

Influencia de los Anclajes en Vigas de Hormigón Armado Reforzadas con Laminado de Fibras de Carbono

Mario Solís, Pedro Galvín, Fernando Medina

*Escuela Superior de Ingenieros. Universidad de Sevilla. Camino de los Descubrimientos s/n.
954487293 msolis@us.es*

Resumen

La resistencia a flexión de vigas de hormigón armado puede ser incrementada adhiriendo externamente láminas de fibras de carbono (CFRP) en la zona traccionada. En muchos casos, no se alcanza la resistencia última del elemento debido a la aparición de modos de fallo frágil, causados o bien por el despegue del refuerzo, o bien por la separación del recubrimiento de hormigón. En este trabajo se presentan los resultados de once vigas de hormigón armado reforzadas con CFRP sometidas a ensayos de flexión en cuatro puntos. Se han comparado las cargas de fallo obtenidas experimentalmente con las que predicen cinco modelos propuestos por otros autores, y se ha visto la influencia que tienen en el fallo distintos tipos de anclaje.

Palabras Clave: FRP, Fallo Frágil, Refuerzo de Vigas de Hormigón Armado.

Abstract.

Reinforced concrete beams strengthened with externally bonded CFRP plates can exhibit increases in ultimate flexural strength. However, in many cases, this high ultimate capacity cannot be attained, due to either debonding of the CFRP plate from the concrete or development of horizontal cracking and subsequent separation of the concrete cover at the reinforcing steel level. In this work, the experimental results of eleven RC beams strengthened with CFRP are presented. The experimental anchorage failure load for FRP-strengthened beam has been compared with five models reported in the literature. Five available strengthening systems were used.

Keywords: FRP, Debonding, Strengthened RC Beams.

1. Introducción

La resistencia a flexión de vigas de hormigón armado puede ser incrementada adhiriendo externamente láminas de fibras de carbono (CFRP) en la zona traccionada. Esta técnica cuenta con muchas ventajas como son un incremento mínimo en el tamaño y en el peso de la estructura, una sencilla instalación y una excelente resistencia a la corrosión de los materiales compuestos. En los últimos años se han realizado un gran número de investigaciones [1-4] acerca del comportamiento de elementos de hormigón armado reforzados con CFRP encontrándose que, en muchos casos, no se alcanza la resistencia última del elemento debido a la aparición de modos de fallo frágil, causados o bien por el despegue del refuerzo, o bien por la separación del recubrimiento de hormigón. En la figura 1 se muestra una representación de dichos modos de fallo.

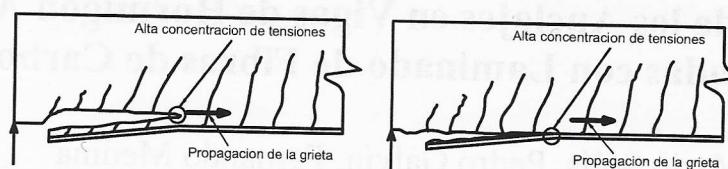


Figura 1. Modos de fallo frágil: a) separación del recubrimiento, b) despegue del refuerzo

Estos modos de fallo se inician cerca del extremo del laminado de CFRP y se propaga a lo largo de este. De los estudios realizados [5-7], se ha concluido que el fallo por separación del recubrimiento de hormigón se inicia debido a la formación de una grieta cerca del extremo del laminado, causada por la elevada concentración de tensiones en la entrefase originada por el brusco cambio de sección en esa zona, propagándose dicha grieta por debajo de las armaduras de tracción de la viga, lo que provoca la separación. El desarrollo de este tipo de fallo puede verse en la figura 2.

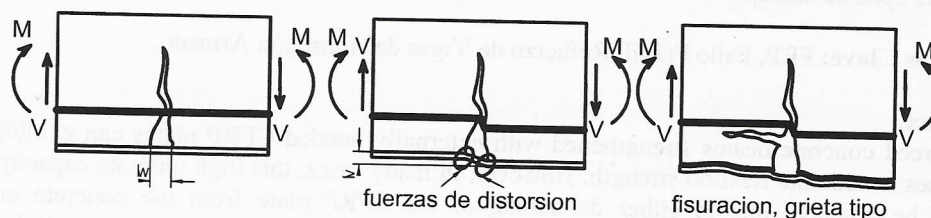


Figura 2. Desarrollo de la separación del recubrimiento de hormigón

Acerca del despegue del laminado, se cree que este se debe a la alta concentración de tensiones en la entrefase que excede la resistencia del elemento más débil, normalmente el hormigón [7,8], ocurriendo el fallo en la capa de hormigón que se encuentra junto a la entrefase adhesivo-hormigón. En los últimos años se han desarrollado distintos modelos para estudiar los modos de fallo frágiles que aparecen en las vigas reforzadas con esta técnica. Un compendio de estos modelos puede encontrarse en [9-11]. En este trabajo, se estudian los modos de fallo frágil que aparecen en un conjunto de vigas ensayadas en el Laboratorio de Estructuras de la Escuela Superior de Ingenieros de Sevilla y la influencia que tienen los anclajes en éstos, comparándose las cargas de fallo experimentales de la viga con las que predicen los métodos propuestos.

2. Ensayos

Se han sometido a un ensayo de flexión en cuatro puntos once vigas de hormigón armado. Las vigas tenían unas dimensiones de $25 \times 20 \times 260$, con 2 barras de 6 mm de

diámetro más una de 12 mm como armadura de tracción, y dos barras de 6 mm de diámetro como armadura de compresión. Se dispusieron estribos de 6mm de diámetro cada 20 cm. Las vigas fueron diseñadas para que el fallo estuviese controlado por la rotura del acero (RA). Ocho vigas fueron reforzadas con laminado de fibras de carbono de 1.2 mm de espesor, 50 mm de ancho, mientras una fue reforzada con un laminado de 80 mm de ancho. 7 vigas se reforzaron con un laminado de 2.6 m de longitud y 2 vigas con un laminado de 2.5 m de longitud. Muchas investigaciones [12] han mostrado que anclando el laminado en los extremos con tejido de fibras en forma de “U” se consigue un retraso en el despegue, por lo que en tres de estas vigas se usó este tipo de anclaje para intentar evitar el fallo frágil, estando las fibras del refuerzo orientadas perpendicularmente al eje de la viga en una (figura 3), paralelamente al eje en otra, y en el último caso se usó un refuerzo en ángulo (“doble L”). 2 vigas no fueron reforzadas para ser usadas como vigas de control. Previamente se determinaron las propiedades del hormigón y el acero de las armaduras, resultando la resistencia del hormigón $30MPa$ con un módulo de deformación de $28GPa$, y la resistencia del acero $500MPa$ con un módulo de elasticidad de $210GPa$. El módulo de elasticidad del laminado es $165GPa$.

En la figura 3 se indica la sección de la viga ensayada y la configuración del ensayo.

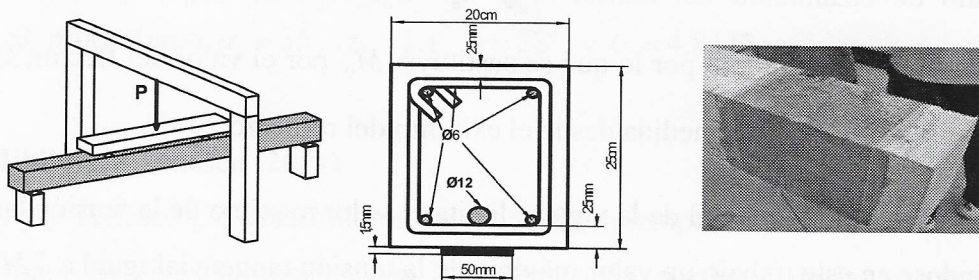


Figura 3. Configuración del ensayo y sección de la viga. Anclaje en “U” del refuerzo

3. Modelos propuestos

3.1. Roberts (1989)

Normalmente, se supone que el fallo frágil se debe a la elevada concentración de tensiones en los extremos del refuerzo. Roberts desarrolló unas expresiones para predecir las tensiones normales y tangenciales que se producen en los extremos de los

refuerzos [13]. Las tensiones máximas aproximadas en los extremos vienen dadas por las siguientes expresiones:

$$\tau_{\max} = \left[V_0 + \left(\frac{k_s}{E_f b_f t_f} \right)^{1/2} M_0 \right] \frac{b_f t_f}{I b_a} (d_f - c) \quad (1.1)$$

$$\sigma_{z,\max} = \tau_{\max} t_f \left[\frac{k_n}{4 E_f I_f} \right]^{1/4}$$

donde τ_{\max} (MPa) es la máxima tensión tangencial; $\sigma_{z,\max}$ (MPa) es la máxima tensión normal; V_0 (N) es el cortante en el extremo del refuerzo; M_0 (Nmm) es el momento flector en el extremo del refuerzo; E_f (MPa) es el módulo de elasticidad del laminado de FRP; b_f (mm) es el ancho del laminado; t_f (mm) es el espesor del laminado; I (mm⁴) es el momento de inercia de la sección fisurada en función de las propiedades del laminado; b_a (mm) es el ancho de la capa de adhesivo; d_f (mm) es el canto útil del laminado; c (mm) es la posición de la fibra neutra; I_f (mm⁴) es el momento de inercia del laminado; E_a (MPa) es el módulo de elasticidad del adhesivo; G_a (MPa) es el módulo de cizalladura del adhesivo; y $k_n = E_a b_a / t_a$, $k_s = G_a b_a / t_a$. Esta expresión resulta muy conservadora por lo que se sustituyó M_0 por el valor del flector, M^* , a una distancia $x = (h + t_f) / 2$ medida desde el extremo del refuerzo.

Para predecir el fallo frágil de la viga se limita el valor máximo de la tensión tangencial tomándose en este trabajo un valor máximo de la tensión tangencial igual a 7 MPa.

3.2. Oehlers (1992)

Oehlers propuso un modelo [14] en el que se relaciona la carga de fallo por despegue del sistema con la resistencia a cortante de la viga de hormigón. Al no tenerse que obtener las tensiones en la entrefase, las expresiones son sencillas. Para una viga reforzada, estando el refuerzo cerca del apoyo de la viga, la carga de fallo viene dada por la siguiente expresión, basada en resultados experimentales:

$$V = [1.4 - (d/2000)] b d [\rho_s f_c]^{1/3} \quad (1.2)$$

donde V es el cortante en el extremo del refuerzo; y f_c es la resistencia a compresión del hormigón; y $\rho_s = A_s / bd$, siendo A_s la sección de armadura en la zona a tracción.

3.3. Ziraba et al. (1994)

En este modelo [15] se usa el criterio de Mohr-Coulumb para obtener la carga crítica que provoca el fallo frágil del sistema, teniendo en cuenta las expresiones obtenidas por Roberts. El cortante en el extremo del refuerzo que provoca el fallo de la viga viene dado por:

$$V = \frac{f_c}{C_{R1}} \left[\frac{C}{\alpha_1 f_{ct} (1 + \alpha_2 C_{R2} \tan \phi)} \right]^{4/5}$$

$$C_{R1} = \left[1 + \left(\frac{k_s}{E_f b_f t_f} \right)^{1/2} \frac{M_0}{V_0} \frac{b_f t_f}{I_b} (d_f - c) \right] (1.3)$$

$$C_{R2} = t_f \left(\frac{k_n}{E_f I_f} \right)^{1/4}$$

donde f_{ct} es la resistencia a la fractura del hormigón; α_1, α_2 son coeficientes experimentales, C es el coeficiente de cohesión; y ϕ es el ángulo de fricción interna. Ziraba et al. propusieron $\alpha_1 = 35$, $\alpha_2 = 1.1$, $\phi = 28^\circ$, y $C = 4.8 MPa$.

3.4. El-Mihilmy y Tedesco (2001)

El-Mihilmy y Tedesco [7] desarrollaron un modelo semiempírico para obtener la carga de fallo frágil en vigas reforzadas con FRP. Para ello, partieron de las expresiones analíticas de Roberts, basadas en elasticidad lineal, y las modificaron para tener en cuenta las no linealidades existentes en la interfase hormigón-adhesivo, introduciendo dos coeficientes experimentales.

3.5. Smith y Teng (2002)

Smith y Teng [9,10] compararon algunos de los modelos propuestos por otros autores obteniendo que con el modelo de Oehlers resultan valores de la carga de fallo no dispersos, a pesar de que dichos valores resulten conservadores. Smith y Teng

propusieron obtener la carga de fallo usando el modelo de Oehlers, multiplicando el valor obtenido por un factor η , de valor 1.4.

4. Resultados experimentales

En la tabla 1 se indican las cargas de fallo de las once vigas ensayadas. En todos los casos el fallo ocurrió o bien por el despegue del refuerzo (DL), o bien por la separación del recubrimiento de hormigón (SRH), como puede verse en la figura 4.

Tabla 1. Carga de fallo experimental P

Desig.	VC1	VC2	VR1	VR2	VR3	VR4(80mm)	VR2.5-1	VR2.5-2	VRUV	VRUH	VRA
C.F.(kN)	4.43	4.30	70.67	76.89	50.03	68.98	75.76	81.03	57.38	68.22	68.09
Modo	RA	RA	DL	DL	DL	SRH	DL	DL	DL+SRH	DL	DL

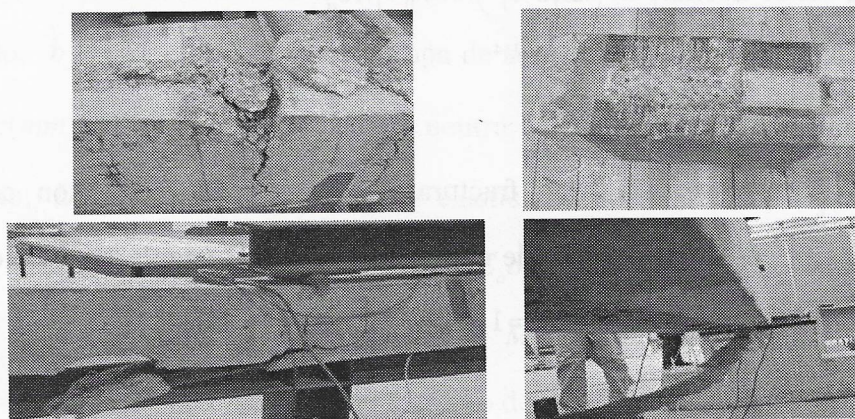


Figura 4. Modos de fallo

La mayoría de las vigas fallan debido al despegue del laminado, lo cual puede deberse a un adhesivo débil o a un pegado incorrecto. En uno de los ensayos, la unión fue suficiente fuerte para que no se produjera el despegue, desarrollándose una grieta horizontal que provocó la separación del recubrimiento de hormigón. Esta viga fue reforzada con un ancho del laminado de 80 mm. El uso de tejido reforzando la zona extrema del laminado no resultó determinante, aunque si se redujeron las fisuras diagonales causadas por el cortante, gracias a la disposición vertical de las fibras.

5. Comparación

Se han comparado las cargas de fallo obtenidas experimentalmente con las que predicen los distintos modelos (Tabla 2). Las cargas de fallo obtenidas según los modelos

Roberts y El-Mihilmy y Tedesco resultan prácticamente iguales, así como las predichas por los modelos de Ziraba et al. y Smith y Teng. En los métodos de cálculo de Oehlers y Smith y Teng la carga de fallo resulta independiente del espesor del laminado.

Tabla 2. Cargas de fallo según los distintos modelos.

Ancho (mm)	Modelo	Roberts	Oehlers	Ziraba et al.	El-Mihilmy y Tedesco	Smith y Teng
50	Carga de fallo (kN)	62.36	45.7	65.5	64.04	63.97
80	Carga de fallo (kN)	74.36	45.7	78.11	76.37	63.97

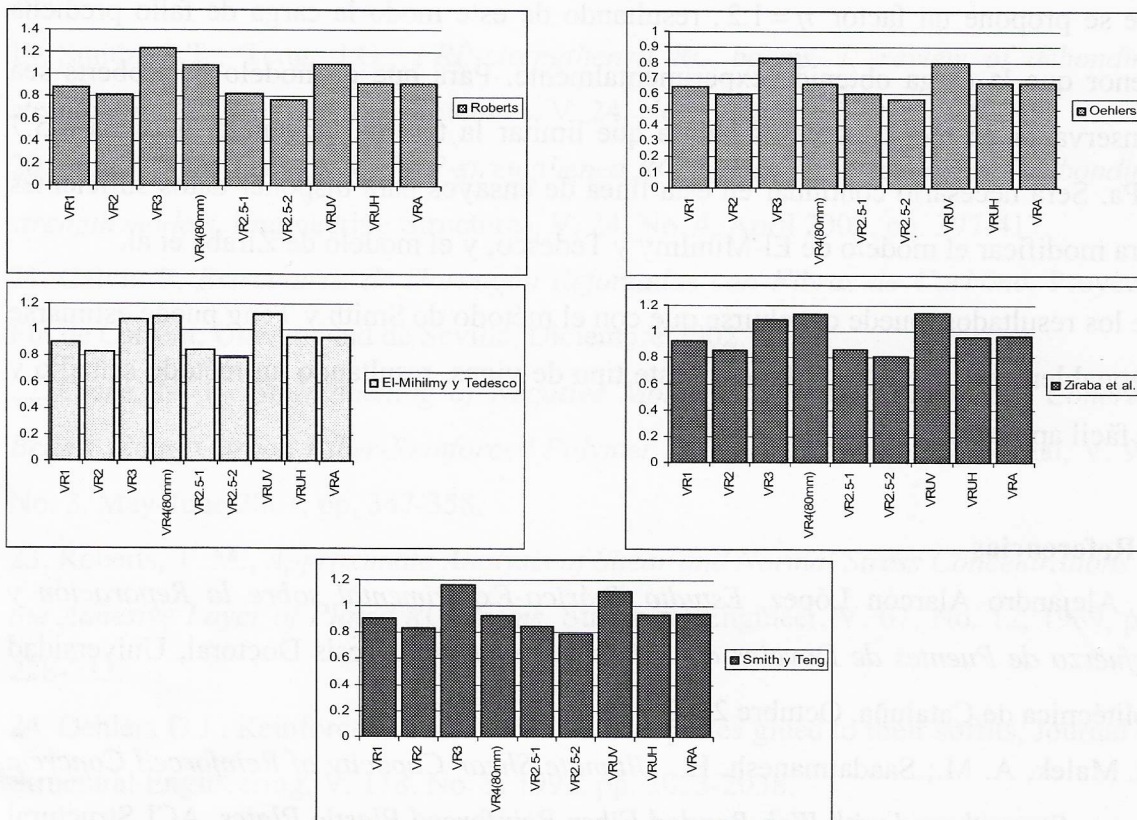


Figura 5. Relación Carga experimental-Carga teórica según los distintos modelos

6. Conclusiones

El uso del refuerzo de FRP redujo la flecha en todas las vigas aproximadamente en un 50 por ciento y aumentó la resistencia hasta en un 60 por ciento. En los ensayos realizados, la combinación de tejido en forma de “U” envolviendo la viga no resultó determinante. Los ensayos indican que al aumentar el ancho del laminado, aumenta la posibilidad de fallo por separación del recubrimiento de hormigón, en lugar de por despegue del refuerzo. Todas las vigas ensayadas fallaron de modo frágil por lo que,

para el diseño, se deben usar altos factores de seguridad. En la Figura 5 se representa la relación carga experimental-carga teórica. En algunos casos, las cargas estimadas no resultan conservadoras, por lo que sería conveniente revisar los coeficientes experimentales en los que se basan los métodos para que puedan ser empleados para el diseño de elementos reforzados. La carga de fallo predicha por el método de Oehlers, sin embargo, resulta muy conservadora para todas las vigas ensayadas, llegando a subestimar su valor hasta un 50 por ciento. Si se aumenta esta carga con el factor $\eta = 1.4$ propuesto por Smith y Teng, en algunos casos el método resulta inseguro, por lo que se propone un factor $\eta = 1.2$, resultando de este modo la carga de fallo predicha menor que la carga obtenida experimentalmente. Para que el modelo de Roberts sea conservador en todos los casos habría que limitar la tensión tangencial máxima a 5.7 MPa. Será necesario continuar en esta línea de ensayos para disponer datos suficientes para modificar el modelo de El-Mihilmy y Tedesco, y el modelo de Ziraba et al.

De los resultados, puede concluirse que con el método de Smith y Teng puede estimarse razonablemente la carga de fallo de este tipo de vigas, resultando un método sencillo y de fácil aplicación.

7. Referencias

11. Alejandro Alarcón López, *Estudio Teórico-Experimental sobre la Reparación y Refuerzo de Puentes de Dovelas con Fibras de Carbono*, Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Cataluña, Octubre 2002.
12. Malek, A. M.; Saadatmanesh, H., *Ultimate Shear Capacity of Reinforced Concrete Beams Strengthened with Web-Bonded Fiber-Reinforced Plastic Plates*, ACI Structural Journal, V. 95, No. 4, July-August 1998, pp. 391-399.
13. Arduini, M.; Di Tommaso, A.; Nanni, A., *Brittle Failure in FRP Plate and Sheet Bonded Beams*, ACI Structural Journal, V. 94, No. 4, July-August 1997, pp. 363-369.
14. Ritchie, P. A.; Thomas, D. A.; Lu, L.W.; Connelly, G. M., *External Reinforcement of Concrete Beams Using Fiber Reinforced Plastics*, ACI Structural Journal, V. 88, No. 4, July-August 1991, pp. 490-500.
15. Chajes, M. J.; Finch, J. W.W.; Januszka, T. F.; y Thomson, T. A., *Bond and Force Transfer of Composite Material Plates Bonded to Concrete*, ACI Structural Journal, V. 93, No. 2, March-April 1996, pp. 208-217.

16. Malek, A. M.; Saadatmanesh, H.; Ehsani, M. R., *Prediction of Failure Load of R/C Beams Strengthened with FRP Plate Due to Stress Concentration at the Plate End*, ACI Structural Journal, V. 95, No. 1, January-February 1998, pp. 142-152.
17. El-Mihilmy, Mahmoud T.; y Tedesco, Joseph W., *Prediction of Anchorage Failure for Reinforced Concrete Beams Strengthened with Fiber-Reinforced Polymer Plates*, ACI Structural Journal, V. 98, No. 3, May-June 2001, pp. 301-314.
18. Arduini, M.; Nanni, A., *Parametric Study of Beams with Externally Bonded FRP Reinforcement*, ACI Structural Journal, V. 94, No. 5, September-October 1997, pp.493-501.
19. Smith, S.T.; Teng, J.G., *FRP-strengthened RC beams. I: review of debonding strength models*, Engineering Structures, V. 24, No. 4, April 2002, pp. 385-395.
20. Smith, S.T.; Teng, J.G., *FRP-strengthened RC beams. II: assessment of debonding strength models*, Engineering Structures, V. 24, No. 4, April 2002, pp. 397-417.
21. Galvín P, *Estructuras de Hormigón Reforzadas con Fibras de Carbono*, Proyecto Fin de Carrera, Universidad de Sevilla, Diciembre 2002.
22. Grace, N. F., *Strengthening of Negative Moment Region of Reinforced Concrete Beams Using Carbon Fiber-Reinforced Polymer Strips*, ACI Structural Journal, V. 98, No. 3, May-June 2001, pp. 347-358.
23. Roberts, T. M., *Approximate Analysis of Shear and Normal Stress Concentrations in the Adhesive Layer of Plated RC Beams*, Structural Engineer, V. 67, No. 12, 1989, pp. 228-233.
24. Oehlers D.J., *Reinforced concrete beams with plates glued to their soffits*, Journal of Structural Engineering, V. 118, No. 8, 1992, pp. 2023-2038.
25. Ziraba, Y. K.; Baluch, M. H.; Basunbul, I. A.; Sharif, A. M.; Azad, A. K.; Al-Sulaimani, G. J., *Guidelines toward the Design of Reinforced Concrete Beams with External Plates*, ACI Structural Journal, V. 91, No. 6, November-December 1994, pp. 639-646.

8. Agradecimientos

Este trabajo ha sido financiado parcialmente por el proyecto DPI2001-2377-C02-01 del Ministerio de Ciencia y Tecnología.