

Experimentación y simulación numérica de tubos de hormigón con fibras

Experimentation and numerical simulation of steel fibre reinforced concrete pipes

A. de la Fuente^(*), A. Domingues de Figueiredo^(**), A. Aguado^(*), C. Molins^(*), P. J. Chama Neto^(**)

Recepción/Received: 7-X-10
Aceptación/Accepted: 22-XI-10
Publicado online/Online publishing: 10-XII-10

RESUMEN

En este artículo se presentan los resultados principales de un estudio experimental y numérico del comportamiento de tubos hormigón reforzado con fibras de acero (THFA). Se fabricaron y ensayaron 18 tubos de 600 mm de diámetro con cuantías de 10, 20 y 40 kg/m³ de fibras, concluyéndose varios aspectos tecnológicos relacionados con la fabricación y el ensayo así como del comportamiento resistente. Por otra parte, se ha desarrollado el modelo numérico MAP que permite la simulación del comportamiento resistente de THFA sometidos al ensayo de aplastamiento. Los resultados han sido satisfactorios para cualquier régimen de carga, permitiendo concluir que el modelo es una herramienta útil para el diseño óptimo de este tipo de tubos. Se concluye que el uso del modelo conduce a una reducción del coste del armado y da un impulso al uso de fibras como elemento de refuerzo en esta tipología estructural

Palabras clave: tubos de hormigón, fibras de acero, ensayo de aplastamiento y fisuración.

SUMMARY

The results concerning on an experimental and a numerical study related to SFRCP are presented. Eighteen pipes with an internal diameter of 600 mm and fibre dosages of 10, 20 and 40 kg/m³ were manufactured and tested. Some technological aspects were concluded. Likewise, a numerical parameterized model was implemented. With this model, the simulation of the resistant behaviour of SFRCP can be performed. In this sense, the results experimentally obtained were contrasted with those suggested by means MAP reaching very satisfactory correlations. Taking it into account, it could be said that the numerical model is a useful tool for the optimal design of the SFRCP fibre dosages, avoiding the need of the systematic employment of the test as an indirect design method. Consequently, the use of this model would reduce the overall cost of the pipes and would give fibres a boost as a solution for this structural typology.

Keywords: concrete pipes, steel fibres, crushing test, cracking.

^(*) Universitat Politècnica de Catalunya (Barcelona, España).
^(**) Escola Politécnica, USP (Brazil).

1. INTRODUCCIÓN

Los tubos de hormigón armados con armadura tradicional (THA) y los tubos de hormigón con fibras de acero (THFA) son alternativas conocidas y empleadas para el transporte de agua, residuos industriales, saneamiento entre otros (1-4). Para éstos, la adición de fibras conduce a ventajas tanto técnicas, mejorando las propiedades mecánicas del hormigón (5), como económicas (2). Si se emplean además barras de acero, éstas desempeñan la tarea resistente principal (6) mientras que las fibras activan un mecanismo de puente entre los labios de las fisuras que conduce a una reducción de su separación y de su apertura (7). Desde la vertiente económica, el ahorro de armadura tradicional se traduce en una disminución de las operaciones de montaje, mano de obra, maquinaria, así como de los riesgos asociados (2).

El uso de fibras para el refuerzo de tubos de hormigón (TH) no es reciente, sino que su desarrollo se inició hace prácticamente dos décadas. No obstante, su introducción en el mercado está siendo progresiva a causa de factores como riesgo de cortes durante las tareas de manipulación, falta y/o desconocimiento de métodos de cálculo para abordar el diseño de estos elementos y, por último, la tradicional inercia al cambio (8).

Sin embargo, con el transcurso de los años, se ha podido dar respuesta a la mayor parte de la problemática presentada anteriormente: aplicación de un fratasado y un pulido para eliminar las imperfecciones y evitar los posibles cortes, ecuaciones constitutivas para considerar la contribución a tracción del hormigón con fibras (9-11) y, además, se ha comprobado que la incorporación de fibras mejora la respuesta en servicio de la tubería y conduce a una reducción global de los costes (2, 8).

Con el fin de ahondar en aspectos tanto tecnológicos como de simulación, se han desarrollado varias campañas experimentales conjuntas entre la Universidad de São Paulo (4, 12) y la Universidad Politécnica de Catalunya (2). En referencia a los primeros, se ha trabajado en el procedimiento a seguir para ejecutar el ensayo de aplastamiento (EA) de acuerdo con (13). Se ha corroborado que el ensayo continuo es representativo del comportamiento post-rotura de los THFA, tal como se verificó en (3). Asimismo, se ha analizado la influencia en los resultados de llevar a cabo las medidas en sólo en un extremo del tubo o en ambos durante la ejecución de EA. Simultáneamente, se ha desarrollado *Model for the Analysis of Pipes* (MAP) para la simulación de la respuesta mecánica de tubos de hormigón en masa (THM), THA y THFA. Con este modelo se pretende, por una parte, contrastar los resultados experimentales con los derivados del mismo y, por otra, proporcionar una herramienta numérica que permita el diseño óptimo del armado para este tipo de tubos.

1. INTRODUCCIÓN

Steel bar reinforced concrete pipes (SBRCP) and steel fibre reinforced concrete pipes (SFRCP) are well-known alternatives used for the conveyance of water, industrial wastes, sewerage among other applications (1-4). The addition of fibres to these pipes leads to the improvement of mechanical properties of concrete (5), as well as to economic savings (2). When steel rebars are also used, they perform the main resistance task (6), whereas the fibres activate a bridging mechanism between the cracks which leads to a reduction of their separation and opening (7). From an economic point of view, the saving of the traditional reinforcement results in a reduction of assembling operations, labour force and machinery, as well as in a decrease in the risks associated to manufacturing (2).

The use of fibres as reinforcement of concrete pipes (CP) is not a recent practice; in fact, its development began practically two decades ago. Nevertheless, its introduction into the market has been progressive, due to factors such as the risk of cuts during the manipulation tasks, lack of knowledge on design and calculation methods and, finally, the traditional inertia towards change (8).

However, through the years, solutions have been found for most of the problems previously mentioned: application of polishing so as to eliminate imperfections and avoid damages, constitutive equations to consider the tensile strength contribution of fibres in the concrete matrix (9-11) and, furthermore, it has been proved that the addition of fibres improves the mechanical behaviour of the pipe and leads to a global reduction of the costs (2, 8).

With the purpose of examining technological and simulation aspects in detail, several experimental campaigns have been developed between the University of São Paulo (4, 12) and the Polytechnic University of Catalonia (2). As regards the former, the work carried out concerns the procedure to follow to implement the crushing test (CT) in accordance with (13). In this sense, it was also corroborated that the continuous test is representative of the post-failure behaviour of the SFRCP, as was verified in (3). Likewise, the influence of measuring in only one of the ends of the pipe or in both ends during the execution of the CT in the results was also analyzed. Simultaneously, the Model for the Analysis of Pipes (MAP) was developed for the simulation of the mechanical response of plain concrete pipes (PCP), SBRCP, and SFRCP. This model aims, on the one hand, at contrasting the experimental results with those derived from the model and, on the other hand, at providing a numerical tool that enables the design of the optimal reinforcement for this type of pipes.

En definitiva, el objetivo de este artículo consiste en presentar la campaña experimental realizada para tubos de 600 mm de diámetro con C_f de 10, 20 y 40 kg/m³, citar las bases del modelo MAP y en contrastar los resultados numéricos con los experimentales con el fin de valorar la bondad del modelo como herramienta para diseño óptimo de THFA.

2. FABRICACIÓN DE LOS TUBOS

Para la campaña experimental se fabricaron, en 2 series distintas, un total de 18 THFA de 600 mm de D_i y un h de 72 mm. Los valores de C_f empleados fueron de 10, 20 y 40 kg/m³, fabricándose 3 tubos con cada cuantía.

Con el fin de evitar la influencia de la variable temporal, los tubos correspondientes a cada una de las 2 series se fabricaron el mismo día, empleándose en todos los casos, el cemento y los áridos habituales de la planta de producción en la que se ejecutaron (ver Tabla 1). Se utilizaron fibras metálicas DRAMIX® RC-80/60-BN. En la 1ª serie se observaron algunos problemas durante el amasado y el vertido a causa de la pérdida de docilidad a la que conduce el empleo de fibras (14). Estos problemas se corrigieron en la 2ª serie mediante un aumento de la cantidad de agua con el incremento de C_f . De este modo, se logró un nivel de acabados excelente y una mayor velocidad de producción.

Summarizing, the goal of this article consists in introducing the experimental campaign carried out with pipes with an internal diameter of 600 mm and C_f of 10, 20 and 40 kg/m³, mentioning the bases of the MAP model, and contrasting the numerical results with the experimental ones in order to assess the suitability of the model as a tool for the optimal design of SFRCP.

2. PRODUCING PIPES

For the experimental campaign, a total of 18 SFRCP with a D_i of 600 mm and a h of 72 mm were manufactured, in two different series. The values of C_f used were 10, 20 and 40 kg/m³, and 3 pipes were manufactured with each of the amounts.

In order to avoid the influence of the temporal variable, the pipes corresponding to each of the two series were manufactured on the same day, using in all cases the usual cement and aggregates at the manufacturing plant where they were produced (see Table 1). DRAMIX® RC-80/60-BN metallic fibres were used. In the 1st series there were some problems during the mixing and pouring, due to the loss of workability triggered by the addition of fibres (14). These problems were corrected in the 2nd series increasing the water content with the increase of C_f . In this way, an excellent finish level and a higher production speed were achieved.

Tabla 1 / Table 1
Dosificación empleada para la fabricación del HRFA.
Dosages used for manufacturing the SFRCP.

Material / Material	Dosificación / Dosage
Arena de río / River Sand ($d_{max} = 1.2$ mm)	679 kg/m ³
Arena de machaqueo / Crushed Sand ($d_{max} = 4.8$ mm)	340 kg/m ³
Árido de machaqueo / Crushed Coarse Aggregate ($d_{max} = 9.5$)	1067 kg/m ³
Cemento / Cement	355 kg/m ³
Agua / Water	152 l/m ³
Fibras / Fibres	10, 20 y 40 kg/m ³

Las fibras se añadieron directamente en la cinta transportadora y el hormigón se compactó mediante el método de la vibro compresión (2). Los tubos fueron posteriormente transportados y almacenados en el patio de acopio de la fábrica hasta la fecha de ensayo (28 días).

The fibres were added directly in the conveyor belt and the concrete was compacted by means of the vibrocompression method (2). The pipes were subsequently transported and stored at the stocking area of the factory until the test date (28 days).

3. EL ENSAYO DE APLASTAMIENTO PARA THFA

3.1. Procedimiento según la UNE-EN 1916:2002

El EA (ver Figura 1) consiste en la aplicación de una carga longitudinal uniformemente distribuida sobre la generatriz superior del tubo, estando éste apoyado sobre dos aristas

3. CRUSHING TEST FOR SFRCP

3.1. Procedure according to UNE-EN 1916:2002

The CT (see Figure 1) consists in the application of a longitudinal load distributed uniformly over the upper generatrix of the pipe, which is supported on two edges

que forman un ángulo de valor 2β respecto al centro del tubo (O). En (15) se especifica el procedimiento a seguir en la ejecución para THFA:

1. Resistir la carga F_c durante un minuto sin que aparezcan fisuras, o lo que es lo mismo: sin que se alcance la carga F_{cr} , siendo F_c igual o superior al 67% de la carga F_n .
2. Llevar el tubo hasta rotura, obteniéndose la carga F_u que debe ser superior a F_n .
3. Cuando la carga descende un 5% de F_u , se descarga el tubo y se recarga verificándose que se alcanza una carga $F_{min, pos}$ no inferior al 67% de F_n . Ésta debe mantenerse al menos un minuto.

El proceso cíclico tiene como misión verificar que el anclaje fibra-hormigón y la resistencia post-pico del HRFA son las adecuadas para garantizar la $F_{min, pos}$. Si bien, en (3) se demostró que el ensayo continuo garantiza resultados representativos y fiables de la respuesta resistente del tubo.

forming an angle with value 2β with regard to the centre of the pipe (O). The procedure to follow for the execution of the CT for SFRCP is specified in (15):

1. Withstanding load F_c for a minute without cracking, or in other words: without reaching load F_{cr} , F_c being equal or higher than the 67% of load F_n .
2. Leading the pipe to failure, obtaining load F_u (higher than F_n).
3. Unloading and reloading the pipe when the load decreases a 5% of F_u , verifying that a load $F_{min, pos}$ not lower than the 67% of F_n is reached. This must be maintained at least for a minute.

The intention of the cyclical process is verifying that the fibre-concrete anchorage and the post-cracking strength of SFRCP are suitable for guaranteeing $F_{min, pos}$, even though it was already proved in (3) that the continuous test leads to representative and reliable results of the resistance response of the pipe.

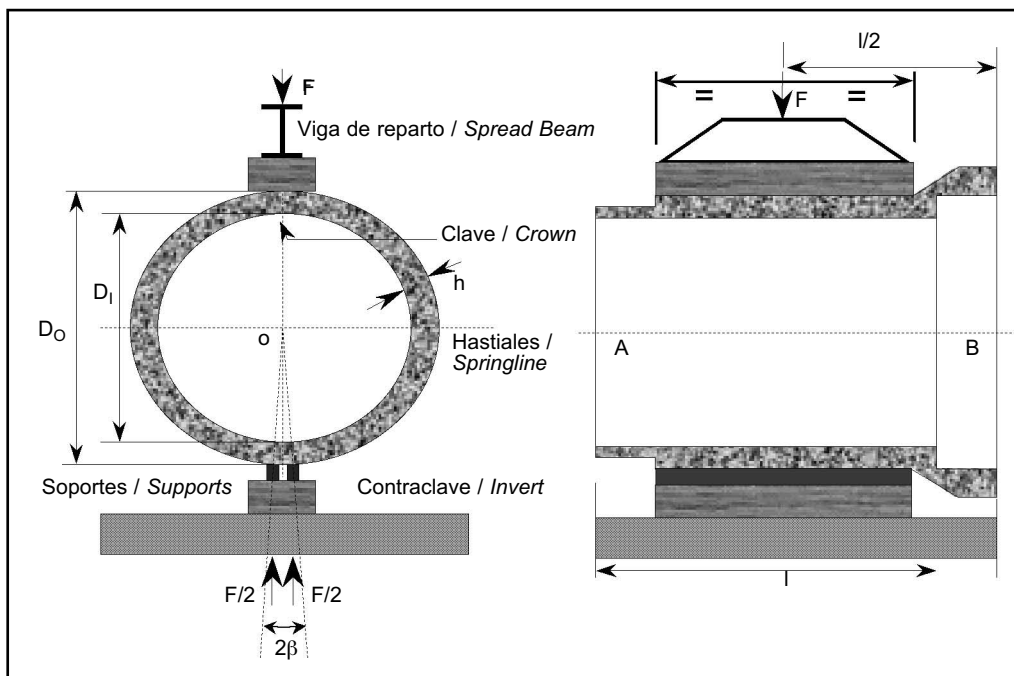


Figura 1. (a) Sección transversal y (b) sección longitudinal del EA.
 Figure 1. (a) Cross and (b) longitudinal sections of the test configuration.

3.2. Procedimiento de medida adoptado

Para hacer posible la realización de los ensayos de forma continua con suficiente precisión, es necesario implantar dispositivos que permitan la medición ininterrumpida de v (12). Se emplearon LVDTs adheridos en la cara interna de la clave del tubo y fijados en la contraclave. Éstos descargaron los datos a un equipo informático y se procesaron para obtener las curvas F-v.

3.2. Measuring procedure

In order to carry out the tests with enough accuracy, it was necessary to use a device that enables the uninterrupted measurement of v (12). LVDTs were used: they were stuck to the internal face of the key of the pipe and fixed in the invert. They transferred the data to a computer which processed them to obtain the F-v curves.

Para la medida de v se utilizaron dos configuraciones (1ª serie y 2ª serie). En la 1ª serie, se midió v en los dos extremos del tubo (secciones A y B de la Figura 1b), siendo el valor medio la deformación resultante adoptada; mientras que, en la 2ª serie, se midió sólo en la sección A (ver Figura 1b).

4. RESULTADOS EXPERIMENTALES

En la Figura 2 se presentan las medias las curvas $F-v$ para cada C_f obtenidas en las dos series (valores de v hasta los 4 mm para los tubos de la 1ª serie y hasta los 8 mm para los de la 2ª). Las curvas $F-v$ de cada ensayo individual se presentan y analizan en el apartado de contrastación experimental-numérica.

En general, tal como se muestra en la Figura 2, se observa un patrón de comportamiento de reblandecimiento bien definido para los tubos con bajas cuantías de fibras; es decir, se producía una pérdida de capacidad resistente del tubo con el aumento de v una vez alcanzada la carga F_u . Contrariamente, los tubos con 40 kg/m^3 respondieron de forma distinta, presentando endurecimiento al alcanzar el punto de plastificación (punto Y e Y^* de la Figura 2 para los tubos con 40 kg/m^3 de la 1ª y 2ª serie, respectivamente). En consecuencia, los v requeridos para detectar el decremento de F que indica la rotura del elemento y el régimen post-rotura, no se alcanzan en los ensayos llevados a cabo.

De dicha Figura 2 se desprende también que los tubos de la 1ª serie presentan una mayor rigidez y una primera fase de comportamiento más prolongada. Ello se debe a que la sección B (Figura 1b) es más rígida que la A (Figura 1b) a causa del mayor volumen de hormigón involucrado y el mayor D_i de la primera. Por lo tanto, teniendo en cuenta que se trabaja con el valor medio de v en los tubos de la 1ª serie, es razonable que éstos presenten una mayor rigidez en comparación con los de la 2ª, para los que sólo se midió v en la zona A.

For the measurement of v , two configurations were used (1st series and 2nd series). In the 1st series, v was measured in the two edges of the pipe (sections A and B in Figure 1b), the average value being the resulting displacement adopted; whereas in the 2nd series v was only measured in section A (see Figure 1b).

4. EXPERIMENTAL RESULTS

Figure 2 shows the average of the $F-v$ curves for each C_f obtained in the two series (values of v up to 4 mm for pipes from the 1st series and up to 8 mm for those from the 2nd series). The $F-v$ curves from each individual test are presented and analyzed in the experimental-numerical contrasting section.

As it can be observed, Figure 2 shows a well-defined softening behaviour pattern in the case of pipes with low amounts of fibres; in other words, the pipe undergoes a loss of resistance capacity with the increase of v once load F_u was reached. On the other hand, the pipes with 40 kg/m^3 respond differently, showing hardening when the yielding point is reached (points Y and Y^* from Figure 2 for the pipes with 40 kg/m^3 from the 1st and 2nd series, respectively). Consequently, the v required in order to detect the decrease of F which indicates the failure of the element and the post-failure regime are not reached in this sort of pipes.

From Figure 2 it is also deduced that the pipes in the 1st series show higher stiffness and a longer uncracked stage. This happens because section B (Figure 1b) is stiffer than section A (Figure 1b) due to the higher volume of concrete involved and to the higher D_i of the former. Therefore, taking into account that the average value of v is accepted for the pipes of the 1st series, it is reasonable they show higher stiffness in comparison to those from the 2nd series, for which v was only measured in section A.

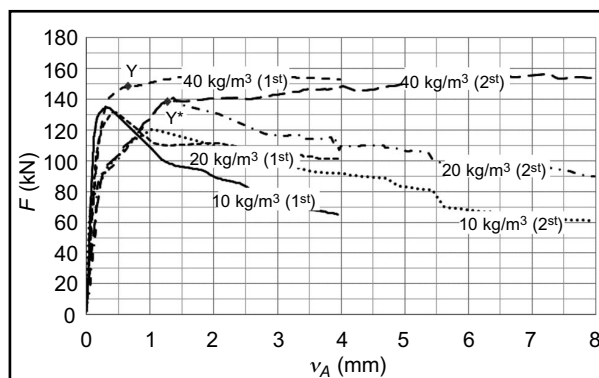


Figura 2. Curvas $F-v$ medias de los tubos ensayados.
Figure 2. Average $F-v$ curves obtained for the tested pipes.

En relación con este aspecto, se observó que la fisuración se iniciaba en todos los casos en la clave de la sección A para valores de F_{cr} del entorno de los 90 kN. Por otro lado, en los tubos de la 2ª serie se apreciaba que la aparición de las primeras fisuras coincidía con el cambio de pendiente de la curva F-v. Este cambio no se detectó en los tubos de la 1ª serie hasta que fisuraron también los hastiales, situación que se produjo cuando la carga F alcanzó valores medios de 126 kN, 114 kN y 138 kN para los tubos con 10 kg/m³, 20 kg/m³ y 40 kg/m³, respectivamente. Así pues, se puede afirmar que si la medida de v se lleva a cabo en la sección A, la carga F_{cr} se puede deducir de la curva F-v en el punto donde se produce el primer cambio brusco de pendiente. Contrariamente, si la medida se lleva a cabo como en la 2ª serie, este procedimiento conduciría a valores de F_{cr} del lado de la inseguridad, requiriéndose una inspección visual para detectar F_{cr} .

Para los tubos con C_f bajas se observaron regiones de inestabilidad semejantes a las descritas en (3). Éstas, se plasman en las curvas F-v mediante un aumento de la distancia entre puntos (ver tramo comprendido entre los 1,5 y 3,0 mm de los tubos con 20 kg/m³ de la 2ª serie, por ejemplo).

Asimismo, se verificó que los tubos alcanzaban los requisitos resistentes de la clase C-90 fijados en (15). En este caso, para el D_i de 600 mm se exige que los tubos obtengan en el EA una carga F_c de 36 kN/m, tanto en régimen pre-fisuración como en post-rotura, y una carga F_u de 54 kN/m. Atendiendo a que la longitud de los tubos es de 2.500 mm, resulta que dichas cargas son de 90 kN y 135 kN, respectivamente.

En referencia a la carga $F_{min,pos}$ establecida para la C-90 (90 kN), debe verificarse que la $F_{max,pos}$ medida en la curva F-v es superior o igual a la primera. El valor de v para el cual se da $F_{max,pos}$ es función, entre otras, del diámetro del tubo y de la cuantía y tipo de armadura; en definitiva, de la rigidez global del tubo. Para este trabajo, se ha establecido que $F_{max,pos}$ se alcanza para un v de 1,2 mm ($F_{1.2mm}$) y 3 mm (F_{3mm}) para los tubos de la 1ª y 2ª serie, respectivamente (3). Sin embargo, este planteamiento no es el adecuado para tubos con 40 kg/m³, pues no presentaron una caída del valor de F para el régimen de desplazamientos con el que se trabajó. En consecuencia, para estos tubos se evalúa sólo su carga F_u y se da por sentado que su comportamiento post-rotura se adecua a los criterios establecidos para la clase C-90 (los tubos con 20 kg/m³ ya cumplen los requisitos mínimos en régimen post-rotura).

En la Tabla 2 se presentan los valores individuales y medios de F_{cr} , $F_{1.2mm}$ (1ª serie), F_{3mm} (2ª serie) y de F_u obtenidos experimentalmente. Los resultados de los

With respect to this aspect, it was observed that cracking began, in all cases, at the key of section A with values of F_{cr} around 90 kN. On the other hand, in the pipes from the 2nd series, it was observed that the appearance of the first cracks coincided with the change in the slope of the F-v curve. This change was not detected in the pipes from the 1st series until the springline also cracked, a situation which took place when load F reached average values of 126 kN, 114 kN and 138 kN for the pipes with 10 kg/m³, 20 kg/m³ and 40 kg/m³, respectively. Therefore, it may be assured that if the measurement of v is performed in section A, load F_{cr} can be deduced from the F-v curve at the point where the first slope change takes place. On the other hand, if the measurement is performed as in the 1st series, this procedure would lead to values of F_{cr} on the side of insecurity, requiring a visual inspection in order to detect F_{cr} .

In the case of the pipes with low C_f , instability regions similar to those described in (3) were observed. They were reflected in the F-v curves by means of an increase in the distance between points (see, for instance, the stretch between 1.5 and 3.0 mm of the pipes with 20 kg/m³ from the 2nd series).

Likewise, it was verified that the pipes fulfilled the strength requirements of class C-90 established in (15). Concretely, for pipes with a D_i of 600 mm it is required to obtain a load F_c of 36 kN/m and a load F_u of 54 kN/m in the CT (90 kN and 135 kN, respectively, taking into account that the length of the pipes was 2500 mm).

Regarding load $F_{min,pos}$ established for C-90 (90 kN), it must be verified that the $F_{max,pos}$ measured in the curve F-v is equal or higher than the former. The value of v for which $F_{max,pos}$ is reached is function of, among other parameters, the diameter of the pipe and the amount and type of reinforcement; in other words, of the global stiffness of the pipe. For this paper it was established that $F_{max,pos}$ is reached for a v of 1.2 mm ($F_{1.2mm}$) and 3 mm (F_{3mm}) for the pipes from the 1st and the 2nd series, respectively (3). However, this is not the suitable approach in the case of pipes with 40 kg/m³, since they did not show a drop of value F for the displacement regime used in the tests. Consequently, in the case of those pipes only their load F_u is assessed, and it is taken for granted that their post-failure behaviour fits in with the criteria established for class C-90 (the pipes with 20 kg/m³ already fulfil the minimum requirements in post-failure regime).

Table 2 shows the individual and average values of F_{cr} , $F_{1.2mm}$ (1st series), F_{3mm} (2nd series) and F_u obtained experimentally. The results from pipes T3 for the

tubos T3 para las cuantías de 10 kg/m³ y 20 kg/m³ de la 1ª serie se rechazaron a causa de algunos desajustes que se produjeron durante la ejecución del ensayo.

En referencia a los valores recogidos en la Tabla 2, se desprende que los tubos de la 1ª serie presentaron cargas F_{cr} superiores a los 90 kN estipulados para F_c en la C-90. Asimismo, los tubos de la 2ª serie mostraron cargas medias de F_{cr} alrededor de los 94 kN, siendo también aprobados porque no fueron observados indicios de fisuración en la inspección visual al alcanzar F_{cr} , incluso, para los tubos T1 y T2 con cuantías de 40 kg/m³ de la 2ª serie, para los que la carga F_{cr} fue de 80 kN.

En cuanto a la respuesta en rotura, los valores F_u se obtuvieron para desplazamientos próximos a 0,3 mm para los tubos de la 1ª serie y a 1 mm para los de la 2ª serie, corroborando así el comportamiento más rígido de los primeros. Se desprende de la Tabla 2 que, en valor medio, todos los tubos alcanzaron la carga de 135 kN fijada para F_u excepto los tubos reforzados con 20 kg/m³ y 10 kg/m³ de fibras de la 1ª y 2ª serie, respectivamente. En ambos casos la carga media F_u obtenida fue de 132 kN (un 2% menor a la requerida). Por último, se verifica que la carga $F_{min,pos}$ (90 kN) es superada por todos los tubos excepto para el tubo T2 con 10 kg/m³ de fibras de la 2ª serie. En cualquier caso, los valores medios de $F_{1.2mm}$ y de F_{3mm} son holgadamente superiores al $F_{min,pos}$ fijado para estos tubos, demostrándose que tanto el tipo de fibra como la cuantías empleadas son adecuadas para satisfacer el requisito resistente.

amounts of 10 kg/m³ and 20 kg/m³ from the 1st series were rejected due to some mismatches which occurred during the performance of the test.

Concerning the values gathered in Table 2, it is deduced that the pipes from the 1st series showed loads F_{cr} higher than the 90 kN stipulated for F_c in C-90. Likewise, the pipes from the 2nd series showed average loads of F_{cr} around 94 kN, which were also accepted since no cracking signs were observed during the visual inspection once F_c was reached, not even in pipes T1 and T2 with amounts of 40 kg/m³ from the 2nd series, for which the load F_{cr} was 80 kN.

As regards the response in failure, the values F_u were obtained for displacements close to 0.3 mm for the pipes from the 1st series and close to 1 mm for those from the 2nd series, thus corroborating the stiffer behaviour of the former. It is deduced from Table 2 that, in average value, all the pipes reached the load of 135 kN established for F_u except the pipes reinforced with 20 kg/m³ and 10 kg/m³ of fibres from the 1st series and the 2nd series, respectively. In both cases the average load F_u obtained was of 132 kN (a 2% lower than required). Finally, it is verified that load $F_{min,pos}$ (90 kN) is exceeded by all the pipes except pipe T2 with 10 kg/m³ of fibres from the 2nd series. In any case, the average values of $F_{1.2mm}$ and F_{3mm} are higher than the $F_{min,pos}$ established for these pipes, proving that the type of fibres and the amounts used are the suitable ones to accomplish the strength requirements.

Tabla 2 / Table 2
 Valores individuales y medios obtenidos experimentalmente.
 Individual and average values of F experimentally obtained.

Serie / Series	C_f (kg/m ³)	F_{cr} (kN)				F_u (kN)				$F_{1.2mm}$ y F_{3mm} (kN)			
		T1	T2	T3	Medio / Average	T1	T2	T3	Medio / Average	T1	T2	T3	Medio / Average
1ª / 1 st	10	96	98	n/a	97	149	120	n/a	135	107	94	n/a	101
	20	96	100	n/a	98	140	124	n/a	132	118	102	n/a	110
	40	93	98	100	97	156	163	149	156	-	-	-	-
2ª / 2 nd	10	100	83	100	94	127	132	138	132	97	88	98	94
	20	98	95	85	93	151	145	129	142	121	120	108	116
	40	80	80	115	92	152	140	193	162	-	-	-	-

5. SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL ENSAYO DE APLASTAMIENTO

Para la simulación numérica del EA se precisa una herramienta numérica que considere el comportamiento no lineal del material y la posibilidad de modelar la respuesta del HRFA. Para ello, se ha empleado el modelo Análisis de Secciones Simétricas (AES) descrito en (16, 17). Éste ya ha servido como apoyo numérico

5. NUMERICAL SIMULATION OF CRUSHING TEST

The numerical simulation of the CT requires a numerical tool capable to consider the nonlinear behaviour of the material and the possibility of modelling the response of SFRC. To this purpose, the Analysis of Evolutive Sections model (AES), described in (16, 17), was used. This model has already been used satisfactorily as a

en otras aplicaciones (18). Por otra parte, se ha desarrollado el modelo MAP para la simulación del EA. Varias de las hipótesis aceptadas en el modelo MAP fueron sugeridas en (19).

Mediante el modelo AES se discretiza el hormigón en elementos tipo fibra y las barras de acero en elementos de área concentrada. Es sabido que la inclusión de fibras modifica el comportamiento a compresión del HRFA en función del volumen empleado (20). En este sentido, su respuesta a compresión uniaxial se describe con la expresión sugerida por en (21). Por otra parte, la simulación de su comportamiento a tracción se aborda mediante el modelo recogido en (11) porque éste ya ha sido empleado satisfactoriamente en otros trabajos (22, 23). El acero pasivo para armadura se modeliza con un diagrama trilineal con la posibilidad de endurecimiento.

Para la simulación a nivel estructural del EA se ha considerado la doble simetría del elemento ($\beta=0$), por lo que se trabaja con un cuarto de tubo. Asimismo, se supone que la sección en clave y en hastiales son las que controlan el comportamiento del tubo. En ambas se concentran los fenómenos de fisuración y plastificación (modelados con la subrutina AES), mientras que en las secciones intermedias se acepta un comportamiento lineal de los materiales constituyentes. Se ha dividido la respuesta del tubo en tres fases: fase lineal elástica, fase elástica con fisuración en clave (ver Figura 1) y fase elástica con fisuración en clave y hastiales (ver Figura 1).

Las ecuaciones de gobierno del problema estructural implementadas en MAP fueron deducidas en (19) considerando que las solicitaciones normales son las determinantes. En este sentido, es sabido que el comportamiento frente a solicitaciones tangenciales de elementos de HRFA mejora notablemente (24), por lo que no es de esperar roturas a cortante en este tipo de tubos.

Teniendo en cuenta las 3 fases descritas anteriormente se puede simular la respuesta continua en el plano F-v del tubo en el EA. Si bien, para que el modelo garantice resultados representativos del EA se requiere que el comportamiento del tubo sea rígido y que no aparezcan fisuras intermedias (exceptuando la de clave y hastiales). Este patrón es el que se ha observado en los tubos ensayados para esta campaña. Asimismo, también se ha observado en THFA de 800 mm de D_i (3) y de 1.000 mm (2), por lo que se fija este último como el valor máximo del rango de aplicabilidad del modelo a falta de contrastación con mayores diámetros.

numerical tool in other applications (18). On the other hand, the MAP model was developed for the simulation of the CT. Several of the hypotheses accepted in the MAP model were suggested in (19).

By means of the AES model the concrete is discretized into fibre-type elements and the steel bars, into concentrated area elements. It is well known that the addition of fibres modifies the compression behaviour of SFRC depending on the volume used (20). In this respect, its response to uniaxial compression is described by the expression suggested in (21). On the other hand, the simulation of its post-cracking behaviour is approached by means of the model gathered in (11), since it has already been successfully used in other works (22, 23). The passive steel for the reinforcement is modelled using a trilinear diagram.

For the simulation of the CT at a structural level, the double symmetry of the element ($\beta=0$) was taken into account, hence only a quarter of pipe is modelled. Likewise, it is taken for granted that the key and springline sections are the ones which control the response of the pipe. The cracking and yielding phenomena (modelled with the AES subroutine) are concentrated in both sections, whereas in the intermediate sections a linear behaviour of the constituting materials is accepted. The response of the pipe has been divided into three stages: elastic linear stage, elastic stage with cracking at key (see Figure 1) and elastic stage with cracking at key and springline (see Figure 1).

The governing equations of the structural problem implemented in MAP were deduced in (19) considering that the bending and axial forces are the determinant ones. In this respect, it is well known that the shear strength of SFRC elements improves noticeably (24), so shear failures are not expected in this type of pipes.

Taking into account the three stages previously described, the curve F-v of the pipe in the CT can be obtained. However, the model guarantees representative results of the CT, provided that no intermediate cracks appear (rigid concrete pipes). This is the pattern observed in the pipes tested for this campaign. Likewise, it has also been observed in SFRCP with D_i of 800 mm (3) and of 1000 mm (2), hence the latter is established as the maximum value of the applicability range of the model for lack of contrasting with larger diameters.

6. SIMULACIÓN DE LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES CON MAP

Para la modelización del comportamiento a compresión del HRFA se ha empleado el modelo sugerido en (21) fijando una resistencia f_{ck} de 50 MPa (4). Por otra parte, para la simulación de su respuesta a tracción se ha recurrido al un diagrama propuesto en (11). Sin embargo, a falta de los ensayos de flexotracción necesarios (25) para poder determinar $f_{R,i}$ para cada C_f , se han empleado las expresiones recogidas en (26). En este sentido, el tipo de fibras utilizado tanto en esta campaña como en las empleadas para calibrar las expresiones presentadas en (26) son las DRAMIX® RC-80/60-BN.

En las Figuras 3 se presentan las curvas F-v obtenidas experimentalmente (valores individuales y medios) y numéricamente para los tubos con C_f de 10, 20 y 40 kg/m³ de la 2ª serie. Se ha elegido esta serie porque se ha visto que las medidas experimentales de v en la sección A (Figura 1b) son más representativas del comportamiento global del tubo.

6. SIMULATIONS OF THE EXPERIMENTAL RESULTS WITH MAP

The model suggested in (21) was used for modelling the compression behaviour of SFRC, fixing a resistance f_{ck} of 50 MPa (4). On the other hand, the diagram proposed in (11) was used in order to simulate its linear and post-cracking response. However, due to the lack of tests needed (25) in order to be able to determine $f_{R,i}$ for each C_f , the expressions proposed in (26) were used. In this respect, the type of fibres used in this campaign as well as those used in order to calibrate the expressions presented in (26) belong to the type DRAMIX® RC-80/60-BN.

Figures 3 show the curves F-v obtained experimentally (individual and average values) and numerically for the pipes with C_f of 10, 20 and 40 kg/m³ from the 2nd series. This series was selected because it was observed that the experimental measurements of v in section A (Figure 1b) are more representative of the global behaviour of the pipe.

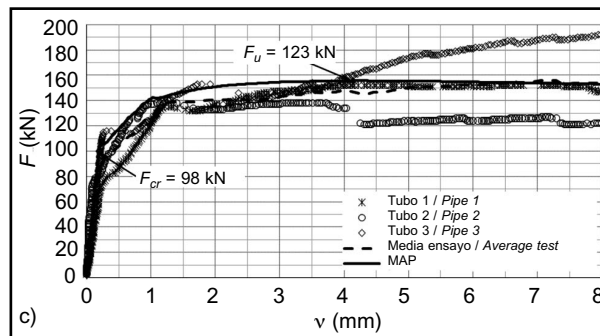
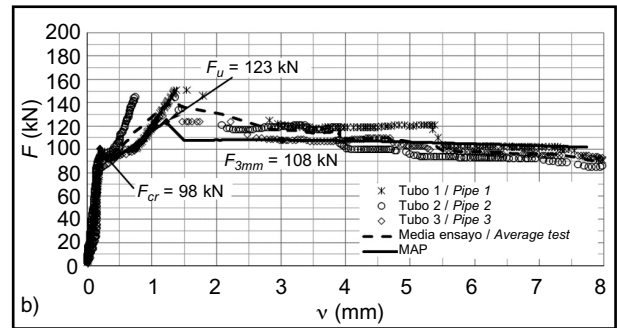
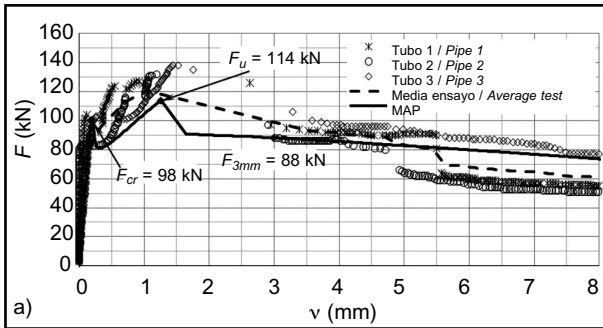


Figura 3. Curvas F-v para los tubos con (a) 10, (b) 20 y (c) 40 kg/m³ de fibras.
 Figure 3. F-v curves for the pipes reinforced with (a) 10, (b) 20 y (c) 40 kg/m³ of fibres.

Complementariamente, en la Tabla 3 se recogen los valores experimentales y numéricos medios de F_{cr} , F_u y F_{3mm} reflejados en las Figuras 3. El parámetro ξ es el error relativo respecto al dato experimental. Valores positivos de ξ indican que dato experimental excede al numérico y viceversa.

Complementarily, Table 3 gathers the average experimental and numerical values of F_{cr} , F_u and F_{3mm} shown in Figures 3. The parameter ξ is the relative error with regard to the experimental data. Positive values of ξ indicate that the experimental data exceed the numerical one, and vice versa.

Tabla 3 / Table 3
Valores medios experimentales y numéricos de F obtenidos en los tubos ensayados.
Experimental (average) and numerical values of F obtained with the tested pipes.

Cuantía de fibras / Fibre dosage (kg/m ³)	F_{cr}			F_u			F_{3mm}		
	Exp. (kN)	MAP (kN)	ξ (%)	Exp. (kN)	MAP (kN)	ξ (%)	Exp. (kN)	MAP (kN)	ξ (%)
10	94	98	-4.3	132	114	13.6	94	88	6.4
20	93	98	-5.4	142	123	13.4	116	108	6.9
40	92	98	-6.5	162	156	3.7	-	-	-

A raíz de los resultados presentados en la Figura 3a, se desprende que el modelo MAP se ajusta bien a los resultados experimentales para la cuantía de 10 kg/m³, particularmente en régimen lineal elástico y en régimen post-rotura. Para este último, los resultados numéricos para v superiores a 7,5 mm tienden hacia los valores máximos experimentales. Los valores de F_{cr} , F_u y F_{3mm} obtenidos numéricamente son 98 kN, 114 kN y 88 kN, respectivamente. Por lo tanto, debido a que ni F_u ni F_{3mm} alcanzan los valores mínimos estipulados en (15) para la clase C-90, se puede afirmar que según el modelo la cuantía de 10 kg/m³ es insuficiente para asegurar dicha clase.

Los resultados de la Figura 3b referentes a la dosificación de 20 kg/m³, ponen de manifiesto que la simulación mediante el modelo MAP garantiza valores próximos a los experimentales. Si bien, el modelo sobreestima la respuesta resistente de los tubos para v superiores a los 5,5 mm. Esto puede indicar que los valores $f_{R,i}$ empleados para simular el comportamiento del HRFA traccionado son ligeramente mayores a los reales a partir de dicho límite. Los valores de F_{cr} , F_u y F_{3mm} obtenidos numéricamente son: 98 kN, 123 kN y 108 kN, respectivamente. Consecuente, tampoco se alcanzaría con 20 kg/m³ la clase C-90 debido a que la carga F_u (123 kN) es inferior a los 135 kN requeridos.

Por último, para los tubos con 40 kg/m³ de fibras (Figura 3c), el modelo numérico se ajusta adecuadamente a los resultados experimentales en todas las etapas. En este caso, F_{cr} es de 98 kN y F_u de 156 kN, no aplicando en este caso la evaluación F_{3mm} . Por consiguiente, el modelo también predice una respuesta resistente superior a la especificada para un tubo de 600 mm clase C-90 (15) con esta cuantía de fibras. En este sentido, se da por supuesto que la carga F_{3mm} es mayor que los 90 kN fijados para $F_{min,pos}$ (con 20 kg/m³, la F_{3mm} media ya es de 108 kN). Asimismo, el modelo pone de manifiesto, en consonancia con los resultados experimentales, la existencia de una rigidización del sistema al alcanzar la plastificación del tubo.

El análisis de los resultados presentados en la Tabla 3 permite deducir que:

From the results presented in Figure 3a, it can be deduced that the MAP model fits in properly with the experimental results for the amount of 10 kg/m³, particularly both in elastic linear and post-failure stages. In the latter, the numerical results for v higher than 7.5 mm tend toward the experimental maximum values. The values of F_{cr} , F_u and F_{3mm} obtained numerically are 98 kN, 114 kN and 88 kN, respectively. Therefore, since neither F_u nor F_{3mm} reach the minimum values stipulated in (15) for class C-90, it can be stated that according to the model the amount of 10 kg/m³ is not enough to guarantee strength class C-90.

The results from Figure 3b concerning the dosage of 20 kg/m³ highlight that the simulation by means of the MAP model guarantees values close to the experimental ones. Nonetheless, the model overestimates the load capacity of the pipes for v higher than 5.5 mm. This could indicate that the values $f_{R,i}$ used for the simulation of the behaviour of tensioned SFRC are slightly higher than the real ones for this range of displacements. The values of F_{cr} , F_u and F_{3mm} obtained numerically are: 98 kN, 123 kN and 108 kN, respectively. Consequently, class C-90 will not be reached with 20 kg/m³ either, since the load F_u (123 kN) is lower than the 135 kN required.

Finally, in the case of the pipes with 40 kg/m³ of fibres (Figure 3c), the numerical model fits in adequately with the experimental results at all stages. In this case, the value of F_{cr} is 98 kN and F_u is 156 kN. Therefore, the model also predicts a strength capacity higher than that specified for a class C-90 pipe of 600 mm (15) with this amount of fibres. In this respect, it is taken for granted that the load F_{3mm} is higher than the 90 kN established for $F_{min,pos}$ (with 20 kg/m³, the average F_{3mm} is already 108 kN). Likewise, the model highlights, in accordance with the experimental results, the existence of hardening once the pipe yields.

From the analysis of the results presented in Table 3 it can be concluded that:

- La carga F_{cr} obtenida numéricamente es independiente de la cuantía de fibras. F_{cr} depende exclusivamente de f_{ct} , del D_i y de h (2). Por otra parte, el modelo tiende a sobrevalorar F_{cr} respecto a los resultados experimentales entre un 4,3% (tubo con 10 kg/m³) y un 6,5% (tubo con 40 kg/m³). Esto puede ser debido a la incorporación de agua adicional durante el amasado de agua adicional para aumentar la trabajabilidad de la mezcla en los tubos de la 2ª serie.
 - El modelo infravalora F_u respecto a los valores experimentales entre un 3,7% (tubo con 40 kg/m³) y un 13,6% (tubo con 10 kg/m³). Cuando se alcanza F_u , la matriz de hormigón ya ha fisurado, la razón de esta diferencia obtenida puede deberse a que la ecuación constitutiva del HRFA traccionado sea conservadora para los niveles de v en los que se alcanza F_u . En este sentido, en (2) se comprueba que las fibras trabajan prácticamente orientadas paralelamente al flujo de tensiones cuando se emplean los métodos convencionales de fabricación de tubos. Por lo tanto, éstas trabajan con una gran eficiencia. Un modo alternativo de considerar este hecho a nivel de cálculo sería emplear la metodología sugerida en (27), por ejemplo.
 - En referencia a la carga F_{3mm} , se obtienen valores numéricos un 6,4% (10 kg/m³) y un 6,9% (20 kg/m³) inferiores en comparación con los datos experimentales. Ello se debería, igual que para la carga F_u , a la infravaloración de los parámetros involucrados en la definición de la ecuación constitutiva elegida (11) para modelar la respuesta a tracción del HRFA.
- *The load F_{cr} obtained numerically is independent from the amount of fibres. F_{cr} depends exclusively on f_{ct} , D_i and h (2). On the other hand, the model tends to overestimate F_{cr} with respect to the experimental results between a 4.3% (pipe with 10 kg/m³) and a 6.5% (pipe with 40 kg/m³). This could be due to the incorporation of additional water during the mixing in order to increase the workability of the mixture in the pipes from the 2nd series.*
 - *The model underestimates F_u with regard to the experimental values between a 3.7% (pipe with 40 kg/m³) and a 13.6% (pipe with 10 kg/m³). When F_u is reached, then the reason for the difference obtained could be the constitutive equation used to simulate the post-cracking behaviour of SFRC being too conservative for the levels of v at which F_u is reached. In this respect, in (2) it is verified that the fibres work practically oriented parallel to the flow of stresses when the conventional pipe manufacturing methods are used. Therefore, they work with a high efficiency. An alternative way of considering this fact at the level of calculation would be using the methodology suggested in (27), for example.*
 - *With regard to F_{3mm} , the numerical values obtained are a 6.4% (10 kg/m³) and a 6.9% (20 kg/m³) lower in comparison with the experimental data. This could be due, just as in the case of load F_u , to the underestimation of the parameters involved in the definition of the constitutive equation chosen (11) to model the post-cracking response of SFRC.*

Teniendo en cuenta lo anteriormente mencionado, se puede afirmar que el modelo MAP se ajusta satisfactoriamente a los resultados experimentales aun habiendo empleado una ecuación constitutiva para modelar el comportamiento a tracción del HRFA calibrada a partir de hormigones con f_{ck} de entre 25 y 30 MPa (26) frente a los 50 MPa obtenidos en el hormigón utilizado para los tubos de esta campaña. Asimismo, la ecuación constitutiva no tiene en cuenta el efecto de la orientación preferente de las fibras dentro de la pared del tubo, que en este caso es favorable. Consiguientemente, en la mayoría de los casos el modelo MAP tiende a infravalorar los resultados experimentales, siendo estas diferencias del 7% en valor medio y, en cualquier caso, no superiores al 13,6%. En definitiva, la buena correlación obtenida puede considerarse un éxito teniendo en cuenta la multitud de variables involucradas en el problema, la incertidumbre de muchas de éstas y la dificultad de la determinación experimental directa de alguna de ellas.

7. CONCLUSIONES

En este artículo se ha presentado un trabajo referente a aspectos tecnológicos y de simulación numérica de THFA. Se han mostrado los resultados obtenidos en una

Taking into account what has been previously mentioned, it can be assured that the MAP model adjusts satisfactorily to the experimental results, even though a constitutive equation was used in order to model the post-cracking behaviour of SFRC, calibrated from concretes with f_{ck} ranging from 25 to 30 MPa (26) as opposed to the 50 MPa obtained in the concrete used for the pipes in this campaign. Likewise, the constitutive equation does not take into account the effect of the preferential orientation of the fibres within the thickness of the pipe, which in this case is favourable. Consequently, in most of the cases the MAP model tends to underestimate the experimental results, these differences being of a 7.0% in average value and, in any case, not higher than 13.6%. Then, the good correlation obtained can be considered to be a success taking into account the multitude of variables involved in the problem, its uncertainty, and the difficulty of the experimental determination of some of them.

7. CONCLUSIONS

This article has introduced a work related to the technological aspects and the numerical simulation of SFRC. It also showed the results obtained in an

campaña experimental de 18 tubos de 600 mm de diámetro de HRFA con cuantías de fibras de 10, 20 y 40 kg/m³ de los que se derivan las siguientes conclusiones:

- La fabricación de este tipo de elementos es posible mediante los sistemas tradicionales modificando in situ, si es necesario, la humedad de la mezcla. Los tiempos de producción y la mano de obra se reducen considerablemente respecto a la solución con armadura tradicional.
- Se confirma que el ensayo continuo con control de los desplazamientos por LVDTs, en sustitución del cíclico, conduce a resultados representativos del comportamiento resistente de este tipo de tubos.
- La carga F_{cr} observada en una inspección visual es similar independientemente de la cuantía de fibras y método de medida. La primera fisura apareció, en todos los casos, en la cara interna de la clave de la zona del macho. Para los tubos de la 2ª serie, el punto donde se produce el primer cambio de pendiente de la curva F-v coincide con F_{cr} , tal como se produce en las simulaciones numéricas.
- Los tubos con 40 kg/m³ presentan endurecimiento de la curva F-v cuando se produce la fisuración global del tubo (clave y hastiales). Se desprende de este hecho que las fibras pueden desarrollar en estos elementos una tarea similar al de las barras tradicionales, incluso, con una respuesta frente a la fisuración mejor en régimen de servicio.
- La carga crítica para alcanzar los requisitos resistentes de la C-90 para este tipo de tubos es F_u .

A continuación, se ha presentado las bases principales del modelo MAP desarrollado para el análisis de THFA. El grado de correlación experimentación-modelo se considera satisfactorio, habiendo arrojado el modelo resultados del lado de la seguridad con un error relativo medio del 7%. Para mejorar la bondad de los resultados, se propone ajustar la ecuación constitutiva del HRFA traccionado para tener en cuenta la orientación preferente de las fibras.

En consecuencia, el modelo MAP puede emplearse como método de diseño para otros diámetros (iguales o inferiores a los 1.000 mm), otros espesores y otras clases resistentes sin la necesidad de ensayar varios tubos para tantear la dosificación óptima de fibras, sino sólo para verificar el diseño resultante. Ello supondría un ahorro significativo de tiempo y recursos económicos cuando no se tiene un patrón de dosificación establecido, ya sea porque se ha cambiado alguna característica geométrica o bien porque se trata de una clase resistente poco frecuente para dicho diámetro.

En la actualidad hay en marcha varias campañas experimentales con el fin de tener un mayor banco de datos con el que contrastar y ajustar el modelo.

experimental campaign with 18 SFRC pipes with diameters of 600 mm and amounts of fibres of 10, 20 and 40 kg/m³. The following conclusions were derived from those results:

- *The manufacturing of this type of elements is possible by means of the traditional systems modifying in situ, if necessary, the water content of the mixture. The manufacturing time and the labour force are reduced considerably with respect to SBRC.*
- *It is confirmed that the continuous test with displacement control by means of LVDTs, as a replacement for cyclical tests, leads to results representative of the strength capacity of this sort of pipes.*
- *The load F_{cr} observed during the visual inspection is similar regardless of the amount of fibres and the measuring method. The first crack appeared, in all cases, in the internal face of the key (in section A). In the case of the pipes from the 2nd series, the point where the first change in the slope of curve F-v occurs coincides with F_{cr} , exactly as in the numerical simulations.*
- *The pipes with 40 kg/m³ show hardening of the curve F-v when global cracking of the pipe (key and springline) occurs. From this fact it is deduced that in these elements the fibres can perform a task similar to that of the traditional bars, even with an improved response to cracking in in-service regime.*
- *The load which is critical in order to fulfil the strength requirements of class C-90 for this type of pipes is F_u .*

Moreover, the main bases of the MAP model, developed for the analysis of SFRC, were introduced. The degree of correlation between experimentation and simulation is considered to be satisfactory, since the model gave results on the side of security with an average relative error of 7.0%. In order to improve the accuracy of the results, it is proposed to adjust the constitutive equation of post-cracked SFRC so that it takes into account the preferential orientation of the fibres.

Consequently, the MAP model can be used as a design method for other diameters (equal or lower than 1000 mm), other thickness and other strength classes, without the need for testing several pipes in order to estimate the optimal dosage of fibres, but only to verify the resulting design. This would mean a significant saving of time and economic resources when there is no established dosage pattern, be it because some geometrical characteristic has been changed, or because it is a strength class uncommon for such a diameter.

Currently, several experimental campaigns are being carried out with the aim of contributing to a larger data bank to contrast and adjust the model.

AGRADECIMIENTOS

Los autores de este documento quieren poner de manifiesto su agradecimiento por el apoyo económico recibido vía el Proyecto de Investigación BIA2010-17478: Procesos constructivos mediante hormigones reforzados con fibras.

Asimismo, el profesor Antonio D. de Figueiredo agradece el apoyo de CAPES —Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior— por haberle otorgado la beca postdoctoral que le permitió su participación en este trabajo.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors of this document wish to express their appreciation for the financial support received through the Research Project BIA2010-17478: Procesos constructivos mediante hormigones reforzados con fibras.

Likewise, Professor Antonio D. de Figueiredo wishes to thank the support provided by CAPES —Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior— for having awarded him the postdoctoral grant that allowed him to participate in this work.

APÉNDICE. NOMENCLATURA / APENDIX. NOMENCLATURE

A:	Macho del tubo / <i>Spigot of the pipe.</i>
B:	Hembra del tubo / <i>Socket of the pipe.</i>
C_f :	Cuantía de fibras / <i>Fibre dosage.</i>
D_i :	Diámetro interno / <i>Internal diameter of the pipe.</i>
D_o :	Diámetro externo / <i>Outside diameter of the pipe.</i>
d_{max} :	Diámetro máximo del árido / <i>Maximum diameter of the aggregate.</i>
E_{cm} :	Módulo de deformación medio del hormigón / <i>Average elongation modulus of the concrete.</i>
F:	Carga aplicada / <i>Applied load.</i>
F_c :	Carga de prueba (establecida) / <i>Service load (established).</i>
F_{cr} :	Carga de primera fisura / <i>First cracking load.</i>
F_r :	Carga de rotura (establecida) / <i>Failure load (established).</i>
$F_{max,pos}$:	Carga máxima post-rotura / <i>Maximum post-failure load (simulated).</i>
$F_{min,pos}$:	Carga mínima post-rotura (establecida) / <i>Minimum post-failure load (established).</i>
F_u :	Carga de rotura / <i>Failure load.</i>
$F_{1.2mm}$:	Carga post-rotura para un desplazamiento vertical en clave de 1.2 mm (1ª serie) / <i>Post-failure load for a 1.2 mm vertical displacement of the key (1st series).</i>
$F_{3.0mm}$:	Carga post-rotura para un desplazamiento vertical en clave de 3.0 mm (2ª serie) / <i>Post-failure load for a 3.0 mm vertical displacement of the key (2nd series).</i>
f_{ck} :	Resistencia característica a compresión del hormigón / <i>Characteristic compressive concrete strength.</i>
f_{ct} :	Resistencia a tracción del hormigón / <i>Tensile concrete strength.</i>
f_{Rf} :	Resistencia residual a flexión del hormigón / <i>Residual flexural concrete strength.</i>
h:	Espesor del tubo / <i>Thickness of the pipe.</i>
l:	Longitud del tubo / <i>Length of the pipe.</i>
O:	Centro del tubo / <i>Centre of the pipe.</i>
v:	Desplazamiento vertical de la clave / <i>Vertical displacement of the crown.</i>
β :	Ángulo entre los soportes y el centro del tubo / <i>Angle between the supports and the centre of the pipe.</i>
ξ :	Error relativo del valor numérico / <i>Relative error of the numerical value.</i>

BIBLIOGRAFÍA / BIBLIOGRAPHY

- (1) Haktanir, T.; Ari, K.; Altun F.; Karahan O.: "A comparative experimental investigation of concrete, reinforced-concrete and steel-concrete pipes under three-edge-bearing test", *Construction and Building Materials* 2007, 21(8), 1702-8, doi:10.1016/j.conbuildmat.2006.05.031
- (2) de la Fuente, A.; Armengou J.: "Aplicaciones estructurales del HRFA: Tubos de saneamiento, paneles de cerramiento y placas de suelo reforzado", *Aplicaciones estructurales del HRFA, Jornada Técnica 2007-JT-02*, 9 de Octubre de 2007, Barcelona (Spain), UPC, 2007.
- (3) Figueiredo, A. D de.: "Evaluation of the test method for crushing strength of steel fiber reinforced concrete pipes", 7th International RILEM Symposium on Fibre Reinforced Concrete, Chennai, India, 2008, *Fiber Reinforced Concrete: Design and Applications*, Babneux – France, RILEM Publications SARL 2008, 1:989-1000.
- (4) Figueiredo, A. D de; Chama Neto, P. J.: "Avaliação de desempenho mecânico de tubos", *Revista DAE* 2008, 178, 34-9.

- (5) Aa'ad, S.; Saxer, A.: "Influence of Fiber Geometry on the Flexural Strength Performance of Steel Fiber Reinforced Concrete (SFRC)", *Fibre Concrete* 2007, Prague, Czech Republic, 2007.
- (6) Chiaia, B.; Fantilli, A. P.; Vallini, P.: "Evaluation of crack width in FRC structures and application to tunnel linings", *RILEM Materials and Structures* 2009, 42(3), 339-51, doi:10.1617/s11527-008-9385-7.
- (7) Blanco, A.; Pujadas, P.; de la Fuente, A.; Aguado, A.: "Análisis comparativo de los modelos constitutivos del hormigón reforzado con fibras", *Hormigón y Acero* 2010; 61(256),83-100.
- (8) Parrot, J.: "Estudio de la sostenibilidad en tuberías de saneamiento", Tesina de especialidad, UPC, Barcelona (Spain), 2009.
- (9) Hilleborg, A.; Modéer, M.; Petersson, P. E.: "Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements", *Cem. Concr. Res.*, 1976, 6, 773-82.
- (10) Laranjeira, F.: "Design-oriented constitutive model for steel fiber reinforced concrete?". PhD Thesis, UPC, Barcelona (Spain), 2010.
- (11) Vandewalle, L. *et al.*: "Test and design methods for steel fibre reinforced concrete: σ - ε design method. Final recommendation", *RILEM Materials and Structures* 2003, 36(262), 560-67, doi:10.1617/14007.
- (12) Silva J. L. da; el Debs, M. K.: "Influência da bolsa no comportamento estrutural de tubos de concreto armado submetidos à compressão diametral", In: 51º Congresso Brasileiro do Concreto, 2009, Curitiba (Brazil), pp. 1-13.
- (13) UNE-EN 1916:2002. "Concrete pipes and fittings, unreinforced, steel fibre and reinforced", 2002.
- (14) Moreno, E.; Fernández, M.: "Mix design of steel fiber reinforced concrete", *Mater. Construc.* 1997, 47(247-248),11-26, doi:10.3989/mc.1997.v47.i247-248.
- (15) UNE 127916. "Tubos y piezas complementarias de hormigón en masa, de hormigón con fibra de acero y de hormigón armado", Complemento nacional a la norma UNE-EN 1916:2003, 2004.
- (16) de la Fuente, A.; Aguado, A.; Molins, C.: "Modelo numérico para el análisis no lineal de secciones prefabricadas construidas evolutivamente", *Hormigón y Acero* 2008, 57(247), 69-87.
- (17) de la Fuente, A.; Aguado, A.; Molins, C.: "Diseño óptimo integral de tubos de hormigón", *Hormigón y Acero* 2010; 61(259).
- (18) Klein, N.; de la Fuente, A.; Aguado, A.; Masó, D.: "Hormigón ligero autocompactante con fibras para rehabilitación de forjados", *Mater. Construcc.*, vol 61, nº 302, pp. 239-256. doi: 10.3989/mc2011.55.509.
- (19) Pedersen, C.: "New production processes, materials and calculation techniques for fiber reinforced concrete pipes", PhD thesis, Department of Structural Engineering and Materials, Technical University of Denmark, 1996.
- (20) Bencardino, F.; Rizzuti, L.; Spadea, G.; Swamy, R. N.: "Stress-strain behavior of steel fiber-reinforced concrete in compression", *ASCE Journal of Materials in Civil Engineering* 2008, 20(3),255-63, doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2008)20:3(255).
- (21) Barros, J. A. O.; Figueiras, J. A.: "Flexural behaviour of SFRC: Testing and modelling", *ASCE Journal of Materials in Civil Engineering* 1999, 11(4), 331-9. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(1999)11:4(331).
- (22) Blanco, A.: "*Durabilidad del Hormigón con Fibras de Acero*", Tesina de especialidad, UPC, Barcelona (Spain). 2008.
- (23) Pujadas, P.: "*Durabilidad del Hormigón con Fibras de Polipropileno*". Tesina de especialidad, UPC, Barcelona (Spain). 2008.
- (24) Turmo, J.; Banthia, N.; Gettu, R.; Barragán, B.: "Study of the shear behaviour of fibre reinforced concrete beams", *Mater. Construcc.* 2008, 58(292), 5-13, doi:10.3989/mc.2008.40507.
- (25) Vandewalle, L. *et al.*: "Test and design methods for steel fibre reinforced concrete: Bending test (final recommendation)", *RILEM Materials and Structures* 2002, 35(253), 579-82, doi:10.1617/13884.
- (26) Barros, J. A. O.; Cunha, V. M. C. F.; Ribeiro, A. F.; Antunes, J. A. B.: "Post-cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete", *RILEM Materials and Structures* 2005, 38(1), 47-56, doi:10.1007/BF02480574.
- (27) Laranjeira, F.; Molins, C.; Aguado, A.: "Predicting the pullout response of inclined hooked steel fibers", *Cem. Concr. Res.* 2010, 40(10), 1471-87, doi:10.1016/j.cemconres.2010.05.005.

* * *