

Coeficientes Parciais de Segurança para o Dimensionamento da Ligação de Sistemas NSM FRP no Betão



Mário Coelho¹



José Sena-Cruz²



Luís Neves³

Resumo

Nos últimos anos, a técnica de reforço NSM (*Near-Surface Mounted*) tem sido utilizada para aumentar a capacidade de carga de estruturas de betão. Esta técnica consiste na inserção de polímeros reforçados com fibras (FRP) no betão de recobrimento dos elementos estruturais. Normalmente, utilizam-se adesivos epóxicos como material de ligação entre o betão existente e o FRP a adicionar. Apesar de a técnica NSM FRP já ser utilizada um pouco por todo o mundo, as poucas normas de projeto existentes são ainda bastante rudimentares. Neste contexto, podem ser referidas essencialmente duas normas: uma americana do *American Concrete Institute* (designada aqui por ACI) e outra australiana da *Standards Australia* (designada aqui por SA). Na Europa ainda não existem normas para a utilização de sistemas NSM FRP, embora a versão provisória do novo anexo do Eurocódigo 2 já se refira a tais sistemas de reforço.

No âmbito deste trabalho, procurou colmatar-se a ausência de normas de projeto na Europa através da adaptação das normas do ACI e SA à filosofia dos Eurocódigos. Mais especificamente, as expressões de previsão da resistência da ligação das referidas normas foram analisadas. Através de um estudo analítico/numérico, foram definidos para essas expressões coeficientes de segurança compatíveis com os índices de fiabilidade estipulados nos Eurocódigos. A metodologia de dimensionamento com apoio experimental, definida no Anexo D do Eurocódigo 0, foi aplicada para ambas as normas ACI e SA. Os resultados obtidos permitem afirmar que é possível utilizar essas normas no contexto dos Eurocódigos. No entanto, os coeficientes de segurança obtidos revelaram-se bastante penalizadores. Tal facto está associado às limitações das expressões em prever todos os modos de rotura associados ao comportamento da ligação dos sistemas NSM FRP.

Palavras-chave: FRP, NSM, dimensionamento, coeficientes parciais de segurança

¹ ISISE, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal; e-mail: mcoelho@civil.uminho.pt

² ISISE, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal; e-mail: jsena@civil.uminho.pt

³ NTEC, Universidade de Nottingham, Nottingham, Reino Unido; e-mail: luis.neves@nottingham.ac.uk

1. INTRODUÇÃO

Este trabalho desenvolve-se no âmbito do reforço de estruturas de betão através da inserção de polímeros reforçados com fibras (FRP) em entalhes abertos no recobrimento dos elementos estruturais a reforçar – técnica NSM (*Near-Surface Mounted*). Um dos aspetos críticos neste tipo de sistemas de reforço está relacionado com a forma como as tensões instaladas no betão são transferidas para o FRP. O estudo do comportamento da ligação em sistemas NSM FRP costuma ser realizado através de ensaios de arranque, dos quais neste trabalho serão focados os ensaios de arranque direto [1].

Considerando o comportamento local da ligação em ensaios de arranque direto em elementos de betão reforçados com sistemas NSM FRP (Fig. 1), cinco modos de rotura podem ser identificados: dois são de natureza coesiva e podem ocorrer (i) no adesivo (A) que liga o FRP ao betão ou (ii) no próprio betão (C); outros dois são de natureza adesiva e podem ocorrer nas interfaces entre (iii) FRP e o adesivo (F/A) ou (iv) entre o adesivo e o betão (A/C); finalmente, se nenhum dos anteriores ocorrer, então ocorrerá a (v) rotura do FRP (F) [1].

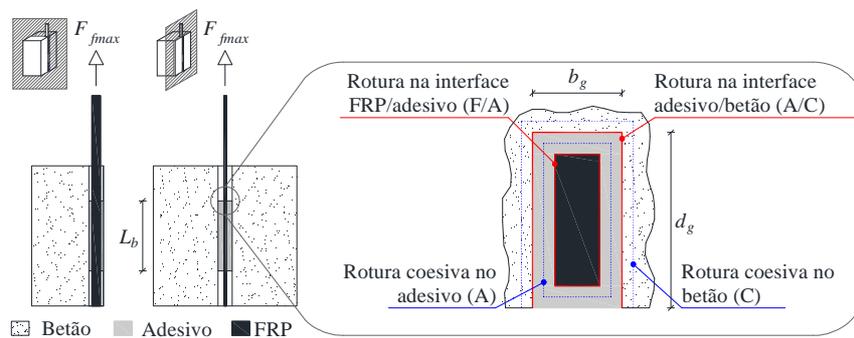


Figura 1. Exemplo de ensaio de arranque direto e possíveis modos de rotura locais.

Num trabalho anterior dos autores [1], a precisão de duas das mais importantes normas de projeto para sistemas NSM FRP foi testada recorrendo a uma base de dados com ensaios de arranque direto recolhidos da literatura. As normas referidas são a ACI 4402R-08 (designada aqui por ACI) [2] e o HB 305-2008 (designada aqui por SA) [3]. Estas normas não se encontram definidas de acordo com a filosofia dos Eurocódigos, pelo que neste trabalho se pretende mostrar como poderão ser adaptadas de modo a torná-las compatíveis com tal filosofia. Para tal será aplicada uma adaptação da formulação de projeto assistido por ensaios ilustrada no anexo D do Eurocódigo 0 [4], que consiste em:

1. Classificar os ensaios com base no modo de rotura experimental e aplicar a respetiva função estado limite teórica (R_i);
2. Para cada ensaio estimar o erro da função teórica (δ) através do rácio entre o valor experimental e aquele previsto. Depois ajustar uma distribuição probabilística a todos os erros;
3. Calcular a distribuição probabilística da função estado limite (R), considerando as distribuições probabilísticas de todas as variáveis existentes bem como a do erro;
4. Calcular o valor de projeto de função estado limite (R_d) através da Eq. (1):

$$P(R = R_i \delta \leq R_d) = \Phi(-3.04) \quad (1)$$

5. Reescrever a função estado limite na sua forma de projeto, incluindo os necessários fatores de segurança garantindo, no entanto, que as variáveis já contempladas nos Eurocódigos mantenham os fatores de segurança já existentes;
6. Por último substituir o valor de projeto na função de projeto e calibrar os fatores de segurança definidos atrás.

A formulação acima descrita já foi no passado aplicado no âmbito de outras técnicas de reforço de elementos de betão com FRP [5-8], no entanto, de acordo com o melhor conhecimento dos autores, ainda não foi aplicada no âmbito da técnica NSM FRP. Nos capítulos que se seguem apresenta-se a aplicação desta formulação a um conjunto de 128 ensaios de arranque direto em elementos de betão reforçados com laminados de CFRP.

2. DADOS E MODELOS

2.1. Modelos de aderência mecânicos

No Quadro 1 apresentam-se os modelos de aderência do ACI e SA. Em ambas as normas se verifica que se o comprimento de amarração (L_b) for maior que um determinado comprimento de desenvolvimento (L_d), a ligação permitirá mobilizar a força de arranque máxima (F_{fmax}). Segundo o ACI, isso levará à rotura do FRP (F), caso contrário ocorrerá a rotura por destacamento (B), sendo esta uma rotura indiferenciada diferente de F (i.e., A, C, F/A ou A/C). No caso da SA, mobilizando F_{fmax} levará à rotura do FRP (F) caso seja atingida a resistência deste ou à rotura pelo betão (C) caso a F_{fmax} seja inferior à resistência do FRP. Se pelo contrário não for possível mobilizar F_{fmax} , então ocorrerá uma rotura indiferenciada por destacamento, que neste caso inclui as roturas A, F/A ou A/C.

Quadro 1. Resumos dos modelos de aderência conforme definidos nas normas ACI e SA (unidades em N, mm, MPa).

Parâmetro	ACI	SA
Comprimento de desenvolvimento, [L_d]	$\frac{A_f f_{fd}}{p_f \tau_{avg}}$	$\frac{\pi}{2 \sqrt{\frac{\tau_{max} L_{per}}{\delta_{max} E_f A_f}}}$
Força de arranque máxima, [F_{fmax}]	$\begin{cases} A_f f_{fd} & \text{se } L_b \geq L_d \\ A_f f_{fd} \frac{L_b}{L_d} & \text{se } L_b < L_d \end{cases}$	$\begin{cases} \sqrt{\tau_{max} \delta_{max} L_{per} E_f A_f} \leq A_f f_{fd} & \text{se } L_b \geq L_d \\ \sqrt{\tau_{max} \delta_{max} L_{per} E_f A_f} \frac{L_b}{L_d} \leq A_f f_{fd} & \text{se } L_b < L_d \end{cases}$ $\tau_{max} = (0.8 + 0.078 \varphi_{per}) f_c^{0.6}$ $\delta_{max} = (0.73 \varphi_{per}^{0.5} f_c^{0.67}) / \tau_{max}$ $\varphi_{per} = (d_g + 1) / (b_g + 2)$ $L_{per} = 2(d_g + 1) + b_g + 2$
Comentários	$\tau_{avg} = 6.9$	

Legenda: A_f, p_f, E_f, f_{fd} – Área, perímetro, módulo de elasticidade e resistência à tração de cálculo do FRP, respetivamente; b_g, d_g – Largura e profundidade do entalhe, respetivamente; f_c – Resistência à compressão de cálculo do betão; $\tau_{avg}, \tau_{max}, \delta_{max}$ – Tensões de aderência média e máxima e deslizamento máximo, respetivamente; L_{per}, φ_{per} – Perímetro e rácio geométrico da superfície de rutura (afastado 1 mm do perímetro do entalhe), respetivamente.

2.2. Modelos probabilísticos dos materiais

Neste trabalho considerou-se que apenas as variáveis mecânicas seriam aleatórias, sendo todas as variáveis geométricas assumidas como determinísticas. Para as variáveis aleatórias foram consideradas as distribuições probabilísticas normal (N), lognormal (LN) e Weibull (W). No que se segue estas serão definidas na forma N, LN (média; desvio padrão) e $W(\alpha; \beta)$, respetivamente, de acordo com a respetiva formulação.

Assim, analisando as formulações ACI e SA ilustradas no Quadro 1, apenas foi necessário definir distribuições probabilísticas para o módulo de elasticidade, E_f , e a resistência última, f_{fu} , do FRP (obtida em [9]) e para a resistência à compressão do betão, f_c , (obtida em [10]). As Eqs. (1) a (3) apresentam as correspondentes distribuições probabilísticas, onde $f_{cm,EC2}$ corresponde à resistência média para as diferentes classes de betão existentes no Eurocódigo 2 [11]:

$$E_f \sim W(26.2; 180.9) \text{ GPa} \quad (1)$$

$$f_{fu} \sim W(15.9; 2777) \text{ MPa} \quad (2)$$

$$f_c \sim LN(f_{cm,EC2}; 0.06 f_{cm,EC2}) \text{ MPa} \quad (3)$$

2.3. Modelos probabilísticos dos erros dos modelos de aderência mecânicos

Considerando os estados limite (modos de rotura) definidos na secção 2.1 para cada uma das normas e a respetiva formulação do Quadro 1 é possível obter as seguintes quatro funções estado limite teóricas (R_t):

$$R_{F(ACI/SA)} = A_f f_{fu} \quad (4)$$

$$R_{B(ACI)} = 6.9L_b p_f \quad (5)$$

$$R_{C(SA)} = \sqrt{0.73\varphi_{per}^{0.5} f_c^{0.67} L_{per} E_f A_f} \quad (6)$$

$$R_{B(SA)} = \frac{2L_b}{\pi} (0.8 + 0.078\varphi_{per}) L_{per} f_c^{0.6} \quad (7)$$

Aplicando a cada provete da base de dados utilizada a função R_t correspondente ao modo de rotura experimental foi possível calcular o erro associado e, com base em todos os erros, estimar a distribuição probabilística do erro de cada função R_t (Fig. 2). Refira-se que os coeficientes de variação obtidos para as funções R_t definidas nas Eqs. (4) a (7) foram de 8%, 53%, 18% e 61%, respetivamente. Estes são significativamente maiores que os obtidos nos materiais, nomeadamente, 5%, 8% e 6% para o módulo de elasticidade e a resistência ultima do FRP e para a resistência à compressão do betão, respetivamente.

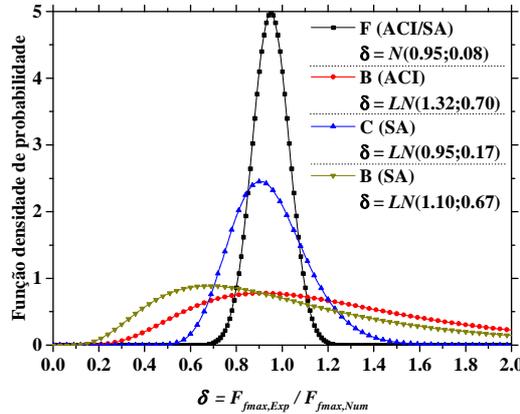


Figura 2. Função densidade de probabilidade dos erros associados a cada função estado limite teórica.

3. CALIBRAÇÃO DOS FACTORES DE SEGURANÇA

Nas secções anteriores foram apresentadas as tarefas 1 e 2 da formulação definida na secção 1. A tarefa 3 consiste em obter para cada função R_t a distribuição de probabilidade (R) através da combinação das distribuições de probabilidade das variáveis aleatórias existentes. Nos casos em que o erro era a única variável aleatória foi possível obter R analiticamente. Nos restantes casos, utilizou-se o método de Monte Carlo (10^6 simulações) para combinar as diferentes distribuições e obter R . Assim, obtiveram-se as Eqs. (8) e (9) enquanto funções R das funções R_t apresentadas nas Eqs. (4) e (5), respetivamente. Para as funções R_t apresentadas nas Eqs. (6) e (7), dado dependerem da classe do betão, compilam-se no Quadro 2 as correspondentes funções R .

$$\frac{R}{A_f} \sim N(2554.33; 298.18) \quad (8)$$

$$\frac{R}{6.9L_b p_f} \sim LN(1.32; 0.70) \quad (9)$$

A tarefa 4 da formulação do EC0 consiste em aplicar a Eq. (1) às funções R definidas anteriormente. Na tarefa 5 as funções R_t apresentadas nas Eqs. (4) a (7) são reescritas na sua forma de projeto (R_d) através das Eqs. (10) a (13), respetivamente.

$$R_{d,F(ACI/SA)} = A_f \frac{f_{fk}}{\gamma_f} \quad (10)$$

$$R_{d,B(ACI)} = \tau_d L_b p_f \quad (11)$$

$$R_{d,C(SA)} = \eta_c \sqrt{0.73 \varphi_{per}^{0.5} \left(\frac{f_{ck}}{\gamma_c} \right)^{0.67} L_{per} E_f A_f} \quad (12)$$

$$R_{d,B(SA)} = \eta_b \frac{2L_b}{\pi} (0.8 + 0.078 \varphi_{per}) L_{per} \left(\frac{f_{ck}}{\gamma_c} \right)^{0.6} \quad (13)$$

Quadro 2. Distribuições probabilísticas para os estados limite $R_{C(SA)}$ e $R_{B(SA)}$.

Classe do betão	C(SA)		B(SA)	
	R $\sqrt{0.73 \varphi_{per}^{0.5} L_{per} A_f}$	η_c	R $\frac{2L_b}{\pi} (0.8 + 0.078 \varphi_{per}) L_{per}$	η_b
C12/15	LN(1088.39;197.8)	0.73	LN(6.62;4.06)	0.29
C16/20	LN(1156.37;210.15)	0.71	LN(7.38;4.54)	0.27
C20/25	LN(1217.96;220.92)	0.69	LN(8.08;4.96)	0.26
C25/30	LN(1287.07;233.71)	0.68	LN(8.92;5.48)	0.25
C30/37	LN(1348.87;244.79)	0.67	LN(9.73;5.98)	0.25
C35/45	LN(1406.82;255.2)	0.66	LN(10.47;6.44)	0.24
C40/50	LN(1458.9;264.79)	0.66	LN(11.2;6.89)	0.24
C45/55	LN(1507.47;273.62)	0.65	LN(11.88;7.29)	0.24
C50/60	LN(1553.57;281.64)	0.65	LN(12.53;7.71)	0.23
C55/67	LN(1597.68;289.77)	0.65	LN(13.18;8.12)	0.23

A função $R_{d,F(ACI/SA)}$ obteve-se substituindo na Eq. (4) a resistência última do CFRP pelo seu valor característico dividido pelo coeficiente parcial do CFRP a ser determinado. A função $R_{d,B(ACI)}$ foi obtida substituindo a resistência média da ligação, único parâmetro não determinístico existente na Eq. (5), por um equivalente de projeto. As duas funções de projeto restantes, devido à sua formulação, foram convertidas em funções de projeto através da adição de coeficientes globais de segurança (η).

Conforme indicado na secção 1, a obtenção dos coeficientes de segurança é obtida substituindo em cada uma das funções apresentadas anteriormente o seu valor de projeto obtido na tarefa 4. Daí resultou um valor de 1.4 e 1.77 MPa para γ_f e τ_d , respetivamente. No caso dos estados limite C(SA) e B(SA), os coeficientes de segurança obtidos são apresentados no Quadro 2.

Considerando os parâmetros de segurança e as funções de projeto definidas, obtém-se a proposta final de projeto à luz da filosofia dos Eurocódigos. Para tal basta substituir as expressões do Quadro 1 para pelas correspondentes apresentadas nas Eqs. (14) e (15) no caso do ACI e Eqs. (16) a (18) no caso da SA.

$$L_d = \frac{A_f f_{fk} / \gamma_f}{p_f \tau_d} \quad (14)$$

$$F_{fmax,d} = \begin{cases} A_f f_{fk} / \gamma_f & \text{se } L_b \geq L_d \\ A_f f_{fk} / \gamma_f \frac{L_b}{L_d} & \text{se } L_b < L_d \end{cases} \quad (15)$$

$$\tau_d = (0.8 + 0.078\varphi_{per}) \left(\frac{f_{ck}}{\gamma_c} \right)^{0.6} \quad (16)$$

$$\delta_d = \left(0.73\varphi_{per}^{0.5} \left(\frac{f_{ck}}{\gamma_c} \right)^{0.67} \right) / \tau_d \quad (17)$$

$$F_{fmax,d} = \begin{cases} \eta_c \sqrt{\tau_d \delta_d L_{per} E_f A_f} \leq A_f f_{fk} / \gamma_f & \text{se } L_b \geq L_d \\ \eta_b \sqrt{\tau_d \delta_d L_{per} E_f A_f} \frac{L_b}{L_d} \leq A_f f_{fk} / \gamma_f & \text{se } L_b < L_d \end{cases} \quad (18)$$

4. ANÁLISE DOS RESULTADOS

Nas secções que se seguem detalham-se alguns aspetos importantes verificados na análise de fiabilidade realizada e apresentada nas secções anteriores.

4.1. Provetes separados pelo modo de rotura previsto pelas normas

Sendo o modo de rotura (FM) um aspeto crucial na calibração de coeficientes de segurança, foram aplicadas as formulações ACI e SA de modo a perceber se as formulações conforme definidas nas normas são capazes de prever os modos de rotura experimentais. Na Fig. 3 apresentam-se os resultados obtidos.

Conforme se pode verificar, experimentalmente podemos encontrar os cinco modos de rotura possíveis em ensaios de arranque direto. Como já havia sido referido anteriormente, através das normas só se conseguem prever um (ACI) ou dois (SA) modos de rotura de forma explícita, sendo os restantes incluídos no modo de rotura por destacamento. De notar que, no caso da SA, o modo de rotura F não é detetado em nenhum dos 28 provetes em que este ocorre experimentalmente.

Não obstante existirem para todos os modos de rotura experimentais provetes em que o modo de rotura previsto pelas normas está errado, algumas situações são mais preocupantes que outras. De facto, é expectável que o nível de força de arranque instalada no FRP diminua sucessivamente para os modos de rotura F, C e B [1]. Assim, os cenários críticos dizem respeito às situações em que as normas preveem C e ocorre F ou preveem B e ocorre C, já que nestes casos a previsão se encontra sobrestimada, i.e. a previsão é insegura.

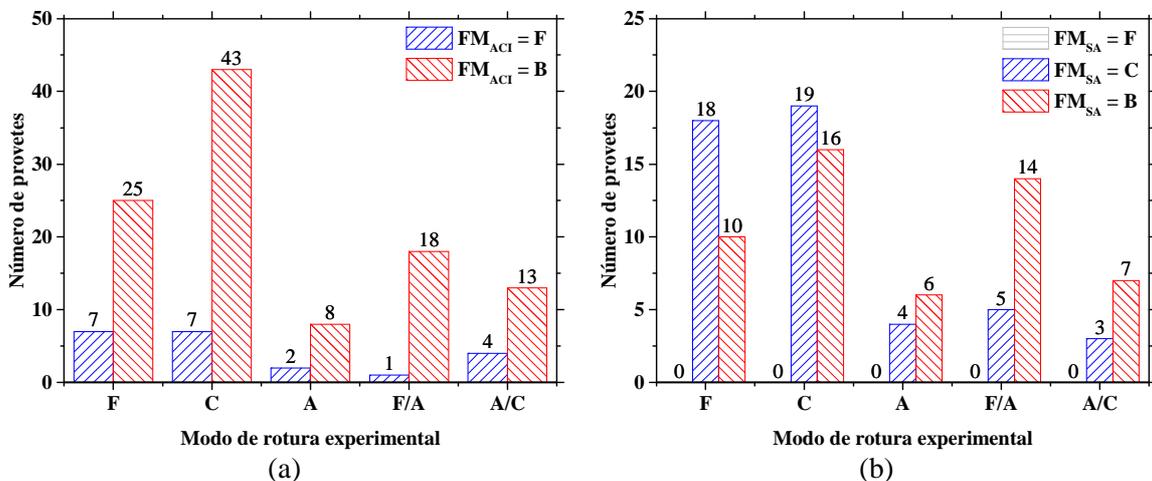


Figura 3. Modos de rotura obtidos nos ensaios *versus* previstos usando a norma: (a) ACI; (b) SA.

4.2. Provetes separados pelo modo de rotura verificado experimentalmente

Tendo-se verificado que as normas não conseguiam prever corretamente o modo de rotura experimental em todos os ensaios disponíveis, procurou verificar-se se admitindo que as previsões estariam corretas, a força de arranque máxima era bem estimada. Para isso, aplicou-se a cada provete a função estado limite teórica correspondente ao modo de rotura experimental, mesmo que a formulação conforme definida na norma indicasse um modo de rotura diferente.

Na Fig. 4 apresentam-se os resultados obtidos. Tal como seria de esperar, nos casos em que o modo de rotura experimental foi F, a diferença entre a força de arranque prevista pelas normas e aquela obtida experimentalmente é muito mais pequena do que nos restantes cenários. Tal prende-se com o facto de, por um lado, existir uma função estado limite exclusivamente dedicada a este modo de rotura e, por outro lado, essa função coincidir com a da previsão da resistência à tração do FRP, que já se encontra muito bem validada. Contrariamente, no caso dos modos de rotura que as normas consideram como sendo B, precisamente por serem tratados vários fenómenos físicos com uma única expressão e por esta não ser tão consensual, as diferenças entre as previsões das normas e a força de arranque experimental são muito maiores. O cenário do modo de rotura C, previsto apenas pela SA, acaba por ser uma situação intermédia das anteriores, na qual embora a função estado limite tenha de ser melhorada, pelo facto de abordar um único fenómeno físico (a rotura coesiva do betão), acaba por apresentar uma dispersão entre previsões razoável.

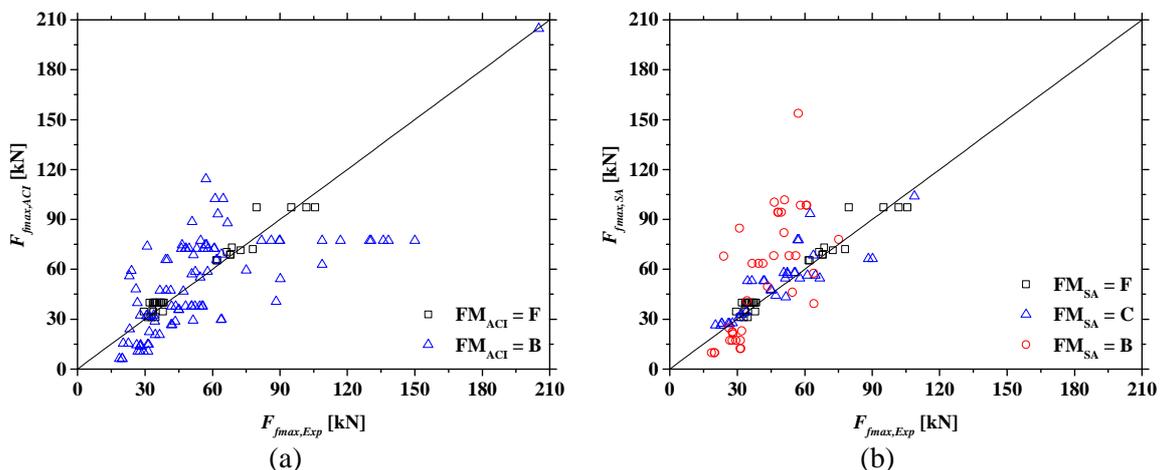


Figura 4. Força de arranque máxima experimental versus a sua previsão considerando a função estado limite correspondente ao modo de rotura experimental usando a norma: (a) ACI; (b) SA.

4.3. Modelos de aderência teóricos versus de projeto

De acordo com os princípios do EC0 [4], um modelo de previsão deve ser capaz de captar o fenómeno que está a prever em termos médios. Isto significa que o erro do modelo de previsão, aqui definido como o rácio entre as forças de arranque máximas experimental ($F_{fmax,Exp}$) e prevista ($F_{fmax,Num}$), deve ser aproximadamente um e apresentar uma dispersão aproximadamente simétrica. Na Fig. 5 apresenta-se, através de barras vermelhas, o erro que se obtém ao aplicar cada uma das normas ACI e SA aos provetes utilizados neste trabalho.

Conforme se pode verificar, para ambas as normas, cerca de 1/3 das previsões apresentam um erro inferior a um, enquanto os restantes 2/3 apresentam erro superior. Isto significa que ambas as normas são conservativas, eventualmente incluindo à partida algum coeficiente de segurança quando este deveria ser obtido *a posteriori*.

Na Fig. 5 também se apresentam os erros associados aos modelos de projeto (barras azuis), i.e. aos modelos teóricos agora afetados dos coeficientes de segurança obtidos neste trabalho (definidos na secção 3). Tal como seria de esperar, com exceção de um provete previsto pela SA que apresenta um

erro de 0.94, todos os restantes apresentam erro superior a um, estando por isso do lado da segurança como se deseja em projeto. Por outro lado, estes resultados também estão em concordância com o esperado na medida em que os erros são maiores (mais conservativos) para os cenários em que os coeficientes de segurança foram mais gravosos. De facto, estes cenários correspondem a situações em que a incerteza quanto ao fenómeno físico é maior, pelo que é necessário ser mais cauteloso na sua previsão.

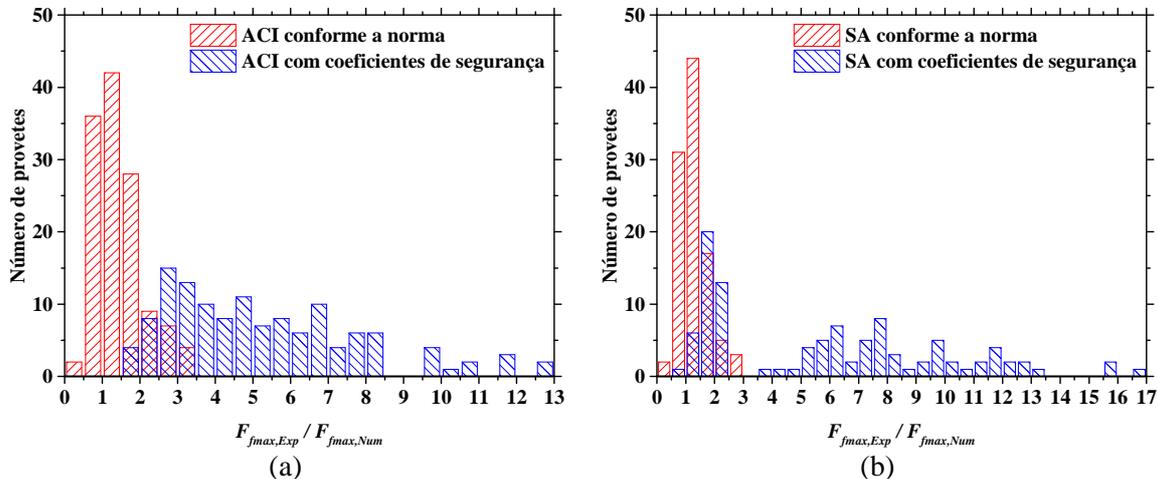


Figura 5. Histogramas dos erros das previsões do modelo de aderência da norma: (a) ACI; (b) SA.

4.4. Coeficientes de segurança obtidos

De acordo com o definido nos Eurocódigos, é desejável que cada parâmetro mecânico apresente um único coeficiente de segurança, independentemente do tipo de utilização em causa. Assim, no caso da resistência à compressão do betão, manteve-se o coeficiente de segurança de 1.5 já previsto no Eurocódigo 2 [11]. Os restantes parâmetros mecânicos existentes diziam respeito ao CFRP e, uma vez que ainda não está contemplado em nenhum Eurocódigo o uso de CFRP, foi possível definir um coeficiente parcial $\gamma = 1.4$ a ser utilizado com as ambas as formulações ACI e SA.

De acordo com o melhor conhecimento dos autores, não existem na literatura coeficientes semelhantes para o uso da técnica NSM com FRP. Existem, no entanto, duas normas [12,13] que apresentam coeficientes similares para o uso de FRP através da técnica EBR. Esta técnica é semelhante à NSM, no entanto o FRP em vez de inserido no betão de recobrimento, é apenas colado na face exterior do elemento de betão. De acordo com essas duas normas, o coeficiente de segurança do FRP pode variar entre 1.1 e 1.5 dependendo do tipo de fibra do FRP e da existência ou não de certificação do material. Assim, verifica-se que o coeficiente de segurança encontrado para o CFRP se encontra dentro deste intervalo de referência.

No caso das funções teóricas definidas na SA para os estados limite de rotura coesiva no betão ou de destacamento optou por se definir coeficientes globais de segurança, quando é preferível que se definam coeficientes parciais e não globais. No entanto, analisando estas funções verifica-se que, com exceção da resistência à compressão do betão (que já tem o coeficiente parcial de segurança de 1.5) apenas o módulo de elasticidade do CFRP aparece enquanto parâmetro mecânico. Todos os restantes parâmetros envolvidos são geométricos. Não é, contudo, usual que se definam coeficientes de segurança para módulos de elasticidade de materiais. Assim, a única alternativa encontrada para que a fiabilidade estrutural fosse introduzida nessas funções foi o uso de coeficientes globais.

5. CONCLUSÕES

Neste trabalho apresentaram-se as principais etapas da análise de fiabilidade realizada sobre duas das mais importantes normas de projeto para sistemas NSM FRP no reforço de estruturas de betão. Uma das

principais conclusões que se podem extrair desta análise é a de que é necessário realizar mais ensaios (de arranque e de caracterização mecânica dos FRP) de modo a permitir estabelecer modelos probabilísticos mais fiáveis. Por outro lado, é urgente que se defina um ensaio de arranque direto normalizada, uma vez que grande parte dos erros dos modelos de aderência poderá estar associada às diferentes configurações de ensaio e não aos próprios modelos de aderência.

Independentemente das limitações indicadas atrás, a conclusão mais importante deste trabalho é a de que passam a estar disponíveis formulações de projeto compatíveis e possíveis de utilizar à luz da filosofia dos coeficientes de segurança preconizada nos Eurocódigos.

6. AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi apoiado por fundos nacionais através da FCT e cofinanciado pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) através do Programa Operacional Fatores de Competitividade e internacionalização (POCI) e do Programa Regional de Lisboa no âmbito dos projetos FRPLongDur POCI-01-0145-FEDER-016900 (PTDC/ECM-EST/1282/2014) e POCI-01-0145-FEDER-007633. O primeiro autor gostaria também de agradecer a bolsa de doutoramento número SFRH/BD/87443/2012 concedida pela FCT.

REFERÊNCIAS

- [1] Coelho M; Sena-Cruz J; Neves L. (2015) A review on the bond behavior of FRP NSM systems in concrete. *Construction and Building Materials*, Vol. 93, pp. 1157–69.
- [2] ACI. (2008) Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures. *4402R-08*, American Concrete Institute, USA.
- [3] SA. (2008) Design handbook for RC structures retrofitted with FRP and metal plates: beams and slabs. *HB 305-2008*, Standards Australia, Australia.
- [4] CEN. (2002) Eurocode 0: Basis of structural design. *EN 1990:2002 E*, Comité Européen de Normalisation, Bruxelles.
- [5] Bilotta A, Ludovico M, Nigro E. (2011) FRP-to-concrete interface debonding: experimental calibration of a capacity model. *Composites Part B: Engineering*, Vol. 42(6), pp. 1539–53.
- [6] Bilotta A, Faella C, Martinelli E, Nigro E. (2013) Design by testing procedure for intermediate debonding in EBR FRP strengthened RC beams. *Engineering Structures*, Vol. 46, pp. 147–54.
- [7] Monti G, Alessandri S, Santini S. (2009) Design by testing: a procedure for the statistical determination of capacity models. *Construction and Building Materials*, Vol. 23(4), pp. 1487–94.
- [8] Monti G, Santini S. (2002) Reliability-based calibration of partial safety coefficients for fiber-reinforced plastic. *Journal of Composites for Construction*, Vol. 6(3), pp. 162–7.
- [9] Gomes, S.; Neves, L.; Dias-da Costa, D.; Fernandes, P.; Julio, E. (2013) Probabilistic models for mechanical properties of prefabricated CFRP. In: *FRPRCS11*, Guimarães, Portugal.
- [10] JCSS. (2001) Probabilistic model code. *The Joint Committee on Structural Safety*.
- [11] CEN. (2004) Eurocode 2: Design of concrete structures. *EN 1992-1-1:2004 E*, Comité Européen de Normalisation, Bruxelles.
- [12] CNR. (2012) Istruzioni per la progettazione, l'esecuzione ed il controllo di interventi di consolidamento statico mediante l'utilizzo di compositi fibrorinforzati. *CNR-DT 200 R1/2012*, National Research Council, Roma, Itália.
- [13] CSA. (2006) Canadian highway bridge design code. *CAN/CSA S6-06*, Canadian Standards Association, Canadá.