

INFLUÊNCIA DO CONFINAMENTO NOS MODELOS DE CÁLCULO DE PILARES REFORÇADOS POR COMPÓSITOS



CHASTRE RODRIGUES
Assistente
FCT/UNL
Lisboa



RAQUEL F. PAULA
Bolsreira de Invest.
FCT/UNL
Lisboa



M. GONÇALVES DA SILVA
Prof. Catedrático
FCT/UNL
Lisboa

SUMÁRIO

A comunicação sintetiza alguns aspectos da influência do confinamento de pilares por coletes de materiais compósitos reforçados por fibras (FRP) no comportamento desses elementos estruturais. Apresentam-se resultados experimentais obtidos para betão simples e para betão armado, este último com e sem reforço externo conferido por coletes de FRP, e procura-se a sua interpretação de acordo com modelos divulgados na literatura, quer definidos a partir de estudos de confinamento conferido por armaduras transversais, quer atendendo à especificidade da lei constitutiva linear elástica dos compósitos utilizados. O trabalho é orientado tendo em vista posterior utilização no dimensionamento de reforço estrutural.

1. INTRODUÇÃO

O confinamento de pilares com FRP aumenta consideravelmente a sua capacidade de carga e ductilidade. No sentido de quantificar estes aumentos e compará-los com os resultados de alguns modelos de cálculo desenvolvidos por diversos autores, definiu-se uma campanha de ensaios que abrange 27 modelos cilíndricos. Os modelos são constituídos por betão simples ou armado, com diferentes espaçamentos de armaduras transversais, encamisados com coletes de compósitos de matriz polimérica reforçada por fibras de carbono (CFRP) ou de vidro (GFRP). Os provetes com 0,15m de diâmetro e 0,75m de altura apresentam uma relação $\lambda=h/D=5,0$ que corresponde a um valor aceitável e evita desta forma as críticas endereçáveis a centros conhecidos que trabalharam com $\lambda=2,0$, e.g. *Demers et al.* [1], *T. Harmon e K. Slattery*[2],

Howie e V. Karbhari[3] e Nanni et al.[4]. São conhecidos estudos feitos com provetes de pequeno diâmetro (D) que, face a essa dimensão, suscitam dúvidas quanto à sua aplicabilidade a protótipos, já que uma única camada de compósito, nesses provetes, confere ao colete uma rigidez relativa muito alta e os incrementos de resistência e ductilidade não são extrapoláveis para peças de dimensões reais. A rigidez do colete é crucial porque (i) coletes flexíveis geram baixa tensão de confinamento e (ii) coletes muito rígidos conduzem a roturas frágeis sem deformação prévia observável. As dimensões adoptadas reflectem um compromisso que responde parcialmente a esse problema.

A dependência da capacidade resistente da peça em relação à rigidez do colete, a evolução da razão entre deformação longitudinal e transversal, a previsão do modo de rotura e a influência das relações constitutivas na resposta das peças à compressão axial têm sido objecto de estudo e de interpretações ainda não definitivas. Com este trabalho, a equipa da UNL pretende contribuir para o aperfeiçoamento desses conhecimentos e para os tornar de uso simples em projecto de reforço estrutural.

2. COMPORTAMENTO DE BETÃO CONFINADO

O betão simples é um material frágil que se deforma inelasticamente, sob compressão, devido à progressiva perda de rigidez atribuível à microfendilhação. Em estado de tensão axissimétrico ($\sigma_x = \sigma_y, \sigma_z$) a microfendilhação do betão depende do grau de confinamento e pode correlacionar-se com as fases constitutivas $\sigma \leftrightarrow \varepsilon$ em que (i) $d\sigma/d\varepsilon > 0$ dita de enrigidecimento, (ii) $d\sigma/d\varepsilon = 0$ em que acumulação de dano determina σ_{max} e (iii) $d\sigma/d\varepsilon < 0$ está associada à formação de bandas de corte ou de fissuras, também descrita por "softening" e caracterizadora da pós ruptura. Assim, a restrição da deformação transversal de um elemento de betão sujeito a compressão axial aumenta a resistência à compressão e a capacidade de deformação do betão, que se traduz em maior ductilidade do elemento. O confinamento de pilares de betão armado pode ser obtido através de cintagem por armaduras transversais e/ou através do encamisamento externo com chapas de aço ou com FRP. A modelação tem que atender ao grau e ao tipo de material de confinamento, dado que os coletes contínuos de FRP determinam confinamento crescente até à rotura, associado ao carácter linear elástico da sua lei $\sigma \leftrightarrow \varepsilon$, contrastando com a tensão gerada por confinamento devido ao aço cuja lei $\sigma \leftrightarrow \varepsilon$ apresenta um patamar de cedência [5].

A tarefa de modelação de pilares reforçados está em estágio preliminar, motivo por que se apresentam apenas expressões disponíveis na literatura, que permitem efectuar uma análise inicial dos resultados dos ensaios.

2.1 Betão Confinado com Armaduras

Apresentam-se em seguida dois modelos de cálculo para o betão confinado por armaduras transversais quando sujeito a compressão uniaxial. O primeiro modelo, doravante identificado como modelo de Mander, foi desenvolvido na Nova Zelândia na tese de doutoramento desse investigador e está reportado e.g. em [6], enquanto o segundo procedimento escolhido é o adoptado pelo Código Modelo CEB-FIP 1990 [7].

A Fig. 1 ilustra o comportamento do betão não confinado e confinado com estribos de aço. A nomenclatura corresponde ao modelo de *Mander*, aplicável a diferentes geometrias das secções e a diferentes pormenorizações de armaduras longitudinais e transversais.

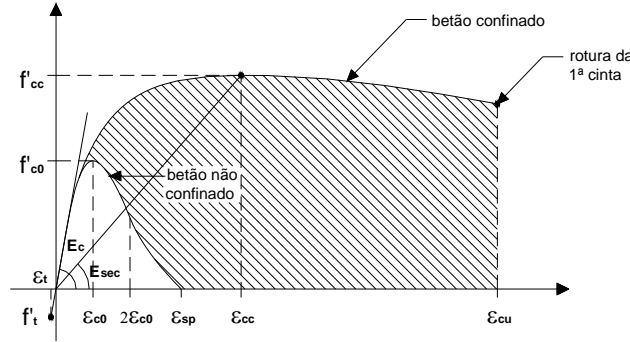


Figura 1 – Diagrama tensão-extensão para betão confinado com armaduras [6].

A relação entre a tensão de compressão longitudinal f_c e a deformação ε_c do betão é dada por:

$$f_c = \frac{f'_{cc} x r}{r-1+x} \quad (1)$$

em que: $x = \varepsilon_c / \varepsilon_{cc}$ (2)

$$r = E_c / (E_c - E_{sec}) \quad (3)$$

$$E_{sec} = f'_{cc} / \varepsilon_{cc} \quad (4)$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c0} \left(1 + 5 \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{c0}} - 1 \right) \right) \quad (5)$$

Admite-se, em geral, que a extensão ε_{c0} , correspondente à tensão máxima de compressão do betão não confinado f_{c0} , é igual a 2‰. O módulo tangente na origem é determinado por:

$$E_c = 5000 \sqrt{f'_{c0}} \quad [\text{MPa}]. \quad (6)$$

A tensão máxima do betão confinado com armaduras de aço é calculada por:

$$f'_{cc} = f'_{c0} \left(-1.254 + 2.254 \sqrt{1 + \frac{7.94 f'_l}{f'_{c0}}} - 2 \frac{f'_l}{f'_{c0}} \right) \quad (7)$$

em que f'_l representa a pressão efectiva de confinamento lateral, exercida pelas armaduras.

A pressão de confinamento, determinada por equilíbrio de forças, é:

$$f_l = \frac{2 f_{syk} \cdot A_{sw}}{D_c \cdot s} \quad (8)$$

em que f_{syk} representa a tensão característica à tracção das armaduras de confinamento, A_{sw} a área total da secção transversal das armaduras, s o espaçamento das armaduras e D_c o diâmetro do núcleo de betão envolvido pelas armaduras.

Mander *et al.* [6] introduziram o conceito de pressão lateral efectiva (f'_l) através de um coeficiente de redução, k_e , tal que $f'_l = k_e f_l$ para atender ao facto de que a pressão lateral de confinamento não é uniforme ao longo do pilar. Este coeficiente depende da relação entre a área do núcleo de betão confinado e a área total da secção de betão, i.e. depende da geometria da secção de betão e da pormenorização das armaduras longitudinais e transversais.

No caso do Código Modelo 90 [7], o aumento da resistência devido ao confinamento conferido pelas armaduras, Fig. 2, depende do nível da tensão lateral através das expressões:

$$f_{cc}^* = f_{c0} \left(1.000 + 5.0 \frac{f'_l}{f_{ck}} \right), \text{ para } f'_l < 0.05 f_{ck} \quad (9)$$

$$f_{cc}^* = f_{c0} \left(1.125 + 2.5 \frac{f'_l}{f_{ck}} \right), \text{ para } f'_l > 0.05 f_{ck} \quad (10)$$

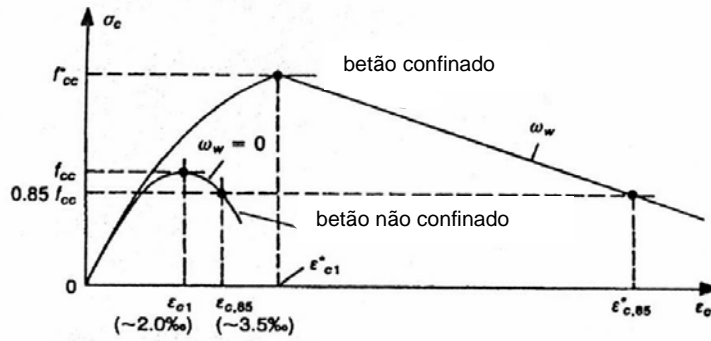


Figura 2 - Diagrama tensão-extensão do betão confinado, Código Modelo 90 [7].

A pressão efectiva de confinamento lateral é determinada através do coeficiente de eficácia do confinamento, α , que, corresponde ao coeficiente de redução, k_e , da formulação de Mander. Por exemplo, no caso de pilares de secção circular com estribos, é definido por:

$$\alpha = \left(1 - \frac{1}{2} \frac{s}{D_c} \right)^2 \quad (11)$$

A extensão axial do betão confinado, correspondente à tensão f_{cc} , e a extensão máxima de encurtamento devem ser determinadas pela equações (12) e (13), respectivamente:

$$\varepsilon_{c1}^* = 2.0 \times 10^{-3} \left(\frac{f_{cc}^*}{f_{c0}} \right)^2 \quad (12)$$

$$\varepsilon_{c,85}^* = 3.5 \times 10^{-3} + 0.2 \frac{f'_l}{f_{c0}} \quad (13)$$

2.2 Betão Confinado com FRP

Neste caso, a pressão lateral de confinamento exercida num elemento de betão reforçado com FRP pode ser determinada por simples equilíbrio de forças horizontais:

$$f_l = \frac{2f_{FRP} \cdot t}{D} \quad (14)$$

em que f_{FRP} representa o valor da tensão de tracção da fibra perimetral de espessura t , aplicada num pilar de diâmetro D . Se existirem descontinuidades em altura dos materiais de reforço aplicados (por exemplo, sob a forma de bandas espaçadas), utiliza-se um coeficiente de redução k_e , que permite quantificar a redução da pressão aplicada [9].

Têm sido propostos diversos procedimentos para estimar o valor da resistência e da extensão máxima. Apresentam-se apenas as formulações de *Karbhari et al.* [10] e de *Samaan et al.* [5], sendo de referir que o modelo de Samaan permite obter não só o valor máximo da resistência do betão confinado, mas também o traçado das curvas tensão-extensão.

O procedimento recomendado por *Karbhari et al.* [10] traduz a relação entre o aumento da resistência do betão confinado e o nível de confinamento introduzido pelo FRP através da equação:

$$f'_{cc} = f'_{co} + 2.1f'_{co} \left(\frac{2f_{FRP} \cdot t}{D \cdot f'_{co}} \right)^{0.87} \quad (15)$$

Esta equação resulta da modificação da relação linear entre a pressão lateral e a tensão máxima do betão confinado, proposta por *Richart et al.* (1928) [11]. De acordo com a expressão, o aumento da resistência do betão confinado não é directamente proporcional ao aumento da tensão lateral de confinamento. A extensão correspondente à tensão máxima do betão confinado é:

$$\varepsilon'_{cc} = \varepsilon_{co} + 0.01 \left(\frac{2f_{FRP} \cdot t}{D \cdot f'_{co}} \right) \quad (16)$$

Samaan et al. [5] propuseram uma relação bilinear para as curvas σ - ε do betão confinado com FRP, tal como ilustrada na Fig. 3.

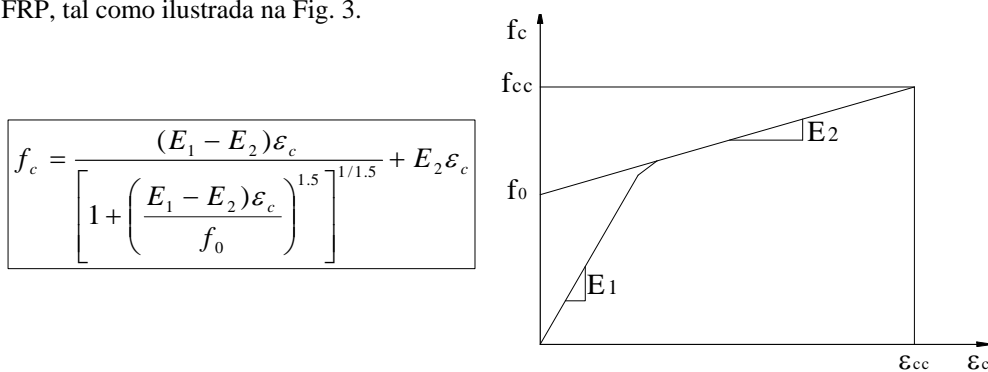


Figura 3 - Parâmetros do modelo bilinear proposto por *Samaan et al.* [5]

Dada a natureza passiva do confinamento com FRP, o seu efeito só é activado para um nível de deformações laterais na vizinhança da tensão máxima do betão não confinado, pelo que a inclinação do primeiro ramo da curva depende apenas da tensão do betão:

$$E_1 = 3950\sqrt{f_{c0}} \quad [\text{MPa}]. \quad (17)$$

Quando a tensão normal no betão atinge um valor próximo da tensão máxima do betão não confinado, a relação entre as tensões e as deformações axiais torna-se função do módulo de elasticidade à tracção do FRP (E_{FRP}), da sua espessura (t_{FRP}) e da tensão f_{c0} :

$$E_2 = 245,61f_{c0}^{0.2} + 1,3456 \frac{E_{FRP} \times t_{FRP}}{D} \quad [\text{MPa}]. \quad (18)$$

A tensão f_0 é função de f_{ck} e da tensão lateral de confinamento exercida pelo FRP (f_l):

$$f_0 = 0,872f_{c0} + 0,371f_l + 6,258 \quad [\text{MPa}]. \quad (19)$$

A resistência do betão confinado está relacionada com f_{c0} através da equação:

$$f'_{cc} = f_{c0} + 6,0f_l^{0.7} \quad (20)$$

que resulta da modificação da relação linear, proposta por *Richart et al.* (1928) [11].

3. ENSAIOS DE MODELOS DE BETÃO ARMADO COM E SEM CFRP

O programa dos ensaios em curso e o sistema de ensaio já foi descrito noutras comunicações [12]. Os principais parâmetros variados no estudo são o espaçamento das armaduras transversais (constituídas por estribos) e o tipo de fibra. Os provetes são cilíndricos com 0,15m de diâmetro e 0,75m de altura, em betão simples e em betão armado. Em relação aos cilindros de B. A., a armadura longitudinal é igual para todos os modelos e constituída por 6 varões de 6mm, em aço A400NR. Os estribos são constituídos por varões de 3mm de diâmetro, com espaçamentos de 5, 10 e 15mm. Nos modelos encamisados optou-se por utilizar duas camadas de CFRP ($f_{FRP}=3317\text{MPa}$; $E_{FRP}=210\text{MPa}$). Os ensaios foram realizados numa prensa do LNEC (com 5000 kN de capacidade), a uma velocidade de ensaio de $10\mu\text{m/s}$. Para a medição das deformações foram utilizados três transdutores de deslocamento vertical e quatro extensómetros colocados a meia altura do provete, dois para medirem a deformação vertical e outros dois para medirem a deformação transversal.

4. APRESENTAÇÃO E INTERPRETAÇÃO DE RESULTADOS

4.1 Betão Confinado com Armaduras

A comparação entre os resultados experimentais e os resultados obtidos pelas expressões analíticas apresentadas por *Mander et al.* [6] e no MC-90 [7] está indicada no Quadro 1. A análise destes resultados mostra que estas expressões estimam razoavelmente f'_{cc} , em especial a apresentada no MC90.

Quadro 1 – Betão confinado com armaduras: resultados experimentais vs estimativas analíticas.

Mod.	Estribos	RESULTADOS EXPERIMENTAIS				<i>Mander et al.</i>		MC-90	
		f_{c0} (MPa)	f_{cc} (MPa)	ε_{c0} (*) (%)	ε_{cc} (%)	f_{cc} (MPa)	ε_{cc} (%)	f_{cc} (MPa)	ε_{cc} (%)
C17	$\phi 3 // 0,05$	26,6	30,4	0,20	0,19	28,9	0,29	28,3	0,23
C18	$\phi 3 // 0,05$		32,8		0,23				
C7	$\phi 3 // 0,10$		26,4		0,20	27,3	0,22	27,1	0,21
C8	$\phi 3 // 0,10$		30,4		0,20				
C9	$\phi 3 // 0,10$		24,9		0,20				
C13	$\phi 3 // 0,15$		26,2		0,20	26,8	0,21	26,7	0,20
C14	$\phi 3 // 0,15$		29,3		0,17				

(*) valor admitido.

Na fig. 4 encontram-se representados os diagramas σ - ε dos modelos de B.A. ensaiados sem CFRP. Os modelos com maior % de armadura transversal apresentam tensões de ruptura superiores, mas é na pós-ruptura que se torna mais evidente a diferença de comportamento entre os diferentes modelos. Os modelos com maior % de armadura apresentam o troço descendente da curva mais suave, o que corresponde a uma maior ductilidade dos mesmos. Em alguns dos diagramas da fig. 4 é possível detectar a ruptura das cintas, em especial nos modelos com maior % de armadura.

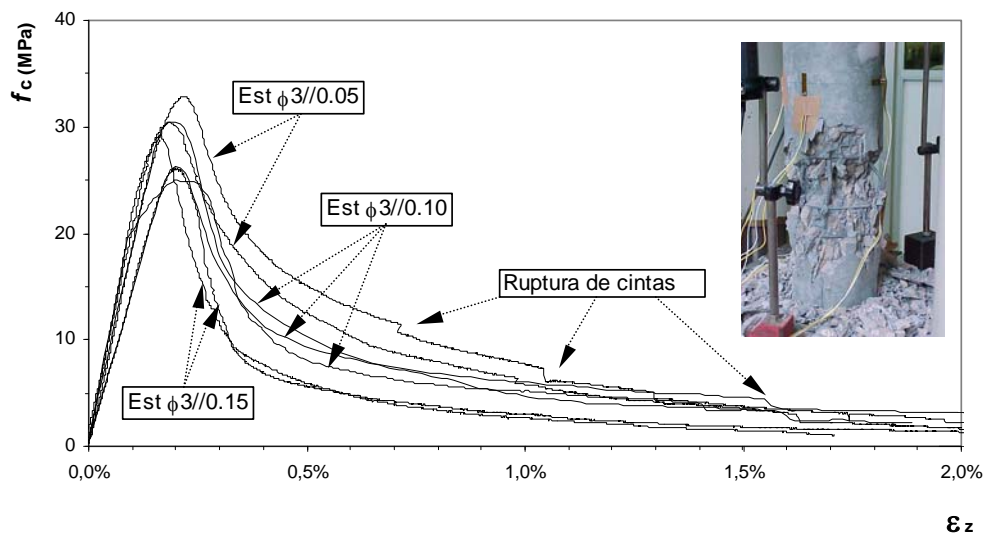


Figura 4 - Diagramas σ - ε dos modelos de betão armado sem CFRP.

4.2 Betão Confinado com FRP

No quadro 2 apresentam-se os valores da tensão máxima e da correspondente extensão axial, obtidos nos ensaios dos modelos confinados com FRP. No mesmo quadro, incluem-se os valores obtidos pelas expressões de *Karbhari et al.* [10] e de *Samaan et al.* [5], já apresentadas.

Quadro 2 – Betão confinado com FRP: resultados experimentais versus estimativas analíticas

Mod.	Tipo de FRP	Estribos	RESULTADOS EXPERIMENTAIS				<i>Karbhari et al.</i>		<i>Samaan et al.</i>	
			f_{c0} (MPa)	f_{cc} (MPa)	$\epsilon_{c0}^{(*)}$ (%)	ϵ_{cc} (%)	f_{cc} (MPa)	ϵ_{cc} (%)	f_{cc} (MPa)	ϵ_{cc} (%)
C4	CFRP	-	37,7	73,6	0,20	1,20	72,7	0,59	76,9	2,87
C5	CFRP	-		68,3		1,17				
C6	CFRP	-		81,6		1,16				
C19	CFRP	$\phi 3 // 0,05$		83,3		1,35				
C10	CFRP	$\phi 3 // 0,10$		81,4		1,29				
C11	CFRP	$\phi 3 // 0,10$		74,9		1,21				
C15	CFRP	$\phi 3 // 0,15$		82,7		1,49				

(*) valor admitido.

Nos valores calculados de f_{cc} e ϵ_{cc} (C19, C10, C11 e C15) foi tido em conta, apenas, o efeito do confinamento por FRP. A análise dos resultados mostra que as expressões [5, 10] estimam razoavelmente os valores de f_{cc} dos modelos sem armaduras e estimam mal as deformações ϵ_{cc} .

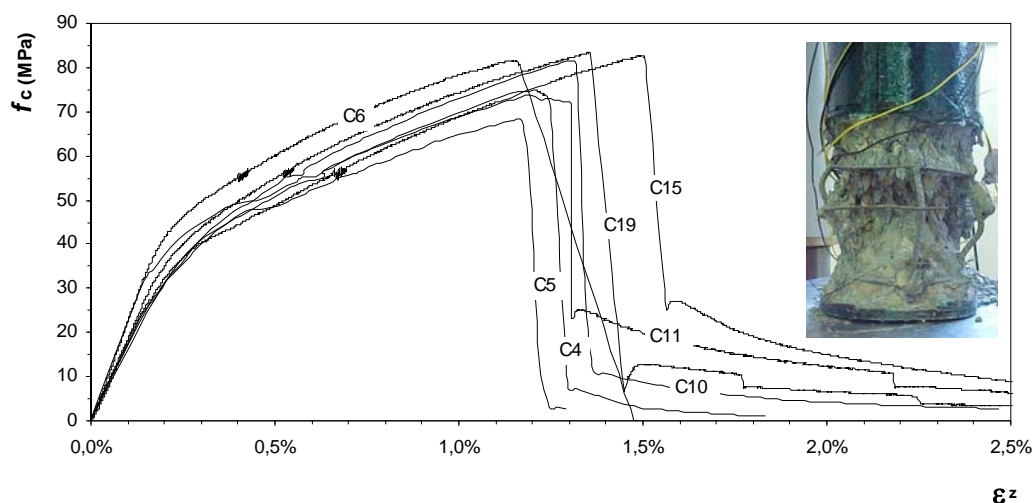


Figura 5 – Diagramas σ - ϵ relativos aos modelos de betão simples ou armado com CFRP.

Os diagramas σ - ϵ apresentados na fig. 5 mostram os resultados obtidos experimentalmente com os modelos de betão simples ou armado encamisados com CFRP. Em média verifica-se um aumento de f_{cc} e de ϵ_{cc} nos modelos de B.A. com CFRP, relativamente aos modelos de betão simples com CFRP, e que este aumento não é traduzido pelas expressões utilizadas [5,10]. Pode verificar-se que o aumento de resistência, para igual deformação, cresce com a diminuição do espaçamento da armadura. Nos diagramas da fig. 6 é possível observar o grande aumento de ductilidade conferido aos modelos pelo encamisamento com CFRP.

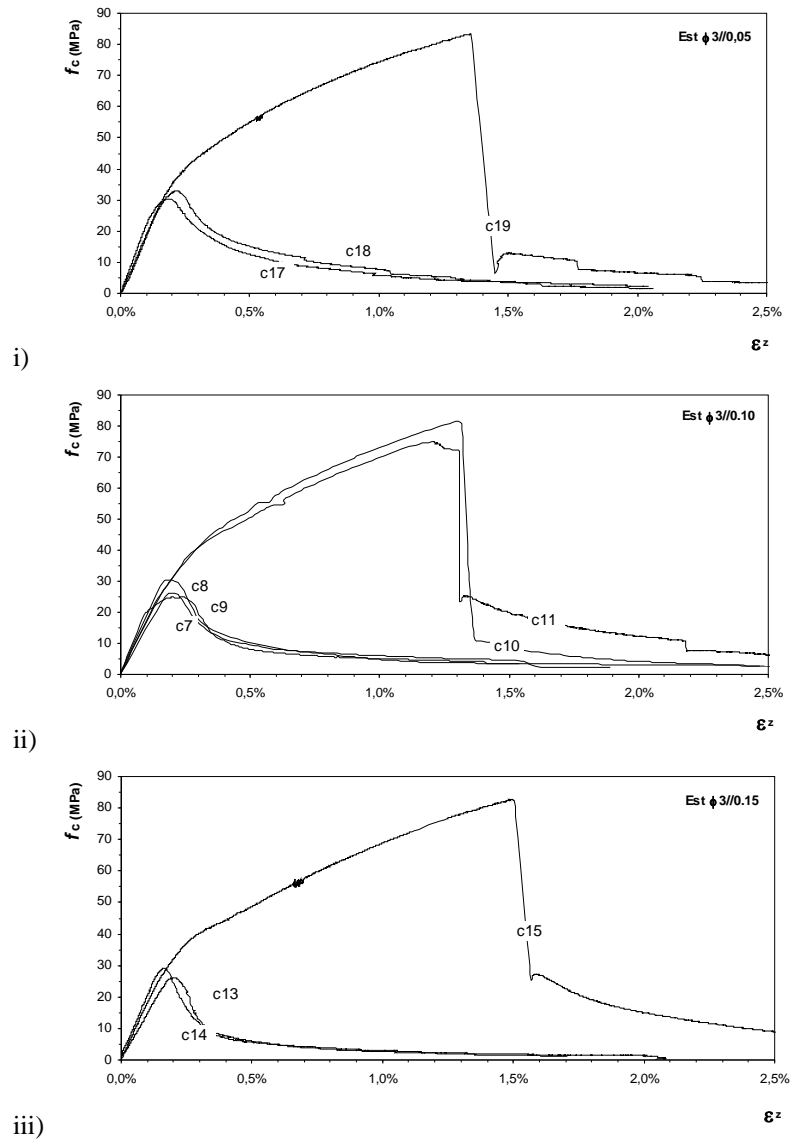


Figura 6 – Diagramas σ - ε dos modelos de B.A. com e sem CFRP e diferentes espaçamentos:
 i) Est ϕ 3//0.05 (C17a C19); ii) Est ϕ 3//0.10 (C7 a C11); iii) Est ϕ 3//0.15 (C13 a C15).

6. NOTA FINAL

Nesta comunicação foi abordado o confinamento do betão com armaduras ou com CFRP e foram apresentados dois modelos propostos na literatura para betão confinado com armaduras e outros dois para betão confinado com CFRP. Foram comparados os resultados experimentais com as estimativas dadas por estes modelos. Da análise efectuada pode concluir-se que os

modelos apresentados para confinamento com armaduras simulam razoavelmente os valores de f_{cc} e de ϵ_{cc} , enquanto os modelos apresentados para o confinamento com CFRP simulam razoavelmente os valores de f_{cc} dos modelos sem armaduras e simulam mal o valor de ϵ_{cc} . A explicação para esta situação poderá ser devida, em parte, por as expressões terem sido “afinadas” por ensaios realizados em modelos com $\lambda=2.0$ e com ausência de armaduras. A campanha de ensaios em curso na UNL visa, de certa forma, colmatar esta lacuna e contribuir para a simulação do comportamento de modelos de betão armado encamisados com FRP e submetidos a compressão uniaxial.

7. AGRADECIMENTOS

À Fundação para a Ciência e Tecnologia pelo financiamento parcial dos trabalhos aqui descritos através do Projecto PRAXIS XXI – CEG 3/3.1/2572-95. Ao Eng^o Rui Neves e ao Sr. Bernardino pela importante ajuda nos ensaios realizados no LNEC. Ao Sr. Gaspar pela ajuda na preparação e realização dos ensaios efectuados no LNEC e na UNL.

8. REFERÊNCIAS

- [1] Demers, K.W., “The strengthening of structural concrete with an aramid woven fiber/epoxy resin composite”, Proc. Advanced Composite Mat. In Bridges & Struct., pp435-442, 1995
- [2] Harmon, T.G. and Slaterry, K.T., “Advanced composite confinement of concrete”, ditto, CSCE, pp292-302, 1992
- [3] Howie, E and Karbhari, V.M., “Efficiency of composite wraps for deteriorating columns in the North-East”, Proc. Third Materials Eng’g Conf., San Diego, pp192-206, 1994
- [4] Nanni, A. et al., “Lateral confinement of concrete using FRP reinforcement”, ACI SP 138, pp193-209, 1992.
- [5] Samaan, M., Mirmiran, A., Shahawy, M., “Model of concrete confined by fiber composites”, *J. Structural Engineering*, vol. 124, N^o 9, pp.1025-1031, 1998.
- [6] Mander, J.B., Priestley, M.J.N. e Park, R., “Theoretical stress-strain model for confined concrete”, *J. Structural Engineering*, vol. 114, N.8, pp.1804-1826, 1988.
- [7] CEB-FIP Model Code 90. Bull d’Inf. CEB, 213/214, Lausanne, 1993.
- [8] M. Priestley et al., “Seismic Design and Retrofit of Bridges”, J. Wiley & Sons, pp. 13 & flw., 1995.
- [9] Saadatmanesh, H., Ehsani, M. R. e M. W. Li, “Strength and ductility of concrete columns externally reinforced with fiber composite straps”, *ACI Structural Journal*, v.91, N.4, pp.434-447, 1994.
- [10] Karbhari, Vistasp, M., Gao, Yanqiang. “Composite Jacketed Concrete Under Uniaxial Compression – Verification of Simple Design Equations”. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 9, n^o 4, Novembro /1997, Paper n^o 13873.
- [11] Richart, F.E. et al., “A study of the failure of concrete under combined compressive stresses”, Eng’g Experiment Station Bull. N. 185, Univ. Illinois, Urbana, Il, 1928.
- [12] Rodrigues, C. C.; Silva, M. G.; “Comportamento à compressão uniaxial de pilares circulares de betão armado encamisados com CFRP”. Repar 2000, LNEC, Lisboa, Junho 2000.