

Confiabilidade estrutural de vigas de concreto armado danificadas e recuperadas com lâminas de PRFC

Structural reliability of damaged RC beams rehabilitated with CFRP sheets

Charlei Marcelo Paliga

Universidade Federal do Rio Grande –FURG, Rio Grande, RS

e-mail: charlei.paliga@ufrgs.br

Américo Campos Filho

Universidade Federal do Rio Grande do Sul –UFRGS, Porto Alegre, RS

e-mail: americo@ufrgs.br

Mauro de Vasconcellos Real

Universidade Federal do Rio Grande –FURG, Rio Grande, RS

e-mail: mauro@dmc.furg.br

RESUMO: O objetivo deste trabalho é estudar a confiabilidade de vigas de concreto armado que sofreram uma perda de 10%, 20% e 30% na armadura tracionada de flexão, e foram recuperadas pela colagem, em suas faces tracionadas, de polímeros reforçados com fibras de carbono projetados segundo as recomendações da *fib* bulletin 14 “*Externally bonded FRP reinforcement for RC structures*”. Para avaliar a confiabilidade destas vigas foi empregado o método de simulação de Monte Carlo juntamente com um modelo não-linear de elementos finitos. Os resultados mostraram que a confiabilidade das vigas recuperadas ficou igual ou superior a confiabilidade das vigas originais.

ABSTRACT: This work aims at studying the reliability of reinforced concrete beams that suffered a loss of 10%, 20% and 30% in the tensioned reinforcement. These beams were rehabilitated by the CFRP sheets bonded in their tensioned faces, designed according to the recommendations of *fib* bulletin 14 “*Externally bonded FRP reinforcement for RC structures*”. In order to evaluate the reliability of these beams it was employed the Monte Carlo method with a nonlinear finite element model. The results showed that the reliability of the rehabilitated RC beams was equal or larger than the reliability of the original RC beams.

1. INTRODUÇÃO

O concreto armado é um material de construção bastante conhecido e amplamente utilizado por possuir uma grande durabilidade, por se adaptar a um grande número de formas desejadas, por possuir um custo relativamente baixo e por ter como característica a união da elevada resistência à compressão do concreto com a excelente capacidade do aço de absorver esforços de tração. Entretanto, diversos problemas como sobrecarga, mudança de utilização, corrosão das armaduras, fissuração e localização em meio ambiente agressivo podem conduzir a uma diminuição ou a uma perda da sua capacidade de absorver esforços. Nestas situações, é necessária uma intervenção

para restabelecer a capacidade resistente da estrutura. Desta maneira, a estrutura poderá voltar a ser utilizada de modo seguro durante sua vida útil. Entre as técnicas mais utilizadas em todo mundo para o reforço ou recuperação estrutural, destacam-se o uso de argamassas de alta resistência, a protensão externa, a recuperação com chapas de aço, ou o uso de materiais compósitos, tais como laminados à base de fibras de carbono, de vidro, ou de aramida com uma matriz de resina polimérica.

Os materiais compósitos à base de resinas poliméricas e de fibras de carbono, os chamados Polímeros Reforçados com Fibras de Carbono (PRFC), vêm apresentando, nos últimos anos, um crescente índice de utilização devido às vantagens

de elevada resistência à tração, baixo peso, facilidade de manuseio e de aplicação, e imunidade à corrosão. Assim, no projeto de reforço ou recuperação de uma estrutura utilizando-se este material, é fundamental garantir, além de sua funcionalidade, a sua segurança em relação à ruptura frente aos esforços solicitantes. Desta maneira, surge a seguinte pergunta: qual o nível de segurança (confiabilidade) alcançado no projeto de reforço ou recuperação de estruturas de concreto armado com o emprego de materiais compósitos à base de fibras de carbono?

Visando contribuir para a obtenção da resposta da pergunta feita acima, o objetivo deste trabalho é, empregando o método de simulação de Monte Carlo combinado a um modelo de Elementos Finitos, que represente adequadamente o comportamento de vigas de concreto armado reforçadas com materiais compósitos à base de fibras de carbono, avaliar o nível de segurança atingido no projeto de recuperação estrutural segundo as recomendações da *fib* bulletin 14 [1].

Para a análise do comportamento das vigas de concreto armado, antes e após a recuperação com PRFC, um modelo não-linear de elementos finitos foi utilizado. Em muitos casos, o modo de ruptura das vigas de concreto armado reforçadas com material compósito está relacionado ao descolamento do sistema de reforço, por consequência disso, é utilizado um elemento unidimensional de interface entre a viga de concreto armado e o sistema de reforço estrutural para prever este tipo de comportamento.

Para a aplicação do método de simulação de Monte Carlo, inicialmente devem ser atribuídas distribuições de probabilidade que representem apropriadamente as propriedades do concreto, aço, PRFC e da interface entre a viga e o PRFC, assim como também é feito para o carregamento. Um conjunto de dados de entrada em cada simulação numérica é gerado aleatoriamente de acordo com as distribuições de probabilidade prescritas. Cada viga é, então, analisada com o modelo de elementos finitos até a ruptura. Os resultados de cada análise, chamada de simulação, são armazenados. Este procedimento é repetido inúmeras vezes até que a convergência estatística dos resultados seja alcançada.

Como resultado final, através de um tratamento estatístico dos resultados obtidos, a confiabilidade alcançada no projeto de cada viga pode ser determinada. Como conclusão é apresentado um

estudo comparativo entre os índices de confiabilidade e probabilidades de falha obtidos para as vigas originais, para as vigas danificadas e para as vigas recuperadas.

Vários trabalhos já foram realizados para avaliar a segurança de estruturas reforçadas com materiais compósitos. Plevris et al. [2] avaliaram a confiabilidade de seções transversais de concreto armado reforçadas à flexão. Okeil et al. [3] investigaram a confiabilidade de vigas de pontes reforçadas à flexão. Val [4] avaliou a confiabilidade de pilares com confinamento realizado através de material compósito à base de fibras. Atadero et al. [5] estudaram o efeito da variabilidade das propriedades dos materiais na confiabilidade de lajes de pontes reforçadas à flexão. Em relação a estes estudos anteriores, este trabalho acrescenta a contribuição de um modelo de elementos finitos mais sofisticado para representar o comportamento de vigas reforçadas [6,7], bem como a inclusão da possibilidade de ruptura por descolamento do reforço.

2. FORMULAÇÃO DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Para a representação do concreto são utilizados elementos bidimensionais para análise de estados planos de tensão. Estes elementos são isoparamétricos quadráticos, com oito pontos nodais, sendo que cada nó possui dois graus de liberdade.

Utiliza-se neste trabalho, para a representação da armadura, o modelo incorporado proposto por Elwi e Hrudey [8]. Já para o reforço externo são usados elementos discretos de barra de treliça plana, quadráticos, com três pontos nodais.

A transferência de esforços entre o sistema de reforço e o concreto gera tensões de cisalhamento na interface entre os dois materiais, assim, para o cálculo destas tensões devem ser conhecidos os deslocamentos relativos entre eles. Para tal, é incluído no modelo de elementos finitos um elemento especial de interface para simular a aderência entre o substrato de concreto e o sistema de reforço estrutural, baseado no trabalho de Adhikary e Mutsuyoshi [9].

O elemento finito isoparamétrico, que é aqui apresentado, consiste em um elemento de interface unidimensional, com seis pontos nodais, funções quadráticas de interpolação e espessura nula, conforme apresentado na fig. 1.

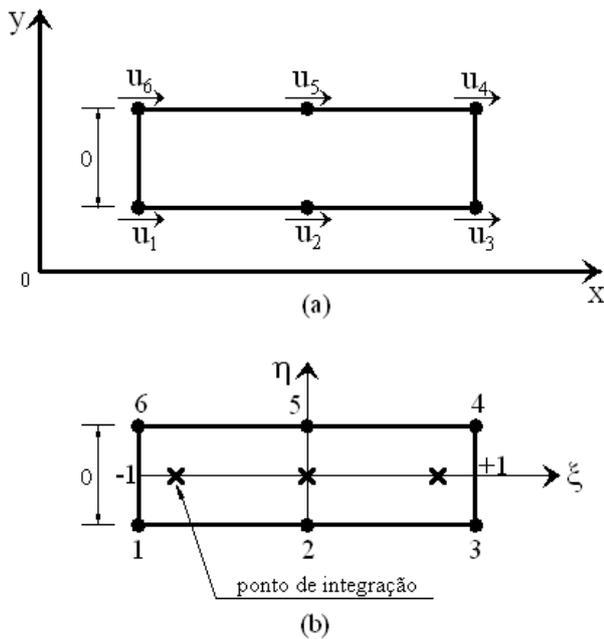


Fig. 1 – Sistema global e local para o elemento de interface

Pelo fato da espessura do elemento de interface ser nula, é suficiente representá-lo através de pseudo nós equivalentes 1', 2' e 3' conforme a fig. 2. Assim, a definição do elemento é feita através da coordenada "x" dos pseudo nós no sistema global da estrutura.

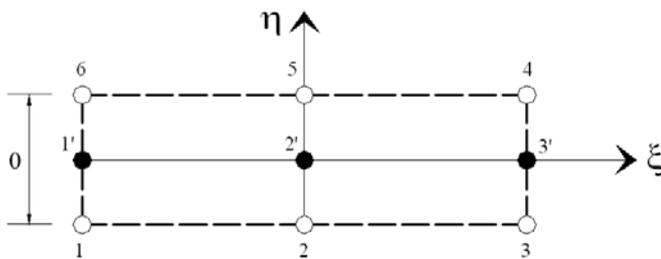


Fig. 2 – Equivalentes pseudo nós

No processo de discretização em elementos finitos, os nós da face inferior do elemento de interface serão comuns aos nós do elemento de reforço adjacente, enquanto que os nós da face superior do mesmo elemento de interface serão comuns aos nós da face inferior do elemento adjacente de concreto. Na fig. 3 é ilustrado como os elementos adjacentes de reforço e concreto são conectados através do elemento de interface.

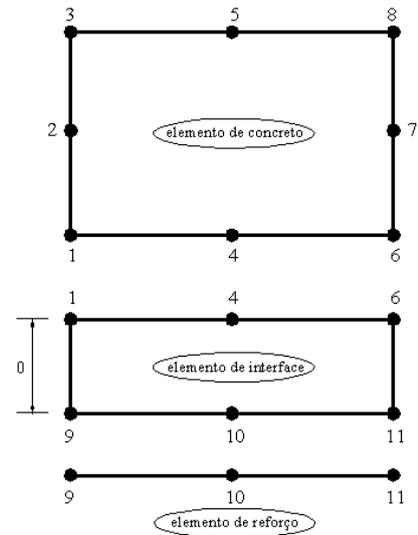


Fig. 3 – Conexão entre os elementos

Diferentemente dos casos onde as tensões são funções das deformações, as tensões de aderência geradas entre o substrato de concreto e o reforço são funções do deslizamento entre os dois materiais. Assim, sabendo-se que o deslocamento em um ponto qualquer do elemento é obtido mediante a interpolação dos deslocamentos dos pontos nodais do elemento, o deslizamento "s" em um ponto qualquer pode ser obtido através de:

$$s = N'_1(u_6 - u_1) + N'_2(u_5 - u_2) + N'_3(u_4 - u_3) \quad (1)$$

3. MODELO CONSTITUTIVO DOS MATERIAIS

Uma representação consistente do comportamento mecânico dos materiais envolvidos na análise estrutural é de grande importância para um bom desempenho da análise numérica através do método dos elementos finitos. Assim, modelos matemáticos devem ser estabelecidos para o desenvolvimento das relações constitutivas (leis tensão-deformação) dos materiais concreto, aço e do sistema de reforço. Um modelo constitutivo para a transferência de tensões entre o substrato de concreto e o reforço estrutural também precisa ser estabelecido.

Para a representação do comportamento do concreto sob cargas monotônicas, crescentes de curta duração, é empregado um modelo constitutivo bidimensional desenvolvido por Darwin e Pecknold [10]. Este modelo é recomendado pelo Código Modelo CEB-FIP 1990 [11] e foi usado com sucesso por Real et al. [12].

Para a representação do comportamento mecânico da armadura é suficiente um modelo constitutivo uniaxial. Deste modo, o aço é modelado segundo um esquema elástico bilinear. Depois de atingida a deformação de escoamento, é possível, ainda, considerar-se certo enrijecimento do material até ser alcançada a deformação de ruptura.

Os materiais compósitos à base de fibras de carbono se caracterizam por atingir a ruptura sem apresentar qualquer escoamento. Desta maneira, adota-se para o PRFC um comportamento elástico linear até ser atingida a sua tensão de ruptura.

O modelo de aderência entre os materiais adotado neste trabalho segue a relação tensão de aderência(τ)-deslizamento(s), para carregamento monotônico, indicado pelo Código Modelo CEB-FIP 1990 [11], como mostrado na fig. 4.

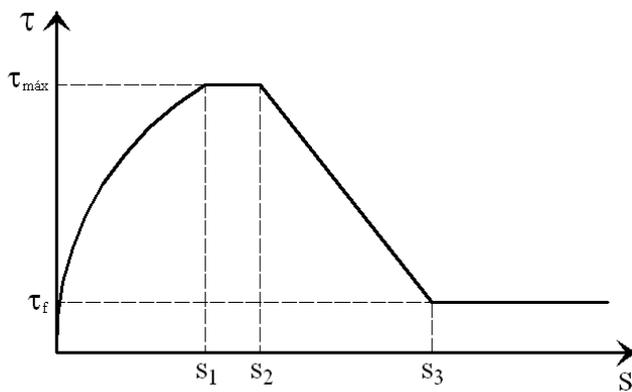


Fig. 4 – Relação tensão de aderência - deslizamento

Os parâmetros adotados foram retirados de estudos realizados por Silva [13] e encontram-se na tabela 1.

Tabela 1 – Parâmetros para a definição da tensão de aderência para PRFC

	PRFC
s_1	0,08 mm
s_2	0,08 mm
s_3	0,65 mm
α	0,6
$\tau_{máx}$	3,5 MPa
τ_f	0,1 $\tau_{máx}$

4. FORMULAÇÃO PARA ANÁLISE DA CONFIABILIDADE

Uma maneira de se determinar o efeito da variabilidade das propriedades dos materiais no comportamento da estrutura reforçada é a utilização do método de simulação de Monte Carlo [14]. Em primeiro lugar, as variabilidades dos principais parâmetros que influenciam o comportamento da estrutura devem ser representadas através de distribuições de probabilidade definidas. Em segundo lugar, deve-se dispor de um modelo matemático que relacione os principais parâmetros do comportamento da estrutura com o seu desempenho sob determinado carregamento.

Para a definição do índice de confiabilidade β , é necessário definir-se, primeiramente, a variável aleatória margem de segurança M , como sendo a diferença entre a resistência R (carga de ruptura) da estrutura, e a solicitação S , à qual a estrutura é submetida [14], ou seja:

$$M = R - S = R - (g + q) \quad (2)$$

onde g é a parcela permanente do carregamento e q a carga variável.

Uma vez definida a variável aleatória margem de segurança M , e tendo esta uma distribuição normal de probabilidade, o índice de confiabilidade β , que é um indicativo do grau de segurança contra a falha ou ruína da estrutura, é obtido pela relação entre o valor médio (μ_M) e o desvio padrão (σ_M) da margem de segurança, ou seja:

$$\beta = \frac{\mu_M}{\sigma_M} \quad (3)$$

A probabilidade de falha P_f para uma estrutura que possua uma margem de segurança com distribuição normal será calculada através da equação:

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad (4)$$

onde Φ é a função de probabilidade acumulada da margem de segurança.

5. DESCRIÇÃO DAS VIGAS ANALISADAS

Para a avaliação da confiabilidade alcançada no projeto da recuperação estrutural das vigas de concreto armado danificadas, seguindo as recomendações de projeto da *fib* bulletin 14 [1], foram analisadas três vigas biapoiadas, com seção transversal retangular de 12 cm x 40 cm, vão de 4,00 m, e que foram submetidas a uma carga uniformemente distribuída. As propriedades geométricas, configuração do carregamento e armaduras, são apresentadas através da fig. 5.

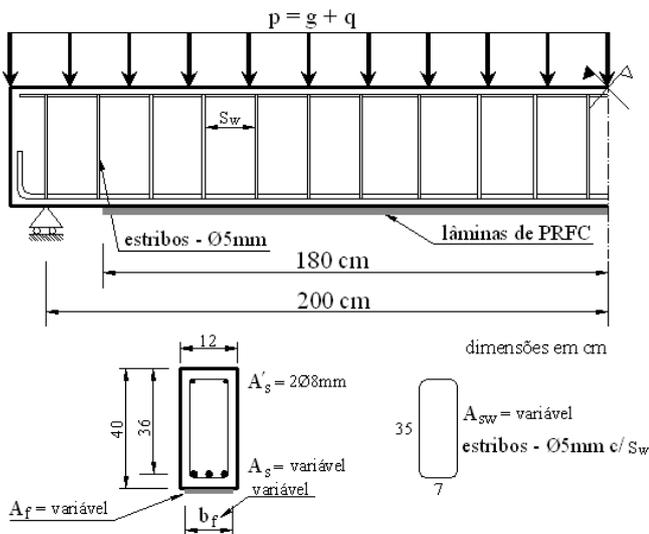


Fig. 5 – Detalhes das vigas analisadas

As vigas, designadas por V1, V2 e V3, foram projetadas de acordo com as especificações da NBR 6118 [15] para cargas de serviço $p_k = g_k + q_k$, respectivamente iguais a 10 kN/m, 15 kN/m e 20 kN/m. Sendo g_k a carga permanente e q_k a carga variável. Uma relação $g_k / (g_k + q_k)$ igual a 0,75 foi considerada.

As propriedades mecânicas dos materiais utilizadas nos projetos das vigas V1, V2 e V3, são apresentadas na tabela 2, onde f_k é o valor característico da resistência, f_m é o valor médio da resistência, σ_f é o desvio padrão da resistência, V_f é o coeficiente de variação da resistência, E_m é o valor médio do módulo de elasticidade do material, e a distribuição de probabilidade adotada para a resistência do material é indicada na última coluna da direita.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas dos materiais

Mat.	f_k	f_m	σ_f	V_f	E_m	Distrib. Probab.
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[%]	[GPa]	
Conc.	20	26,6	4	15	29,77	Normal
CA-50	500	598,4	59,8	10	210	Normal
CA-60	600	718,1	71,8	10	210	Normal
PRFC	3099,5	3400	170	5	230	Weibull

Após o dimensionamento das vigas, considerou-se que ocorreram perdas de área da seção transversal da armadura tracionada da ordem de 10%, 20% e 30%. Então, seguindo as recomendações da *fib* bulletin 14 [1], foram projetados reforços à flexão, em lâminas de PRFC colados na face tracionada das vigas, com as propriedades dadas na tabela 2, recuperando a capacidade de carga original das vigas. As tabelas 3, 4 e 5 apresentam as áreas de armadura de flexão, já descontadas as perdas, bem como a área de reforço em PRFC necessária em cada caso, para repor a capacidade resistente inicial de cada viga.

Tabela 3 - Áreas de aço e de PRFC (10% de dano)

Vigas danificadas	Dano = 0%		Dano = 10%		Área PRFC
	A_s	ρ	A_s	ρ	
	[cm ²]	As/b.d	[cm ²]	As/b.d	[cm ²]
V1	1,95	0,45%	1,76	0,41%	0,0488
V2	3,08	0,71%	2,77	0,64%	0,0733
V3	4,37	1,01%	3,93	0,91%	0,0980

Tabela 4 - Áreas de aço e de PRFC (20% de dano)

Vigas danificadas	Dano = 0%		Dano = 20%		Área PRFC
	A_s	ρ	A_s	ρ	
	[cm ²]	As/b.d	[cm ²]	As/b.d	[cm ²]
V1	1,95	0,45%	1,56	0,36%	0,0650
V2	3,08	0,71%	2,46	0,57%	0,0877
V3	4,37	1,01%	3,50	0,81%	0,1687

Tabela 5 - Áreas de aço e de PRFC (30% de dano)

Vigas danificadas	Dano = 0%		Dano = 30%		Área PRFC
	A _s	ρ	A _s	ρ	A _f
	[cm ²]	As/b.d	[cm ²]	As/b.d	[cm ²]
V1	1,95	0,45%	1,37	0,32%	0,0980
V2	3,08	0,71%	2,16	0,50%	0,1388
V3	4,37	1,01%	3,06	0,71%	0,2880

Para o carregamento aplicado, considerou-se que a carga permanente possui uma distribuição normal de probabilidade com valor médio 5% maior que o seu valor característico, e coeficiente de variação de 10%. Admitiu-se, também, que a carga variável obedece a uma distribuição de valores extremos máximos do tipo I, possuindo um coeficiente de variação de 25%, e que seu valor médio seja igual ao seu valor característico [16].

A composição do carregamento aplicado às vigas V1, V2 e V3 é apresentada nas tabelas 6 e 7.

Tabela 6 – Composição do carregamento (carga permanente)

Vigas	Carga total	Carga permanente			
	P _k	g _k	g _m	V _g	Distrib
	[kN/m]	[kN/m]	[kN/m]	[%]	
V1	10	7,5	7,875	10	Normal
V2	15	11,25	11,813	10	Normal
V3	20	15	15,750	10	Normal

Tabela 7 – Composição do carregamento (carga variável)

Vigas	Carga total	Carga variável			
	P _k	q _k	q _m	V _q	Distrib
	[kN/m]	[kN/m]	[kN/m]	[%]	
V1	10	2,5	2,5	25	Extremos Tipo I
V2	15	3,75	3,75	25	Extremos Tipo I
V3	20	5	5	25	Extremos Tipo I

6. RESULTADOS OBTIDOS

Para cada uma das vigas analisadas, V1, V2 e V3, foram gerados aleatoriamente mil valores para a carga permanente, com uma distribuição normal de probabilidade, e valores médios e coeficientes de variação indicados na tabela 6. Da mesma maneira, mil valores foram gerados aleatoriamente para a carga variável, com distribuição de valores extremos máximos do tipo I, valores médios e coeficientes de variação mostrados na tabela 7. A carga total aplicada às vigas foi obtida, então, pela soma da carga permanente mais a carga variável. Para as três vigas a distribuição de probabilidade da carga total resultou em uma distribuição normal.

Para a análise das resistências (cargas de ruptura) das vigas originais, danificadas e recuperadas, utilizou-se o método de simulação de Monte Carlo juntamente com o modelo não-linear de elementos finitos apresentado nas seções 2 e 3. Nas análises das vigas V1, V2 e V3, originais, com três níveis de dano da armadura de tração, e recuperadas pela colagem de lâminas de PRFC, gerou-se aleatoriamente as propriedades dos materiais conforme as distribuições que lhes foram prescritas, e então, foi obtida a carga de ruptura (capacidade resistente) através do modelo de elementos finitos. Para cada uma das análises, mil simulações foram feitas, obtendo-se, deste modo, mil valores para a carga de ruptura.

6.1. Viga V1

Da análise probabilística, ou seja, através das mil simulações de Monte Carlo, foram obtidos os resultados apresentados na tabela 8 para a viga V1 original (sem dano da armadura de tração), danificada e após a recuperação estrutural através da colagem de PRFC. Testes de Kolmogorov-Smirnov [17] foram utilizados para verificar se as cargas de ruptura podem ser representadas por uma distribuição normal de probabilidade, sendo que para um nível de significância de 5% e com um número de mil amostras, o valor crítico é de 0,043.

A viga V1 em situação original apresentou uma carga média de ruptura de 21,10 kN/m, com 8,77% de coeficiente de variação, índice de confiabilidade de 5,11 e uma correspondente probabilidade de falha de $1,6 \times 10^{-7}$.

O teste de Kolmogorov-Smirnov [17], com valor de 0,0418, indicou que a carga de ruptura da

viga V1 em situação original pode ser representada por uma distribuição normal de probabilidade.

Tabela 8 – Análise probabilística da Viga V1

Viga V1	10% de dano		20% de dano		30% de dano	
	Danif	Rec.	Danif	Rec.	Danif	Rec.
R_m [kN/m]	19,13	21,04	17,04	20,16	14,95	20,18
V_R [%]	8,68	8,51	8,59	7,91	7,91	7,03
β	4,49	5,15	3,82	5,11	3,04	5,69

6.2. Viga V2

A viga V2 não danificada apresentou uma carga média de ruptura de 32,06 kN/m, com 9,40% de coeficiente de variação. Para o seu índice de confiabilidade obteve-se o valor de 4,85 com correspondente probabilidade de falha de $6,20 \times 10^{-7}$. Com os resultados obtidos da análise probabilística da viga V2, pôde-se construir a tabela 9 que mostra todos os resultados das situações de análise.

Tabela 9 – Análise probabilística da Viga V2

Viga V2	10% de dano		20% de dano		30% de dano	
	Danif	Rec.	Danif	Rec.	Danif	Rec.
R_m [kN/m]	29,16	32,79	26,09	30,60	23,04	30,66
V_R [%]	9,30	7,96	8,90	7,81	9,03	7,05
β	4,25	5,69	3,87	5,17	2,93	5,61

6.3. Viga V3

Da análise probabilística da viga V3 obteve-se uma carga média de ruptura de 43,18 kN/m, com 8,51% de coeficiente de variação para sua situação original. Para sua margem de segurança, obteve-se um valor médio de 22,51 kN/m com 4,13 kN/m de desvio padrão. Para o teste de Kolmogorov-Smirnov [17], obteve-se como maior diferença entre a distribuição de frequência acumulada, obtida através das amostras da carga de ruptura, e a função de probabilidade acumulada admitida como normal, o valor de 0,0197. Como este valor

ficou abaixo da maior diferença que pode ser alcançada, e observando-se o histograma da margem de segurança apresentado na fig. 6, pode-se dizer que margem de segurança da viga V3 original segue uma distribuição normal de probabilidade.

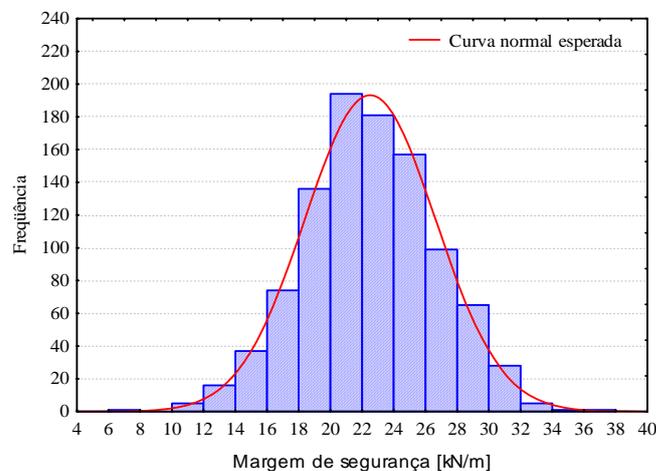


Fig. 6 – Margem de segurança: Viga V3 original

Como consequência do dano de 30% aplicado na armadura inferior, houve uma queda de 26,22% na carga média de ruptura em relação à viga V3 original. Assim, a carga média de ruptura ficou em 31,86 kN/m com 9,56% de coeficiente de variação.

A carga média de ruptura aumentou em 41,75% quando da recuperação do dano de 30% da armadura de tração. Com um coeficiente de variação de 5,67%, o valor médio da carga de ruptura foi de 45,16 kN/m. Note-se a proximidade do coeficiente de variação da carga de ruptura com o coeficiente de variação da resistência do PRFC (ver tabela 2), indicando sua grande influência na ruptura da viga V3 recuperada do dano de 30%. A carga média de ruptura ficou 4,59% maior em relação à viga V3 original, sendo que o coeficiente de variação diminuiu de 8,51% (viga original) para 5,67% (viga recuperada). Uma queda na variabilidade da resposta, fazendo com que o índice de confiabilidade aumentasse. Diminuindo, desse modo, a probabilidade de falha da viga recuperada do dano de 30% em relação à viga original.

Um indicativo de queda na confiabilidade estrutural se obtém quando a função de probabilidade acumulada da resistência aproxima-se da função densidade de probabilidade do carregamento (ou efeito do carregamento). Este fato é observado nas figs. 7 e 8. Para a situação original da viga V3, a região de sobreposição entre

a função de probabilidade acumulada da resistência e a função densidade de probabilidade da solicitação nos indica uma baixíssima probabilidade de falha.

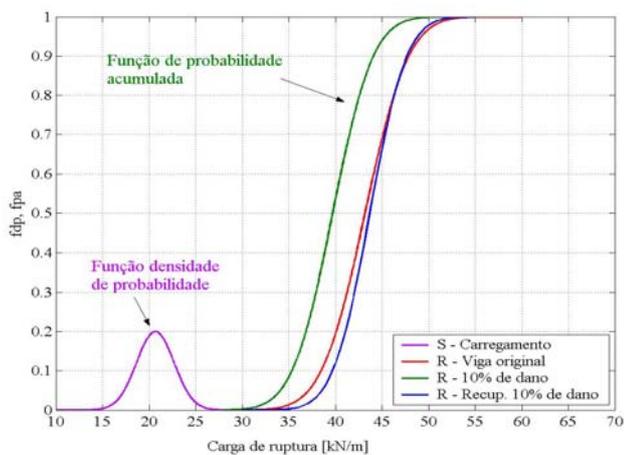


Fig. 7 – Representação do problema R-S em termos de $f_S(s)$ e $F_R(r)$ - 10% de dano

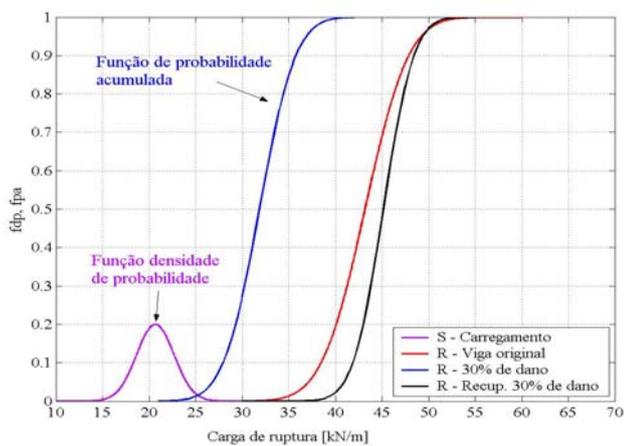


Fig. 8 – Representação do problema R-S em termos de $f_S(s)$ e $F_R(r)$ - 30% de dano

Por outro lado, fica evidente através da observação das mesmas figuras a gradativa aproximação entre estas duas funções, aumentando a região de sobreposição, e gerando uma queda na confiabilidade estrutural com o aumento do dano da armadura. Desta maneira, é de fácil constatação a queda na confiabilidade das vigas de concreto armado com o dano em suas armaduras tracionadas quando comparadas a sua situação original.

Quando se fez a recuperação das vigas danificadas as funções de probabilidade acumulada da resistência se afastaram novamente da função densidade de probabilidade da solicitação, indicando aumento de confiabilidade em relação às vigas danificadas.

Nas figs. 9, 10, 11 e 12 são apresentados, respectivamente, a variação com o aumento do dano da armadura de tração da carga média de ruptura e de seu coeficiente de variação, do índice de confiabilidade e da probabilidade de falha.

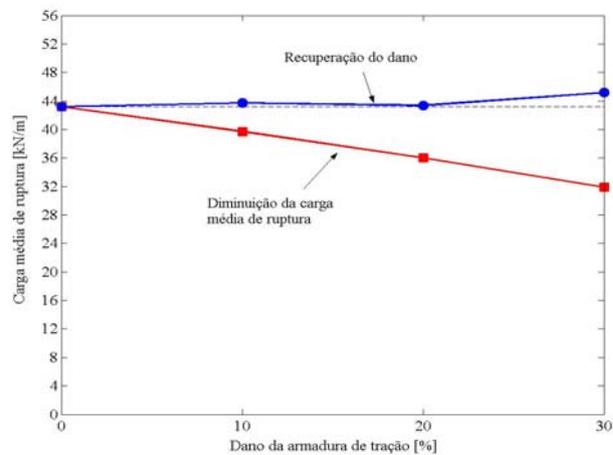


Fig. 9 – Variação da carga média de ruptura com o dano: Viga V3

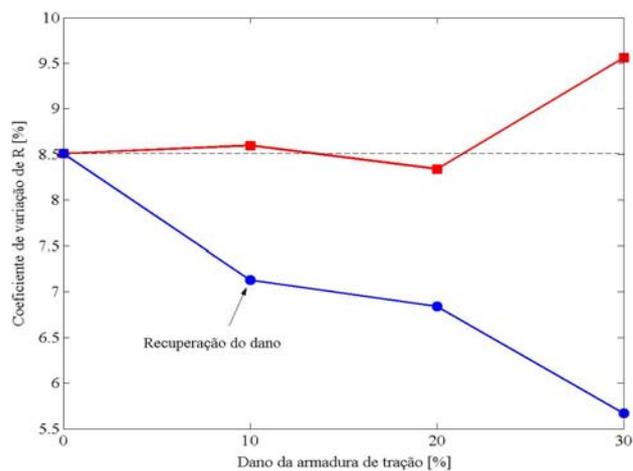


Fig. 10 – Coeficiente de variação da carga de ruptura com o dano: Viga V3

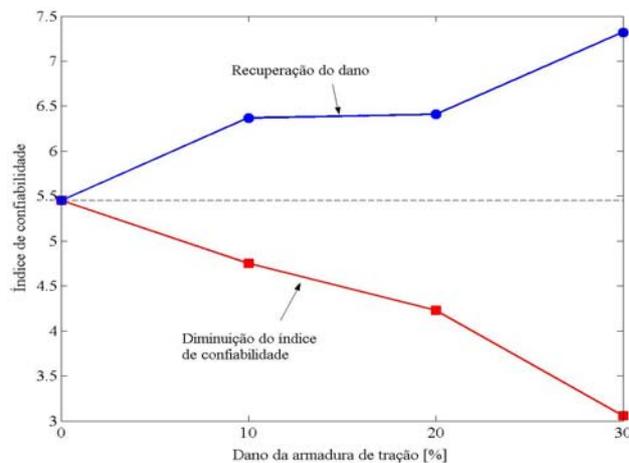


Fig. 11 – Variação do índice de confiabilidade com o dano: Viga V3

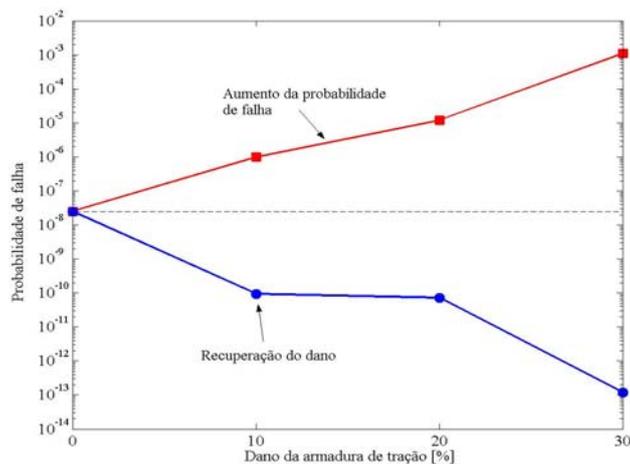


Fig. 12 – Variação da probabilidade de falha com o dano: Viga V3

7. CONCLUSÕES

Este artigo teve como objetivo apresentar uma avaliação da segurança estrutural de vigas de concreto armado que sofreram danos em sua armadura tracionada de flexão, e foram recuperadas através da colagem de material compósito à base de fibras de carbono e resinas poliméricas para a absorção da parcela dos esforços de tração perdida pelo dano aplicado às barras de aço tracionadas. O projeto da área necessária de PRFC para a sua contribuição na absorção dos esforços de tração foi feito seguindo as recomendações da *fib* bulletin 14 [1].

Após a apresentação dos resultados numéricos obtidos das análises probabilísticas, através das simulações de Monte Carlo juntamente com o modelo não-linear de elementos finitos, se faz necessária uma discussão sobre os resultados obtidos.

Pode-se dizer que a resistência (carga de ruptura) e a margem de segurança das vigas analisadas podem ser representadas por uma distribuição normal de probabilidade.

As vigas originais, projetadas de acordo com as especificações da NBR 6118 [15], apresentaram probabilidades de falha P_f perfeitamente aceitáveis. O Eurocode CEN ENV 1991-1 [18] fornece o valor de referência para β de 3,8, com uma correspondente probabilidade de falha de $7,2 \times 10^{-5}$. Considera-se este valor de referência para projetos de prédios residenciais, comerciais, hotéis e escolas, para o Estado Limite Último com período de vida útil de 50 anos. Para as vigas originais os índices de confiabilidade ficaram entre

4,85 e 5,45, valores bem superiores ao valor de referência.

Quando as vigas foram submetidas às reduções de 10%, 20% e 30% na área da seção transversal da armadura longitudinal de tração, as cargas médias de ruptura diminuíram quase que linearmente, indicando que a queda da carga de ruptura é proporcional ao dano sofrido pela armadura. Os índices de confiabilidade também sofreram decréscimos quase que lineares com o aumento do dano da armadura. Por consequência disso, houve um aumento na probabilidade de falha das vigas danificadas em relação às vigas originais. Quando as vigas sofreram danos de 10% na armadura tracionada, os índices de confiabilidade ficaram entre 4,2 e 4,8, indicando um nível de confiabilidade aceitável quando comparado ao índice de confiabilidade de referência ($\beta=3,8$). Para os danos de 20% na armadura de tração, V1 e V2 apresentaram índices de confiabilidade muito próximos ao valor de referência, respectivamente 3,82 e 3,87. Entretanto, os casos onde a queda na confiabilidade foi mais pronunciada aconteceram para o dano de 30% da armadura de tração, onde o índice de confiabilidade ficou entre 2,9 e 3,10, gerando uma probabilidade de falha da ordem de 10^{-3} . Este valor indica um baixo grau de segurança das vigas danificadas em relação à ruptura, necessitando, deste modo, que se fizesse uma intervenção para sua recuperação estrutural.

O projeto de recuperação estrutural através do uso de PRFC, seguindo as recomendações da *fib* bulletin 14 [1], fez com que as resistências médias das vigas fossem recuperadas ou ficassem muito próximas das resistências médias das vigas originais. Sendo este o objetivo quando uma estrutura apresenta um estado avançado de degradação e se toma a decisão de uma intervenção para a sua recuperação estrutural.

Constatou-se, através dos estudos probabilísticos, que o coeficiente de variação das cargas de ruptura das vigas recuperadas, que é um parâmetro da variabilidade da resposta em torno de um valor médio, sofreu uma redução quando comparado ao coeficiente de variação das cargas de ruptura das vigas originais. Devido ao fato da proximidade das cargas médias de ruptura das vigas recuperadas e das vigas originais, e das reduções dos coeficientes de variação das cargas de ruptura das vigas recuperadas em relação às vigas originais, houve um aumento nos índices de

confiabilidade das vigas originais para as vigas recuperadas, indicando uma menor probabilidade de falha das vigas recuperadas. Assim, o projeto de recuperação estrutural seguindo as recomendações da *fib* bulletin 14 [1] gerou bons níveis de segurança para as vigas analisadas, com confiabilidade das vigas recuperadas no mínimo igual à confiabilidade das vigas originais. Além disso, observou-se que na maioria dos casos as vigas recuperadas apresentaram confiabilidade maior, em relação à ruptura por flexão, que as vigas originais.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – CNPq pelo apoio recebido para a realização deste trabalho.

REFERÊNCIAS

1. Fédération Internationale du Béton. *Externally Bonded FRP Reinforcement for RC Structures. (bulletin 14)*, Lausanne, Switzerland, 2001.
2. Plevris, N.; Triantafillou, T.C.; Veneziano, D. *Reliability of RC Members Strengthened with CFRP Laminates*. Journal of Structural Engineering, No.121-7, p.1037-1044, 1995.
3. Okeil, A.M.; El-Tawil, S.; Shahawy, M. *Flexural Reliability of Reinforced Concrete Bridge Girders Strengthened with Carbon Fiber-Reinforced Polymer Laminates*. Journal of Bridge Engineering, No.7-5, p.290-299, 2002.
4. Val DV. *Reliability of Fiber-Reinforced Polymer-Confined Reinforced Concrete Columns*. Journal of Structural Engineering, No.129-8, p.1122-1130, 2003.
5. Atadero, R.; Lee, L.; Karbhari, V.M. *Consideration of Material Variability in Reliability Analysis of FRP Strengthened Bridge Decks*. Composites Structures, No.70, p. 430-443, 2005.
6. Paliga, C.M.; Campos Filho, A.; Real, M.V. *Finite Element Model for Numerical Analysis of Strengthened Reinforced Concrete Structures*. IBRACON Structural Journal, No. 3-2, p.177-200, 2007.
7. Paliga, C.M. *Análise prababilística de vigas de concreto armado recuperadas à flexão, através do método de Monte Carlo utilizando um modelo de elementos finitos*. Tese de Doutorado em Engenharia Civil, PPGEC/UFRGS, 2008.
8. Elwi, A.E.; Hrudey, T.M. *Finite element model for curved embedded reinforcement*. Journal of Engineering Mechanics Division, No. 115, p.740-745, 1989.
9. Adhikary, B.B.; Mutsuyoshi, H. *Numerical simulation of steel-plate strengthened concrete beam by a non-linear finite element method model*. Construction and Building Materials, No. 16, p.291-301, 2002.
10. Darwin, D.; Pecknold D.A. *Nonlinear biaxial stress-strain law for concrete*. Journal of Engineering Mechanics Division, No. 103, p.229-241, 1977.
11. Comité Euro-International du Béton. *CEB-FIP model code 1990*; design code, London: Thomas Telford Services, 1993.
12. Real, M.V.; Campos Filho, A.; Maestrini, S.R. *Response variability in reinforced concrete structures with uncertain geometrical and material properties*. Nuclear Engineering and Design, No. 226-3, p. 205-220, 2003.
13. Silva, P.A.S.C.M. *Modeling and analysis of concrete structures strengthened with FRP* (In Portuguese). MS thesis, College of Engineering, University of Porto, 1999.
14. Ang, A.H.S.; Tang, W.H. *Probability Concepts in Engineering Planning and Design. Volume II: Decision, Risk, and Reliability*. New York, John Wiley & Sons, 1984.
15. Associação Brasileira de Normas Técnicas. *Projeto de Estruturas de Concreto – Procedimento* (NBR 6118). Rio de Janeiro, Mar. 2003.
16. Galambos, T.V.; Ellingwood, B.; MacGregor, J.G.; Cornell, C.A. *Probability Based Load Criteria: Assessment of Current Design Practice*. Journal of the Structural Division, No. 108, p. 959-977, 1982
17. Ang, A.H.S.; Tang, W.H. *Probability Concepts in Engineering Planning and Design. Volume I: Basic principles*. New York, John Wiley & Sons, 1984.
18. European Committee for Standardization. *Basis of Design and Actions on Structures - Part 1: Basis of Design*. CEN ENV 1991-1, 1994.