

Comportamiento estructural de puentes de dovelas prefabricadas con pretensado exterior y junta seca.

Segunda parte: Modelización de ensayos

Structural behaviour of precast segmental concrete bridges with external prestressing and dry joints.

Part 2: Test modelling



José Turmo

ETS de Ingenieros de Caminos. Universidad Castilla-La Mancha



Gonzalo Ramos

Departamento de Ingeniería de la Construcción. Universidad Politécnica de Cataluña



Ángel Carlos Aparicio

Departamento de Ingeniería de la Construcción. Universidad Politécnica de Cataluña

RESUMEN

Este trabajo de investigación presenta la modelización por el método de los elementos finitos de una serie de ensayos de vigas de dovelas de hormigón con pretensado exterior y juntas secas conjugadas, centrándose en el estudio de la respuesta a solicitaciones de flexión y cortante combinados, en servicio y en rotura. Se han puesto a punto dos modelos de junta para estudiar la transmisión de cortante entre juntas conjugadas. Un modelo elaborado con elementos tipo junta a los que se les confiere un comportamiento de rozamiento coulombiano y que modeliza la junta (y sus llaves conjugadas) con su geometría. Otro modelo de junta plana que modeliza el comportamiento medio de la junta en la zona de llaves con elementos tipo junta dotados de un modelo de comportamiento de rozamiento cohesivo. Estos modelos de junta han sido calibrados y aplicados al estudio de los ensayos. De la aplicación de estos modelos se han extraído conclusiones referentes al modelo de análisis, al armado de las dovelas y al comportamiento global de este tipo de estructuras.

SUMMARY

This work presents a FEM study on the behaviour of some segmental concrete beams with external prestressing, focusing on the response under combined flexure and shear, in the service and ultimate limit states. Two models have been used for simulating the transmission of shear along joints between match-cast segments. In one of the approaches, the geometry of the joints (and the shear keys) is represented with interface

elements with Coulomb frictional behaviour. In the other approach, the global behaviour of the key zone of the joint is represented by flat interface elements with cohesive frictional behaviour. These joint models have been calibrated using the results of the experiments. The results of the numerical analyses have led to significant conclusions regarding the modelling, reinforcement detailing in the segments and the global behaviour of segmental structures with dry castellated joints.

1. INTRODUCCIÓN

La transferencia de cortante a través de juntas abiertas en puentes de dovelas con armadura no adherente es un tema controvertido. La teoría universalmente aceptada propone que el cortante es transmitido a través de las juntas por forjados y almas mediante dos mecanismos cualitativa y cuantitativamente diferentes. El primero representa la fuerza de rozamiento que surge cuando dos superficies planas y comprimidas intentan deslizar la una contra la otra y que es proporcional a las compresiones actuantes, llamándose este factor de proporcionalidad, coeficiente de rozamiento μ_j . El segundo recoge el efecto del apoyo de las llaves conjugadas (Figura 1). Estas llaves permiten la transferencia de cortante cuando están en contacto una con otra, comportándose como unas pequeñas ménsulas de hormigón en masa (sus pequeñas dimensiones impiden que éstas estén convenientemente armadas). La resistencia a cortante de estas llaves por unidad de área es lo que se llama cohesión c . Si sobre estas llaves están actuando tensiones de compresión σ_n , la ménsula de hormi-

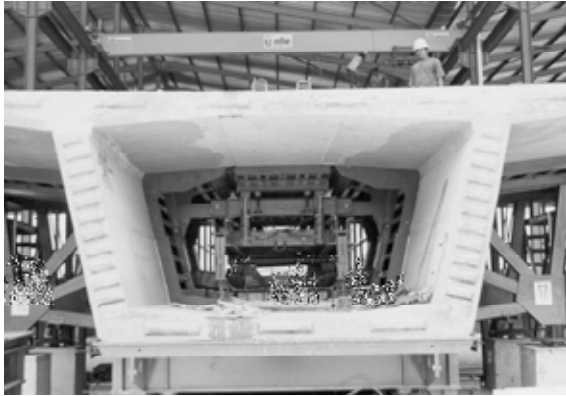


Figura 1. Dovela prefabricada de hormigón con llaves de cortante.

gón en masa será ahora una ménsula pretensada, incrementándose la tensión tangencial última de manera proporcional a la compresión. A este factor de proporcionalidad, siguiendo la terminología de Fouré¹, lo llamaremos rozamiento interno μ_2 .

Un punto que enfrenta a los investigadores es el armado de la dovela en la proximidad de la junta abierta. Algunos autores^{2, 3} defienden la necesidad de disponer una armadura para suspender el cortante en la proximidad de la junta abierta.

La principal contribución de este estudio es la calibración de un modelo con ensayos específicamente realizados a cortante. Si bien es cierto que otros autores (Huang⁴ y Rombach⁵) ya han presentado estudios de la transferencia de cortante por el FEM de este tipo de puentes, sus modelos, o no han sido calibrados, o han sido calibrados con ensayos en los que se induce una rotura por flexión. Las conclusiones de este trabajo son por tanto originales. En opinión de los autores es la primera vez que se aplica un modelo de estas características a estudiar la respuesta ante sollicitaciones combinadas de flexión y cortante de estas estructuras. Fruto de la aplicación de este modelo, se han alcanzado innovadoras conclusiones acerca de los criterios de armado de las mismas y del mecanismo resistente de estas estructuras tras la apertura de junta.

En concreto, se presentan tres tipos de modelos con distinto grado de complejidad. En el primero de ellos se intenta reproducir el comportamiento de las vigas en las que la junta ha sido modelizada con su geometría. El segundo intenta refinar el modelo introduciendo la fisuración observada en los ensayos en forma de fisura discreta. El tercero intenta evaluar la posibilidad de reproducir los resultados de los ensayos utilizando un modelo de junta plana que no reproduzca la geometría del dentado de las llaves, simplificando así la modelización. Los modelos que aquí se presentan fueron calibrados con los ensayos V1 y V3 presentados en 6. En aras de una mayor brevedad, sólo se presentarán aquí los resultados obtenidos de los análisis de los ensayos V1.

2. DESCRIPCIÓN DE LOS MODELOS

Con objeto de estudiar el mecanismo espacial de respuesta a cortante se realizaron varios análisis en teoría de segundo orden con el código comercial de elementos finitos Diana 8.1. Para ello se prepararon varios modelos en dos dimensiones con elementos bidimensionales. El pequeño ancho de los forjados y las medidas efectuadas con las galgas embebidas en el forjado superior en el ensayo V1-PC permite asegurar un comportamiento uniforme en anchura del forjado⁶.

Así, las vigas quedan modelizadas con elementos bidimensionales de cuatro nodos y ocho grados de libertad, a los que se les asigna una anchura de 0,60 m para los forjados, 0,10 m para las almas y 0,35 m para la transición entre forjado y alma. A los elementos que simulan anclajes y desviadores se les asigna una anchura de 0,10 m para no enmascarar las trayectorias de tensiones, incrementando a cambio el módulo de elasticidad del material que los conforma para simular su rigidez.

Las juntas quedaban modelizadas mediante elementos tipo interface de dos nodos a los que se les asignaba distintas ecuaciones constitutivas según el modelo considerado. Habida cuenta que tanto el laboratorio como los ensayos numéricos apuntaban a que sólo la junta próxima a centro luz alcanzaba el estado límite de descompresión, el modelo usado en el análisis fue simplificado y se le dotó de dos dovelas en lugar de tres, y de una junta en lugar de dos (Figura 2). Intentar realizar un análisis en el que existen tantas fuentes de no linealidad implica priorizar entre éstas si se quiere alcanzar la convergencia y elegir aquéllas que son más significativas.

La viga era sustentada por dos apoyos puntuales que impedían movimientos verticales. Uno de los apoyos impedía también movimientos horizontales. Las cargas eran introducidas de manera puntual en el forjado superior. La introducción del pretensado inicial se realizaba aplicando fuerzas externas actuantes en anclajes y desviadores. Para simular la evolución del mismo a lo largo del desarrollo del ensayo los cables eran modelizados con elementos tipo barra. Así, cada cable de pretensado era modelizado mediante tres elementos tipo barra de manera que reproducían el trazado poligonal del pretensado (Figura 3). El inconveniente de este modelo es que simula que existe un rozamiento infinito en la zona de desviadores que impide a los cables deslizar. Experimentalmente se comprobó que cuando las juntas abren, la descompensación entre fuerzas a un lado y otro del desviador hacen que el cable deslice, repartiéndose los incrementos de deformación en toda la longitud del cable⁶. Para evitar que el elemento que modeliza el tramo de cable que cruza la junta abierta sea demasiado rígido, al acero de pretensado se le confirió un módulo de elasticidad $E_p' = 119000 \text{ MPa}$, con objeto de modelizar de una manera sencilla el deslizamiento libre del cable en los desviadores. Este valor ficticio del módulo de elasticidad E_p' se deduce de la

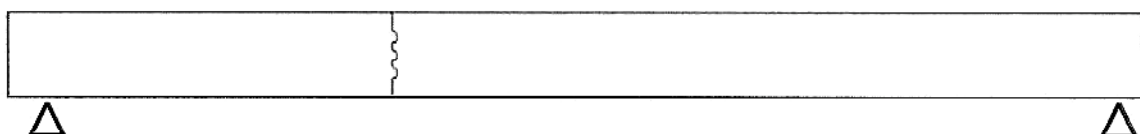


Figura 2. Modelización de los ensayos V1, realizada con una única junta y dos dovelas.

ecuación 1, en la que se relaciona la longitud del cable entre desviadores L_1 , la longitud total del cable medio equivalente L_T y el módulo de elasticidad del acero de pretensado E_p .

$$E'_p = \frac{L_1}{L_T} \cdot E_p = \frac{4,800\text{m}}{7,629\text{m}} \cdot 190000\text{Mpa} = 119543\text{MPa} \quad (1)$$

Así, la rigidez EA/L del elemento tipo barra que recoge todos los incrementos de deformación tras la apertura de junta, tiene la rigidez del cable entero. Este método proporciona buenos resultados, de modo que los incrementos de axil del elemento afectado por la apertura de junta aproximan bien los incrementos de pretensado medidos en desviadores, si bien tiene el inconveniente de que el incremento de tensión de los cables no se reparte en la totalidad de la longitud del mismo. Para evitar este problema, una vez conocido el incremento de axil de pretensado ΔP_i en el tramo central antes de rotura, se procedía a repartir este incremento ΔP_i en toda la longitud del cable. Para ello, se procedía a cargar la estructura con un sistema nulo de fuerzas actuantes en anclajes y desviadores, de magnitud, el incremento de pretensado ΔP_i y, de dirección, la de los segmentos extremos de pretensado (Figura 3). Con este último paso se pretendía no enmascarar los efectos que las fuerzas de desviación de los cables de pretensado tenían en la distribución tensional de la estructura en prerrotura.

El hormigón quedaba modelizado con un material elástico y lineal. Sólo a los elementos que conformaban el forjado superior se les asignó un material con un comportamiento plástico en compresión, con resistencia característica a la compresión $f_{ck} = 35\text{MPa}$, de modo que la ley constitutiva que relacionaba tensiones y deformaciones ajustaba a aquella propugnada por 7.

2.1. Modelos de junta: Junta modelizada con su geometría

El comportamiento entre las caras de la junta es de tipo friccional. La naturaleza singular de la unión entre dovelas se modeliza por elementos tipo junta de dos nodos (interface elements), a los que se les da una ley de comportamiento de rozamiento coulombiano sin cohesión

Los valores adoptados para la caracterización de la junta se muestran en la Tabla 1. Normalmente, a los coeficientes de rigidez normal y tangencial (k_n y k_t), que relacionan las tensiones normales y tangenciales de la junta (t_n y t_t) con los desplazamientos normales y tangenciales relativos entre caras de la junta (Δu_n y Δu_t), se les asignan valores muy grandes (penalty values) para simular la geometría inicial continua antes de la

Tabla 1. Valores empleados para modelizar el comportamiento de una junta de hormigón

k_n	50000 MN/m ³
k_t	50000 MN/m ³
$\tan\phi$	0,55
c	0,0
$\tan\phi$	0,0

descompresión. Sin embargo, se ha comprobado que valores más moderados de estos parámetros simulan mejor el comportamiento físico de los contactos entre juntas en ensayos de paneles⁶. Esta menor rigidez intenta simular de una manera más realista el contacto de dos superficies de hormigón a través de las distintas protuberancias presentes en las mismas. Cuando dos piezas de hormigón se ponen en contacto, lo hacen entrechocando las distintas irregularidades de las que se componen sus superficies. Para tensiones de compresión crecientes, estas irregularidades se van deformando, imponiendo un acercamiento relativo entre las dos caras en contacto. El valor de $\tan\phi$ se toma igual al coeficiente de rozamiento entre dos superficies de hormigón μ_1 propuesto por la AASHTO⁸. El valor de la cohesión es igual a cero, de manera que si la junta no está comprimida, no es capaz de transmitir tracciones ni tensiones tangenciales. Una vez alcanzada la máxima tensión tangencial, las caras entre las juntas deslizan, por tanto el valor del ángulo ϕ o ángulo de dilatancia se toma igual a cero. Cuando se alcanza el estado límite de descompresión, los desplazamientos entre ambos lados de la junta dejan de estar directamente vinculados. Más detalles sobre la ley constitutiva adoptada puede encontrarse en 9.

2.2. Modelos de junta: modelo de junta plana

El principal problema de modelizar las llaves con su geometría radica en que la malla de elementos finitos exige un alto grado de refinamiento en las inmediaciones de la junta para poder adaptarse a la geometría de la misma. En un puente real, con dovelas de dos o tres metros de canto, con luces de cuarenta o cincuenta metros, con juntas cada tres o cuatro metros y con treinta o cuarenta llaves de cortante por junta, la potencia numérica necesaria es considerable.

La ventaja de emplear un modelo de junta plana radica en que la geometría de las dovelas puede ser reproducida por una malla compuesta por un menor número de elementos, lo que implica una drástica reducción del número de grados de libertad, redundando en un ahorro importante del tiempo de com-

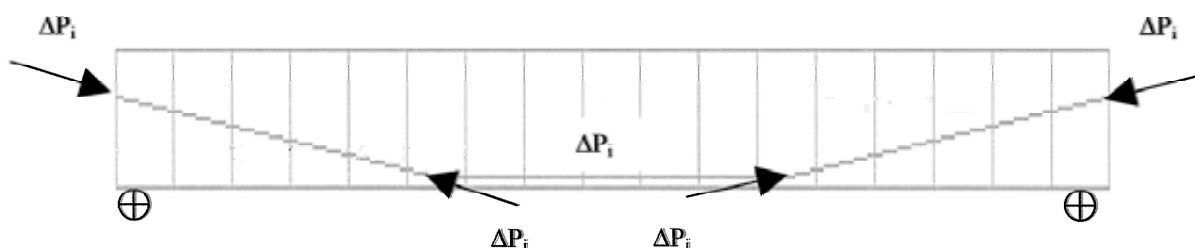


Figura 3. Esquema del sistema nulo de fuerzas introducido en el paso previo a rotura en el análisis.

putación. Además, la regularidad de la malla, formada por elementos rectangulares, favorece la convergencia numérica.

Para evitar este problema y proponer un modelo de cálculo que sea aplicable en la práctica, en 6 se calibró un modelo de junta plana. La junta quedaba modelizada mediante elementos tipo interface de dos nodos a los que se les aplicaba un modelo de comportamiento en función de cual fuera la geometría que modelizaban. La ecuación constitutiva de la junta fue derivada de la formulación para evaluar la resistencia a cortante propuesta por la AASHTO⁸. Se ha comprobado⁶ que esta fórmula es mucho más precisa que otras^{1, 3, 10}.

A los elementos junta presentes en el forjado superior e inferior se les asignaba un comportamiento tipo rozamiento coulombiano sin cohesión. A los elementos junta que simulaban el contacto de las dovelas en la zona del alma, se les asignaba un comportamiento de rozamiento coulombiano con cohesión. Estas leyes quedan numéricamente definidas con los parámetros recogidos en la Tabla 2. La formulación de la AASHTO diferencia entre la resistencia del área de las llaves A_k y la resistencia del área lisa entre llaves A_{sm} . Para que el modelo sea simple y práctico interesa homogeneizar estas fórmulas y asignar un comportamiento medio para toda el área del alma. El valor de la cohesión c' y del coeficiente de rozamiento μ_2' que definen el comportamiento medio del alma se deducen de las ecuaciones 2 y 3.

$$c' = \frac{c \cdot A_k}{A_k + A_{sm}} \quad (2)$$

$$\mu_2' = \frac{\mu_2 \cdot A_k + \mu_1 \cdot A_{sm}}{A_k + A_{sm}} \quad (3)$$

Tabla 2. Valores de las constantes usadas en el modelo de junta plana

	Unidades	Ala	Alma
k_n	MN/m ³	50000	50000
k_t	MN/m ³	50000	50000
$\tan \phi$		0,60	1,07
c	MPa	0,0	4,54
$\tan \phi$		0,0	0,0

La ecuación constitutiva rige el comportamiento de los elementos junta del alma siempre y cuando éstos se encuentren comprimidos. En caso contrario, los movimientos de los nodos del elemento junta ya no quedan directamente vinculados. En la práctica, esto supone despreciar la contribución de las llaves en contacto por debajo de la fibra neutra, lo cual está en línea con las recomendaciones vigentes.

Se puede encontrar más información sobre el modelo de junta y su calibración en la referencia 6.

2.3. Modelo de fisuración

Debido a que la rotura observada en los ensayos⁶ correspondía a la progresión de una única fisura que acumulaba en su seno todas las deformaciones, cuando se planteó la modelización se optó por un modelo de fisura discreta. El modelo elegido se materializa mediante elementos tipo junta (interface elements) de dos nodos con una ecuación constitutiva basada en la teoría de deformaciones totales (total deformation theory), que relaciona el vector de tensiones con los desplazamientos relativos totales entre caras de fisura. Tanto en estado elástico, como tras la fisuración, los comportamientos normal y tangencial de la junta se encuentran desacoplados.

La ecuación constitutiva de la fisura discreta queda numéricamente definida en la Tabla 3. En esta tabla, se ha usado la notación habitual en este tipo de modelos⁹.

Tabla 3. Valores empleados para modelizar el comportamiento de la fisuración discreta

k_n	10 ⁷ MN/m ³
k_t	10 ⁷ MN/m ³
f_{ctm}	2,6 MPa
G_f	0,105 Nmm/m ²
β	0,0

En el modelo, los términos de la matriz de rigidez elástica k_n y k_t se han elegido lo suficientemente grandes para modelizar la geometría continua antes del deslizamiento, pero lo suficientemente pequeños como para evitar problemas numéricos durante el análisis. El valor de la resistencia a tracción f_{ctm} se deduce de la resistencia media a compresión del hormigón ($f_{cm}=34$ MPa) según la EHE⁷. El valor de la energía de fractura G_f se ha obtenido siguiendo las indicaciones del Código Modelo¹² a partir de la resistencia media a compresión del hormigón ($f_{cm}=34$ MPa) y del tamaño máximo del árido ($d_{max}=25$ mm). La tensión normal queda gobernada por una función de reblandecimiento (tension softening) lineal, aunque la gran apertura de fisura apreciada en los ensayos hace prácticamente irrelevante el comportamiento post-pico del material. Es por esto que se han elegido unas funciones comunes para hormigón convencional y hormigón con fibras. La rigidez de la fisura ante el esfuerzo cortante queda reducida a cero tras la fisuración ($\beta=0$). Las grandes aperturas de fisura observadas en la experimentación permiten suponer que las tensiones tangenciales producidas por el desplazamiento relativo entre caras de fisura son nulas.

3. RESULTADOS

3.1. Análisis de sensibilidad

En el análisis de sensibilidad realizado se aprecia que el modelo es muy sensible a la cuantía de pretensado inicial y a los efectos de segundo orden, resultando que la inclusión de la no linealidad geométrica aumenta las flechas del modelo

del orden del 50% y que un decremento en el axil de pretensado inicial del 15% magnifica las flechas en un 50%.

La combinación de elementos tipo junta con material elástico y lineal en los forjados aproxima muy bien el resultado del laboratorio en término de deformaciones, a costa de generar unas tensiones de compresión muy elevadas en las inmediaciones de la junta, que no tienen ningún sentido físico. La inclusión del material plástico en compresión apenas influye en término de deformaciones pero dulcifica notablemente el campo de tensiones en las inmediaciones de la junta. Los valores de la rigidez axil y tangencial k_n y k_t de los elementos tipo junta, que eran fundamentales para modelar el comportamiento tenso-deformacional en ensayos de cortante en paneles⁶, no influyen sin embargo en la deformación de la viga, gobernada fundamentalmente por la apertura de junta, y no por el apoyo entre llaves. Cuando se introduce la plasticidad en el hormigón del forjado, la influencia de k_n y k_t es nula. La fisuración por tracción del forjado inferior tampoco afecta a la modelización de estos ensayos. Aunque se alcanza la resistencia a tracción en parte del forjado inferior, esta zona es muy limitada y la modelización de la fisuración no afecta al comportamiento global de la estructura.

3.2. Análisis numérico de las vigas V1 modelizando la junta con su geometría

En esta serie de ensayos numéricos se ha estudiado el comportamiento de las vigas V1 centrado la atención en la no

linealidad que produce la presencia de juntas secas en el comportamiento de las vigas. Llaves y juntas fueron modelizadas con su geometría, dotándolas de elementos interface de dos nodos. La malla usada para llevar a cabo el análisis se reproduce en la Figura 4.

En la Figura 5 se presentan las curvas carga flecha obtenidas en el laboratorio para la viga V1-PC-35 y para la viga V1-SFRC-35 y se las compara con las obtenidas en los análisis numéricos, V1-35-FEM-A, con un pretensado inicial $P_0=0,350$ MN; y V1-35-FEM-B, con un pretensado inicial $P_0=0,290$ MN. En la Figura 6 se presentan las curvas carga-apertura de junta para los ensayos V1-35.

Hay que destacar, en primer lugar, cómo las curvas se ajustan razonablemente a las generadas durante el ensayo V1-SFRC-35 y cómo las del ensayo V1-PC-35 se reproducen por la modelización numérica V1-35-FEM-B.

El pretensado inicial influye considerablemente en la carga de descompresión y en la evolución de flecha y apertura de junta, en el sentido de que a menor pretensado inicial, menor es la carga de descompresión y mayores son la flecha y la apertura de junta final. El modelo reproduce bien la flecha de la viga, hasta que, para una carga Q_j del orden de 0,11 MN, la aparición de la fisuración de la dovela, no considerada en el modelo, hace que las curvas numéricas y experimentales se separen. Esta desviación no es grande, ya que la fisuración afecta a una parte muy limitada de la dovela⁶.



Figura 4. Mallado de la viga V1 incluyendo los elementos tipo cable (en negro).

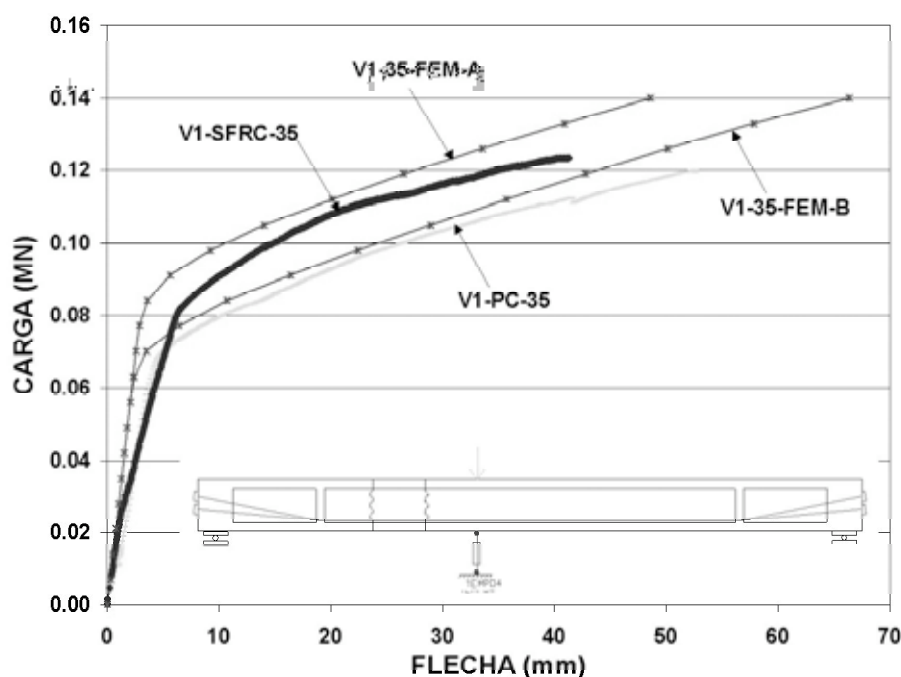


Figura 5. Curvas carga-flecha en V1-35. Ensayos (V1-PC-35 y V1-SFRC-35) y análisis numérico (V1-35-FEM-B y V1-35-FEM-A).

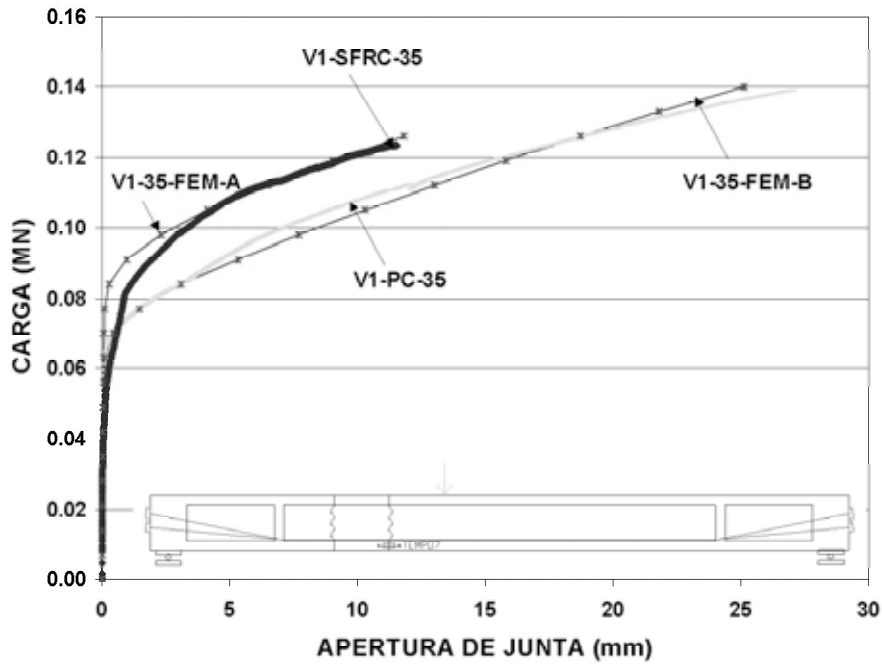


Figura 6. Curvas carga-apertura de junta en V1-35. Ensayos (V1-PC-35 y V1-SFRC-35) y análisis numérico (V1-35-FEM-B y V1-35-FEM-A).

Hay que destacar, además, que los incrementos de pretensado medidos por las células de carga en el instante de alcanzarse la máxima carga para cada ensayo quedan también reproducidos en los ensayos numéricos. Los valores de los incrementos de axil obtenidos en los ensayos numéricos son tan sólo un 7% superiores a los medidos en el laboratorio.

De igual modo que se procedió a la modelización de los ensayos V1-35, se acometió el estudio numérico de V1-PC-70 y V1-SFRC-70. Es decir, se utilizó el mismo modelo bidimen-

sional al que sólo se le variaba el pretensado inicial. El pretensado inicial P_0 introducido para realizar la simulación fue común para los dos ensayos y tenía un valor de 0,650 MN.

Los resultados no son tan afinados como en el caso V1-35. La fisuración de la dovela, que atraviesa todo el canto de la viga, modifica profundamente el comportamiento deformacional de la estructura. Este efecto queda del todo patente en la Figura 7, que presenta las configuraciones deformadas de la estructura V1-PC-70 para distintos niveles de carga

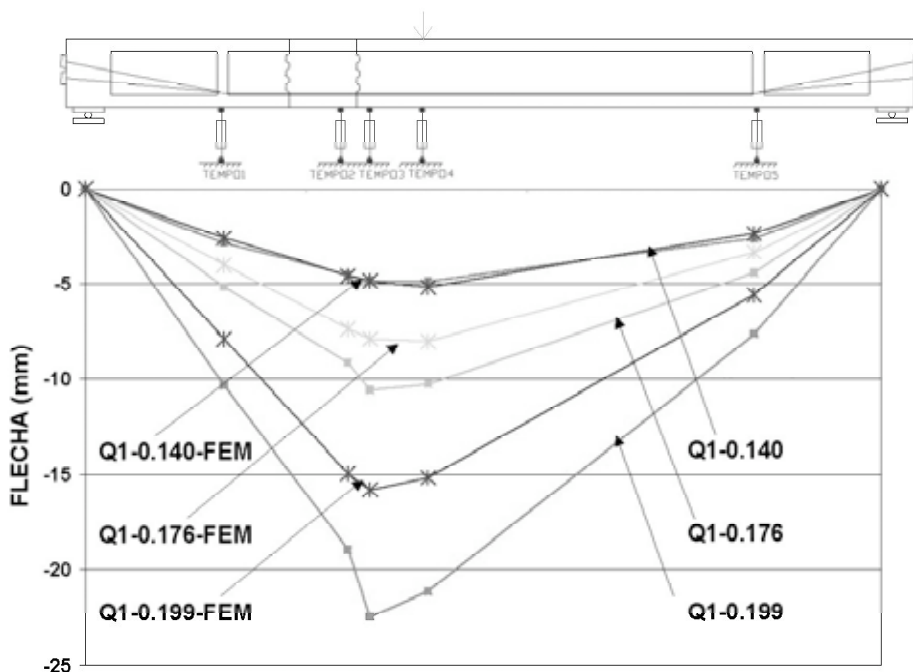


Figura 7. Configuración deformada de la viga V1-PC-70 para distintos niveles de carga (0,140MN y 0,199 MN).Ensayos y análisis (FEM).

(0,140MN; 0,176MN y 0,199MN) obtenidas en el laboratorio y con la modelización numérica (FEM). Aunque en la fase elástica el modelo capta perfectamente la deformación de la estructura, la apertura de junta y la fisuración diagonal de la dovela provocan un quiebro en la deformada que el modelo no es capaz de reproducir. Para modelizar adecuadamente el comportamiento de la viga, se hace necesario tratar adecuadamente la fisuración en el seno de la dovela.

Una selección de los campos tensionales obtenidos en el análisis V1-35-FEM-B, en la hipótesis de carga máxima pueden consultarse en la Figura 8. En ésta se incluye el campo vectorial de tensiones principales de compresión generado en la estructura cuyo valor absoluto es mayor que 2,5 MPa y menor que 35 MPa (Figura 8.a), otro gráfico análogo en el que se representan las tensiones de compresión con un valor absoluto superior a 4,5 MPa (Figura 8.b) y el detalle de la zona de la junta, tanto para tensiones de compresión mayores de 2,5 MPa (Figura 8.c) como para tensiones de tracción mayores de 2,5 MPa (Figura 8.d).

En la Figura 8.a se aprecia que el comportamiento resistente se asimila a dos arcos superpuestos: un arco que surge de un anclaje (A), atraviesa la junta abierta (C), pasa por el punto de carga (D) y muere en el otro anclaje (F); y otro arco que nace de un desviador (B'), atraviesa la junta abierta (C), pasa por el punto de carga (D), y muere en el segundo desviador

(E'). Las reacciones horizontales, necesarias para la formación de los arcos en el modelo, las proporciona el pretensado inicial en el primer arco, y el incremento de pretensado en el segundo arco. Las reacciones verticales las proporcionan los apoyos en el primer arco, y las fuerzas de desviación del pretensado de los desviadores en el segundo.

La Figura 8.b pone de manifiesto cómo en la zona en la que los dos arcos se superponen se generan mayores tensiones principales de compresión. En este ejemplo, la contribución de los arcos en la transmisión de la carga es muy similar. El primer arco (entre anclajes) transmite el 51% de la carga, y el segundo (entre desviadores) el 49%. El cálculo de la contribución de cada arco en la transmisión de carga se ha realizado verificando cuál es la cantidad de cargas verticales que cada arco compensa, siendo medida ésta en función de las reacciones verticales de cada arco.

La Figura 8.c muestra cómo las tensiones principales de compresión se inclinan por efecto de las tensiones tangenciales en la zona de junta en la cabeza comprimida.

La Figura 8.d muestra un detalle del campo de tracciones, con unas direcciones perpendiculares a la fisuración observada en los ensayos. Sólo aparecen tensiones de tracción en las inmediaciones de la junta abierta y en la zona de anclajes, debido a la desviación de isostáticas en la introducción del

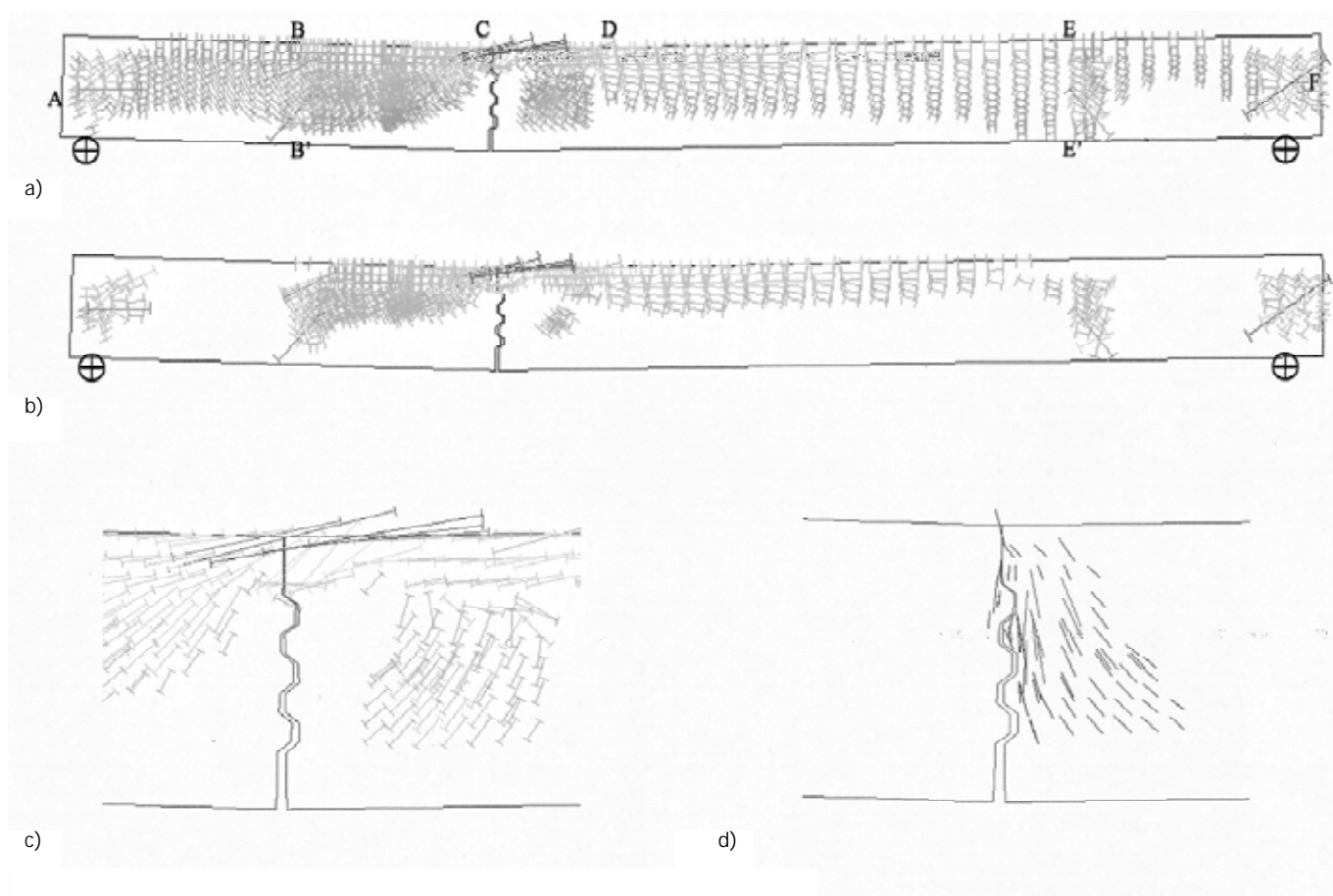


Figura 8. Campo de tensiones obtenido en el ensayo V1-35-FEM bajo carga máxima.

- Tensiones principales de compresión ($|\sigma_{11}| > 2,5 \text{ MPa}$)
- Tensiones principales de compresión ($|\sigma_{11}| > 4,5 \text{ MPa}$)
- Detalle zona de junta. Tensiones principales de compresión ($|\sigma_{11}| > 2,5 \text{ MPa}$)
- Detalle zona de junta. Tensiones principales de tracción ($|\sigma_1| > 2,5 \text{ MPa}$)

pretensado. La ausencia de tracciones en el cuerpo de la viga refuerza la idea de la presencia de un mecanismo resistente en forma de arco.

3.3. Análisis numérico de las vigas modelizando la fisuración en el seno de la dovela

Los ensayos de la serie V1-70, en los que una gran fisura diagonal atravesaba la dovela y concentraba en su plano grandes rotaciones⁶, no pueden modelizarse sin considerar el efecto de la fisuración. Para ello se modificó el mallado utilizado para el análisis de las vigas V1, introduciendo elementos tipo junta que reproducían la geometría de la fisura observada en los ensayos V1-PC-70 y V1-SFRC-70. En la Figura 9.a y 9.b se reproduce el detalle del mallado usado para modelizar los ensayos V1-PC-70 y V1-SFRC-70, conteniendo la junta seca y las potenciales fisuras.

Como puede apreciarse en la Figura 9, para la elaboración de este modelo no sólo fue necesaria la introducción de nuevos elementos interface para la simulación de la fisura, sino, además, tuvieron que emplearse en esa zona elementos triangulares de tres nodos y seis grados de libertad, de modo que la complicada geometría de la dovela en la proximidad de la junta pudiera ser cubierta con una tupida red de elementos.

En el modelo que reproducía el comportamiento del ensayo V1-PC-70 fue necesario incluir elementos que reprodujeran el armado presente en la dovela. Para ello se recurrió a elementos lineales de dos nodos, con cuatro grados de libertad que unían nodos de la malla a uno y otro lado de cada potencial fisura que pudiera formarse en la dovela. Estos elementos eran dispuestos horizontal y verticalmente cosiendo las fisuras en la posición en la que se encontraban las armaduras longitudinales y los cercos transversales en la dovela real. A cada uno de estos elementos se les asignó el área de la armadura que representaban y se les confirió un comportamiento elásti-

co-perfectamente plástico, con una tensión de plastificación de 500MPa.

Destacar, en primer lugar, que un modelo en el que se consideran tantas fuentes de no linealidad es numéricamente muy inestable. El modelo V1-PC-70-FEM no pudo llegar a reproducir el comportamiento del ensayo V1-PC-70 hasta rotura, ya que, para un nivel de carga Q_1 del orden del 80% de la carga última, el programa de cálculo divergía o era incapaz de invertir la matriz de rigidez. A pesar de que se varió repetidas veces el número de incrementos de carga y el tamaño de los mismos para alcanzar la carga última, no se pudo soslayar el problema. El análisis se interrumpía poco después de alcanzarse la fisuración en la dovela, a pesar de que el hormigón del forjado superior tenía una tensión principal de compresión de 23,9 MPa y de que la tensión del estribo próximo a la junta era de tan sólo 317 MPa.

En el modelo V1-SFRC-70-FEM se alcanzó finalmente la carga última registrada en el ensayo a base de variaciones sucesivas en el tamaño de los incrementos de carga. El tamaño de los incrementos de carga era elegido arbitrariamente para soslayar la divergencia, ya que la disminución del valor de estos incrementos no implicaba necesariamente alcanzar la convergencia.

La Figura 10 presenta las configuraciones deformadas de la estructura para distintos niveles de carga (0,165MN; 0,185MN y 0,198MN) obtenidas en el laboratorio y con la modelización numérica (FEM). El quiebro de la deformada que se produce en las inmediaciones de la junta y que el modelo presentado en 3.2 era incapaz de reproducir (Figura 7), es ahora modelizado satisfactoriamente.

La Figura 11 nos muestra un detalle de la geometría deformada obtenida bajo carga máxima en los ensayos V1-PC-70 (a) y V1-SFRC-70 (b) y los compara con los resultados numéricos V1-PC-70-FEM (a) y V1-SFRC-70-FEM (b). Allí se ve

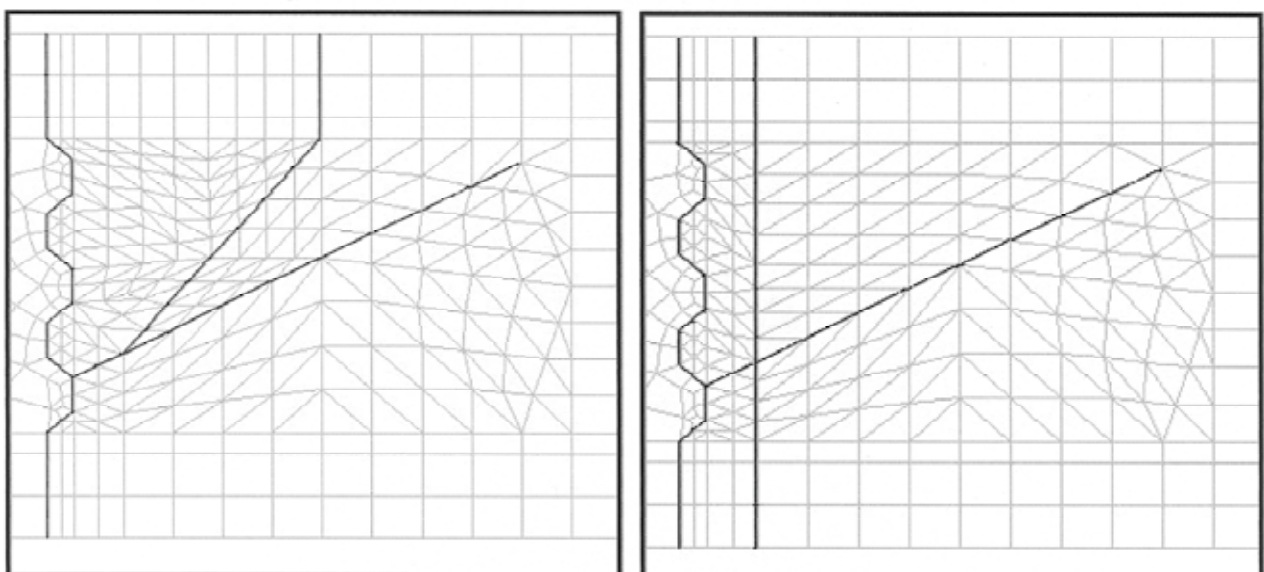


Figura 9. Detalle del modelo utilizado en la simulación del ensayo V1-PC-70 (a) y del ensayo V1-SFRC-70 (b). En negro junta seca y fisuración discreta.

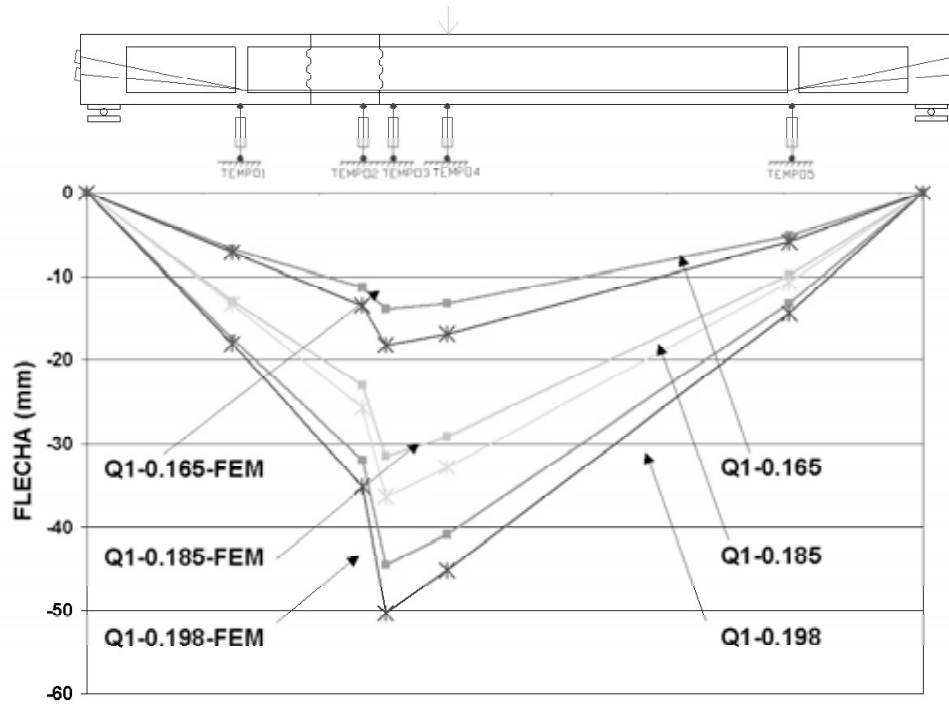
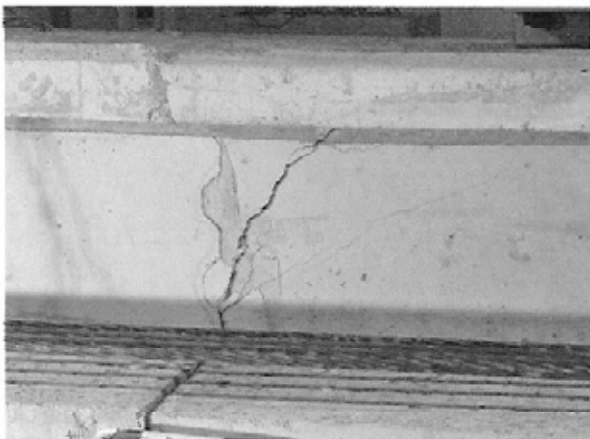
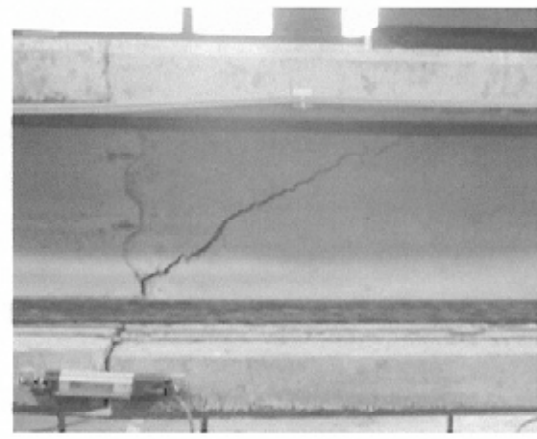


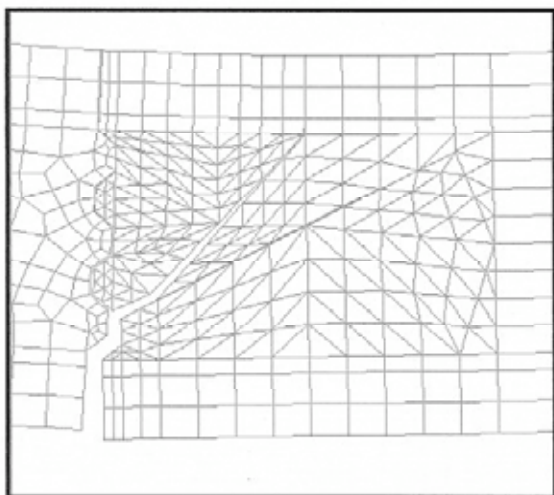
Figura 10. Configuración deformada de la viga V1-SFRC-70 para distintos niveles de carga (0,16MN; 0,185MN y 0,198MN). Ensayos y análisis (FEM).



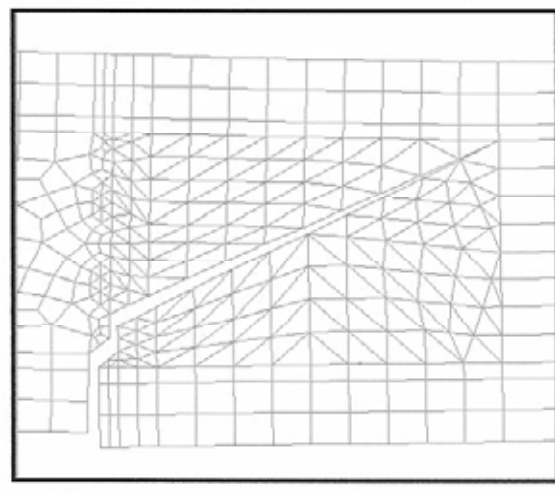
a)



b)



c)



d)

Figura 11. Detalle de la geometría deformada bajo carga máxima. Ensayo V1-PC-70 (a) y V1-SFRC-70 (b). Modelización V1-PC-70-FEM (c) y V1-SFRC-70-FEM (d).

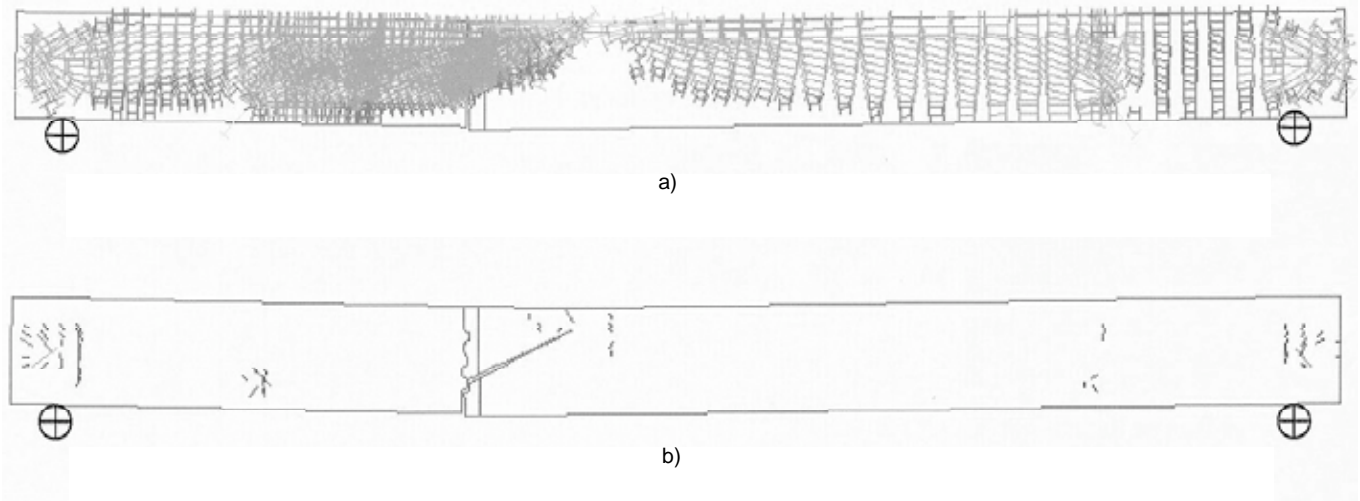


Figura 12. Campos de tensiones principales de compresión; ($|\sigma_{11}| > 2,5 \text{ MPa}$) (a) y de tracción; ($|\sigma_{11}| > 2,5 \text{ MPa}$) (b) obtenidos en el ensayo V1-SFRC-70-FEM-B, bajo carga máxima.

claramente como la apertura de junta progresa por el seno de la dovela, permaneciendo en contacto las llaves que se encuentran por encima del punto de iniciación de la fisura.

En la Figura 12 se presentan los campos de tensiones principales obtenidos en el análisis V1-SFRC-70-FEM. La Figura 12.a, muestra el campo vectorial de tensiones principales de compresión mayores de 2,5 MPa. Allí se ve como la práctica totalidad de la viga se encuentra comprimida, salvo en las inmediaciones de la carga, en la que las isostáticas se concentran en la cabeza de compresión, adquiriendo la forma de un arco. Es notoria la inclinación de las direcciones principales de compresión en la zona comprimida de las almas. Esto muestra cómo en esa zona son las almas las encargadas de la transmisión de las tensiones tangenciales. Por otro lado, una vez abierta la fisura, las tensiones de tracción mostradas en la Figura 8.d son liberadas. Este extremo se observa en la Figura 12.b, que muestra las tensiones principales de tracción mayo-

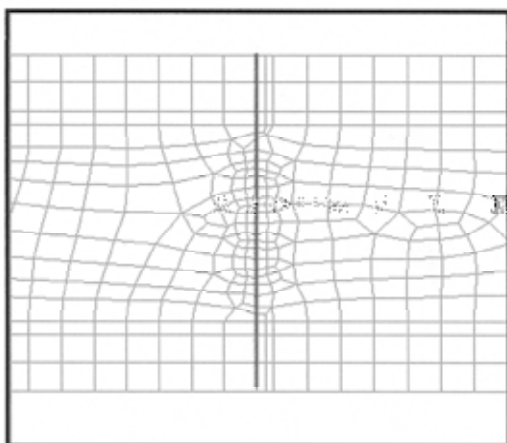


Figura 13. Detalle de la malla de elementos finitos empleada en el análisis V1-FEM-P (junta plana en negro).

res de 2,5MPa. Fuera de los campos de tracción generados para la regularización de las fuerzas de introducción del pretensado en anclajes y desviadores, las tensiones de tracción están prácticamente ausentes.

3.4. Análisis numérico de las vigas usando un modelo de junta plana.

En la Figura 13 se muestra un detalle de la malla usada en este análisis, con un total de 1327 elementos y 1422 nodos, en la que se ha introducido un modelo de junta plana.

En la Figura 14 se muestran las curvas carga-flecha obtenidas con los distintos modelos en los que la junta entre dovelas se modeliza con su geometría (V1-35-FEM-B) o con una junta plana (V1-35-FEM-B-P). El análisis de esta figura nos permite apreciar el buen comportamiento de las juntas planas. Sólo en la fase de apertura de junta se perciben pequeñas diferencias de comportamiento, que no empañan los buenos resultados obtenidos. Básicamente, el que los resultados obtenidos con los dos modelos sean tan similares, implica que el comportamiento deformacional de la estructura está en mayor grado gobernado por la apertura de junta que por el sistema de apoyos entre llaves. La posibilidad de modelizar la geometría de las llaves con modelos de junta plana nos permitirá simplificar notablemente los modelos empleados para el estudio de puentes reales.

4. CONCLUSIONES

Se dispone de un modelo de análisis numérico que reproduce satisfactoriamente los resultados obtenidos en el laboratorio en vigas de dovelas de hormigón con junta seca y pretensado exterior. Mediante el empleo de elementos tipo junta a los que se les asigna un comportamiento de rozamiento coulombiano, se puede simular la apertura de junta. Si la fisuración en el seno de la dovela es importante, es necesario modelizar ésta, ya que la rigidez de la estructura está muy influenciada por la progresión de la fisura. En el modelo es necesario incluir el comportamiento no lineal en compresión del hormigón y realizar el análisis en teoría de segundo orden.

Se dispone asimismo de un modelo de junta plana que permitirá acometer el análisis de puentes completos, sin necesidad de modelizar las juntas con su geometría. Esto implica que se podrán estudiar con modelos sencillos, con los importantes ahorros en tiempo de computación que esto conlleva.

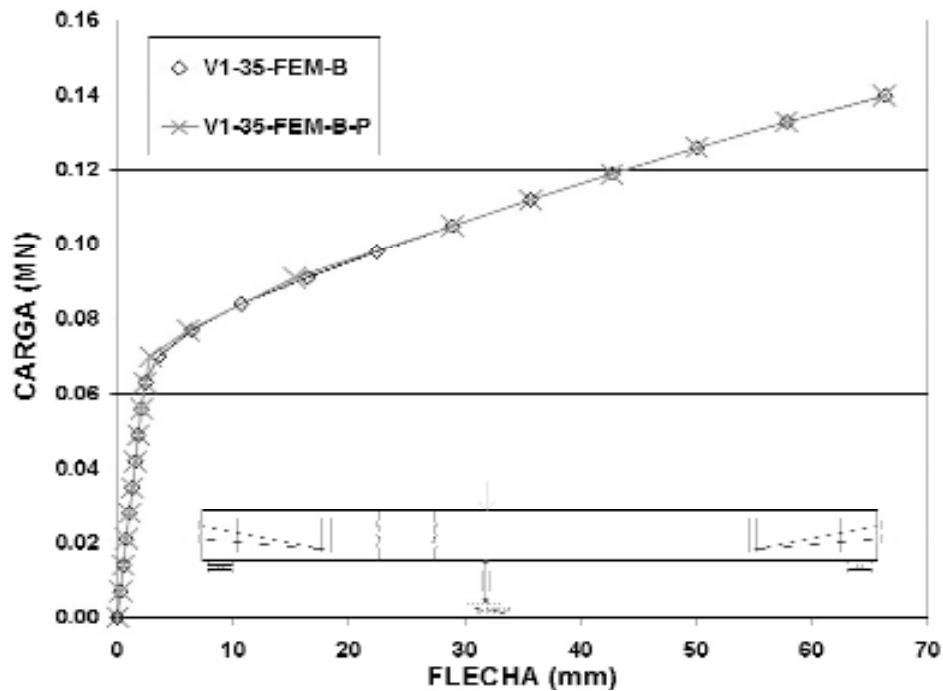


Figura 14. Curvas carga-flecha V1-35. Comparación de los resultados obtenidos con distintos modelos.

Los análisis efectuados nos confirman que el mecanismo resistente de este tipo de vigas es espacial y no seccional. Ante carga creciente la estructura responde con un mecanismo tipo arco. Un arco se configura naciendo de los apoyos de la viga y otro arco surge de los desviadores, que actúan como apoyos intermedios.

Es posible dibujar en el seno del hormigón un modelo de bielas comprimidas capaz de resistir las cargas actuantes en Estado Límite Último sin necesidad de tirantes traccionados, encontrándose éstos materializados por los cables de pretensado. Dicho de otro modo, en las vigas se forma un mecanismo resistente que permite la formación de un esquema resistente a flexión y cortante sin necesidad de armadura convencional. Esta armadura puede ser útil para controlar la fisuración en servicio, pero su eficacia para resistir cortante es muy limitada, especialmente en las inmediaciones de la junta abierta. Es cierto que en esta zona aparecen tensiones de tracción (Figura 8.d), pero su efecto es local y no contribuyen al mecanismo global resistente de la estructura. De hecho, cuando se alcanza la resistencia a tracción y la viga fisura, las tensiones de tracción se liberan y el arco continúa soportando carga (Figura 12.b). Los cercos han de colocarse para controlar la fisuración, pero su presencia no implica sustanciales incrementos de resistencia a cortante.

5. AGRADECIMIENTOS

Al Ministerio de Ciencia y Tecnología, por financiar parcialmente la investigación desde el proyecto MAT2002-00849. Al Ministerio de Fomento por la financiación parcial de la investigación a través del proyecto "Estudio teórico experimental de la transferencia de cortante en vigas de dovelas de hormigón reforzado con fibras, con pretensado exterior y junta seca". Al Ministerio de Educación y Cultura por la beca de Formación de Profesorado Universitario que recibió uno de los autores y que disfrutó desde 2000 hasta 2003.

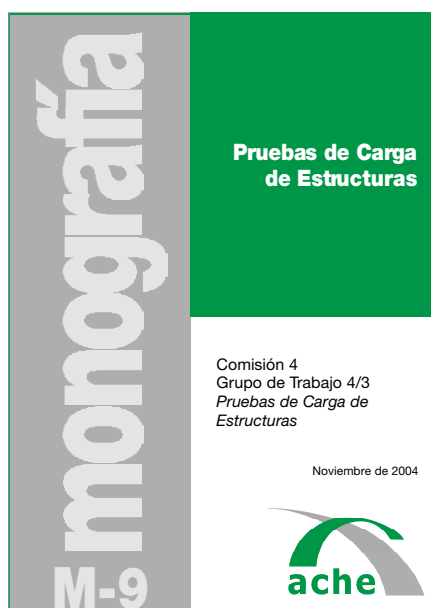
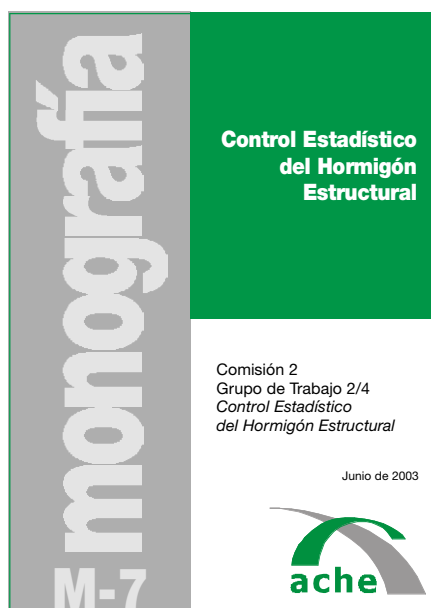
6. BIBLIOGRAFÍA

- [1] Foure, B. et al. *Shear Test on Keyed Joints between Precast Segments*. Proceedings of the Workshop AFPC External Prestressing in Structures. Saint-Rémy-lès-Chevreuse. June, 1993: 297-319.
- [2] Virlogeux, M. et al. *Some Elements for a Codification of External Prestressing and of Precast Segments*. Proceedings of the Workshop AFPC External Prestressing in Structures. Saint-Rémy-lès-Chevreuse. June, 1993: 449-466.
- [3] ATEP *Proyecto y construcción de puentes y estructuras con pretensado exterior*. Madrid. Septiembre 1996.
- [4] Huang, J., Eibl, J. *Design of Segmental Bridges under Combined Bending, Shear and Torsion FE-study* Proceedings of the Workshop AFPC External Prestressing in Structures. Saint-Rémy-lès-Chevreuse. June, 1993; 335-347.
- [5] Rombach, G. *Precast Segmental Box Girder Bridges with External Prestressing- Design and Construction* INSA, Rennes, Feb. 2002; 1-15
- [6] Turmo J. *Estudio del comportamiento a flexión y cortante de puentes de dovelas de hormigón con pretensado exterior y junta seca*. Dirigida: Prof. Dr. A.C. Aparicio y Prof. Dr. G. Ramos. Tesis Doctoral. ETSICCP de Barcelona. Dept. Ing. de la Construcción. Julio 2003.
<http://www.tdx.cesca.es/TDX-1030103-090157/>
- [7] *EHE Instrucción del hormigón estructural* Ministerio de Fomento, Madrid 1999.
- [8] A.A.S.H.T.O. *Guide Specifications for Design and Construction of Segmental Concrete Bridges*. Washington, 1998.
- [9] *DIANA 8.1. User's Manual*. TNO. Delft, 2002.
- [10] Bakhoum, M. M. *Shear Behaviour and Design of Joints in Precast Concrete Segmental Bridges*. Ph. D Dissertation. Massachusetts Institute of Technology, 1991.
- [11] *Model Code CEB-FIP 1990* Colegio de Ingenieros de Caminos. Madrid, 1995.



ÚLTIMAS
MONOGRAFÍAS
PUBLICADAS

Véase listado de monografías
publicadas y formulario de petición
de publicaciones en páginas
114 y 115 de este mismo número



<http://www.e-ache.net>