t_n \tan \phi - c(k), \quad (4)$$

em que t_s e t_n representam, respectivamente, a tensão de corte e a tensão normal, e c é a coesão.

$$c = c_0 e^{\left(-\frac{c_0}{G_f} k \right)}. \quad (5)$$

Esta é função exponencial de uma variável interna escalar, k , a qual, para amolecimento isotrópico, é definida da seguinte forma:

$$k = w_n + \frac{c_0}{f_{t_0}} w_s. \quad (6)$$

Nas Eqs (5) e (6), f_{t_0} é a resistência à tracção inicial, c_0 é o valor inicial da coesão, w_n é a abertura normal e w_s é a abertura por corte da interface.

O escoamento plástico é normal ao potencial plástico, g , o qual, para um ângulo de dilatância constante ψ , é dado por:

$$g = |t_s| + t_n \tan \psi - c. \quad (7)$$

No caso de $\psi \neq \phi$, obtém-se plasticidade não associada.

Os parâmetros que caracterizam o comportamento da interface são inicialmente estimados como uma percentagem, $(1-d)$, dos valores do contínuo:

$$c_0 = (1-d) c_0^e \quad (8)$$

$$\phi = (1-d) \phi^e. \quad (9)$$

Para se conseguir atingir o valor experimental da tensão de corte média, 3.11 MPa , na carga de pico sem conectores, verifica-se numericamente que $d = 57\%$. Assim, a coesão e o ângulo de atrito interno são, respectivamente, $c_0 = 2.507 \text{ MPa}$ e $\phi = 36^\circ$. Verifica-se em 4.1.1 e 4.2.1 que a energia de fractura não afecta o valor da carga de pico.

3.2.3 Aço

A lei constitutiva dos conectores é obtida por aproximação multilinear a resultados experimentais representados na Fig. 6 a). Adicionalmente, a aderência entre o aço e o betão é simulada por meio de elementos de interface com lei constitutiva do CEB-FIB Model Code 1990 [13]. São consideradas condições de boa aderência e de confinamento, obtendo-se a relação representada da Fig. 6 b).

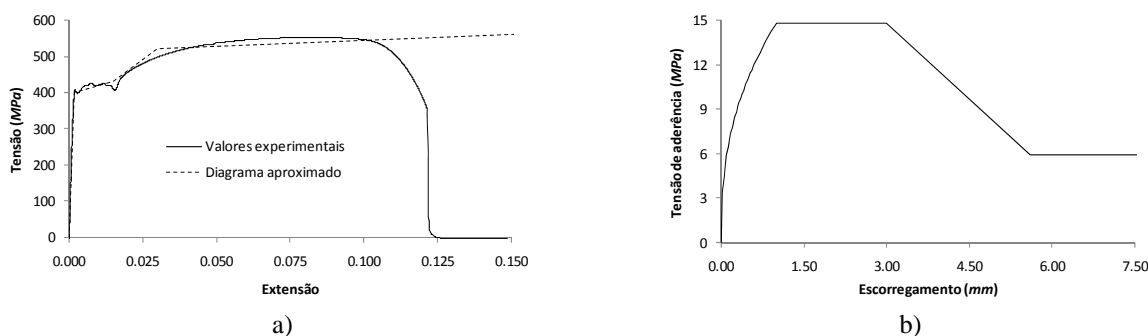


Figura 6. a) Lei constitutiva para os conectores de aço; b) tensão de aderência (MPa) vs. escorregamento (mm) de acordo com o CEB-FIB Model Code 1990.

4. ESTUDO PARAMÉTRICO

4.1 Push-off sem conectores

4.1.1 Energia de fractura

Nesta análise é adoptada plasticidade associada. Imediatamente após a carga de pico, já durante o amolecimento, a resposta é influenciada pela energia de fractura em modo-II. Uma redução da energia de fractura induz um comportamento mais frágil após a carga de pico, a qual permanece inalterável, como se verifica da análise da Fig. 7. Verifica-se também que as tensões ao longo da interface diminuem rapidamente, para o mesmo deslocamento vertical, com a redução da energia de fractura (ver Fig. 8). Para o mesmo nível de carregamento, o aumento da energia de fractura induz uma maior deformação (ver Fig 9).

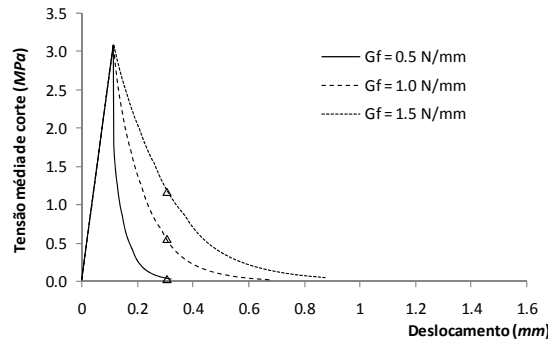


Figura 7. Tensão média de corte (MPa) ao longo da interface vs. deslocamento vertical (mm), para diferentes valores da energia de fractura.

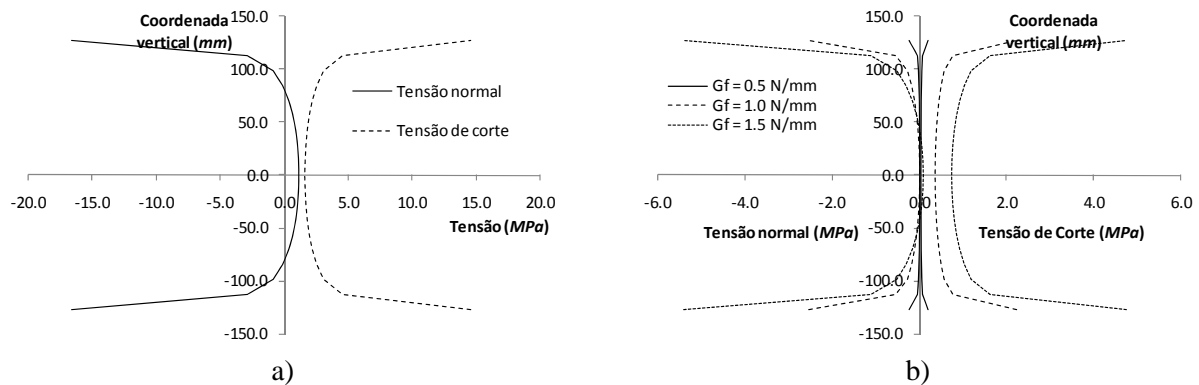


Figura 8. Tensão (MPa) ao longo da interface para: a) tensão de pico; e b) deslocamento vertical de 0.3 mm.

4.1.2 Dilatância

No caso de ausência de conectores metálicos, o efeito da dilatância é semelhante ao da energia de fractura em termos do controle da fragilidade da resposta durante o amolecimento. A dilatância define a importância da componente normal durante a abertura da interface. Assim, aumentando a dilatância, a variável k (ver Eq. (6)) evolui mais rapidamente. Consequentemente, a fragilidade da resposta durante o amolecimento também cresce, como se verifica na Fig. 10 obtida para $G_f = 1.0 \text{ N/mm}$. Como se verá na Secção 4.2.2, a dilatância é essencial na mobilização dos conectores de aço.

4.1.3 Ângulo de atrito interno

A generalidade dos pontos de integração da interface, quando representados num diagrama tensão normal *versus* tensão de corte, localiza-se na zona de tracções (ver Fig. 11 a)). Aqui, o efeito da variação do ângulo de atrito interno não é significativo. Contudo, na zona de compressão as tensões crescem consideravelmente com o ângulo de atrito interno, justificando a evolução da carga de pico da Fig. 11 b).

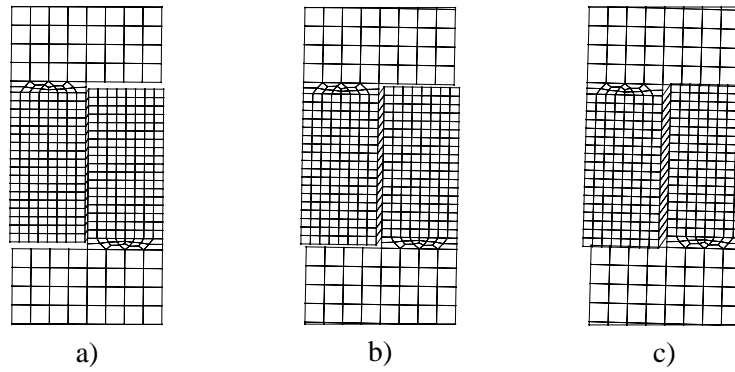


Figura 9. Malha deformada (ampliada 40x) para uma tensão de corte média de 2 MPa e energia de fractura igual a: a) $G_f = 0.5 \text{ N/mm}$; b) $G_f = 1.0 \text{ N/mm}$; e c) $G_f = 1.5 \text{ N/mm}$.

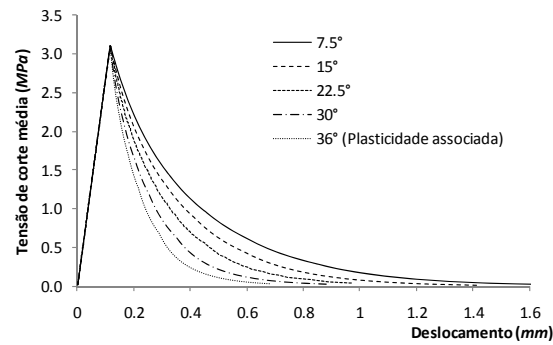


Figura 10. Tensão média de corte (MPa) ao longo da interface vs. deslocamento vertical (mm), para diferentes valores da dilatância.

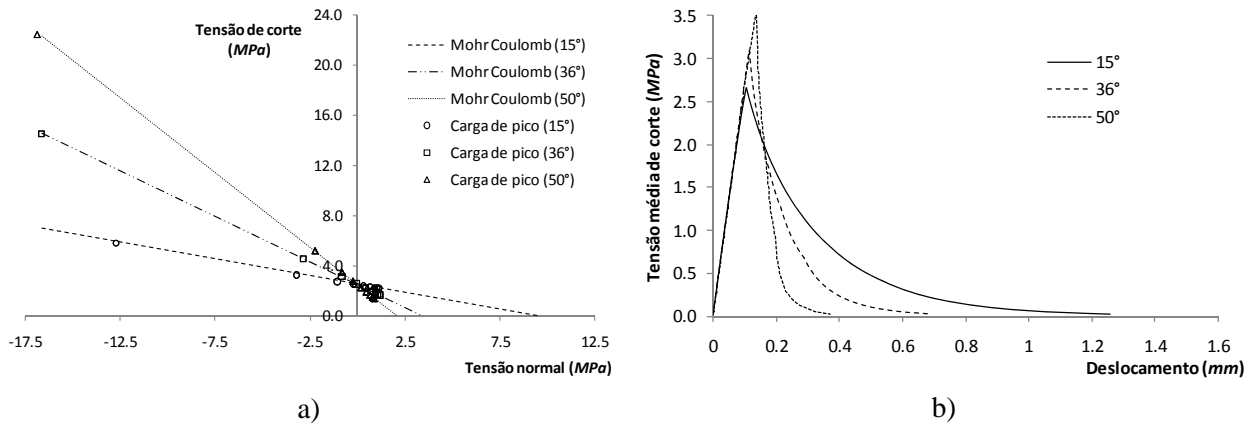


Figura 11. a) tensão de corte vs. tensão normal (MPa) nos pontos de integração da interface; e b) tensão média de corte (MPa) ao longo da interface vs. deslocamento vertical (mm), para diferentes valores do ângulo de atrito interno.

4.2 Push-off com conectores

Nesta secção são modelados os ensaios *push-off*, com 4 conectores de aço, no sentido de esclarecer a influência da energia de fractura e da dilatância.

4.2.1 Energia de fractura

Na Secção 4.1.1 verifica-se que a energia de fractura define o amolecimento após a carga de pico. O mesmo ocorre no ensaio *push-off* (Fig. 12). No entanto, não há qualquer influência na resistência residual atingida.

Na Fig. 13 a) representa-se a deformação quando o deslocamento vertical é 15 mm. A sua análise indicia que o efeito de ferrolho pode ser significativo. Este efeito, aliado aos elementos lineares axiais usados na simulação dos conectores justifica, por si, que a carga de pico seja insensível ao número de conectores. Experimentalmente, existe uma variação de 3.11 MPa para 3.44 MPa.

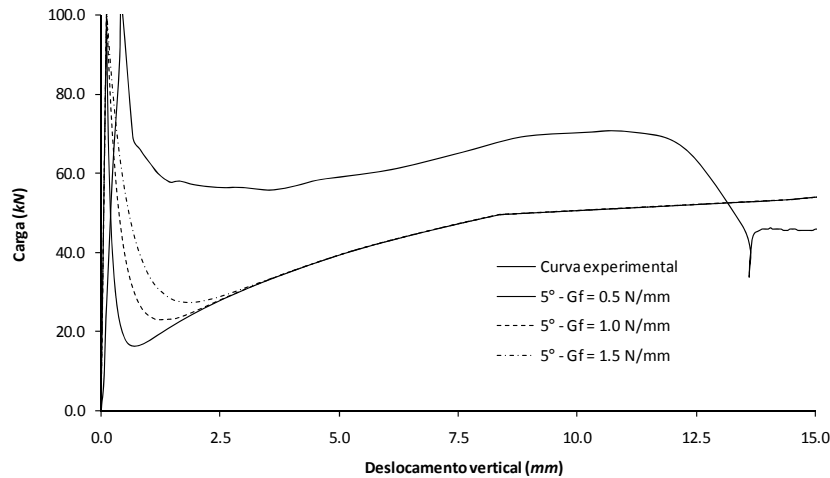


Figura 12. Carga (kN) vs. deslocamento vertical (mm) experimental e numérica para diferentes valores da energia de fractura e dilatância igual a 5°.

A Fig 13 b) mostra os diferentes perfis de tensão ao longo do teste para: i) a carga de pico; ii) a carga mínima; e iii) um deslocamento vertical de 15 mm. Nas situações ii) e iii) é notório o efeito da presença dos conectores, com um aumento local das tensões.

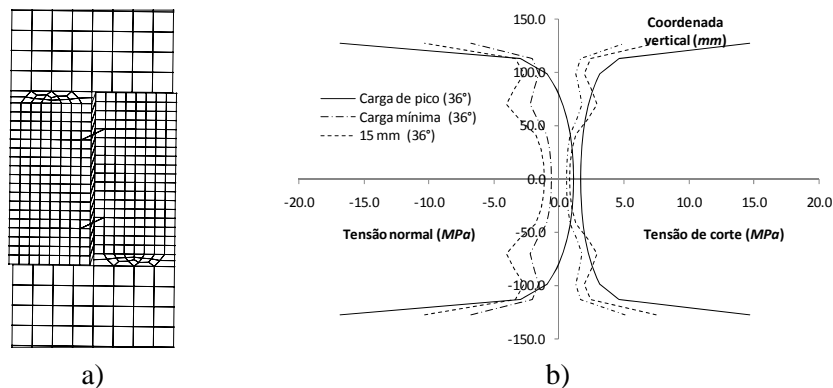


Figura 13. a) malha deformada quando o deslocamento vertical é 15 mm e dilatância igual a 5°; e b) tensão (MPa) ao longo da interface para diferentes condições de carregamento e dilatância igual a 36°.

4.2.2 Dilatância

A dilatância controla em simultâneo o amolecimento (ver Fig. 10) e o ritmo a que os conectores de aço são mobilizados. Assim, com o aumento da dilatância, os conectores são tensionados mais rapidamente, atingindo-se a cedência precocemente (ver Fig. 14).

4.2.3 Resultados experimentais

Nas Figs. 12 e 14 encontram-se representados os resultados experimentais para o ensaio *push-off*, que se verificam ser qualitativamente semelhante aos numéricos. No entanto, existem diferenças que precisam de ser investigadas e justificadas. Estas são sobretudo causadas pelo facto de as propriedades materiais mais influentes terem sido apenas estimadas. Adicionalmente, será ainda preciso ter em conta o efeito de ferrolho e o esmagamento local do betão, o que afecta necessariamente a resistência residual dos provetes. Nesta zona, o comportamento do aço é igualmente importante, nomeadamente a lei constitutiva do material e da aderência ao betão, bem como a dilatância da interface.

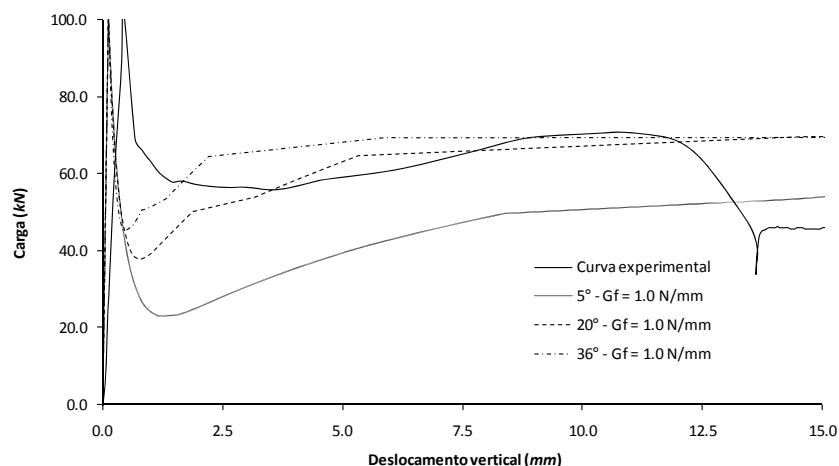


Figura 14. Carga (kN) vs. deslocamento vertical (mm) experimental e numérica para diferentes valores da dilatância e energia de fratura $G_f = 1.0 \text{ N/mm}$.

5. CONCLUSÕES

A coesão e o ângulo de atrito controlam a carga de pico dos ensaios do tipo *push-off*, enquanto que a energia de fratura, em conjunto com a dilatância, são responsáveis pelo amolecimento observado após esta carga. A dilatância assume um papel preponderante, uma vez que controla a evolução do nível de tensão atingido nos conectores de aço.

Apesar da semelhança qualitativa entre resultados numéricos e experimentais, é necessário proceder a melhorias no modelo numérico para se obter um conhecimento completo sobre o comportamento estrutural dos ensaios *push-off*. Deste modo, prevê-se incluir o efeito de ferrolho e do esmagamento local do betão na zona da interface, pelos conectores. Estes efeitos podem ser responsáveis pela maior resistência residual obtida experimentalmente. Adicionalmente, a carga de pico deve variar com o número de conectores de aço embebidos, pelo que os elementos finitos lineares deverão ser enriquecidos com corte e flexão.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a bolsa de doutoramento SFRH/BD/40349/2007 concedida pela FCT.

REFERÊNCIAS

- [1] JÚLIO, E., BRANCO, F., SILVA, V. D. – Concrete-to-concrete bond strength. Influence of the roughness of the substrate surface. *Construction and Building Materials*. Elsevier, 18(9), 675-681, 2004.
- [2] SANTOS, P., JÚLIO, E., SILVA, V. D. – Correlation between concrete-to-concrete bond strength and the roughness of the substrate surface. *Construction and Building Materials*. Elsevier, 21(8), 1688-1695, 2007.
- [3] SANTOS, P., JÚLIO, E. – Development of a laser roughness analyzer to predict in situ concrete-to-concrete bond strength. *Magazine of Concrete Research*. Thomas Telford, 60(5), 329-337, 2008.
- [4] JÚLIO, E., BRANCO, F., SILVA, V. D. – Concrete-to-concrete bond strength. Influence of an epoxy-based bonding agent on a roughened substrate surface. *Magazine of Concrete Research*. Thomas Telford, 57(8), 463-468, 2005.

- [5] JÚLIO, E., BRANCO, F., SILVA, V. D., LOURENÇO, J. F. – Influence of added concrete on concrete-to-concrete bond strength. *Building and Environment*. Elsevier, 41(12), 1934-1939, 2006.
- [6] JÚLIO, E. – A influência da interface no comportamento de pilares reforçados por encamisamento de betão armado. Tese de Doutoramento, especialidade de Mecânica das Estruturas e dos Materiais, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 2001.
- [7] DIAS-DA-COSTA, D., ALFAIATE, J., JÚLIO, E. – Modelação numérica de descontinuidades fortes baseada numa abordagem de fenda discreta. *CMNE CILAMCE*, 18 p., 2007.
- [8] DIAS-DA-COSTA, D., ALFAIATE, J., SLUYS, L. J., JÚLIO, E. – A comparative study on numerical modelling of discrete fracture of quasi-brittle materials using strong discontinuities. *EPMESC XI*, Kyoto, Japan, 10 p., 2007.
- [9] DIAS-DA-COSTA, D., ALFAIATE, J., SLUYS, L. J., JÚLIO, E. – A discrete strong discontinuity approach. *Engineering Fracture Mechanics*. Elsevier (aceite).
- [10] BARPI, F., VALENTE, S. – Numerical simulation of prenotched gravity dam models, *Journal of Engineering Mechanics*. ASCE, 126(6), 611-619, 2000.
- [11] HOFBECK, J. A., IBRAHIM, I. O., MATTOCK, A. H. – Shear transfer in reinforced concrete. *ACI Journal*, 66(2), 119-128, 1969.
- [12] EN1992-1-1 - Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. CEN, 2004.
- [13] MODEL CODE 90 – Design Manual. Comité Euro-International du Béton. Thomas Telford, 1990.
- [14] NETO, P., ALFAIATE, J., ALMEIDA, J. R., PIRES, E. B. – The influence of mode II fracture on concrete strengthened with CFRP. *Computers & Structures*. Elsevier, 82(17-19), 1495-1502, 2004.