
PUNÇOAMENTO EM LAJES DE BETÃO COM FIBRAS DE AÇO

N. D. GOUVEIA

Eng.º Civil

FCT - UNL

Lisboa

nunodinarte@gmail.com

D. M. V. FARIA

Dr. Eng.º Civil

Ecole Polytechnique

Fédérale de Lausanne

Suiça

duamvf@gmail.com

A. M. P. RAMOS

Prof.º Eng.º Civil

FCT - UNL

Lisboa

ampr@fct.unl.pt

SUMÁRIO

O uso de betão reforçado com fibras de aço (BRFA), em ligações pilar-lajes fungiformes, proporciona um aumento na capacidade de carga e de ductilidade da ligação. Neste estudo, ensaiaram-se seis modelos de laje, sujeitas a uma carga concentrada, variando-se a percentagem de incorporação de fibras de aço na matriz de betão. Os resultados mostraram que a incorporação de fibras de aço no betão influencia a rigidez, a capacidade de carga e a ductilidade das lajes.

ABSTRACT

The use of steel fibres reinforced concrete (SFRC) in flat slab-column connections can provide an increased load capacity and ductility of slabs. In this study, tests were performed in six specimens subjected to a concentrated load, varying the percentage of incorporation of steel fibres in the concrete matrix. Results showed that incorporation of steel fibres in concrete influences the stiffness, load capacity and ductility of slabs.

1. INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas tem existido um crescente interesse no BRFA, devido à sua maior eficácia na melhoria do comportamento à tracção do betão. Alguns trabalhos experimentais foram desenvolvidos relativamente ao estudo do comportamento de ligações pilar-lajes fungiformes sob carga monotónica, realizadas em betão reforçado com fibras [1-7]. Os resultados mostram que a presença de fibras no betão tem um efeito significativo no aumento da capacidade de carga e ductilidade das lajes.

A presença de fibras de aço no betão faz com que estas liguem as faces da fenda após a matriz ter fendilhado, permitindo assim, a transmissão de tensões, aumentando consequentemente a tenacidade do betão. Na maior parte dos trabalhos referidos anteriormente, o betão é caracterizado exclusivamente pela sua resistência à compressão. Em trabalhos anteriores [8-9], foi observado que a resistência à compressão e o comportamento à tracção do betão são de grande importância na capacidade de carga das ligações laje-pilar.

No presente estudo, são apresentados resultados de ensaios a lajes sujeitas a uma carga concentrada, que pretendem simular a ligação pilar-lajes fungiformes. O betão utilizado nos modelos foi caracterizado em relação à sua resistência e comportamento à compressão e à tracção. Os resultados experimentais obtidos são comparados com as previsões do MC2010 [10] e CSCT [11].

2. PROGRAMA EXPERIMENTAL

2.1 Caracterização dos Materiais

2.1.1 Betão

2.1.1.1 Composição do betão

A composição do betão foi semelhante em todas as misturas, variando apenas a percentagem de incorporação de fibras e a adição de adjuvante. A matriz de betão é composta por 450 kg/m³ de cimento CEM II/B-L 32.5 N, 185 kg/m³ de areia fina 0/2, 545 kg/m³ de areia grossa 2/4, 882 kg/m³ de agregado calcário 0/12.5 e 216 kg/m³ de água. As fibras utilizadas foram metálicas com ganchos nas extremidades da marca Bekaert's (DRAMIX® RC 65/35 BN). O adjuvante utilizado foi *POZZOLITH* 540. Realizaram-se seis misturas de BRFA, identificando-as de M0 a M5. A mistura base (matriz de betão) M0, não teve incorporação de fibras nem de adjuvante. As misturas M1 e M2 tiveram uma percentagem de incorporação de fibras de 0.50% e 0.75%, respectivamente, não sendo adicionado adjuvante nas misturas. Nas misturas M3, M4 e M5 foram incorporadas percentagens de 0.75%, 1.00% e 1.25%, respectivamente, sendo adicionado 3.0 kg/m³ de adjuvante.

2.1.1.2 Resistência à compressão e à tracção do betão

Foram realizados ensaios à compressão e à tracção por compressão diametral (ensaio brasileiro). A medição da resistência à compressão foi realizada em cubos com 150 mm de aresta (f_{ccm}) sendo considerado que a resistência média à compressão em cilindros (f_{cm}) é de $0.80 \cdot f_{ccm}$. Os ensaios de tracção por compressão diametral foram realizados em cilindros com 150 mm de diâmetro e 300 mm de comprimento. Todas as amostras de betão das várias misturas foram ensaiadas aos 21 dias de idade. Na Tabela 1 são apresentadas as resistências médias à compressão (f_{cm}) e à tracção em splitting ($f_{ctm,sp}$) do betão de cada mistura.

Por observação da Tabela 1, verifica-se que, quando se compara a mistura M0 (sem fibras) com a M1 e M2 (BRFA), existe um decréscimo da resistência à compressão acompanhando de um ligeiro aumento da resistência à tracção no BRFA. Comparando a mistura M2 (sem plastificante) e a M3 (com plastificante), que têm a mesma percentagem de fibras, verifica-se que a adição de plastificante (M3) tornou o betão mais denso e mais compacto, aumentando ainda as suas resistências mecânicas.

Tabela 1 - Propriedades mecânicas do betão.

Mistura	M0 (-)	M1 (0.50%)	M2 (0.75%)	M3 (0.75%)	M4 (1.00%)	M5 (1.25%)
f_{cm} (MPa)	35.9	33.8	31.8	46.2	45.8	44.5
$f_{ctm,sp}$ (MPa)	3.41	3.43	3.48	4.25	5.09	5.44

2.1.1.3 Comportamento à tracção do betão

De entre os vários métodos, directos ou indirectos, que podem ser utilizados para se obter o comportamento à tracção do BRFA, optou-se pelo ensaio de vigas com 600x150x150 mm com um entalhe a meio vão com 25 mm de profundidade, apoiadas em dois pontos e sujeitas a um carregamento pontual entre os dois apoios. A abertura de fenda foi medida utilizando dois LVDT's posicionados em ambos os lados da fenda a meio vão. Na Figura 1 é apresentado um esquema (Figura 1 (a)) e uma foto (Figura 1 (b)) do ensaio às vigas entalhadas. Foram realizadas e ensaiadas seis vigas entalhadas para cada mistura. Na Tabela 2 são apresentadas as resistências residuais médias à tracção por flexão, para duas aberturas de fenda, para cada mistura. Dos resultados apresentados na Tabela 2, verifica-se que existe, de uma forma geral, a tendência de a resistência residual média por flexão aumentar com o aumento da percentagem de fibras adicionadas ao betão, para as aberturas de fendas (CMOD₁ e CMOD₃) consideradas.

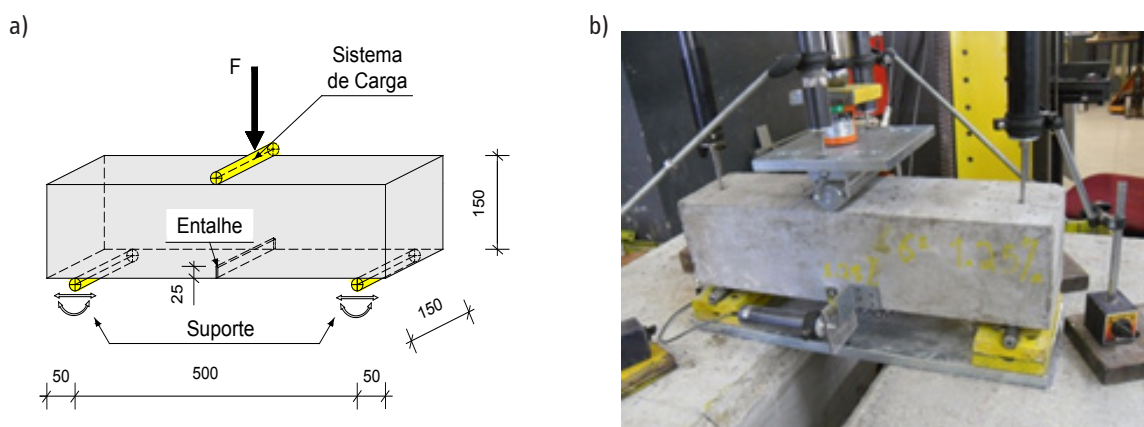


Figura 1: Vigas entalhadas: a) esquema (dimensões em mm) e b) realização de ensaio.

Tabela 2: Resistência residual média à tracção por flexão para cada mistura de betão.

Mistura	M0 (-)	M1 (0.50%)	M2 (0.75%)	M3 (0.75%)	M4 (1.00%)	M5 (1.25%)
f_{R1} (MPa) CMOD ₁ =0.5mm	-	3.68	4.54	6.97	6.93	9.60
f_{R3} (MPa) CMOD ₃ =2.5mm	-	3.72	5.35	4.99	6.58	9.24

2.1.2 Aço da Armadura Ordinária

A armadura superior dos modelos era constituída por vinte e um varões de 10 mm de diâmetro em cada direcção, o que corresponde aproximadamente a uma malha quadrada de $\phi 10//0.075$ m. Com o objectivo de evitar a fendilhação dos modelos no seu transporte até ao local do ensaio, colocou-se uma armadura longitudinal inferior, constituída por oito varões de 6 mm de diâmetro em cada direcção, o que corresponde aproximadamente a malha quadrada de $\phi 6//0.20$ m. O espaçamento dos varões de 6 mm foi diferente junto ao pilar para evitar a influência que estes varões possam ter nas fases de rotura e pós-rotura por punçoamento. Na Figura 2 estão esquematizadas as disposições das armaduras longitudinais dos modelos.

Para caracterização mecânica do aço da armadura ordinária, foram realizados ensaios de tracção a três provetes por cada diâmetro do aço utilizado como armadura longitudinal dos modelos.

Na Tabela 3 apresentam-se os valores médios da tensão de cedência à tracção, no caso dos varões com 10 mm de diâmetro (f_y) e da tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2% à tracção no caso dos varões com 6 mm de diâmetro ($f_{0.2}$). São também indicados os valores médios da tensão de rotura à tracção do aço (f_t).

Durante a elaboração de cada modelo foi feito um levantamento altimétrico das armaduras longitudinais superiores, permitindo a determinação da sua altura útil média (d), obtendo-se 105 mm como valor médio em todos os modelos. A percentagem de armadura longitudinal superior (ρ) para todos os modelos foi de 1.00%.

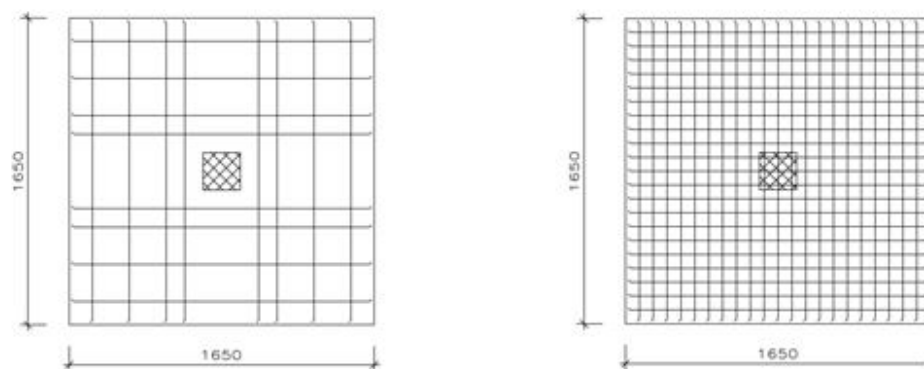


Figura 2: Esquema da disposição da armadura longitudinal inferior e superior (dimensões em mm).

Tabela 3 - Caracterização do aço da armadura longitudinal dos modelos de laje.

Diâmetro do Varão (mm)	Tipo	Valor médio de f_y ou $f_{0.2}$ ⁽¹⁾ (MPa)	Valor médio de f_t ⁽²⁾ (MPa)
6	ER	594	724
10	NR	523	607

(1) tensão de cedência ou tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2% à tracção do aço;

(2) tensão de rotura à tracção do aço.

2.1.3 Fibras de Aço

A fibra de aço utilizada nos modelos foi a Dramix® RC 65/35 BN (Figura 3). Esta é uma fibra de aço com extremos dobrados para melhor ancoragem, com comprimento total igual a 35 mm, com diâmetro de 0.55 mm, com uma esbelteza 64 e com tensão de cedência de cerca de 1150 MPa.

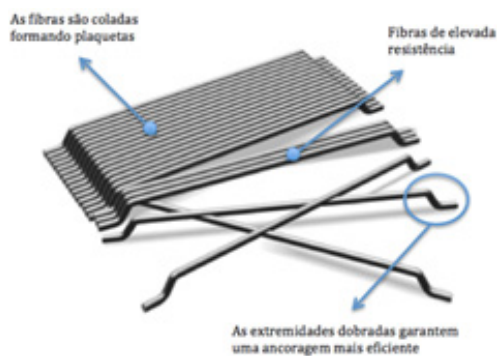


Figura 3: Apresentação das fibras de aço Dramix® RC 65/35 BN utilizada nos modelos.

2.2 Descrição dos Modelos de Laje

Foram ensaiados cinco modelos de lajes em betão com fibras e ainda um ensaio a um modelo padrão (sem fibras) para comparação. Estes modelos pretendiam simular a zona junto ao pilar, limitada pelas linhas de inflexão, onde os momentos são nulos. Os modelos ensaiados consistiam em painéis de laje quadrados, com dimensões em planta de 1650x1650 mm e 125 mm de espessura. O pilar central foi simulado por uma placa de aço com dimensões de 200x200 mm e com 50 mm de espessura, possuindo assim rigidez suficiente para manter a superfície de contacto plana ao longo do ensaio. A laje estava apoiada em oito pontos através de vigas de distribuição e quatro cordões de pré-esforço, que ligavam o modelo à laje de reacção do laboratório. A carga foi introduzida no centro da laje, na superfície inferior através da placa de aço, accionada por um macaco hidráulico, controlando-se a velocidade de aplicação da pressão/carga. Na Figura 4 é apresentada uma foto de um modelo de laje pronto a ser ensaiado e um esquema em corte da geometria do ensaio.

a)



b)

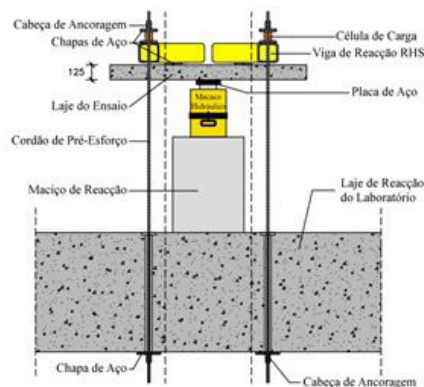


Figura 4: a) foto de um modelo de laje a ser ensaiado e b) esquema em corte da geometria do ensaio.

O modelo de laje padrão foi designado como ND0, sendo composto pelo mesmo betão da mistura M0, descrita anteriormente. Os modelos com incorporação de fibras foram designados por ND1, ND2, ND3, ND4 e ND5, sendo compostos pelo betão das misturas M1, M2, M3, M4, M5, respectivamente, descritas anteriormente.

Os ensaios foram semelhantes em todos os modelos, realizados aos 21 dias de idade. O carregamento monotónico foi aplicado a uma velocidade constante de 285 N/s, tendo-se procedido a leituras com um intervalo de um segundo, de todas as grandezas instrumentadas.

2.3 Instrumentação dos Modelos de Laje

Em cada ensaio realizado procedeu-se à monitorização da carga vertical aplicada, da deformação do modelo e das extensões em alguns dos varões das armaduras longitudinais superiores. Quatro células de carga, onze transdutores eléctricos e oito extensómetros eléctricos, foram utilizados a fim de medir cargas aplicadas, deformações da laje e extensões da armadura longitudinal superior, respectivamente. Toda a instrumentação atrás referida estava ligada a três unidades de aquisição de dados colocados em série, medindo os dados continuamente durante os ensaios. Na Figura 5 é apresentado um esquema da disposição das células de carga, dos transdutores de deslocamento e dos extensómetros utilizados nos ensaios.

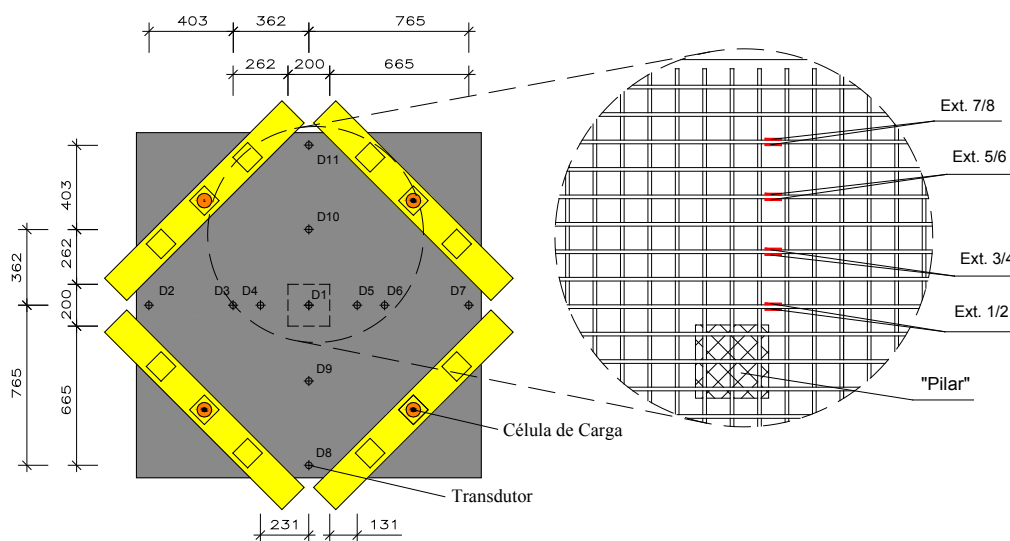


Figura 5: Disposição da monitorização.

3. ANÁLISE DE RESULTADOS

Na Tabela 4 é apresentada a carga de rotura ($V_{u,exp}$) de cada modelo. Na Figura 6 é apresentada a evolução carga-deslocamento em todos os modelos. Os deslocamentos são apresentados como médias de pares de valores medidos pelos transdutores colocados simetricamente (transdutores D8 e D11 na Figura 5 (a)) em relação ao centro das lajes (transdutor D1 na Figura 5 (a)).

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	$V_{u,exp} / V_{u,exp,ND0}$
ND0 (-)	289.2	1.00
ND1 (0.50%)	296.0	1.02
ND2 (0.75%)	369.3	1.28
ND3 (0.75%)	450.7	1.56
ND4 (1.00%)	456.0	1.58
ND5 (1.25%)	474.7	1.64

Tabela 4 – Resultados experimentais: cargas últimas.

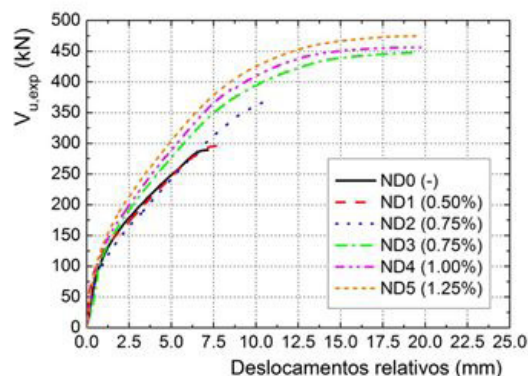


Figura 6: Carga experimental vs deslocamentos relativos dos modelos de laje.

A partir dos resultados obtidos (Tabela 4), é possível concluir que consegue-se aumentar consideravelmente a capacidade de carga da laje ($V_{u,exp,ND0}$ é a carga máxima atingida no modelo NDO), através da introdução de fibras de aço no betão, mostrando o seu efeito benéfico. Observando a Figura 6, verifica-se que com o aumento da percentagem de fibras existe um aumento da rigidez das lajes. Na carga de rotura, verifica-se um aumento dos deslocamentos máximos atingidos em todos os modelos de BRFA, quando comparado com o modelo sem fibras.

4. PREVISÃO DA CAPACIDADE DE CARGA

O MC2010 [10] apresenta um capítulo dedicado ao BRFA, incluindo previsões relativamente ao punçoamento de lajes em BRFA, apresentando uma nova filosofia de dimensionamento baseada no Critical Shear Crack Theory (CSCT) descritos por Muttoni [11]. As expressões do CSCT foram aplicadas às lajes BRFA apresentadas por Muttoni e Ruiz [12] e por Maya *et al.* [13], onde mostraram que o modelo proposto por Voo e Foster [14], o Variable Engagement Model (VEM), combinado com o CSCT, permite prever a capacidade de carga das lajes, que podem ser comparadas com os resultados experimentais. Além disso, é também importante determinar se as expressões características fornecidas no MC2010 [10] fornecem estimativas no lado da segurança, ou seja, se o percentil 5% é maior do que a unidade.

Assim, no presente documento são consideradas três abordagens: (1) MC2010, empregando as expressões características do MC2010 [10] utilizando $w_u = \psi \cdot d/6$ e com o modelo linear de pós-fendilhação, utilizando a respectiva resistência residual média à tracção por flexão apresentadas na Tabela 2, (2) CSCT completo, em que se usa o CSCT com o procedimento completo de integração e (3) CSCT simplificado, usando o CSCT com o procedimento simplificado de integração. Ao usar o MC2010 e o CSCT, adoptou-se o nível III de aproximação de acordo com o MC2010 [10] e Muttoni e Ruiz [12]. Na Tabela 5 são apresentadas as relações entre a carga experimental e a carga prevista de cada laje, usando as três abordagens. Utilizando essas previsões, calculou-se a média e COV da relação $V_{u,exp} / V_{u,prev}$ de todas as lajes em BRFA e no caso do MC2010 ainda o percentil 5%.

Tabela 5 - Relação $V_{u,exp} / V_{u,prev}$ de acordo com MC2010 [10] e CSCT [11].

$V_{u,exp} / V_{u,prev}$	MC2010 [10]	CSCT [11]	
	$w_u = \psi \cdot d / \delta$	Completo	Simplificado
ND0 ⁽¹⁾ (-)	1.17	1.02	1.02
ND1 (0.50%)	0.90	1.04	1.04
ND2 (0.75%)	0.94	1.12	1.13
ND3 (0.75%)	1.09 ⁽²⁾	1.19	1.19
ND4 (1.00%)	1.11 ⁽²⁾	1.14	1.14
ND5 (1.25%)	1.15 ⁽²⁾	1.15 ⁽²⁾	1.15 ⁽²⁾
Média	1.04	1.13	1.13
COV	0.11	0.05	0.05
Percentil 5%	0.91	-	-

(1) este modelo não foi considerado no cálculo da média, COV e percentil 5%.

(2) o modo de rotura previsto pelos cálculos é por flexão.

Todas as cargas de ruptura previstas, utilizando o modelo CSCT, são mais baixas do que os resultados experimentais obtidos, sendo portanto conservadoras. Em relação às previsões do MC2010, os resultados mostram que nem todas as relações $V_{u,exp} / V_{u,prev}$ fornecem estimativas do lado da segurança. Mais significativo é que o percentil 5% das relações $V_{u,exp} / V_{u,prev}$ é inferior à unidade, o que significa que MC2010 não forneceu estimativas seguras para a capacidade de carga destas lajes em BRFA.

5. CONCLUSÕES

Neste trabalho é apresentada uma investigação experimental sobre ligações laje/pilar em BRFA, juntamente com o estudo das suas propriedades, que são avaliadas por meio de relações de carga/CMOD obtidas nos ensaios de vigas entalhadas, onde foi observado que o comportamento pós-fissuração melhora com o aumento da percentagem de fibras no BRFA.

Os resultados mostraram que a introdução de fibras permitiu um aumento da capacidade de carga, de até 64% em relação a uma laje sem fibras e da deformação final das lajes.

Os resultados experimentais obtidos foram comparados com as previsões do MC2010 [10] e CSCT [11], mostrando o CSCT [11] boas previsões da capacidade de carga das lajes em BRFA, estando sempre do lado da segurança. O MC2010 [10] não forneceu estimativas seguras para a capacidade de carga de lajes em BRFA.

6. AGRADECIMENTOS

Este trabalho teve o suporte da Fundação para a Ciência e Tecnologia - Ministério da Ciência e Tecnologia e Ensino Superior através do Projecto FCT/MCTES - PTDC/ECM/114492/2009: FLAT - Comportamento de Lajes Fungiformes Sujeitas a acções cíclicas e sísmicas. Ao Engº Erik Ulrix da BIU Portugal e Engª Ann Lambrechts da BEKAERT Bélgica pelo fornecimento das fibras. À empresa SONANGIL S.A., pelo fornecimento dos agregados e do plastificante.

7. REFERÊNCIAS

- [1] Narayanan, R. e Darwish, I.Y.S., "Punching shear tests on steel-fibre-reinforced micro-concrete slabs". Magazine of Concrete Research, V. 39, No. 138, Março 1987, pp. 42-50.
- [2] Alexander, S. D. B. e Simmonds, S. H., "Punching Shear Tests of Concrete Slab-Column Joints Containing Fibre Reinforcement". ACI Structural Journal, Vol. 89, No. 4, 1992, pp. 425-432.
- [3] Harajli, M. H., Maalouf, D., and Khatib, H., "Effect of Fibres on the Punching Shear Strength of Slab-Column Connections". Cement & Concrete Composites, V. 17, No. 2, 1995, pp. 161-170.
- [4] Cheng, M.Y. and Parra-Montesinos, G.J., "Evaluation of Steel Fibre Reinforcement for Punching Shear Resistance in Slab-column Connections, Part I: Monotonically Increased load". ACI Structural Journal, V. 107, No. 1, Janeiro-Fevereiro 2010, pp. 101-109.
- [5] Paias, J. R. S., "Punching shear behaviour of flat slabs strengthened with steel fibres". Tese de mestrado, Faculdade de Ciências e tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, 2829-516 Caparica Portugal, 2010.
- [6] Higashiyama, H., Ota, A., Mizukoshi, M., "Design Equation for Punching Shear Capacity of SFRC Slabs". International Journal of Concrete Structures and Materials, V. 5, No. 1, pp. 35-42, 2011.
- [7] Nguyen-Minh, L., Rovňák, M., Tran-Quoc, T., "Punching shear Capacity of Interior SFRC Slab-Column Connection". Journal of Structural Engineering, ASCE, pp. 613-624, 2012.
- [8] Mamede, N. F. S., Ramos, A. M. P. and Faria, D. M. V., "Experimental and parametric 3d nonlinear finite element analysis on punching of flat slabs with orthogonal reinforcement". Engineering Structures 48 (2013), Março 2013, pp. 442-457.
- [9] Faria, D., Biscaia, H., Lúcio, V. and Ramos, A., "Material and geometrical parameters affecting punching of reinforced concrete flat slabs with orthogonal reinforcement". In: fib Symposium, Prague; 2011.
- [10] Federation International du Beton, "Model Code 2010, Final draft", 2012.
- [11] Muttoni, A., "Punching Shear of Reinforced Concrete Slabs without Transverse Reinforcement". ACI Structural Journal, Vol. 105, No.4, Julho-Agosto 2008, pp.440-450.
- [12] Muttoni, A. and Ruiz, M. F., "MC2010: The critical shear crack theory as a mechanical model for punching shear design and its application to code provisions". In: fib Bulletin 57: shear and punching shear in RC and FRC elements. Lausanne (Suíça), 2010, pp. 31-60.
- [13] Maya, L. F., Ruiz, M. F., Muttoni, A., and Foster, S. J., "Punching shear strength of steel fibre reinforced concrete slabs". Engineering Structures 40 (2012), pp. 83-94.
- [14] Voo, J.Y.L.; Foster, S.J., "Tensile fracture of fibre reinforced concrete: variable engagement model". In : 6th Rilem symposium of fibre reinforced concrete (FRC). Varenna (Itália), 2004, pp. 75-84.



NUNO GOUVEIA

ENG.º CIVIL

FCT/UNL

Lisboa

nunodinarte@gmail.com



DUARTE FARIA

Dr. ENG.º CIVIL

Ecole Polytechnique
Fédérale de Lausanne

Suíça

duamvf@gmail.com



ANTÓNIO RAMOS

PROF. ENG.º CIVIL

FCT/UNL

Lisboa

ampr@fct.unl.pt