

Empujes sobre dovelas de hormigón reforzado con fibras: simulación y refuerzo óptimo

Thrust on fibre reinforced concrete segments: simulation and optimal reinforcement

Alejandro Nogales Arroyo^{*,a}, Albert de la Fuente Antequera^b

^aIngeniero de Caminos, Canales y Puertos. Doctorando. Dpto. de Ingeniería Civil y Ambiental – Universidad Politécnica de Catalunya

^bDoctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Profesor agregado. Dpto. de Ingeniería Civil y Ambiental – Universidad Politécnica de Catalunya

RESUMEN

Los empujes de la tuneladora sobre dovelas durante la fase de excavación siguen siendo un tema de discusión en construcción de túneles debido a su impacto tanto económico como técnico. La capacidad del hormigón reforzado con fibras (HRF) para resistir tracciones tras fisuración ha hecho que se extienda su uso en este tipo de estructuras. Esta comunicación presenta un estudio paramétrico mediante modelos no lineales de elementos finitos para determinar qué rangos y clases de HRF son óptimos para el control de la fisuración durante la fase de excavación.

ABSTRACT

TBM thrust on precast segments during excavation stage is still a discussed subject in tunnel construction for its economic and technical impact. The fibre reinforced concrete (FRC) capacity to withstand tensile stresses after cracking has increased the use in this kind of structures. This conference paper presents a parametric study by means of a nonlinear finite element model to determine the range of FRC suitable for cracking control during excavation stage.

PALABRAS CLAVE: Hormigón reforzado con fibras, túnel, empuje tuneladora, análisis no lineal, dovela

KEYWORDS: Fibre reinforced concrete, tunnel, TBM thrust, non-linear analysis, precast segment

1. Introducción

Durante las últimas décadas el uso de fibras en mezclas de hormigón para uso estructural ha ido en aumento [1,2]. Entre estas aplicaciones estructurales está la construcción de túneles de dovelas prefabricadas, excavados con tuneladora (Tunnel Boring Machine)[3]. Se ha comprobado que el uso del hormigón reforzado con fibras (HRF) es una solución potencial para este tipo de estructuras como así demuestra los distintos túneles construidos con esta técnica: Línea 9 del Metro de Barcelona [4,5], Túnel Monte Lirio en Panamá [6,7] y el metro de Praga [8,9] entre otros.

Durante la excavación, la tuneladora extiende los gatos hidráulicos apoyándose en el último anillo de dovelas colocado para poder seguir el avance, una vez el tramo excavado tiene longitud suficiente para otro anillo, las dovelas prefabricadas se izan y colocan formando un nuevo anillo que será el siguiente en el que se apoyará la tuneladora para proseguir su avance. Distintas investigaciones y experiencias en la construcción de túneles han demostrado que la etapa más exigente a nivel estructural no se produce durante la fase de explotación [10,11].

Las acciones sobre túneles se pueden clasificar en: (1) Cargas primarias debido a interacciones suelo-estructura y presión

hidrostática y (2) Cargas secundarias, que aparecen durante las denominadas etapas transitorias que incluyen el desmolde, acopio, transporte, izado, colocación y empuje de la tuneladora. Las cargas primarias provocan esfuerzos de compresión combinados con bajos esfuerzos de cortante que pueden ser resistidos por la matriz de hormigón y una combinación de fibras con armadura convencional (refuerzo mixto) en túneles de grandes diámetros [12] (superiores a 6 m). Sin embargo, en túneles con diámetros inferiores, túneles de metro o hidráulicos, normalmente están expuestos a cargas de compresión durante su vida útil y es en las etapas transitorias donde se producen los mayores esfuerzos de tracción ya sea por momentos flectores (durante las etapas de transporte, manejo y acopio) o durante la fase de empuje donde las cargas concentradas sobre las dovelas provocan la aparición de tracciones denominados tensiones de “splitting” y “spalling”. Estas cargas concentradas de gran magnitud provocan un complejo estado de tensiones cuya magnitud y distribución son difíciles de evaluar a lo largo de cierta longitud, zona denominada “región D”. Este tema ha sido profundamente estudiado y discutido por Leonhardt [13] e Iyengar [14] para solucionar problemas en las zonas de anclaje de estructuras de hormigón pretensadas. Estos estudios concluyeron que las cargas concentradas provocan un estado triaxial de tensiones donde las componentes principales de tracción (tensiones de splitting) actúan perpendicularmente a las trayectorias de compresión. Además, en dovelas prefabricadas como resultado de una demanda por compatibilidad respecto a la sección deformada aparecen tracciones denominadas de “spalling”.

Debido a este estado de tensiones y la curvatura de las dovelas es necesario una distribución de armadura detallada y compleja, que dificulta las tareas de colocación, y no asegura cubrir todo el volumen donde posibles tracciones puedan aparecer. Alternativamente (o complementariamente), la presencia de fibras en

la matriz de hormigón por todo el volumen puede cubrir todas esas zonas donde aparecen las tracciones debido a la aleatoriedad de distribución de las mismas.

El uso del HRF incluye distintos tipos de fibras (mayormente metálicas y sintéticas) que proporcionan al hormigón mayor ductilidad, resistencia a tracción después de rotura (resistencia residual), reduce el ancho de fisura, mayor resistencia al impacto y una distribución controlada de la fisuración. La adición de fibras no altera la respuesta estructural del hormigón a compresión, pero sí lo hace a tracción. Debido al creciente uso de este material, cabe destacar que distintas normativas y guías de diseño, tanto nacionales como internacionales, han incluido recomendaciones en sus publicaciones para el uso y caracterización de este material [15–18] así como documentos específicos para el diseño de túneles con HRF [19,20].

El estudio de esta temática resulta de gran interés porque condiciona el diseño (geometría de la dovela, cantidad y distribución de armadura) y una posible fisuración en esta fase puede comprometer la estanqueidad del túnel, poniendo en riesgo su vida útil, y derivando en posibles reparaciones futuras. La respuesta de la dovela bajo cargas concentradas es difícil de evaluar, particularmente para el HRF donde se permite una ligera fisuración, y sólo es posible realizando ensayos experimentales o mediante análisis no lineales de elementos finitos [19].

El propósito de esta comunicación es evaluar la respuesta estructural de dovelas prefabricadas de HRF sometidos al empuje de la tuneladora. El principal objetivo consiste en analizar la respuesta de las dovelas utilizando distintas clases de HRF conforme al *fib* MC-2010 [15] y armado híbrido, siendo posible proporcionar un rango de clases que puedan ser más favorables para el armado en futuros diseños de túneles. Se presenta un exhaustivo estudio numérico mediante un modelo de elementos finitos creado en el software ABAQUS [21], comparado y validado con resultados de campañas experimentales. Los

resultados y conclusiones derivadas de este estudio son de gran interés en términos de optimización estructurales y económicos en aquellos túneles donde la fase más exigente sea la de empuje de la tuneladora.

2. Simulación Numérica del HRF

Según el *fib* MC-2010 las clases del HRF pueden ser ordenadas en función de los valores característicos de la resistencia residual (f_{Rk}) obtenidos de los ensayos a flexotracción de viga EN-14651 [17]. Dos parámetros son utilizados para clasificar dichas clases: f_{R1k} , que representa la resistencia residual para una abertura de fisura de 0.5 mm en el ensayo a flexotracción y una letra (a, b, c, d ó e) que representa la relación f_{R3k}/f_{R1k} , donde f_{R3k} es la resistencia residual para una abertura de fisura de 2.5 mm.

Para establecer las relaciones constitutivas tensión-deformación ($\sigma-\epsilon$) o tensión-ancho de fisura ($\sigma-w$) se han utilizado las ecuaciones del *fib* MC-2010, utilizándose para las simulaciones los valores medios de las variables. Para la simulación del HRF y su respuesta post-fisuración se ha utilizado el modelo “Concrete Damage Plasticity” disponible en el software.

3. Validación experimental del modelo

3.1. Cargas concentradas sobre bloques de HRF

Campaña experimental llevada a cabo por Schnütgen and Erdem [22] en la que fueron ensayados bloques de HRF bajo cargas concentradas para evaluar la respuesta frente a splitting. Para ello se utilizaron dos cuantías distintas de fibras metálicas: 35 kg/m³ (HRF-A) y 60 kg/m³ (HRF-B). La resistencia a compresión del hormigón (f_{cm}) fueron de 58.2 MPa y 50.2 MPa para HRF-A y HRF-B respectivamente. Las resistencias residuales se midieron acorde al ensayo NBN-B-15-238:1992

[23] cuyos valores fueron de $f_{R1} = 5.41$ MPa y $f_{R3} = 4.81$ MPa para HRF-A y 6.49 y 5.96 MPa para HRF-B. Los bloques tienen una base cuadrada de 350 mm de lado y 700 mm de altura, con una superficie de carga de 150 x 350 mm como muestra la Figura 1a. El modelo contiene 16.800 elementos hexaédricos de ocho nodos (C3D8R), con apoyo en la base y carga por desplazamiento en la superficie superior como condiciones de contorno (Figura 1b).

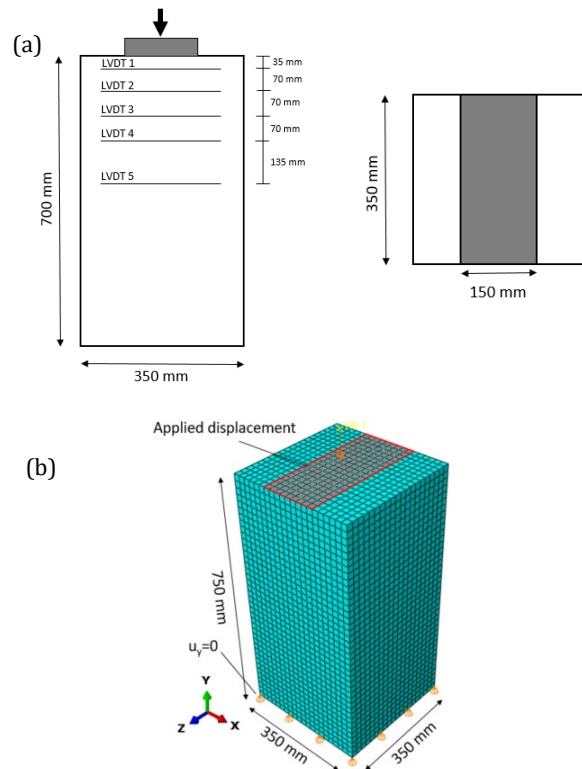


Figura 1 – Ensayo Splitting (a) Configuración experimental (b) Modelo de elementos finitos considerado

Los resultados de los ensayos experimentales y numéricos se muestran en la Figura 2a y 2b para HRF-A y HRF-B respectivamente. El bloque HRF-A registró una carga máxima de 2.880 kN siendo las cargas máximas registradas en los ensayos experimentales de 3.200 kN y 2.870 kN. En el caso de HRF-B alcanzó una carga de 2.815 kN mientras que experimentalmente fueron de 2.830 kN y 2650 kN.

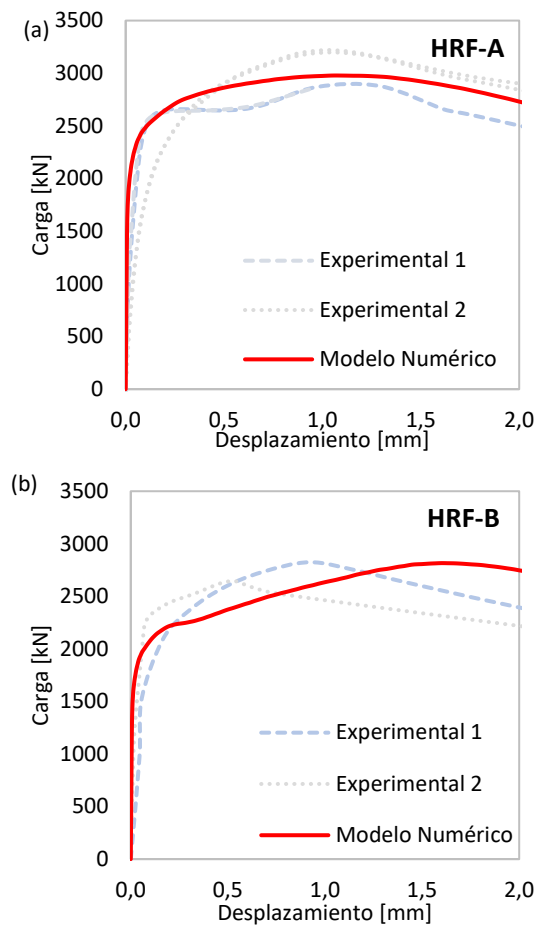


Figura 2 – Curvas carga-desplazamiento de ensayo numérico y experimental. (a) HRF-A (b) HRF-B

3.2. Cargas concentradas sobre bloques de HRF

La segunda campaña experimental empleada para la validación del modelo fue realizada por Conforti [24] en el que se ensayaron dovelas planas a escala real sometidas a cargas concentradas. En este estudio además de analizar el comportamiento frente a esfuerzos de splitting también el fenómeno de spalling. Se ensayaron 8 dovelas planas de sección 150 x 1000 mm y 750 mm de altura combinando distintos tipos de refuerzo: sólo fibras plásticas y

armado mixto. La cuantía de fibras empleada es de 10 kg/m^3 , cuyas propiedades mecánicas son $f_{cm}=48.3 \text{ MPa}$, $f_{R1m} = 2.4 \text{ MPa}$, $f_{R3m} = 3.6 \text{ MPa}$. El acero empleado para el refuerzo tiene un límite elástico de 552 MPa. La Figura 3 muestra el ensayo de laboratorio y el modelo numérico. El modelo contiene 5000 elementos C3D8R y debido a su doble plano de simetría se ha simplificado su geometría a un cuarto. La carga se aplica como desplazamiento y está apoyado en su base.

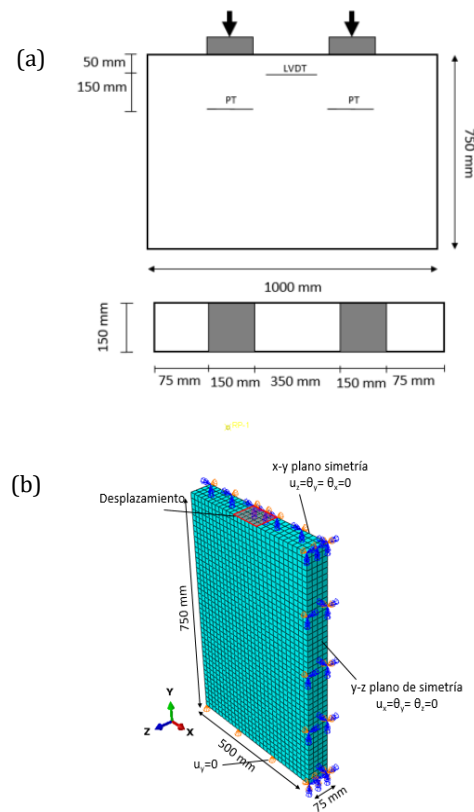


Figura 3 – Ensayo sobre dovelas planas (a) Configuración del ensayo (b) Modelo numérico y condiciones de contorno.

La Tabla 1 presenta los resultados de los ensayos siendo la carga de spalling y splitting P_{spall} y P_{sp} respectivamente, P_{max} la carga máxima y w_{spall} y w_{sp} los anchos de fisura debido tensiones de spalling.

Los resultados presentados en la Tabla 1 permiten confirmar que el modelo tiende a

Tabla 1. Cargas y anchos de fisura del modelo numérico (error relativo respecto a resultados experimentales, valores negativos indican que el modelo sobreestima el resultado experimental)

Armado	P_{spall} [kN]	w_{spall} [mm]	P_{sp} [kN]	w_{sp} [mm]	P_{max} [kN]
HRF	692 (-10.2%)	0.26 (7.1%)	1476 (8.0%)	0.84 (6.7%)	1995 (-0.7%)
HRF+HA	695 (-32.4%)	0.36 (12.5%)	1610 (-1.9%)	0.62 (13.9%)	1895 (-2.1%)

sobreestimar la capacidad de carga (desde 0.7% hasta 32.4%) mientras que los anchos de fisura son estimados del lado de la seguridad (con un máximo de diferencia relativa de 13.9%). Teniendo en cuenta estos resultados, se pueden dar por bueno los resultados desde un punto de vista de diseño ya que las diferencias estarán cubiertas por los coeficientes parciales de seguridad.

4. Análisis paramétrico de dovelas de HRF y armado mixto sujetas a cargas concentradas.

La geometría de la dovela y la distribución de los gatos han sido tomadas de un túnel de metro actualmente en construcción. La dovela tiene 4075 mm de diámetro interno, una altura de 1500 mm y 350 mm de espesor (Figura 4). Cada dovela recibe el empuje de 4 gatos, cuyas dimensiones son 222 x 500 mm colocados a 42 mm de la cara interior del túnel.

4.1. Materiales

Para el estudio paramétrico se ha utilizado un hormigón C50/60: resistencia a tracción (f_{ctm})=4.07 N/mm², f_{cm} =58 N/mm² y módulo elástico (E_{cm})=32900 MPa. Se han considerado las clases 1, 3 y 5 (f_{R1m}) de HRF con ratios f_{R3k}/f_{R1k} a, b, c, d y e. En total 16 tipos de hormigón (15 HRF +hormigón en masa, HM). La relación $f_{Rk}/f_{Rm} = 0.7$ ha sido utilizada para

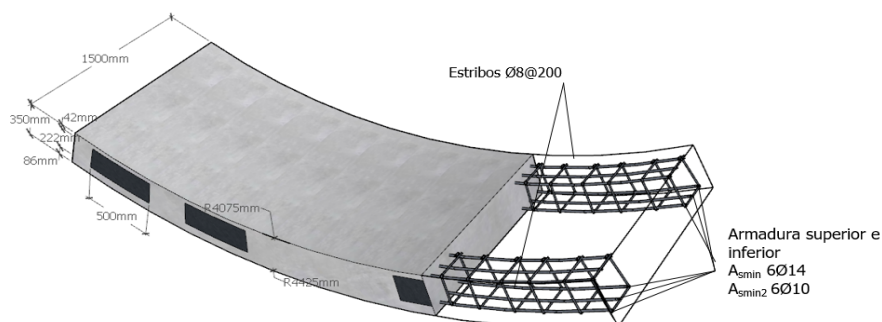


Figura 4 – Dimensiones de la dovela y distribución de armadura

calcular f_{Rm} . Las ecuaciones constitutivas se pueden observar en la Figura 5.

Adicionalmente, con tal de optimizar el armado se ha propuesto dos configuraciones de refuerzo mixto como se aprecia en la Figura 4. Se trata de dos cordones de barras curvas de 2x3Ø14 con Ø8@200mm cercos y un recubrimiento de 50mm. Esta cuantía (por cada cara) corresponde con la mínima ($A_{s,min}$) requerida por el *fib* MC-2010 para garantizar una respuesta dúctil. Además se ha propuesto una segunda cuantía de armadura convencional ($A_{s,min2}$) que corresponde a la mitad de la armadura mínima ($A_{s,min}/2$).

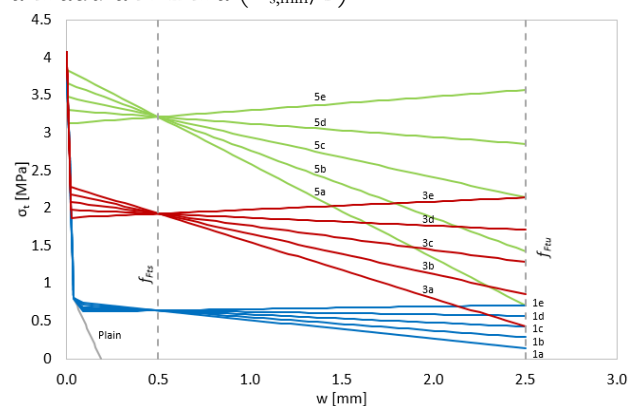


Figura 5 – Ecuación constitutiva a tracción para las diferentes mezclas de hormigón

4.2. Descripción del modelo

En la Figura 6 se muestra el modelo numérico empleado para este estudio, en ella se ve el modelo mallado de la dovela con las condiciones de contorno. Únicamente se ha reproducido una dovela, para la que se han tomado una serie de simplificaciones geométricas y así obtener una malla uniforme que nos proporcione un modelo robusto.

Por la misma razón, las juntas para el neopreno o los agujeros de anclaje de la dovela han sido eliminados. Las interacciones de la dovela con las contiguas no se han tenido en cuenta ya que tienen una influencia negligible en el comportamiento a splitting o spalling frente a cargas concentradas. Finalmente, sólo la parte inferior se encuentra apoyada y las fuerzas se aplican utilizando control por desplazamiento.

La malla está compuesta por elementos C3D8R de 70 mm mientras que las armaduras de acero se simulan mediante elementos lineales T3D2 embebidos en la sección de hormigón suponiendo un contacto perfecto.

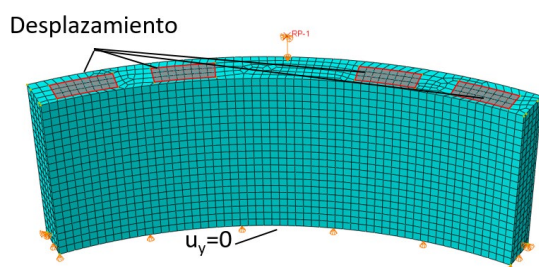


Figura 6 – Ecuación constitutiva a tracción de las mezclas de hormigón

5. Resultados

5.1. Empuje centrado

La primera fisura se produce debido a tensiones de spalling, entre los dos gatos centrales, la carga de fisuración ($P_{cr}=P_{spall}$) tiene un valor de 1975 kN por gato. La denominada carga nominal de la tuneladora debe ser inferior a P_{cr} , teniendo esto en cuenta se ha considerado que la carga nominal es igual a P_{cr} para este análisis.

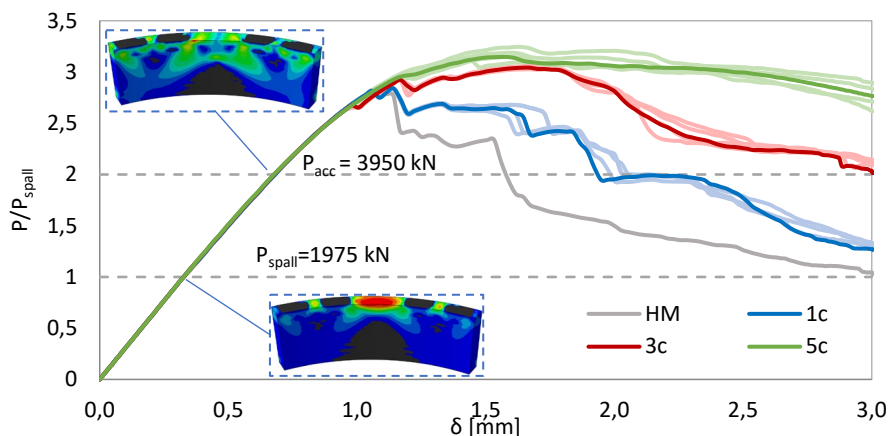


Figura 7 – Carga-deformación para las distintas mezclas de HRF y HM.

Asimismo, se ha propuesto la carga accidental (P_{acc}) de la tuneladora como el doble de la carga de fisuración ($2P_{spall}$). En la Figura 7 se presenta la gráfica carga adimensional (P/P_{spall}) frente a desplazamiento para todas las mezclas de HRF y HM.

Como se puede comprobar el comportamiento mecánico de las dovelas es el mismo en términos de carga-desplazamiento hasta una carga alrededor de $2,5 \cdot P_{cr}$.

En la Figura 8a aparece la gráfica P/P_{spall} – ancho de fisura (w_{spall}) para evaluar la evolución de la fisura debido a spalling. Los resultados mostrados nos permiten confirmar que f_{R1} tiene gran influencia en el control del ancho de fisura, sin embargo, la relación f_{R3}/f_{R1} no influye demasiado una vez f_{R1} está definido. La Figura 8b muestra la carga-ancho de fisura debido a splitting (w_{sp}) la fisura de splitting aparece para un nivel de carga de 2173 kN ($P_{sp}=1.1 P_{spall}$) y, debido al estado triaxial de tensiones, la fisuración se produce antes de alcanzar f_{ctm} en cualquier dirección. Como se observa en la figura, el ancho máximo de w_{sp} es inferior a 0.05 mm y no se aprecian diferencias notables entre las mezclas de hormigón.

5.2. Empuje excéntrico

Durante la excavación se pueden dar situaciones en la que la carga ejercida por la tuneladora no sea centrada y por tanto exista cierta excentricidad.

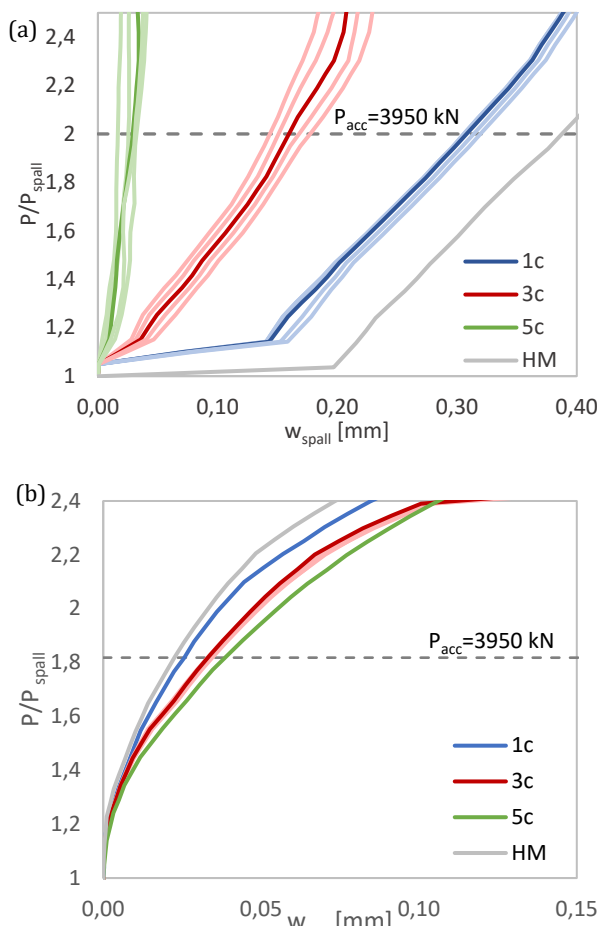


Figura 8 – Carga adimensional – ancho de fisura (a) Spalling (b) Splitting

Para estudiar este fenómeno se han realizado simulaciones con de hormigón teniendo en cuenta excentricidades de 30 mm hacia el intradós (e^-) y trasdós (e^+). El empuje excéntrico afecta a las cargas de fisuración como se puede comprobar en la Figura 9 donde se muestran dichas cargas en función de P_{spall} para el empuje centrado (1975 kN).

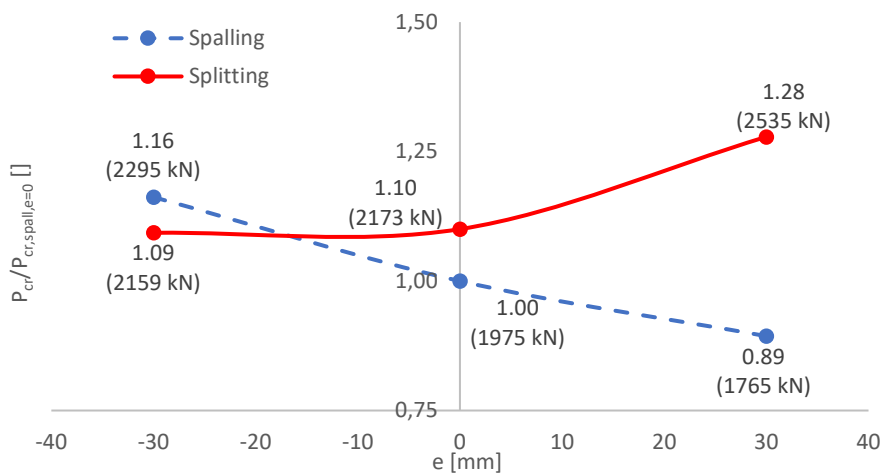


Figura 9 – Carga de fisuración/ Carga de Spalling para $e=0$ -empuje excéntrico para HRF

Para una excentricidad positiva la P_{spall} se reduce y aumenta P_{sp} . No ocurre lo mismo para e^- , donde P_{spall} aumenta respecto al empuje centrado y P_{sp} se reduce. Hay que tener cuidado con estos resultados ya que con la presencia de la junta del neopreno podrían variar ligeramente. En las Figuras 10a y 10b están representadas las gráficas de carga-ancho de fisura para las mezclas 1c, 3c y 5c comparando empujes excéntricos con empuje centrado.

Basados en los resultados de la figura 9a se debe resaltar que altas resistencias de HRF tienen la habilidad de reducir el efecto de la excentricidad. Queda demostrado en el caso de 5c en el que el efecto de la excentricidad es controlado debido a su alta resistencia residual. Contrariamente, el efecto sobre la excentricidad se reduce a medida que baja la clase resistente del HR. El HRF 3c parece ser el más adecuado ya que las fisuras obtenidas están en el rango aceptable de 0,12 mm ($e = -30$ mm) and 0,18 mm ($e = +30$ mm) para un nivel de servicio ($w < 0,20$ mm) teniendo en cuenta la poca probabilidad de alcanzar P_{acc} .

Los resultados mostrados en la Figura 12b revelan que el empuje excéntrico tiene gran influencia en las fisuras de splitting mientras que la clase resistente del HRF apenas afecta. Las fisuras debido a splitting aumentan de 3,3 hasta 6,0 veces su valor respecto al empuje centrado.

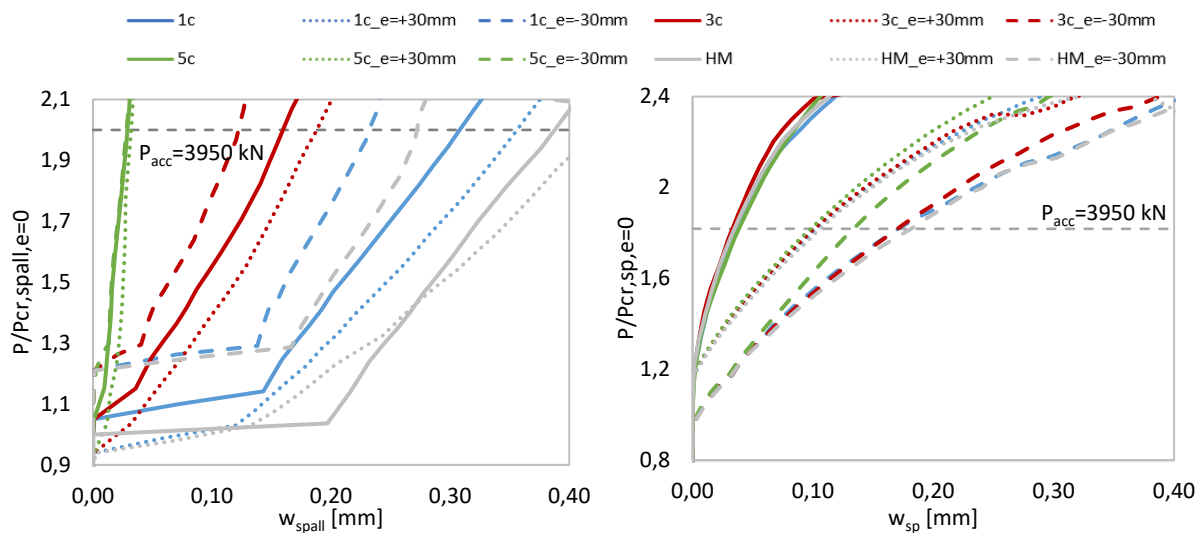


Figura 10 – Carga de fisuración/Carga de Spalling para $e=0$ -empuje excéntrico para HRF

5.3. Armado mixto

Las fisuras debido a spalling han sido las más preocupantes durante la fase de excavación de la tuneladora. Con tal de reducir estas fisuras se propone un refuerzo mixto en las zonas donde aparecen las tensiones de spalling, la disposición de la armadura se puede ver en la Figura 6. Se han llevado a cabo las simulaciones con dos configuraciones de armaduras $A_{s,min}$ and $A_{s,min2}$ combinadas con HRF de clases 1c, 3c y 5c para las tres situaciones de empuje consideradas anteriormente (centrado y ± 30 mm). La Figura 11 recoge las fisuras debido a spalling para P_{acc} de todas las simulaciones.

Los resultados demuestran que la combinación de refuerzo ayuda a reducir el ancho de fisura para clases resistentes bajas (1c) sin embargo es menos eficiente para clases más

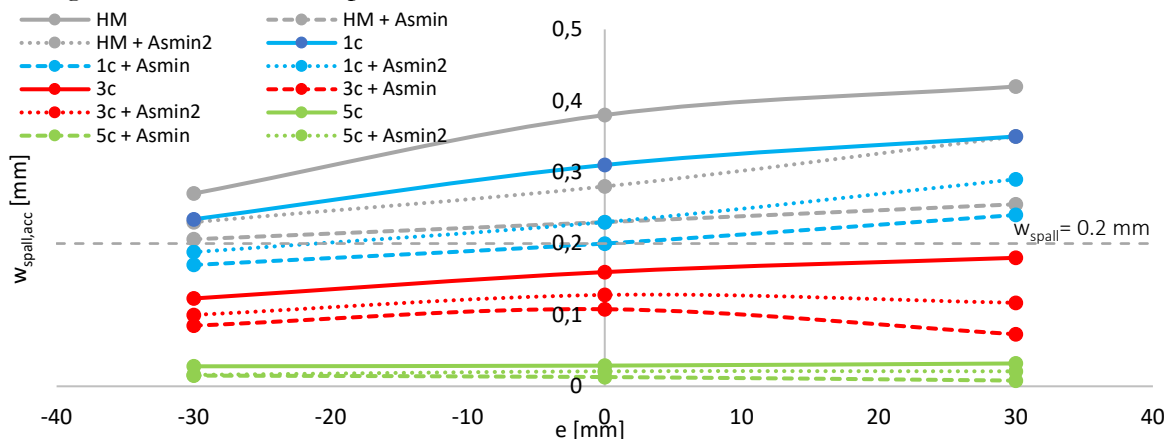


Figura 11 – Fisura spalling – excentricidad para soluciones HA y soluciones mixtas 1c, 3c y 5c.

altas (3c y 5c) donde el ancho de fisura está controlado por la resistencia post-fisuración del hormigón ($w_{spall} \leq 0.20$ mm). El armado mixto parece ser una solución óptima cuando sea necesario un control de fisuración más estricto o bien cuando las armaduras sean necesarias para resistir momentos flectores de las acciones primarias donde el HRF como única solución no es viable económicamente [12].

6. Conclusiones

Se ha estudiado el efecto del empuje de la tuneladora sobre dovelas mediante un análisis numérico de elementos finitos teniendo en cuenta distintas resistencias residuales del HRF así como armado mixto (HRF+HA). Mediante el modelo se ha evaluado los fenómenos de splitting y spalling bajo cargas concentradas centradas y excéntricas.

En base a los resultados obtenidos se pueden sacar las siguientes conclusiones:

1. La resistencia residual para un ancho de fisura de 0.5 mm (f_{R1}) ha resultado tener gran influencia controlando el ancho de fisura mientras que la relación f_{R1}/f_{R3} parece no tener un rol significativo. Esto es de relevante importancia en el diseño de la dovela ya que serán necesarios aquellos HRF con mayor valor de f_{R1} más que buscar valores altos para grandes anchos de fisura.
2. Las fisuras debido a spalling parecen ser aquellas que más afectan a la fisuración de la dovela.
3. El empuje excéntrico tiene gran influencia en el comportamiento a fisuración y por lo tanto debe tenerse en cuenta y analizarse cuidadosamente especialmente para fisuras de splitting que registran fisuras del orden de 6 veces mayor a la situación centrada.
4. El armado mixto conduce a una reducción de fisuras, especialmente eficaz para clases resistentes bajas, y puede ser considerada una solución adecuada cuando el diseño esté condicionado por una limitación estricta de fisuración para el servicio o para túneles de mayor diámetro donde las dovelas están sujetas a mayores esfuerzos de flexión.

Agradecimientos

El primer autor agradece al Ministerio de Ciencia, Innovación y Universidad del Gobierno de España por proporcionar apoyo a través de la Ayuda a Doctorado Industrial (DI-17-09390) en colaboración con Smart Engineering Ltd. (Spin-off de la UPC). Este proyecto ha sido posible gracias a los fondos económicos proporcionados por el proyecto SAES (BIA2016-78741-C2-1-R) del Ministerio de Economía, Industria y Competitividad (MINECO).

Referencias

- [1] A. de la Fuente, A. Blanco, P. Pujadas, A. Aguado, Diseño óptimo de dovelas de hormigón reforzado con fibras para el revestimiento de túneles, *Hormigón y Acero*. 65 (2015) 267–279. <https://doi.org/10.1016/j.hya.2014.11.002>.
- [2] M. di Prisco, G. Plizzari, L. Vandewalle, Fibre reinforced concrete : new design perspectives, *Mater. Struct.* (2009) 1261–1281. <https://doi.org/10.1617/s11527-009-9529-4>.
- [3] R.G.A. de Waal, Steel fibres reinforced tunnel segments for the application in shield driven tunnel linings, Technische Universiteit Delft, 2000.
- [4] R. Burgers, J. Walraven, G.A. Plizzari, G. Tiberti, Structural behaviour of SFRC tunnel segments during TBM operations, (2007) 1461–1468.
- [5] R. Gettu, G. Ramos, A. Aguado, T. García, B. Barragán, Steel Fiber Reinforced Concrete for the Barcelona Metro Line 9 Tunnel Lining., BEFIB 2004, Proc 6th RILEM Symp. FRC. RILEM Symp (2004) 1–46.
- [6] A. Caratelli, A. Meda, Z. Rinaldi, P. Romualdi, Structural behaviour of precast tunnel segments in fiber reinforced concrete, *Tunn. Undergr. Sp. Technol.* 26 (2011) 284–291. <https://doi.org/10.1016/j.tust.2010.10.003>.
- [7] B. de Rivaz, A. Meda, P. Perruzza, Z. Rinaldi, P. Romualdi, Full scale tests on precast tunnel segment made in concrete reinforced with high strength steel fibres, (2009).
- [8] J. Beño, M. Hilar, Steel fibre reinforced concrete for tunnel lining - Verification by extensive laboratory testing and numerical Modelling, *Acta Polytech.* 53 (2013) 329–337. <https://doi.org/10.1049/pii>.
- [9] M. Hilar, J. Vitek, R. Pukl, Load testing and numerical modelling of SFRC segments, (2012) 1–10.
- [10] S. Cavalaro, C.B. Blom, J. Walraven, A. Aguado, Structural analysis of contact

- deficiencies in segmented lining. Packer behaviour under simple and coupled stresses, *Tunn. Undergr. Sp. Technol.* 26 (2011) 734–749.
- [11] M. Sugimoto, Causes of Shield Segment Damages During Construction, *Int. Symp. Undergr. Excav. Tunn.* (2006) 67–74.
- [12] L. Liao, A. de La Fuente, S. Cavalaro, A. Aguado, Design of FRC tunnel segments considering the ductility requirements of the fib Model Code 2010: Application to the Barcelona Metro line 9, *Tunn. Undergr. Sp. Technol.* 47 (2015) 200–210.
- [13] F. Leonhardt, E. Mönning, Berlin: Springer-Verlag; 1973 (Italian version: Leonhardt F, Mönning E (1986) *Casi speciali di dimensionamento nelle costruzioni in c.a. e c.a.p.*, vol. 2, Edizioni di Scienza e Tecnica, Milano), *Taylor Made Concr. Struct.* (1973) 66–66.
<https://doi.org/10.1201/9781439828410.ch37>.
- [14] K. Iyengar, Two-dimensional theories in anchorage zone stresses in Post-Tensioned prestressed beams., *Heron.* 32 (1962) 45–56.
- [15] CEB-FIP, Model Code 2010, 2010.
<https://doi.org/10.1007/s13398-014-0173-7.2>.
- [16] EHE-08, Instrucción de Hormigón Estructural (EHE-08), (2008).
- [17] RILEM TC 162-TDF, Test and design methods for steel fibre reinforced concrete. Design with σ - ϵ method, *Mater. Struct.* 35 (2003) 262–278.
<https://doi.org/10.1617/13837>.
- [18] ACI 544, Fibre-Reinforced Concrete: Design and Construction of Steel Fibre-Reinforced Precast Concrete Tunnel Segments., (2014).
- [19] FIB Bulletin 83, Precast Tunnel Segments in Fibre-Reinforced Concrete, 2017.
- [20] ACI 544.7R-16, Report on Design and Construction of Fiber-Reinforced Precast Concrete Tunnel Segments, *ACI Comm. Rep.* (2016) 1–36.
- [21] C. Dassault systems Simulia, Abaqus Analysis user's manual 6.12-3, (2012) 1137.
http://www.maths.cam.ac.uk/computing/software/abaqus_docs/docs/v6.12/pdf_books/BENCHMARKS.pdf.
- [22] B. Schnütgen, E. Erdem, Sub-task 4.4 - Splitting of SFRC induced by local forces - Annex A, (2001).
- [23] NBN-B-15-238:1992, Essai des betons renforces des fibres. Essai de Flexion sur eprouvettes prismatiques (Testing of fiber reinforced concrete. Bending test on prismatic specimens) . Belgian Code - In French., (1992).
- [24] A. Conforti, G. Tiberti, G. Plizzari, Combined effect of high concentrated loads exerted by TBM hydraulic jacks, *Mag. Concr. Res.* 68 (2016) 1122–1132.
<https://doi.org/10.1680/jmacr.15.00430>.