

Caracterización y diseño del hormigón reforzado con fibras plásticas

tesis doctoral realizada por:
Pablo Pujadas Álvarez

dirigida por:
Antonio Aguado de Cea
Sergio Henrique Píalarissi Cavalaro

Barcelona, marzo 2013

Universitat Politècnica de Catalunya
Departament d'Enginyeria de la Construcció

TESIS DOCTORAL

Curso académico:

Acta de calificación de tesis doctoral

Nombre y apellidos

PABLO PUJADAS ÁLVAREZ

DNI / NIE / Pasaporte

36522546-H

Programa de doctorado

INGINERIA DE LA CONSTRUCCIÓN

Unidad estructural responsable del programa

Resolución del Tribunal

Reunido el Tribunal designado a tal efecto, el doctorando / la doctoranda expone el tema de su tesis doctoral titulada

CARACTERIZACIÓN Y DISEÑO DEL HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS PLÁSTICAS

Acabada la lectura y después de dar respuesta a las cuestiones formuladas por los miembros titulares del tribunal, éste otorga la calificación:

APTA/O NO APTA/O

(Nombre, apellidos y firma)		(Nombre, apellidos y firma)	
Presidente/a		Secretario/a	
(Nombre, apellidos y firma)	(Nombre, apellidos y firma)	(Nombre, apellidos y firma)	(Nombre, apellidos y firma)
Vocal	Vocal	Vocal	Vocal

Barcelona, _____ de _____ de 2013

El resultado del escrutinio de los votos emitidos por los miembros titulares del tribunal, efectuado por la Escuela de Doctorado, a instancia de la Comisión de Doctorado de la UPC, otorga la MENCIÓN CUM LAUDE:

SI NO

(Nombre, apellidos y firma)	(Nombre, apellidos y firma)
Presidenta de la Comisión de Doctorado	Secretaria de la Comisión de Doctorado

Barcelona, _____ de _____ de 2013.

*Si tu veux être un chercheur de la vérité vraie,
il est nécessaire qu'au moins une fois dans votre vie vous en doutez,
autant que possible, toutes les choses.*

(Rene Descartes, 1596-1650)

Como profesor gozaste siempre de la admiración de tus compañeros y alumnos. Una excelsa trayectoria profesional como catedrático e investigador, trabajador incansable y ejemplo de rigor y excelencia acompañarán siempre tu nombre.

Sin embargo, eras para nosotros mucho más que un mero profesor. Siempre fuiste la cara más humana de la Escuela, el catedrático más accesible, el apasionado maestro que mantuvo viva nuestra ilusión por aprender y el fiel amigo que nos regalaba sus más sabios y sinceros consejos.

La puerta de tu despacho siempre abierta de par en par, siempre atento y dispuesto a recibir con una amable sonrisa a tus alumnos, a sabiamente aconsejar a tus doctorandos y hablar de lo divino y de lo humano con, como nos llamabas, tus “niños”.

...portaos mal!...nos solías decir los viernes. Jamás olvidaremos esa moderna y particular adaptación del carpe diem quam minimum credula postero, otrora acuñada por el célebre poeta romano Horacio. Porque la vida está llena de obstáculos y dificultades, y tú siempre nos empujaste a afrontar el futuro con esperanza y optimismo, nos enseñaste a vivir intensamente cada momento y afrontar la vida con entusiasmo y alegría. Porque nos adoctrinaste en la filosofía de sonreírle a la vida, como le sonreías tú, y de que, como dijo Shakespeare, y a menudo nos recordabas, es más fácil obtener lo que se desea con una sonrisa que con la punta de la espada.

Luis, tu bondad y grandeza, únicamente puede medirse por el enorme vacío que has dejado en nuestros corazones. Son muchas las sinceras y sentidas palabras que nos gustaría dedicarte en nombre de todos los alumnos, doctorandos, post-docs,...que hemos pasado por tus manos, pero no es fácil. Sin embargo hay, algo que, por desgracia, pocos pudimos decirte en vida: gracias. Gracias por el legado que nos dejas, gracias por tu apoyo incondicional, por tu proximidad con los jóvenes, gracias por enseñarnos unos valores y ser, para nosotros, como un padre en la Universidad.

Vivir es lo más complicado que tiene la vida, y tú has logrado caminar por ella dejando huella. Tu encomiable labor como maestro, consejero y amigo de tus alumnos perdurarán en el recuerdo de todos quienes tuvimos la fortuna de conocerte y aprender de ti.

Lluís Agulló Fité, descansa en paz, tu recuerdo y legado vivirá siempre en nosotros.

AGRADECIMIENTOS

Mi mayor agradecimiento debo dirigirlo a Antonio Aguado, él me sedujo para emprender la aventura del doctorado, y durante todo este tiempo mantuvo siempre viva en mí la ilusión por aprender. De él he aprendido mundo e ingeniería y me congratula enormemente poder considerarme discípulo y amigo suyo. Gracias por ser mi maestro y por confiar ciegamente en mí.

A Sergio Henrique Pialarissi, siempre atento y dispuesto a recibir con una amable sonrisa a tu amigo, y a sabiamente aconsejar a tu doctorando. Muchos de los contenidos de esta tesis se han perfilado en nuestras reuniones en el B1, y tus comentarios y correcciones han enriquecido profundamente el contenido de esta Tesis y de los artículos que de ella derivan.

Antonio y Sergio han sido los mejores tutores que podía haber tenido, su constante orientación, valiosos comentarios y sugerencias en cada una de las etapas de mi doctorado han sido el motor de esta tesis. Su atención, plena dedicación y cercanía son un ejemplo que ha dejado en mí una profunda huella.

Esta tesis no hubiera sido posible sin la inestimable ayuda de mi amigo y preceptor Albert de la Fuente, pieza clave del *Team fibras*. Siempre dispuesto a solventar cualquier duda y plantear nuevas. Sin su ayuda y propuestas de mejora nada hubiera sido posible.

Agradezco a Tomas García su acertada colaboración durante toda la campaña experimental. Asimismo, al resto del personal del Laboratorio de Tecnología de Estructuras por su buena disposición y amabilidad en todo momento, y muy en especial a Camilo Bernad, Robert Micheal Mc-Aloon y Jordi Cabrerizo. También quiero agradecer todas las gestiones administrativas que han realizado para mí Montse, Carmeta, Mercè, Carme, Bea y Sandra, siempre atentas, amables y pacientes conmigo desde el primer día.

Quiero hacer una mención especial al profesor Antonio Figueiredo y agradecerle que haya compartido sus conocimientos y experiencia conmigo. *I would like to thank Professor Walraven and Professors Blom and Grunewald for their unbelievable kindness, for giving me the opportunity to work for 6 months at TU Delft and for sharing their knowledge with me in so many subjects.*

Me gustaría agradecer a todos mis amigos y compañeros los años que hemos pasado juntos en este largo y duro reto que supone el doctorado. Entre todos nos hemos hecho mejores y más fuertes. André Campos, Ahmed Elyamani, Filipe Laranjeira, Francisco Mena, Francesc Pardo, Ignacio Segura, Isaac Galobardes, Júlia Gómez, Juliana Veras, Luca Pela, Luis Segura, Martha Alejandra y Ricardo Pieralisi vuestro apoyo y consejo han ayudado, sin duda a enriquecer esta tesis. *I would also like to thank my "Delft friends" Nima Sharif, Kassahun Kindu, Sepher Eslami and Yuguang Yang for their unbelievable kindness and unconditional support.*

Quiero acordarme también de Nayara Soares Klein en quien he encontrado una amiga para siempre y de quien admiro su valentía, con ella he pactado despegar y nunca más aterrizar.

Quiero dedicar un especial agradecimiento a *alBa* quien me ha escuchado, comprendido y apoyado incondicionalmente. *Aprendre i compartir experiències amb tu ha posat el dolç toc salat a aquest doctorat.*

Tampoco sería justo olvidar a mi prima y amiga Ana con quien he estudiado, sufrido y disfrutado del éxito, y con quien formo un equipo inmejorable; a mi primo José Luis, quien tuvo la elegancia y generosidad de apadrinar mi entrada en esta Universidad y en quien siempre he encontrado un modelo a seguir; a mis tíos, a quienes admiro y aprecio profundamente; y a mis abuelos, con quienes tengo el firme compromiso de no defraudarles.

He dejado para el final de esta breve relación de agradecimientos a las personas más importantes, mis padres, Nati y Luis, por enseñarme que la perseverancia y el esfuerzo son el camino para lograr objetivos. Sólo ellos saben el trabajo que he realizado para llegar hasta aquí y todo ello no habría sido posible sin su incondicional apoyo, ayuda y colaboración. Ellos siempre han estado presentes en los momentos difíciles y desde aquí les reitero mi gratitud. Ellos son para mí los verdaderos héroes del día a día.

A todos, gracias.

Caracterización y diseño del hormigón reforzado con fibras plásticas

Pablo Pujadas Álvarez

Departamento de Ingeniería de la Construcción - ETSECCPB

Universitat Politècnica de Catalunya - Barcelona Tech

RESUMEN

En esta Tesis Doctoral se abordan aspectos de gran interés en relación a la caracterización del HRF, la definición de una ecuación constitutiva considerando la orientación de las fibras, y el comportamiento diferido del material. Con ello se pretende contribuir a abrir el camino definitivo del HRF como posible material de refuerzo frente a las tracciones en elementos con clara responsabilidad estructural y superar, de este modo, las barreras que existen en la actualidad.

En primer lugar se analiza la validez de las metodologías de diseño propuestas en las distintas normativas y se evalúan los modelos constitutivos que en ellas se proponen. Para ello se han realizado dos campañas experimentales a escala real: la primera sobre elementos tipo vigas de hormigón reforzados con armadura mixta, es decir macro-fibras plásticas y armadura convencional y la segunda sobre losas hiperestáticas reforzadas únicamente con macro-fibras plásticas.

En dicho análisis se ha observado que los planteamientos de análisis inversos tradicionalmente utilizados en dichas normativas conducen a una clara sobreestimación de los resultados experimentales para elementos únicamente reforzados con fibras plásticas. Ello es debido a que la configuración de los ensayos de caracterización a flexotracción y la geometría y orientación de las fibras en las probetas prismáticas utilizadas no son representativas de los elementos tipo losa. Así mismo, las ecuaciones constitutivas de EHE y RILEM (trilineal y multilínea), son excesivamente optimistas para el cálculo de elementos únicamente reforzados con fibras plásticas. Todo ello pone de manifiesto la necesidad de revisar los modelos constitutivos propuestos en las normativas para el HRF y proponer una nueva ecuación constitutiva para el diseño basada en una filosofía diferente.

Como pasos previos hasta la definición de la nueva ecuación constitutiva con la que superar los inconvenientes de los enfoques actuales, se ha desarrollado un modelo analítico para convertir el desplazamiento de pistón (δ) en $TCOD$, eliminando la necesidad de emplear la cadena extensométrica en el ensayo Barcelona. Adicionalmente, se ha propuesto un nuevo ensayo de caracterización (MDPT) con el que determinar la resistencia a fisuración, tenacidad y resistencia residual a tracción del HRF teniendo en cuenta de manera indirecta la orientación de las fibras según tres direcciones principales. Ambas propuestas se han validado en base a campañas experimentales con probetas y testigos de HRF.

Finalmente, se presenta y valida un nuevo planteamiento directo para predecir la respuesta postfisuración del HRF a partir del ensayo MDPT. La nueva filosofía tiene sentido físico y refleja de forma fidedigna el comportamiento a tracción del material, considerando la orientación de las fibras bajo las condiciones reales de puesta en obra y geometría de la estructura.

El comportamiento diferido del HRF no debe convertirse en un inconveniente para el uso de este material siempre y cuando la consideración de sus efectos sea contemplada en el diseño estructural. Por ello, la Tesis se completa con el estudio de las deformaciones diferidas que se producen en elementos fisurados de HRF cuando están sometidos a cargas de larga duración. Para ello se ha realizado una campaña experimental con la que se evalúa la influencia del nivel de carga y fisuración en el rendimiento a largo plazo del material bajo cargas mantenidas en el tiempo y se propone un modelo para predecir el comportamiento diferido de los HRF en base a los resultados obtenidos.

Caracterización y diseño del hormigón reforzado con fibras plásticas

Pablo Pujadas Álvarez

Departamento de Ingeniería de la Construcción - ETSECCPB

Universitat Politècnica de Catalunya - Barcelona Tech

ABSTRACT

This thesis discusses issues of great interest for the design of PFRC regarding its characterization, the definition of a constitutive equation for PFRC that takes into account the orientation of fibers and its long-term behavior.

First, in addition to reviewing the key technical papers on the definition of constitutive equations, a detailed analysis of the main regulatory models proposed Europe-wide for the use of structural fibre-reinforced concrete is done. The intention is to provide an overview of the most relevant aspects of these models and the conceptual grounds on which they were developed. A detailed comparative study was conducted to determine the capacity of each model analyzed to predict PFRC structural behaviour. In this part, two real scale experimental campaigns are conducted: the first one with beams reinforced with both, macro-plastic fibers and conventional reinforcement and the second on hyperstatic slabs only reinforced with macro-plastic fibers. The results of the experimental campaigns are compared to the numerical results obtained with the constitutive equations analyzed.

The inverse analysis approaches traditionally used for design of FRC lead to a clear overestimation of the experimental results in the case of the real-scale slabs, which were only reinforced with plastic fibres. This may be attributed to the characterization tests (flexural tests on small beams), whose test setup, geometry of the specimens and the fiber orientation are not representative of the real-scale slabs. Likewise, the constitutive equations proposed by RILEM and EHE (trilinear and multilinear, respectively) are overly optimistic for the design of PFRC elements. This highlights the need to review the existing constitutive models for PFRC and propose a new constitutive equation, based on a different philosophy.

As the first step to obtain a constitutive equation that overcomes the drawbacks of the existing approaches, an analytical model to transform the axial displacement (δ) into TCOD in the Barcelona test is developed (eliminating the need to use in the chain gage). In addition to that, a new characterization test (MDPT) is proposed to determine the cracking strength, toughness and tensile residual strength of the PFRC indirectly considering the fiber orientation in three main directions. Both proposals are validated with experimental results.

Finally, a new direct approach to predict the PFRC postcracking response by means of the MDPT test is presented and validated. The rational and comprehensive new approach provides physical insight that may be gathered into a straightforward procedure, in which the real orientation of the fibers (according to the casting method and the geometry of the structural application) is considered to obtain the tensile behavior of the material.

Creep behavior of PFRC must not become an inconvenience for the use of this material as long as its effects are considered in the structural design. Thus, this thesis includes the study of long-term deformations occurring in cracked specimens of FRCP when subjected to long-term loading. An experimental campaign is carried out in order to evaluate the influence of load and cracking levels in the long-term performance of the material under maintained load over time. Based on the results, a simple model to predict the creep behavior of PFRC is proposed.

ÍNDICE GENERAL

Capítulo 1: Introducción

1.1	Introducción	1
1.2	Razón de ser	2
1.3	Objetivos	3
1.3.1	Objetivos generales	3
1.3.2	Objetivos específicos	4
1.4	Metodología y organización de la tesis	5

Parte I: Motivaciones

Capítulo 2: Estado del conocimiento

2.1	Introducción	9
2.2	Macro fibras plásticas estructurales	10
2.3	Métodos para la caracterización del HRF	11
2.3.1	Características y criterios	11
2.3.2	Ensayos de caracterización	11
2.4	Ecuaciones constitutivas	12
2.4.1	Criterios para su obtención	13
2.4.2	Ecuaciones constitutivas propuestas en la literatura técnica	15
2.4.3	Modelos constitutivos normativos	17
2.5	Comportamiento diferido del hormigón	24
2.5.1	Componentes y mecanismos de la fluencia	24
2.5.2	Deformaciones diferidas en el HRF a flexión	25
2.5.3	Fluencia de las fibras plásticas	27

Parte II: Validación de los enfoques actuales

Capítulo 3: Elementos tipo viga con armadura mixta

3.1	Introducción	29
3.2.1	Razón de ser y objetivos	30
3.2.2	Organización del capítulo	30
3.2	Campaña experimental	31
3.2.1	Elementos a ensayar	31
3.2.2	Materiales y dosificaciones	31
3.2.3	Caracterización en estado endurecido	32
3.2.4	Proceso de fabricación	34
3.2.5	Configuración del ensayo	35
3.2.6	Instrumentación	37

3.2.7	Metodología de ensayo.....	38
3.2.8	Incidencias	39
3.3	Resultados.....	40
3.3.1	Número y separación de fisuras.....	40
3.3.2	Ancho de fisura	45
3.3.3	Flecha	50
3.4	Análisis comparativo de los modelos constitutivos.....	53
3.4.1	Modelo numérico para la simulación del ensayo.....	54
3.4.2	Metodología y consideraciones realizadas	56
3.4.3	Contrastación de los resultados experimentales y numéricos	57
3.5	Conclusiones	59

Capítulo 4: Elementos tipo losa bajo configuración hiperestática

4.1	Introducción.....	61
4.1.1	Razón de ser y objetivos	62
4.1.2	Organización del capítulo.....	62
4.2	Campaña experimental.....	62
4.2.1	Elementos a ensayar.....	62
4.2.2	Materiales y dosificaciones.....	63
4.2.3	Proceso de producción	64
4.2.4	Caracterización en estado endurecido	66
4.2.5	Transporte y acopio.....	67
4.2.6	Configuración y procedimiento de ensayo	68
4.2.7	Instrumentación	69
4.2.8	Tratamiento previo de los datos	70
4.3	Análisis del comportamiento mecánico.....	74
4.3.1	Análisis estructural	74
4.3.2	Fisuración.....	76
4.4	Modelo 3D de las losas en elementos finitos	78
4.4.1	Modelo	79
4.4.2	Geometría y condiciones de contorno	79
4.4.3	Generación de malla	80
4.4.4	Propiedades de los materiales	80
4.5	Comparación de los resultados numéricos y experimentales.....	81
4.5.1	Curvas carga-flecha.....	81
4.6	Conclusiones	84

Capítulo 5: Estudio paramétrico de la ecuación constitutiva

5.1	Introducción.....	87
5.1.1	Razón de ser y objetivos	88
5.1.2	Organización del capítulo.....	88
5.2	Estudio paramétrico preliminar.....	89
5.2.1	Casos de estudio	89
5.2.2	Influencia de las variables σ_2 ; ε_2 ; σ_3 y ε_3	89
5.3	Estudio paramétrico completo.....	92
5.3.1	Variables de estudio	92
5.3.2	Influencia de las variables σ_2 ; ε_2 ; σ_3	93
5.4	Ajuste numérico de los parámetros.....	97
5.4.1	Curvas numéricas	97
5.4.2	Análisis detallado de las ecuaciones constitutivas obtenidas.....	99
5.4.3	Propuesta de parámetros geométricos	102
5.5	Conclusiones	104

Parte III: Nueva filosofía para la caracterización del HRFP

Capítulo 6: Generalización del ensayo Barcelona

6.1	Introducción.....	105
-----	-------------------	-----

6.1.1	Razón de ser y objetivos	106
6.1.2	Organización del capítulo	107
6.2	Ensayo Barcelona para la caracterización del HRF	107
6.3	Propuesta de generalización del ensayo Barcelona	108
5.3.1	Correlación TCOD-desplazamiento de pistón	108
5.3.2	Parámetros involucrados y formulación desarrollada.....	114
6.4	Estudio paramétrico	115
6.4.1	Longitud y ángulo de la generatriz del cono formado	115
6.4.2	Influencia del número de fisuras	118
6.5	Validación del modelo.....	118
6.5.1	Materiales y dosificación	119
6.5.2	Parámetros de entrada en el modelo	119
6.5.3	Resultados obtenidos con el modelo propuesto	120
6.5.4	Comparación con el modelo propuesto por Carmona <i>et al.</i>	123
6.6	Conclusiones	125

Capítulo 7: Ensayo de caracterización multidireccional

7.1	Introducción	127
7.1.1	Razón de ser y objetivos	127
7.1.2	Organización del capítulo.....	128
7.2	Ensayo de caracterización multidireccional (MDPT)	128
7.2.1	Descripción cualitativa	129
7.2.2	Filosofía del procedimiento.....	130
7.3	Campaña experimental.....	131
7.3.1	Parámetros de estudio y elementos a ensayar	131
7.3.2	Materiales y dosificaciones.....	132
7.3.3	Proceso de producción y curado de las probetas	133
7.3.4	Preparación de los testigos cúbicos.....	134
7.3.5	Caracterización en estado endurecido	135
7.3.6	Análisis de los resultados	136
7.4	Método para determinar la orientación de las fibras	144
7.4.1	Orientación de las fibras en base a las resistencias residuales	145
7.5	Orientación de las fibras en elementos losa.....	147
7.5.1	Estrategia para la extracción de los testigos cilíndricos.....	147
7.5.2	Evaluación de la orientación de las fibras en elementos losa	150
7.6	Conclusiones	154

Capítulo 8: Modelo constitutivo directo en base al MDPT

8.1	Introducción	157
8.1.1	Razón de ser y objetivos	158
8.1.2	Organización del capítulo.....	158
8.2	Debilidades de los modelos actuales.....	159
8.3	Modelo constitutivo de partida: Laranjeira (2010).....	160
8.3.1	Contribución del hormigón en masa (paso 1).....	161
8.3.2	Contribución de las fibras (pasos del 2 al 6).....	161
8.4	Nuevo planteamiento para la definición del modelo	166
8.4.1	Descripción general del planteamiento	166
8.4.1	Simplificación para la obtención de $P_{\theta_i}(w)$	167
8.4.1	Obtención de (τ^*) a partir del ensayo multidireccional	168
8.4.1	Proceso iterativo para la obtención de τ^*	169
8.5	Ejemplos de aplicación del modelo y validación.....	172
8.5.1	Definición del problema.....	173
8.5.2	Resolución paso a paso.....	173
8.5.2	Bondad de los resultados	179
8.6	Estudio de sensibilidad.....	181
8.6.1	Sensibilidad al parámetro τ^*	181
8.6.2	Sensibilidad a los parámetros $V_f; \eta_\theta$	182
8.7	Conclusiones	183

Parte IV: Comportamiento diferido del HRFP

Capítulo 9: Fluencia a flexión de elementos fisurados de HRFP

9.1	Introducción	185
9.1.1	Razón de ser y objetivos	185
9.1.2	Organización del capítulo	186
9.2	Campaña experimental.....	186
9.2.1	Parámetros de estudio.....	186
9.2.2	Elementos a ensayar.....	187
9.2.3	Materiales y dosificaciones.....	187
9.2.4	Proceso de producción y curado de las probetas	188
9.2.5	Caracterización en estado endurecido	188
9.2.6	Metodología de ensayo.....	189
9.2.7	Instrumentación	192
9.3	Análisis de los resultados	193
9.3.1	Etapas 1: Prefisuración a flexión.....	193
9.3.2	Etapas 2: Deformaciones diferidas en el tiempo.....	195
9.4	Modelo para la predicción de la fluencia básica.....	204
9.4.1	Introducción	204
9.4.2	Consideraciones de partida.....	205
9.4.3	Modelo para el coeficiente de fluencia en régimen lineal.....	205
9.4.4	Coeficiente de ajuste no lineal.....	207
9.4.5	Contrastación del modelo	208
9.5	Conclusiones	209

Parte V: Conclusiones finales

Capítulo 10: Conclusiones

10.1	Introducción.....	211
10.2	Conclusiones generales	212
10.3	Conclusiones específicas.....	212
10.4	Futuras líneas de investigación	217

Chapter 11: Final conclusions

11.1	Introduction	219
11.2	General conclusions	219
11.3	Specific conclusions	220
11.4	Future perspectives	225

Bibliografía

227

Anejos

Anejo 1: Medidas manuales con reloj comparador.....	245
Anejo 2: Determinación de la longitud característica en el ensayo Barcelona.....	219
Anejo 3: Validación de la correlación desplazamiento de pistón-TCOD	249
Anejo 4: Tomografía axial computarizada en HRFP	257

Notaciones y símbolos

259

Listado de publicaciones.....

263

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 – Macro-fibras plásticas (estructurales) en el hormigón.....	2
Figura 1.2 –Etapas involucradas en el diseño de estructuras de HRF.....	3
Figura 1.3 – Organización de la tesis doctoral.....	5
Figura 2.1 – Diagrama constitutivo del comportamiento a compresión y a tracción.....	13
Figura 2.2 – Ecuaciones constitutivas (σ - ϵ) del HRF. (Lim et al., 1987).....	16
Figura 2.3 – Ecuaciones constitutivas (σ - ϵ) para caracterizar el comportamiento a tracción el hrf. (Dupond, 2003; Tlemat et al., 2006).....	16
Figura 2.4 – Ecuaciones constitutivas (σ - w) a tracción del HRF. (Dozio, 2008).....	17
Figura 2.5 – Diagramas propuestos por la norma alemana, DBV.....	20
Figura 2.6 – Distribución tensión-deformación en sección transversal (RILEM, 2003).....	21
Figura 2.7 – Comparación del factor tamaño aplicado en la norma DBV y a la RILEM.....	21
Figura 2.8 – Modelos elástico lineal y rígido plástico propuestos en la norma CNR-DT-204.....	22
Figura 2.9 – Ensayos de fluencia a tracción sobre probetas de pp. (Liu et al., 2009).....	27
Figura 2.10 – Degradación de la superficie de polipropileno como consecuencia de la aplicación de la luz UV, temperatura y tensión (Liu et al., 2009).....	28
Figura 3.1 – Armado convencional de las vigas ensayadas.....	31
Figura 3.2 – Resistencias residuales para las fibras a) PF1 y b) PF2.....	33
Figura 3.3 – a) armado convencional y b) hormigonado de las vigas ensayadas.....	35
Figura 3.4 – a) vibrado exterior de los moldes y b) acabado del HRF.....	35
Figura 3.5 – Configuración del ensayo y dimensiones.....	36
Figura 3.6 – Vista (a) cenital y (b) lateral de la configuración general del ensayo.....	36
Figura 3.7 – Configuración de los apoyos a) apoyo no liberado; b) apoyo liberado.....	36
Figura 3.8 – Esquema curva carga-flecha a) general; b) detalle escalones.....	37
Figura 3.9 – Transductores de desplazamiento en el lado a) anterior y b) posterior de la viga.....	37
Figura 3.10 – Medición mediante extensómetro mecánico (o reloj comparador).....	38
Figura 3.11 – Proceso de colocación de las vigas.....	39
Figura 3.12 – a) esquina derecha sin apoyar debido a la retracción diferencial; b) solución adoptada al problema de retracción diferencial.....	39
Figura 3.13 – Esquema cualitativo de las deformaciones en el hormigón y la armadura convencional para una sola fisura.....	40
Figura 3.14 – Esquema de las deformaciones en el hormigón y la armadura convencional para a) justo antes de la aparición de una nueva fisura y b) fase final de la fisuración.....	41
Figura 3.15 – Esquema de las deformaciones en el hormigón, armadura convencional y fibras para fase final de la fisuración del HRFP.....	41
Figura 3.16 – Área de estudio de la separación entre fisuras.....	42
Figura 3.17 – Distribución de la separación entre fisuras en la zona 3 para a) PF1 y b) PF2.....	43
Figura 3.18 – Patrón o mapa de fisuración de los elementos ensayados.....	43
Figura 3.19 – Curvas carga-ancho de fisura para a) y b) vigas PF1-0,25%, c) y d) vigas PF2-0,25%, e) y f) vigas PF1-0,50%, g) y h) vigas PF2-0,50%.....	46
Figura 3.20 – a) curva carga-ancho de fisura y b) incremento de carga-ancho de fisura.....	47
Figura 3.21 – Porcentaje de incremento máximo en la curva carga-ancho de fisura.....	48
Figura 3.22 – Porcentaje de incremento de carga para el mismo ancho de fisura.....	49
Figura 3.23 – Curvas carga-desplazamiento para a) y b) vigas PF1-0,25%, c) y d) vigas PF2-0,25%, e) y f) vigas PF1-0,50%, g) y h) vigas PF2-0,50%.....	51

Figura 3.24 – a) idealización longitudinal de la viga y b) ley de momentos (curvaturas).....	54
Figura 3.25 – (a) fib Model Code 2010 y (b) consideración realizada para los cálculos.....	56
Figura 3.26 – PF1_0,25%. modelos a) trilineales; c) bilineales; b) y d) carga-desplazamiento.....	57
Figura 3.27 – PF1_0,50%. modelos a) trilineales; c) bilineales; b) y d) carga-desplazamiento.....	57
Figura 4.1 – Dimensiones de los apoyos para a) 3,0mx3,0m; b) 2,0mx3,0m y c) 1,5mx3,0m.....	63
Figura 4.2 – Planta de prefabricados de Escofet: a) cinta transportadora; b) amasadora utilizada; c) adición manual de fibras y d) amasado final.....	64
Figura 4.3 – Ensayo de extensión de flujo dosificación F1.A1: a) vista general; b) detalle.....	65
Figura 4.4 – a) montaje de encofrado; b) detalle espuma para sellar las juntas; c) encofrado losas de 3x3x0,2 m y d) aplicación de producto desencofrante.....	65
Figura 4.5 – a) y b) vertido del hormigón con cubilote; c) y d) flujo del hormigón en el molde.....	66
Figura 4.6 – Transporte de las losas de HRF a) viaje 1 y b) viaje 2.....	67
Figura 4.7 – Acopio de las losas en el laboratorio de tecnología de estructuras Luís Agulló.....	68
Figura 4.8 – Sistemas de ganchos para el transporte con puente grúa.....	68
Figura 4.9 – Configuración del ensayo y detalle de la carga puntual.....	69
Figura 4.10 – a) Configuración de los apoyos y b) dimensiones del neopreno.....	69
Figura 4.11 – Posicionamiento de los transductores de desplazamiento para las losas a) 3,0mx3,0m; b) 2,0mx3,0m y c) 1,5mx3,0m.....	70
Figura 4.12 – Estructura reticular fabricada con perfilaría de aluminio y detalle de un transductor de deplazamiento.....	70
Figura 4.13 – Ejemplo de obtención de la flecha central a) eje 1 y b) eje 2.....	71
Figura 4.14 – Deformada de las losas para diferentes flechas centrales a) L_B_3,0mx3,0m; b) M_A_2,0mx3,0m y c) S_A_1,5mx3,0m.....	71
Figura 4.15 – a) L_B_3,0mx3,0m; b) M_A_2,0mx3,0m y c) S_A_1,5mx3,0m.....	72
Figura 4.16 – Ascenso de los extremos de la losa en los apoyos.....	72
Figura 4.17 – Ascenso de las esquinas de las losas durante el proceso de carga.....	73
Figura 4.18 – Deformadas en la diagonal no-se.....	73
Figura 4.19 – Curvas carga-desplazamiento en el centro de la losa a) antes de y b) después de considerar los neoprenos.....	73
Figura 4.20 – Curvas carga-desplazamiento en el centro de la losa (y rotación equivalente) y energía absorbida-desplazamiento en el centro de la losa (y rotación equivalente).....	74
Figura 4.21 – Curvas a) $E-\chi_{3m}$ y b) de $d\chi-h/l$	75
Figura 4.22 – Fisuración de las losas tras el ensayo.....	76
Figura 4.23 – Mapas de fisuración de las losas tras el ensayo.....	77
Figura 4.24– a) fisuras llegando hasta los extremos de los apoyos; b) y c) detalle de la fisuración en la zona central de la losa L_b_3,0mx3,0m.....	78
Figura 4.25 – Fisuración en la cara superior a) y b) L_A_3,0mx3,0m y c) L_B_3,0mx3,0m.....	78
Figura 4.26 – Esquema de las curvas tensión-deformación $\sigma-\epsilon$ de a) HRFP y b) neopreno.....	80
Figura 4.27 – Comparación resultados numéricos y experimentales para las losas a) L_A y b_3,0mx3,0m b) m_a y b_2,0mx3,0m y c) s_a y b_1,5mx3,0m.....	82
Figura 5.1 – Influencia de las variables σ_2 y ϵ_2 a) $\sigma_2=0,5\sigma_2$ & $\epsilon_3=20\%$;.....	90
Figura 5.2 – Influencia de las variables σ_2 y ϵ_2 . a) $\sigma_2=0,2\sigma_1$ & $\epsilon_2= \epsilon_1$	91
Figura 5.3 – Curvas F- δ obtenidos para los seis valores de σ_2 para la losa S_1,5mx3,0m.....	93
Figura 5.4 – Curvas F- δ obtenidos para los seis valores de σ_2 para la losa M_2,0mx3,0m.....	94
Figura 5.5 – Curvas F- δ obtenidos para los seis valores de σ_2 para la losa L_3,0mx3,0m.....	94
Figura 5.6 – Curvas $F_{max}-\sigma_2/\sigma_1$ para a) L_3,0mx3,0m; b) M_2,0mx3,0m y c) S_1,5mx3,0m.....	94
Figura 5.7 – Curvas $F_{max}-\sigma_3/\sigma_2$ para a) L_3,0mx3,0m; b) M_2,0mx3,0m y c) S_1,5mx3,0m.....	95
Figura 5.8 – Curvas $F(\delta=15)-\sigma_2/\sigma_1$ para a) L_3,0mx3,0m; b) M_2,0mx3,0m y c) S_1,5mx3,0m.....	96
Figura 5.9 – Curvas $E(\delta=15)-\sigma_2/\sigma_1$ para a) L_3,0mx3,0m; b) M_2,0mx3,0m y c) S_1,5mx3,0m.....	96
Figura 5.10 – Curvas $E(\delta=15)-\sigma_3/\sigma_2$ para a) L_3,0mx3,0m; b) M_2,0mx3,0m y c) S_1,5mx3,0m.....	97
Figura 5.11 – Curvas F- δ para a) L_3,0mx3,0m; b) M_2,0mx3,0m y c) S_1,5mx3,0m.....	98
Figura 5.12 – a) diagrama $\sigma-\epsilon$ y b) variación de σ_3 con b_{corto}/b_{largo}	100
Figura 5.13 – Esquema de la orientación de las fibras y patrón de fisuración para losas con diferentes relaciones b_{corto}/b_{largo}	101
Figura 5.14 – Esquema de la variación de σ_3 en función de b_{corto}/b_{largo}	101
Figura 5.15 – Esquema del coeficiente o factor geométrico ψ en función de b_{corto}/b_{largo}	102
Figura 5.16 – Coeficiente o factor geométrico ψ obtenido para las losas del capítulo 4.....	103
Figura 6.1 – Metodología de trabajo aplicada para la obtención del modelo.....	107
Figura 6.2 – a) configuración del ensayo Barcelona y b) patrón de fisuración típico.....	107

Figura 6.3 – Etapas que se suceden durante el ensayo Barcelona	109
Figura 6.4 – Representaciones del ensayo barcelona a) carga-TCOD, b) carga- δ y c) TCOD- δ	109
Figura 6.5 – Esquema en planta de los mecanismos cinemáticos que gobiernan la etapa 3	110
Figura 6.6 – Esquema de los mecanismos cinemáticos que gobiernan la etapa 3 en el ensayo Barcelona (perfil)	111
Figura 6.7 – Curva que relaciona TCOD y δ para un HRF con resistencia residual prácticamente nula.....	112
Figura 6.8 – Curva que relaciona TCOD y δ para un HRF con a) softening y b) hardening	113
Figura 6.9 – Filosofía de trabajo para correlacionar TCOD y desplazamiento axial (δ)	115
Figura 6.10 – a) mecanismo de cortante por fricción y esquema de las sollicitaciones normales y tangenciales; y b) engranamiento de áridos entre caras de fisura	115
Figura 6.11 – a) probeta cilíndrica del ensayo Barcelona y b) detalle de la longitud del cono.....	117
Figura 6.12 – Sensibilidad de la longitud del cono sobre modelo cinemático a) correlación teórica TCOD- δ ; b) curva carga- δ y c) curva $E(0 < \text{TCOD} < 4 \text{ mm})-l$	117
Figura 6.13 – Sensibilidad del número de fisuras sobre modelo cinemático a) correlación teórica TCOD- δ ; b) curva carga- δ y c) curva $E(0 < \text{TCOD} < 4 \text{ mm})-l$	118
Figura 6.14 – Resultados para HRF_PF_5_2	121
Figura 6.15 – Resultados para HRF_PF_9_3	121
Figura 6.16 – Resultados para HRF_SF_40_3.....	121
Figura 6.17 – Resultados para HRF_SF_60_6.....	121
Figura 6.18 – Resultados para UHPHRF_SMF_130_1	121
Figura 6.19 – TCOD medido y TCOD predicho para a) FRC_PF_5_N y b) FRC_PF_9_N.....	122
Figura 6.20 – TCOD medido y TCOD predicho para a) FRC_SF_60_N y b) FRC_SF_40_N.....	123
Figura 6.21 – TCOD medido y TCOD predicho para a) UHPFRC_SMF y b) todos los datos.....	123
Figura 6.22 – Relación entre $E(\delta)-E(\text{TCOD})$ a) HRF_PF_5_5 y b) HRF_PF_9_1.....	124
Figura 6.23 – Relación entre $E(\delta)-E(\text{TCOD})$ a) HRF_SF_60_6 y b) HRF_SF_40_5	124
Figura 7.1 – a) dimensiones y b) configuración del ensayo multidireccional.....	129
Figura 7.2 – Esquema de la filosofía del ensayo multidireccional.....	130
Figura 7.3 – Dirección de carga de las probetas a) 1 y 2 según eje z ; b) 3, 4 según eje y y c) 5, 6 según eje x.	132
Figura 7.4 – Procedimiento de hormigonado de las probetas: a) prismáticas y b) cúbicas	133
Figura 7.5 – Procedimiento de vibrado de las probetas a) prismáticas y b) cúbicas	134
Figura 7.6 – a) transporte y conservación de las probetas y b) probetas en el laboratorio listas para ser introducidas en la cámara húmeda.	134
Figura 7.7 – Detalle a) del esquema de las dos modalidades de testigos y b) del procedimiento de corte de los testigos cúbicos.....	135
Figura 7.8 – a) definición de las etapas ensayo multidireccional y b) desplazamiento de la curva a nuevo origen de referencia	136
Figura 7.9 – Comparación resultados ensayo Barcelona y ensayo multidireccional (cargando según eje z) para las series a) F1.A1; b) F1.A2; c) F2.A1.....	137
Figura 7.10 – Correlación ensayo Barcelona y MDPT (según eje z) para la carga de fisuración.....	137
Figura 7.11 – Correlación del ensayo Barcelona y MDPT según eje z en términos de a) tenacidad $E(0 \leq \delta \leq 4)$; y b) cargas residuales (F_R).....	138
Figura 7.12 – Curvas carga – desplazamiento de pistón	139
Figura 7.13 – Carga residual (F_R) según la dirección de carga: a) $F_{R,\delta=2 \text{ mm}}$; y b) $F_{R,\delta=4 \text{ mm}}$	140
Figura 7.14 – Curva $E(0 \leq \delta \leq 4 \text{ mm})-\delta$ para las series a) F1.A1 (5 kg/m^3); b) F1.A2 (7 kg/m^3) y c) F2.A3 (9 kg/m^3).....	140
Figura 7.15 – Curvas carga – desplazamiento de pistón	142
Figura 7.16 – Comparación curvas $E(0 \leq \delta \leq 4)-\delta$ para la serie F2.A1 (9 kg/m^3) de a) probetas moldeadas; b) T1C y c) T2C.....	143
Figura 7.17 – a) Distribución de las fibras en una sección de probeta prismática y b) detalle de la orientación preferente en dirección de flujo (dirección x)	143
Figura 7.18 – Influencia del efecto del flujo de hormigón y efecto pared del molde en la orientación de las fibras de los testigos T1C y T2C: a) perfil; y b) planta	144
Figura 7.19 – Distribución de las fisuras para a) y d) testigos T1C; y b) y c) testigos T2C.....	144
Figura 7.20 – Distribución promedio de las fibras en base a $E(0 \leq \delta \leq 4)$:	146
Figura 7.21 – Validación del método. Resultados Blanco (2013).....	146
Figura 7.22 – a) obtención de los testigos y b) dimensiones de los testigos	147
Figura 7.23 – Plano de localización de los testigos cilíndricos (cotas en mm): a) L_A_3,0mx3,0m; b) M_A_2,0mx3,0m y c) S_A_1,5mx3,0m.....	148

Figura 7.24 – Obtención de los testigos cilíndricos	148
Figura 7.25 – Esquema de los cortes necesarios para obtener los testigos cúbicos	149
Figura 7.26 – Definición de los anillos de análisis y direcciones de carga de cada testigo	150
Figura 7.27 – Esquema explicativo de la orientación de las fibras en elementos tipo losa	154
Figura 8.1 – Principales aspectos que influyen en la orientación de las fibras	159
Figura 8.2 – Filosofía de las normativas para la obtención de la ecuación constitutiva	160
Figura 8.3 – Filosofía del Model Code para la obtención de la ecuación constitutiva	160
Figura 8.4 – Esquema del diagrama de pull-out para	164
Figura 8.5 – Etapas involucradas en el diseño de estructuras de HRF según Laranjeira (2010)	165
Figura 8.6 – Esquema sintético del desarrollo del paso 4, y nueva propuesta	166
Figura 8.7 – Diagrama de los esfuerzos que actúan en un segmento infinitesimal de fibra	167
Figura 8.8 – Diagrama de la secuencia de operaciones realizadas en la iteración $i=0$	171
Figura 8.9 – Diagrama de la secuencia iterativa para $i=1, \dots, n$	171
Figura 8.10 – Procesos o etapas involucradas en el diseño de estructuras de hrf de acuerdo con el nuevo planteamiento propuesto	172
Figura 8.11 – Perfil de orientación ($P(\theta_i)$)	174
Figura 8.12 – Secuencia iterativa y solución para las series a) F1.A1; b) F1.A2 y c) F2.A1	175
Figura 8.13 – Diagrama de la secuencia iterativa y solución para la serie F1.A1	177
Figura 8.14 – $P_{\theta_i}(w)$ y $P_{N;\theta_i}(w)$ para las series a) y b) F1.A1; c) y d) F1.A2 y e) y f) F2.A1	178
Figura 8.15 – Ecuaciones constitutivas obtenidas para las series a) F1.A1; b) F1.A2 y c) F2.A2	179
Figura 8.16 – Comparación entre las curvas carga-ancho de fisura experimental y numérica para las series a) F1.A1; b) F1.A2 y c) F2.A1	180
Figura 8.17 – Influencia de la tensión de adherencia en la respuesta $\sigma_{hrfp}(w)$	182
Figura 8.18 – Influencia de a) V_f y b) η_θ en la respuesta $\sigma_{hrfp}(w)$	183
Figura 9.1 – Esquema de la entalla y proceso de corte con sierra vertical	188
Figura 9.2 – Curvas carga-cmod obtenidas para las fases a) THlab y b) THcte	189
Figura 9.3 – Esquema etapas del ensayo de fluencia realizado	190
Figura 9.4 – Bastidores de fluencia en la fase THcte	190
Figura 9.5 – Esquema de la posición de las probetas en los bastidores de fluencia	191
Figura 9.6 – Esquema método de medida del ancho de fisura (COD)	192
Figura 9.7 – Correlación experimental a) CMOD-COD y b) CMOD- δ	193
Figura 9.8 – Prefisuración a a) 0,25 mm; b) 1,50 mm y c) 2,50 mm	194
Figura 9.9 – Curvas f_c -tiempo y COD-tiempo para las probetas: a) THlab_0,25P4; b) THlab_1,50P5; c) THlab_2,50P6; a) THcte_0,25P1; b) THcte_1,50P7; c) THcte_2,50P8	196
Figura 9.10 – La influencia de la temperatura y humedad relativa en el ΔCOD_c^t en a) fase THcte y b) fase THlab	197
Figura 9.11 – Curvas ΔCOD_c^t -tiempo para $\Delta COD_p^{teórico}$ de a) 0,25 mm y b) 1,50 mm; curvas $\Delta COD_p^{teórico}$ -tiempo (escala log10) para $\Delta COD_p^{teórico}$ de c) 0,25 mm y d) 1,50 mm	198
Figura 9.12 – Velocidad de fluencia-tiempo para a) THcte_0,25P1 y b) THcte_0,25P1	199
Figura 9.13 – curvas ΔCOD_c^t -tiempo para $\Delta COD_p^{teórico}$ de a) 0,25 mm y b) 1,50	200
Figura 9.14 – a) comparación de las curvas ΔCOD_c^t -tiempo en THcte y THlab; y b) curvas ΔCOD_c^t -tiempo (escala log10) de la fase THlab;	200
Figura 9.15 – Esquema comportamiento de a) fluencia básica y b) fluencia de secado;	201
Figura 9.16 – Curva coeficiente de fluencia φ -tiempo para: a) fase THcte (fluencia básica) y b) fase THlab (fluencia de secado)	202
Figura 9.17 – Curvas ΔCOD_c^t -tiempo para: a) THcte y b) THlab; y curva φ -tiempo para: c) THcte y d) THlab de las probetas con $\Delta COD_p^{teórico}$ de 2,50 mm	203
Figura 9.18 – Rotura probeta THlab_2,50P6	203
Figura 9.19 – Modelos reológicos: a) Maxwell; b) Kelvin-Voigt; y c) Burger	205
Figura 9.20 – Modelos reológico propuesto (Burger modificado)	206
Figura 9.21 – Comparación de los datos experimentales con las predicciones del modelo	208

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1.1 – Objetivos específicos.....	4
Tabla 2.1 – Propuestas de longitud característica (lcs). (de Montagnac et al., 2012a).....	14
Tabla 2.2 – Modelos constitutivos de diversas normativas (Blanco et al., 2013).....	18
Tabla 2.3 – Cuadro resumen de los modelos constitutivos.....	19
Tabla 2.4 – Investigaciones de referencia del fenómeno de la fluencia a flexión.....	26
Tabla 3.1 – Características de las fibras.....	32
Tabla 3.2 – Caracterización a compresión (fcm) a los 28 días.....	33
Tabla 3.3 – Resistencias residuales.....	34
Tabla 3.4 – Análisis del número y la separación medida entre fisuras (zonas 1, 2 y 3).....	42
Tabla 3.5 – Separación medida entre fisuras (zonas 1, 2 y 3) y valor calculado por RILEM.....	45
Tabla 3.6 – Cargas asociadas a los anchos de fisura de 0,3 mm y 0,5 mm.....	47
Tabla 3.7 – Ancho de fisuras para tres niveles de carga: 100 kN, 150 kN y 200 kN.....	50
Tabla 3.8 – Pendiente de la curva carga-desplazamiento para cada etapa (en kn/mm).....	52
Tabla 3.9 – Energía absorbida hasta un valor de flecha de 40 mm.....	53
Tabla 3.10 – Valores de carga para flechas de 6 mm, 15 mm y 45 mm en [kN].....	58
Tabla 4.1 – Composición de las mezclas de HRF (en kg/m ³).....	63
Tabla 4.2 – Características de las fibras (datos proporcionados por el fabricante).....	63
Tabla 4.3 – Caracterización del HRFP a los 28 días.....	67
Tabla 4.4 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales.....	75
Tabla 4.5 – Parámetros que definen los modelos constitutivos.....	81
Tabla 4.6 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales.....	83
Tabla 4.7 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales.....	84
Tabla 5.1 – Parámetros utilizados para la curva σ - ϵ del HRFP a tracción.....	89
Tabla 5.2 – Comparación de los resultados numéricos del estudio paramétrico preliminar.....	92
Tabla 5.3 – Parámetros que definen los modelos constitutivos.....	93
Tabla 5.4 – Resultados del ajuste del diagrama σ - ϵ	97
Tabla 5.5 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales en términos de $F(\delta)$	99
Tabla 5.6 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales en términos de $E(\delta)$	99
Tabla 5.7 – Diagrama σ - ϵ que conducen a un mejor ajuste de las curvas experimentales.....	100
Tabla 6.1 – Análisis de la variación de los ángulos θ y β , y de la longitud del cono (l).....	116
Tabla 6.2 – Características de las fibras utilizadas para la validación.....	119
Tabla 6.3 – Tipo y contenido de fibra utilizadas para la validación.....	119
Tabla 6.4 – Parámetros para la predicción del TCO con el modelo propuesto.....	120
Tabla 6.5 – Comparación de valores experimentales y predichos de $E(0 < TCO < 4 \text{ mm})$	125
Tabla 7.1 – Nomenclatura de las diferentes probetas.....	132
Tabla 7.2 – Composición de las mezclas de HRF (en kg/m ³).....	132
Tabla 7.3 – Características de las fibras (datos proporcionados por el fabricante).....	133
Tabla 7.4 – Caracterización del HRFP a los 28 días.....	136
Tabla 7.5 – $F_{R,\delta=2 \text{ mm}}$ y $F_{R,\delta=4 \text{ mm}}$ en probetas moldeadas.....	139
Tabla 7.6 – $F_{R,\delta=2 \text{ mm}}$ y $F_{R,\delta=4 \text{ mm}}$ experimentales para los testigos T1C y T2C.....	141
Tabla 7.7 – valores experimentales de $E(0 \leq \delta \leq 4 \text{ mm})$. testigos cúbicos T1C y T2C.....	141
Tabla 7.8 – Orientación de las fibras según los ejes z, y y x.....	146
Tabla 7.9 – Resultados obtenidos con el MDPT.....	151

Tabla 7.10 – Resultados obtenidos con el MDPT	152
Tabla 7.11 – Resultados obtenidos con el MDPT	153
Tabla 8.1 – Modelo para definir el pull-out de las fibras inclinadas (Laranjeira, 2010)	164
Tabla 8.2 – Expresiones analíticas para la resistencia a tracción en el ensayo DPT	169
Tabla 8.3 – Parámetros de entrada para las series F1.A1; F1.A2 y F2.A1	173
Tabla 8.4 – Predicción número de orientación de la probeta prismática	173
Tabla 8.5 – Definición del número de fibras (N_f) en cada sección transversal.....	174
Tabla 8.6 – Cálculo del perfil de orientación ($P(\theta_i)$) y número de fibras en cada θ_i (N_{θ_i}).....	174
Tabla 8.7 – Resultados experimentales obtenidos para un ancho de fisura de 2 mm	175
Tabla 8.8 – Obtención de η_θ a partir de los valores de $\% \zeta$ obtenidos en el capítulo 6.....	176
Tabla 8.9 – Soluciones obtenidas tras el proceso de iteración para las tres series	177
Tabla 9.1 – Dosificación de los hormigones (en kg/m^3).....	187
Tabla 9.2 – Características de las fibras (datos proporcionados por el fabricante).....	187
Tabla 9.3 – Caracterización del HRFP a los 28 días.....	189
Tabla 9.4 – Programa de ensayos de fluencia	192
Tabla 9.5 – Resultados de la etapa 1.....	194
Tabla 9.6 – Resultados de la etapa 2 para $t=t_0$	196
Tabla 9.7 – Resultados de φ y λ obtenidos experimentalmente para las distintas probetas.....	207

1. INTRODUCCIÓN

1.1. INTRODUCCIÓN

El Hormigón Reforzado con Fibras (HRF) constituye una de las innovaciones más relevantes en el campo de los hormigones especiales. Los HRF se definen como aquellos *hormigones que incluyen en su composición fibras cortas, discretas, distribuidas aleatoriamente en su masa.*

La incorporación de fibras modifica el comportamiento no lineal del hormigón estructural, especialmente en tracción, impidiendo la abertura y propagación de fisuras. Una vez el hormigón ha fisurado, la aportación a tracción debido al efecto puente (*bridging effect*) de las fibras aumenta la resistencia residual del material compuesto. Consecuentemente, y gracias a los mecanismos de pérdida de adherencia (*debonding*) y arrancamiento (*pull-out*) de las fibras, se disipa una mayor energía, lo que conduce a un importante incremento de la tenacidad y un mayor control de la fisuración.

La efectividad de la acción reforzante y la eficacia de la transmisión de tensiones por parte de las fibras dependen de muchos factores, pero especialmente, de la naturaleza de las fibras empleadas. En este sentido, el hormigón reforzado con fibras plásticas (HRFP) atrajo la atención de los investigadores en la primera mitad de los años 60.

Los usos tradicionales del HRFP han sido los pavimentos y la construcción subterránea. Las fibras, generalmente, se empleaban en dichas aplicaciones con el único

propósito de mejorar la durabilidad del elemento, dada la efectividad de las fibras en el control de la fisuración a tempranas edades y también posteriormente en estado endurecido. Sin embargo, la función estructural de las fibras no se contemplaba en términos de proyecto o diseño.

En este sentido, la aparición de macro-fibras plásticas (estructurales) de alto módulo elástico (ver *Figura 1.1*) en el mercado constituye un destacado reto dentro del ámbito del HRF (aunque su rendimiento no sea comparable al de las fibras de acero). Las fibras plásticas ofrecen actualmente grandes prestaciones y, además de ser económicas respecto a otras fibras, son químicamente inertes y muy estables en el medio alcalino que supone el hormigón, lo que las convierte no solamente en una posible solución estructural sino que pueden permitir una reducción de costes y recursos asociados a la construcción con destacadas mejoras en cuanto a la durabilidad (aumentando la vida útil de la estructura).



Figura 1.1 – Macro-fibras plásticas (estructurales) en el hormigón

Todo ello, acentúa la necesidad de abordar aspectos de diseño del HRF sobre los que no existe una investigación exhaustiva, contribuyendo de este modo a abrir el camino definitivo de las macro-fibras plásticas como material de refuerzo frente a las tracciones en determinados elementos con clara responsabilidad estructural.

Conviene destacar que esta Tesis Doctoral forma parte de un proyecto global. Este proyecto se integra en el ámbito general referente a la utilización del hormigón con fibras (plásticas y metálicas) en el sector de la construcción civil y la edificación. Con él, se pretende generar y transferir al sector herramientas útiles que promuevan una utilización sistemática de estos hormigones, de manera similar al hormigón estructural convencional. Fruto del trabajo realizado en el contexto de dicho proyecto, se han desarrollado dos Tesis Doctorales, una con HRFA (Blanco, 2013), y el presente documento con HRF.

1.2. RAZÓN DE SER

La aparición de las macro-fibras plásticas ha ido acompañada de un creciente interés del sector en las aplicaciones del HRF dadas las posibilidades que este material ofrece en relación a la reducción de las operaciones de montaje y sus costes asociados, y a las mejoras de las propiedades globales del producto final que éste garantiza.

Sin embargo entre los factores que influyen en la falta de aplicación de las fibras plásticas con responsabilidad estructural cabe destacar la falta de experiencia y el desconocimiento entre los profesionales sobre el HRFP, sus propiedades, limitaciones y campos de aplicación.

Además, la base fundamental del conocimiento que ha servido para el desarrollo de las distintas normativas y recomendaciones relativas al HRF se ha obtenido a partir de estudios de HRFA y los planteamientos de análisis inverso tradicionalmente utilizados en dichas normativas caracterizan el material mediante un ensayo poco representativo de la orientación real de las fibras en las estructuras. Esto, unido a que las normativas no consideran de los efectos de la fluencia en el diseño estructural a pesar de las importantes deformaciones bajo cargas mantenidas en el tiempo que exhiben las fibras plásticas, ha limitado considerablemente el desarrollo del HRFP como una solución estructural competitiva.

Por lo tanto es necesario realizar una revisión sobre la validez de las bases de cálculo y diseño del HRF, para el HRFP, desde la caracterización del material hasta la definición de las ecuaciones constitutivas, y del comportamiento diferido. La investigación de estos aspectos representa un gran reto y tiene un papel primordial en la extensión de la aplicación de este hormigón a otros ámbitos de la construcción, y también en proporcionar un mayor margen de confianza al proyectista para emplearlo en el diseño de sus soluciones.

1.3. OBJETIVOS

1.3.1. Objetivos generales

Actualmente existen numerosas directrices y recomendaciones normativas (DBV, 2001; RILEM TC 162-TDF, 2003; CNR-DT 204, 2006; EHE, 2008; FIB, 2010) que definen las bases de cálculo y diseño del HRF. Todas estas recomendaciones normativas de diseño, (tal y como se representa en el esquema de la *Figura 1.2*) definen la ejecución de ensayos de caracterización (paso 1) como punto de partida en el proceso de diseño de elementos de HRF. A partir de dichos ensayos se obtienen, directa o indirectamente, los parámetros básicos que definen la ley de comportamiento a tracción del HRF en régimen postfisuración (paso 2) a partir del cual realizar el diseño estructural (paso 3) y los correspondientes controles (pasos 4 y 5).



Figura 1.2 –Etapas involucradas en el diseño de estructuras de HRF

Esta Tesis Doctoral pretende incidir en las etapas o pasos 1 y 2; y abordar aspectos de gran interés en relación a la caracterización del HRFP, la definición de una ecuación constitutiva considerando la orientación de las fibras, y el comportamiento diferido del

material. Con ello se pretende contribuir a abrir el camino definitivo del HRFP como material de refuerzo frente a las tracciones en elementos con clara responsabilidad estructural y superar, de este modo, las barreras que existen en la actualidad.

1.3.2. Objetivos específicos

En respuesta a las diferentes cuestiones señaladas anteriormente, se proponen varios objetivos específicos. En la *Tabla 1.1* se presentan los principales objetivos específicos que se persiguen en aras a alcanzar los objetivos globales anteriormente citados.

Tabla 1.1 – Objetivos específicos

Temas	Objetivos específicos
Validación y análisis de los modelos de diseño de normativas y códigos de referencia	<ul style="list-style-type: none"> • Obtener resultados experimentales en elementos tipo vigas de hormigón reforzados con armadura mixta, y en losas hiperestáticas reforzadas únicamente con macro-fibras plásticas. • Evaluar y comparar los modelos de ecuación constitutiva existentes y su idoneidad para la consideración estructural en elementos reforzados con fibras plásticas en cada caso. • Realizar un estudio paramétrico y analizar la sensibilidad de las ecuaciones constitutivas propuestas en normativas respecto a parámetros como la dimensión transversal. • Proponer un modelo que permita la consideración de todos los puntos anteriormente mencionados.
Propuesta de una nueva filosofía para la caracterización del material	<ul style="list-style-type: none"> • Encontrar la relación entre desplazamiento del pistón y TCOD en el ensayo Barcelona como paso previo al ensayo propuesto. • Desarrollar un ensayo capaz de caracterizar la contribución estructural de las fibras discriminando la orientación de las mismas (caracterización multidireccional). • Correlacionar el ensayo objeto de estudio con el ensayo Barcelona • Determinar la orientación de las fibras en función de los resultados del ensayo. • Desarrollar un modelo constitutivo directo tensión-ancho de fisura que permita la consideración de la orientación de las fibras en el diseño.
Estudio del comportamiento diferido del material	<ul style="list-style-type: none"> • Obtener resultados experimentales de fluencia en elementos prismáticos prefisurados sometidos a flexotracción con los que cuantificar y analizar el fenómeno. • Identificar las variables fundamentales que gobiernan el comportamiento diferido a flexión de los HRFP y de las propias fibras (material termoplástico) bajo condiciones de laboratorio y de temperatura y humedad constantes. • Analizar el comportamiento global de la fluencia terciaria y rotura por fluencia. • Proponer un modelo para describir matemáticamente el comportamiento diferido de elementos de HRFP.

1.4. METODOLOGÍA Y ORGANIZACIÓN DE LA TESIS

Cada uno de los grandes temas a abordar en el cuerpo de la tesis doctoral constituye por sí mismo una parte o bloque temático de la misma, a la que se le han asociado los capítulos necesarios así como anejos correspondientes. Esta Tesis Doctoral, como se muestra en la *Figura 1.3*, se divide en cinco partes.

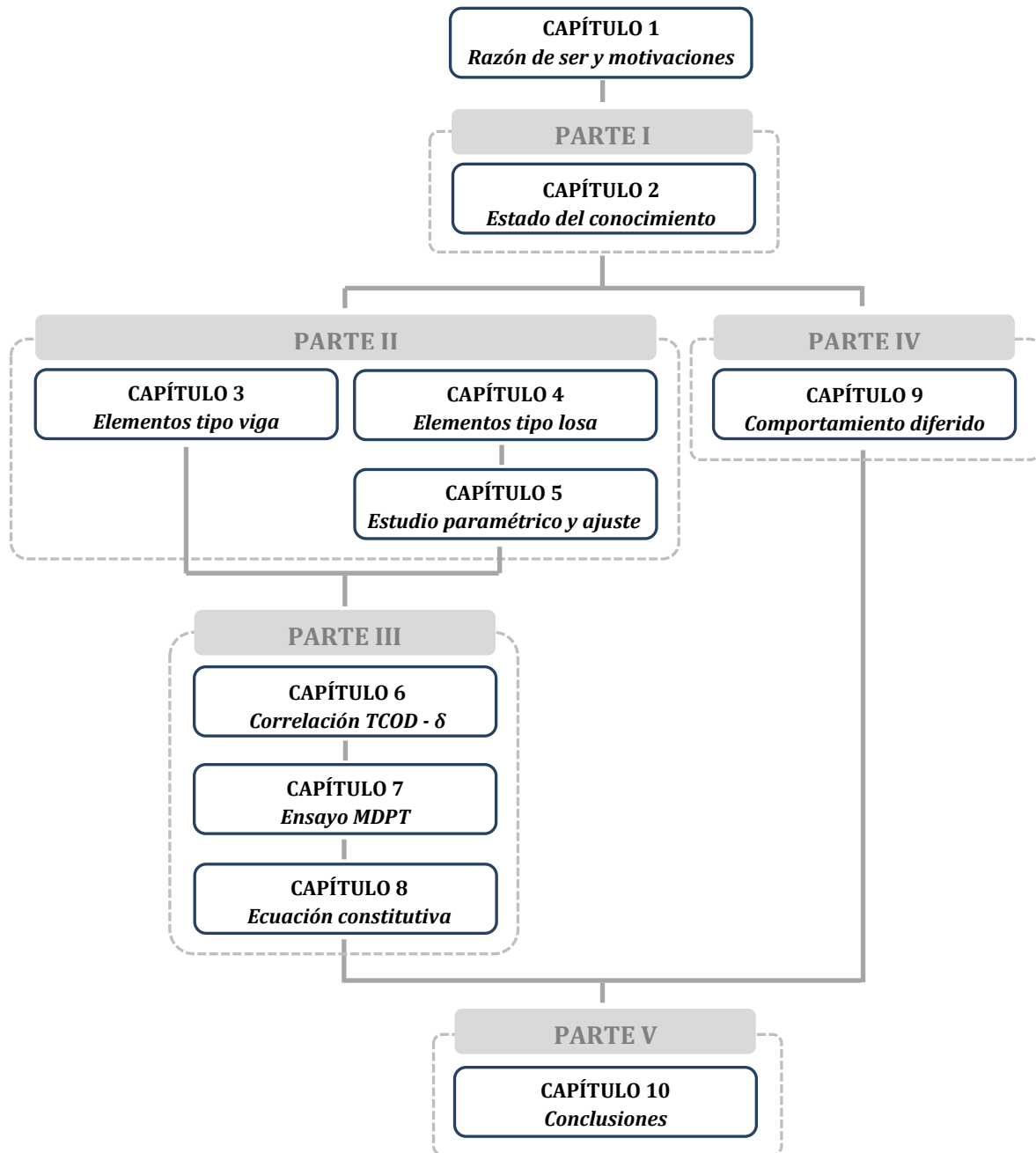


Figura 1.3 – Organización de la Tesis Doctoral

La PARTE I de esta tesis, corresponde al **Capítulo 2**. En él se realiza un breve estado del conocimiento del HRFPP y se analizan las ecuaciones constitutivas propuestas en normativas y códigos de referencia así como los ensayos que estas utilizan como punto de partida para el diseño. Con ello se pretende introducir los modelos constitutivos con los

que posteriormente reproducir numéricamente las campañas experimentales presentadas en esta Tesis Doctoral.

El objetivo de la PARTE II es analizar la validez de las metodologías de diseño propuestas en las distintas normativas y evaluar los modelos constitutivos que en ellas se proponen. Para ello se han realizado dos campañas experimentales: la primera sobre elementos tipo vigas de hormigón reforzados con armadura mixta, es decir macro-fibras plásticas y armadura convencional (en el **Capítulo 3**) y la segunda sobre losas hiperestáticas reforzadas únicamente con macro-fibras plásticas (en el **Capítulo 4**).

La sobreestimación de los resultados experimentales observada en el Capítulo 4 para elementos únicamente reforzados con fibras plásticas pone de manifiesto la necesidad de revisar los modelos constitutivos propuestos en las normativas para el HRF. Por ello, en el **Capítulo 5** se realiza un estudio paramétrico para determinar la influencia de los parámetros que definen la ecuación constitutiva en la respuesta estructural de las losas y determinar el valor de los parámetros que mejor ajustan los resultados experimentales presentados en el **Capítulo 4**.

Sin embargo la solución propuesta en este último capítulo está limitada al tipo y cuantía de fibras utilizadas así como a una geometría de la estructura y orientación de las fibras determinada. Para superar los inconvenientes de los enfoques actuales, en la PARTE III se propone una nueva filosofía para la caracterización del HRF y la definición de una nueva ecuación constitutiva con la que abordar el diseño estructural del HRF.

Como punto de partida, en el **Capítulo 6** se propone una generalización del ensayo Barcelona mediante un modelo analítico con el que eliminar la necesidad de emplear la cadena extensométrica. Dicho modelo, además, permite la realización del ensayo de doble punzonamiento, pero con probetas con una forma diferente de la cilíndrica.

En el **Capítulo 7** se aborda la caracterización del material desde otras perspectivas, y se propone un ensayo de doble punzonamiento en probeta cúbica (ensayo multidireccional o *MDPT*) que permite determinar la resistencia a fisuración, tenacidad y resistencia residual a tracción del HRF teniendo en cuenta de manera indirecta la orientación de las fibras según tres direcciones principales. Los resultados obtenidos sirven además para estimar las direcciones de orientación de las fibras y un comportamiento mecánico medio en cada dirección.

Finalmente, la PARTE III concluye con el **Capítulo 8**. En este se realiza una propuesta de un nuevo planteamiento directo para predecir la respuesta postfisuración del HRF a partir del ensayo *MDPT*. La nueva filosofía tiene sentido físico y refleja de forma fidedigna el comportamiento a tracción del material, considerando la orientación de las fibras bajo las condiciones reales de puesta en obra y geometría de la estructura.

Por otro lado, se ha considerado oportuno dedicar la PARTE IV de esta tesis al estudio de las deformaciones diferidas que se producen en el HRF cuando está sometido a cargas de larga duración. En el **Capítulo 9** se realiza una investigación exhaustiva sobre el comportamiento diferido a flexión de elementos fisurados de HRF en estado endurecido, se evalúa la influencia del nivel de carga y fisuración en el rendimiento a largo plazo del material bajo cargas mantenidas en el tiempo y se propone un modelo para predecir el

comportamiento diferido de los HRFP en base a los resultados de una campaña experimental.

Finalmente, en la PART V (**Capítulo 10**) se exponen las conclusiones más relevantes que se derivan del trabajo realizado y se proponen futuras líneas de investigación con el fin de profundizar y completar el trabajo iniciado en la presente Tesis Doctoral.

2. ESTADO DEL CONOCIMIENTO

2.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se realiza una revisión del estado del conocimiento en relación al comportamiento postfisuración del HRF y en especial del HRFP. El objetivo de este capítulo es: (1) identificar las motivaciones de esta Tesis Dcotoral, y (2) cubrir brevemente la literatura sobre varios de los aspectos que se abordarán durante el desarrollo de esta tesis doctoral. Este estado del conocimiento puede dividirse en tres bloques.

En el primer bloque de este capítulo se realiza una breve introducción al HRFP. Seguidamente se realiza una revisión de los principales trabajos técnicos, directrices y recomendaciones normativas para la definición de las ecuaciones constitutivas y ensayos de caracterización que actualmente se emplean para reproducir el comportamiento a tracción del HRF. El objetivo de este apartado es presentar los modelos que se utilizaran en la PARTE II para la simulación del comportamiento de diferentes elementos estructurales y sentar las bases para la definición de la Ecuación constitutiva desarrollada en la PARTE III.

Finalmente se presenta una revisión del estado actual del conocimiento en relación comportamiento diferido del HRFP, los mecanismos que gobiernan dicho fenómeno y las campañas realizadas por otros investigadores. El estado del arte se completa en de cada capítulo donde se tratan aspectos del conocimiento más específicos.

2.2. MACRO FIBRAS PLÁSTICAS ESTRUCTURALES

Las fibras son, sin duda, un refuerzo alternativo al acero que suprime los costes derivados de la manipulación de ferralla (traslado, doblado, soldaduras, colocación de separadores), economizando tiempo y reduciendo los accidentes derivados de este tipo de montajes. Las fibras se incorporan a la masa de hormigón a fin de conferirle ciertas propiedades específicas, ya sea en estado fresco, o en estado endurecido (di Prisco et al., 2009 y Wlraven, 2009). Existen numerosas investigaciones y campañas experimentales a nivel probeta asociadas al estudio de las propiedades mecánicas del HRF: resistencia a compresión (Bencardino, 2008), comportamiento a flexión (Barros 1999, Barros 2005), *pull-out* (Naaman 2000, Shah 1999, y Laranjeira 2009), resistencia a tracción (Barragán 2003), tension stiffening (Bischoff 2003). Sin embargo la mayoría de estas investigaciones se han realizado con fibras de acero, y poco se ha estudiado al respecto sobre el HRF.

De acuerdo con Naaman (2003), para que una fibra trabaje de forma eficiente, ésta debe presentar las siguientes propiedades: elevada resistencia a tracción, resistencia a la adherencia con la matriz del mismo orden o incluso superior a la resistencia a tracción de dicha matriz, módulo elástico mayor que el correspondiente a la matriz (por lo menos 3 veces mayor) y debe presentar un coeficiente de Poisson y coeficiente de dilatación térmica preferiblemente semejante al de la matriz. Consecuentemente las fibras plásticas, no son mecánicamente tan eficientes como las fibras de acero, sin embargo existe una amplia gama de fibras y una gran variedad de geometrías en el mercado. Las fibras derivadas de la poliolefina (las más comunes en el mercado) pueden alcanzar resistencias a tracción muy altas pero sin embargo presentan generalmente bajos módulos elásticos. Sí existen fibras de alto módulo elástico como PVA o Kevlar, si bien son relativamente caras. De manera general, las fibras plásticas pueden clasificarse como: micro-fibras (no estructurales) y macro-fibras (estructurales).

Las micro-fibras sintéticas, han sido tradicionalmente utilizadas en el hormigón para controlar y reducir la fisuración por retracción plástica (Soroushian *et al.*, 1995 y Naaman *et al.*, 2005) y mejorar el comportamiento frente al fuego (Liu *et al.*, 2008) y, aunque en menor medida, para mejorar la tenacidad y resistencia al impacto (aunque no asumen funciones estructurales).

En los últimos años, sin embargo, los crecientes esfuerzos de la industria se han dirigido al desarrollo de una nueva generación de fibras con finalidad estructural, éstas se conocen como macro-fibras. Si bien las macro-fibras plásticas no se han estudiado en la profundidad con la que se han investigado las fibras de acero, existen en la literatura técnica trabajos e investigaciones en las que se demuestra que con la adición de macro-fibras plásticas se logra mejorar significativamente la resistencia a flexión, resistencia al impacto y comportamiento a la fatiga (Cengiz y Turanli, 2004 y Buratti *et al.*, 2011). Consecuentemente, el uso de macro-fibras plásticas o sintéticas (*polyolefin based structural fibers*) en la industria del hormigón se ha extendido más allá de un mero control de la fisuración por retracción plástica, para ser utilizado en nuevas aplicaciones con contribución estructural (Soutos *et al.*, 2012; Alani, y Beckett, 2013). Si bien el creciente uso de macro-fibras plásticas/sintéticas en aplicaciones estructurales requiere de la comprensión y evaluación del efecto que éstas tienen en el comportamiento del hormigón.

2.3. MÉTODOS PARA LA CARACTERIZACIÓN DEL HRF

2.3.1. Características y criterios

La ejecución de ensayos de caracterización del HRF es el primer paso para llegar a definir una ley de comportamiento o ecuación constitutiva (relaciones *tensión – deformación* o *tensión – ancho de fisura*) del HRF en régimen postfisuración. Importantes dispersiones en los resultados obtenidos en la caracterización del material pueden afectar a los valores característicos a partir de los que se definen dichas ecuaciones constitutivas. Por ello, conviene identificar la idoneidad de los métodos de ensayo para la caracterización del comportamiento postfisuración del HRF. De acuerdo con Kooiman (2000), los principales aspectos que determinan la idoneidad de un ensayo de caracterización del HRF son:

- La complejidad intrínseca al método de ensayo (derivada de las dimensiones de la probeta y trabajo asociado a la preparación de la misma, así como de la configuración y ejecución del ensayo).
- La reproducibilidad, fiabilidad y dispersión de los resultados del ensayo.
- Los costes asociados a su realización.
- La complejidad en el tratamiento de datos para llegar a una relación uniaxial del material.
- La aplicabilidad y nivel de aceptación.

2.3.2. Ensayos de caracterización

Los ensayos de tracción uniaxial son los que de manera más fidedigna recogen el comportamiento uniaxial en régimen postfisuración del HRF. De sus resultados, además, puede derivarse directamente la relación $\sigma - w$ para caracterizar el material.

Sin embargo, dicho ensayo presenta claras dificultades técnicas que inevitablemente influyen en los resultados finales obtenidos. Entre ellas cabe destacar la heterogeneidad del material, las imperfecciones de la probeta, las eventuales excentricidades durante el proceso de carga (difícilmente evitables) o la rotura de la probeta por sus extremos (van Mier y van Vliet, 2002; Walraven, 2009).

Además, existen otros inconvenientes tales como la sujeción de la probeta y la dificultad de asegurar la estabilidad del ensayo. Consecuentemente las tensiones postfisuración y los parámetros de tenacidad obtenidos presentan unos coeficientes de variación de aproximadamente un 30%. Esta elevada dispersión hace que el ensayo sea de difícil aplicación para el control sistemático del HRF (Stroband, 1998 y Saludes *et al.*, 2007).

Aunque no existe un ensayo a tracción uniaxial estandarizado, cabe destacar la importante contribución realizada en este sentido por el documento RILEM TC 162-TDF (2001) en la que se proporcionan útiles recomendaciones para el ensayo con HRF con comportamiento *softening*. Tomando este trabajo como punto de partida, algunos

investigadores han asumido diferentes procedimientos de ensayo, con variaciones bien sea en términos de la geometría de la probeta (Markovic, 2006) o en relación al sistema de aplicación de la carga (Stälhi, 2008).

Por razones prácticas, las normas y códigos de referencia recomiendan el empleo de ensayos a flexotracción sobre probeta prismática, con carga en el centro y entalla (EN 14651, 2005; RILEM TC 162-TDF, 2003), o con cargas aplicadas a tercios de los apoyos (NBN B 15-238, 1992 o ASTM C-1609, 2007).

De acuerdo con Lappa (2007) la entalla, aunque disminuye la dispersión del ensayo, influye en el comportamiento estructural, forzando la aparición de la fisura en dicha sección. Sin embargo, ésta no necesariamente corresponde a la sección más débil, por lo que incluso se pueden alcanzar mayores resistencias residuales ensayando elementos con entalla que elementos sin entalla (en los que indefectiblemente fisura la sección más débil). Así mismo, la zona de “*deflection hardening*” debido a la fisuración múltiple no es tan pronunciada en el caso de las probetas con entalla.

A pesar de requerir el uso de probetas relativamente pesadas, la ventaja de este método es su simplicidad. Sin embargo, estos ensayos presentan una alta dispersión de los resultados, a menudo por encima del 20% (Parmantiers, 2008; Molins *et al.*, 2009), que compromete su uso como herramienta de control. En este sentido, en el preámbulo de la norma belga (NBN B 15-238, 1992) queda expresamente establecido que se trata de un ensayo de caracterización y que no es aplicable para el control sistemático del HRF.

Alternativamente, existen en normativas y recomendaciones otras propuestas de ensayo como el *round determinate panel test* (Bernard, 2000; ASTM C-1550, 2012) y el *WedgeSplitting Test* (Tschegg y Linsbauer, 1986). Éste ha sido modificado por di Prisco *et al.* (2010) y Ferrara *et al.* (2011a) incorporando un corte en forma de cuña con entalla (*Double Edge Wedge Splitting* o DEWS). Con ellas, se logra reducir sensiblemente la dispersión de los resultados (Molins *et al.* 2009), pero sus costes asociados y complejidad, dificultan su uso para el control sistemático y para la estimación de parámetros de diseño.

El Departamento de Ingeniería de la Construcción de la Universitat Politècnica de Catalunya (UPC), como alternativa para caracterizar el HRF, propuso el ensayo Barcelona (Molins *et al.* 2006 y Molins *et al.* 2009), una adaptación del ensayo de doble punzonamiento o DPT (Chen, 1970). Dicho ensayo conduce a valores representativos de la resistencia y de la tenacidad del material, con un coeficiente de variación medio inferior al 13% (Molins *et al.* 2009), lo que lo convierten en un ensayo muy adecuado para el control sistemático de HRF en obra.

2.4. ECUACIONES CONSTITUTIVAS

La identificación del modelo constitutivo a tracción representa uno de los pasos fundamentales en el diseño de estructuras de HRF. Durante los últimos 15 años se han desarrollado numerosas recomendaciones técnicas con el fin de facilitar el diseño de este tipo de estructuras y extender su uso. La variedad de ecuaciones constitutivas existentes hace patente la falta de un único modelo aceptado de forma general.

2.4.1. Criterios para su obtención.

A diferencia de lo que ocurre a tracción, el comportamiento a compresión del HRF no dista de la respuesta del hormigón convencional (Bencardino *et al.*, 2008). Es por ello que uno de los retos más importantes es el de desarrollar un modelo de ecuación constitutiva que permita caracterizar adecuadamente el comportamiento a tracción de dicho material. El diseño de secciones con HRF se basa en el método tradicional de análisis de secciones para el hormigón armado (HA). La única diferencia reside en que el modelo tensión-deformación ($\sigma - \varepsilon$) usado en el diseño del HRF considera la aportación a tracción debido al efecto puente (*bridging effect*) de las fibras (Tlemat *et al.*, 2006).

En la literatura técnica se han recogido, hasta el momento, numerosos modelos tanto de índole experimental como de carácter meramente teórico. Dichos modelos se pueden obtener adoptando criterios y procedimientos diversos. A continuación se presentan las bases conceptuales sobre las que estos modelos se han desarrollado.

Modelos tensión-ancho de fisura ($\sigma - w$) / Modelos tensión-deformación ($\sigma - \varepsilon$)

La descripción del comportamiento a tracción del hormigón reforzado con fibras puede realizarse, entre otras, mediante la relación $\sigma - w$ (Löefgren *et al.*, 2005) relacionado con el concepto del modelo de la fisura ficticia (*fictitious crack model*) o la relación $\sigma - \varepsilon$ (Barros *et al.*, 2005; Tlemat *et al.*, 2006 y Laranjeira, 2010), ambas representadas esquemáticamente en la en la *Figura 2.1*.

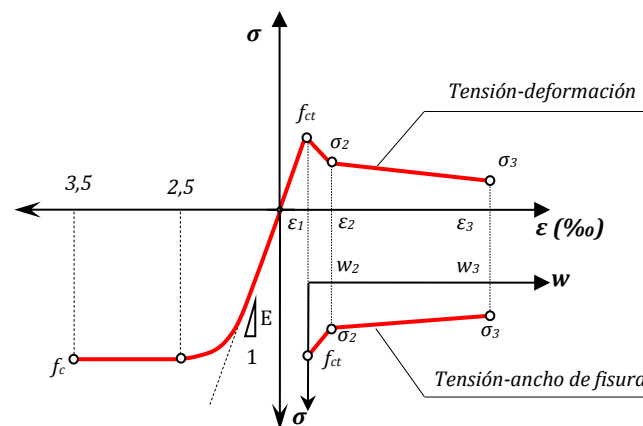


Figura 2.1 – Diagrama constitutivo del comportamiento a compresión y a tracción.

El diagrama $\sigma - \varepsilon$ permite la definición del comportamiento a tracción del material en los mismos términos que el de compresión, conduciendo a un único diagrama para la representación del comportamiento del HRF. Asimismo, este tipo de diagrama resulta de especial interés por su compatibilidad con el del acero, permitiendo aplicar una metodología encaminada hacia la visión conjunta del material (HRF) como hormigón estructural.

El parámetro clave que relaciona deformación (ε) con ancho de fisura (w) es la longitud característica (l_{cs}), ver *Ec. 2.1* (Bischoff, 2003; Fernandes, 2004).

$$w = f(\varepsilon, l_{cs}) = (l_{cs})\varepsilon \quad [2.1]$$

Cuanto mayor sea l_{cs} menor será la resistencia a flexión estimada del elemento y consecuentemente, mayor el ancho de fisura para un momento dado. Por tanto, escoger valores altos de l_{cs} inevitablemente conduce a predicciones de ancho de fisura y resistencia última conservadoras. Un mayor detalle sobre la influencia de l_{cs} en la predicción del comportamiento a flexión de elementos de HRF puede encontrarse en (de Montaignac *et al.*, 2012a).

Tal y como puede observarse en la *Tabla 2.1*, existen numerosas propuestas para tratar de evaluar dicha longitud, sin embargo no se ha alcanzado hasta el momento un consenso para la definición de un único valor. La clara dependencia del tipo y cuantía de fibra, resistencia de la matriz, geometría del elemento ensayado, así como de las condiciones de ensayo y niveles de carga, dificultan enormemente su determinación (Barros y Figueiras, 1999). Una descripción más detallada sobre este concepto puede encontrarse en (Hillerborg, 1980).

*Tabla 2.1 –Propuestas de longitud característica (l_{cs}). (de Montaignac *et al.*, 2012a)*

REFUERZO	l_{cs}	REFERENCIAS
HRF(A)	$h/2$	Utkjaer <i>et al.</i> , 1995; Pedersen, 1996; Iyengard <i>et al.</i> , 1998; RILEM TC 162, 2002; Massicotte, 2004
	$2h/3$	AFGC, 2002
	h	CNR, 2006; FIB, 2010
	$2h$	Stack, 2008
HRF(A)+RC	$Min[s_m; h/2]$	Massicotte, 2004
	$Min[s_m; y]$	CNR, 2006; FIB, 2010

Análisis inverso / Análisis directo

El empleo del análisis inverso y el análisis directo no es sólo exclusivo de la caracterización del comportamiento a tracción del HFR. Se acude a estos procedimientos también, por ejemplo, cuando se quiere abordar la caracterización de la respuesta adherente y de anclaje de una barra de acero o de una fibra embebidas en el hormigón.

El *análisis directo* para el análisis de secciones y/o estructuras de HRF se basa en fijar la forma de una ecuación constitutiva (tipo $\sigma - \varepsilon$ o $\sigma - w$) para simular la respuesta a tracción del HRF, ya sea alguna de las recogidas en los códigos o referencias internacionales, o alguna de las propuestas por otros investigadores y recogidas en bibliografía especializada (Barros *et al.*, 1999; di Prisco *et al.*, 2004 y Tlemat *et al.*, 2006). Los parámetros constitutivos de cada una de éstas pueden obtenerse experimentalmente [RILEM, EHE...] o se pueden fijar a partir de ciertas propiedades de las fibras empleadas, del hormigón utilizado y del procedimiento de fabricación y hormigonado elegido (Löefgren *et al.*, 2005). Fijada la ecuación constitutiva y el resto de variables e hipótesis necesarias para simular el comportamiento a nivel seccional, se ejecuta el algoritmo de cálculo (Cunha *et al.*, 2008; de la Fuente *et al.*, 2008 y Chiaia *et al.*, 2009a) y se obtiene la respuesta tenso-deformacional de los materiales constituyentes de la sección.

A nivel estructural, se puede integrar la respuesta de cada sección para obtener el comportamiento global de la misma. En el caso de disponer de resultados experimentales del elemento estudiado, se pueden comparar con los obtenidos de forma numérica. Dicha comparación y el grado de ajuste, proporcionará una estimación de cuán adecuada es la forma de la ecuación constitutiva empleada para la simulación del comportamiento a tracción del HRF así como de los parámetros que la definen.

En el *análisis indirecto* la estrategia parte de los resultados experimentales de la sección y/o estructura cuyo comportamiento se quiere simular numéricamente, y se ajustan los valores de una ecuación constitutiva, cuya forma puede haberse predefinido. Concretamente, el planteamiento consiste en obtener los parámetros que definen la ecuación constitutiva del HRF traccionado, variándolos de forma que la respuesta de la estructura obtenida numéricamente se ajuste a la obtenida experimentalmente (Laranjeira, 2010).

En este proceso se pueden aplicar métodos de cálculo simplificados u otros más sofisticados, como el método de los elementos finitos. El proceso de fisuración puede ser representado a través de la teoría de la fisura difusa (*smearred crack approach*) o por la teoría de la fisura discreta (*discrete crack approach*). La primera asume fisuras distribuidas en el elemento mediante el concepto tensión-deformación, $\sigma - \varepsilon$, (Barr y Lee, 2004 y Sousa y Gettu, 2004) y la segunda utiliza una ubicación predefinida de la fisura y se basa en la relación tensión-ancho de fisura, $\sigma - w$ (Bazant y Oh, 1984 y Tlemat *et al.*, 2006).

Ecuación continua / Ecuación definida por tramos

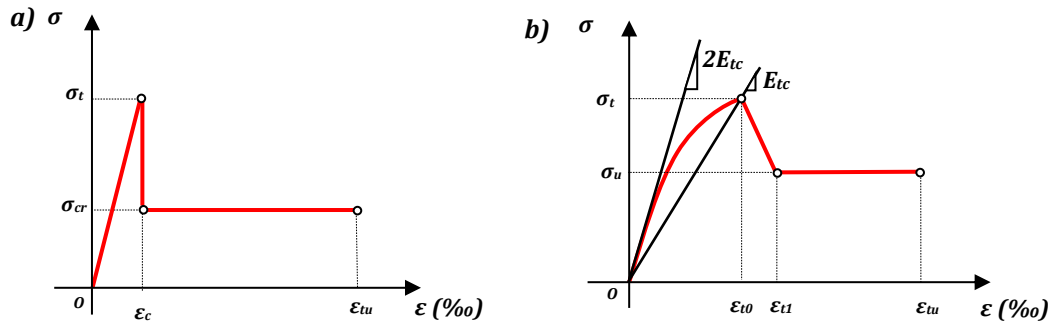
Hasta la fecha, la gran mayoría de ecuaciones constitutivas propuestas son ecuaciones definidas por tramos. Sin embargo, para la obtención de una ecuación constitutiva parametrizada, que represente de forma fidedigna el comportamiento a tracción uniaxial del HRF, se requiere de muchos puntos. Es por ello que cada vez más se tiende a investigar modelos continuos (Laranjeira, 2010). Entre éstos cabe destacar el modelo con cuatro funciones exponenciales (*four-e*), con el que sus autores (Barr y Lee, 2004) definen el comportamiento prefisuración y postfisuración del hormigón reforzado con fibras de acero (HRFA) con una única ecuación mediante seis parámetros.

Conviene enfatizar la tendencia de muchas normativas, entre las que se encuentran la norma española (Serna *et al.*, 2009) que a pesar de valerse de modelos definidos por partes (o tramos), proponen un mayor número de inputs con el objetivo de obtener resultados más precisos.

2.4.2. Ecuaciones constitutivas propuestas en la literatura técnica

Las estructuras de HRF pueden calcularse con un análisis plástico que permita aprovechar la mayor capacidad de redistribución de esfuerzos proporcionada por la contribución de las fibras. No obstante, no existe aún un modelo constitutivo relativo al comportamiento a tracción del HRF que se imponga sobre los demás. Este hecho ha conducido a la aparición de numerosas propuestas, recogidas en la literatura técnica, algunas de las cuales se presentan a continuación.

El diagrama de la *Figura 2.2a* (Lim *et al.*, 1987) fue uno de los primeros estudios de diagrama $\sigma - \varepsilon$ para el HRFA. En este estudio los autores consideran cuantías pequeñas de fibras y asumen que en la zona de prefisuración del hormigón el efecto de las fibras es despreciable (Elsaigh *et al.*, 2004). El modelo representado en la *Figura 2.2b* (Lok *et al.*, 1998) está formado por tres etapas, siendo la primera de tipo parabólico; la zona intermedia se incluyó para estimar mejor la resistencia postpico.

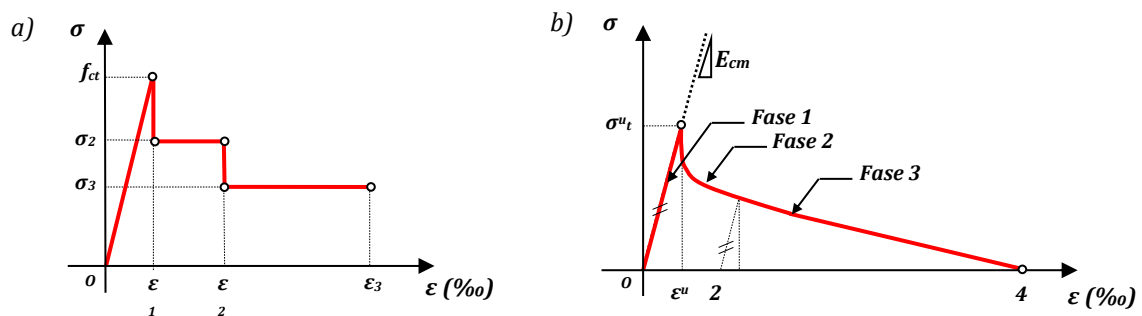


*Figura 2.2 - Ecuaciones constitutivas ($\sigma - \varepsilon$) del HRF. (Lim *et al.*, 1987)*

Dupont (Dupont, 2003) desarrolla un diagrama de tensión deformación (*Figura 2.3a*) de dos niveles basado en las mismas suposiciones que el del modelo trilineal de la RILEM o la DBV (que se verá posteriormente).

Este modelo no presenta la desventaja del modelo trilineal, ya que se modela mediante dos niveles (o escalones) de tensión definidos por las deformaciones ε_2 (2,5‰) y ε_3 (15‰) de modo que el comportamiento postfisuración sea independiente de la resistencia a tracción (f_{ct}). Dicho modelo justifica la aproximación en dos niveles en base a la necesidad de las fibras a deformarse previamente a actuar “cosiendo” las fisuras.

Con el objetivo de simplificar el modelo constitutivo y predecir el comportamiento para deformaciones mayores, en (Tlemat *et al.*, 2006) se propone un diagrama constitutivo $\sigma - \varepsilon$ compuesto de dos fases (*Figura 2.3b*). La primera depende exclusivamente de la cuantía en peso de fibras (ν_p) y de la resistencia a tracción de la matriz (f_{ctk}). En la segunda, la caída de tensión a σ_2 viene gobernada por una ecuación hiperbólica garantizando una pérdida de tensión en función de un parámetro de forma que refleja la influencia del tipo de fibra en la rama de *softening*.



*Figura 2.3 - Ecuaciones constitutivas ($\sigma - \varepsilon$) para caracterizar el comportamiento a tracción el HRF. (Dupont, 2003; Tlemat *et al.*, 2006)*

Por otra parte, en (di Prisco *et al.*, 2004) se propone un modelo bilineal $\sigma - w$, representado en la *Figura 2.4*, que asume un primer tramo de reblandecimiento (*softening*) y considera en el tramo final el efecto de las fibras. Este último tramo se define con las tensiones para dos anchos de fisura determinados ($0,3 \text{ mm}$ y $1,8 \text{ mm}$). El modelo bilineal presentado en (di Prisco *et al.*, 2004) sobreestima el inicio de la colaboración de las fibras (Dozio, 2008), representado por la intersección de la primera y la segunda rama postpico. Por este motivo, el comportamiento postfisuración se representa mejor si se asume un modelo trilineal $\sigma - w$ como el que presenta Colombo (Dozio, 2008), de acuerdo con la *Figura 2.4*, que puede entenderse como una modificación del bilineal anteriormente citado.

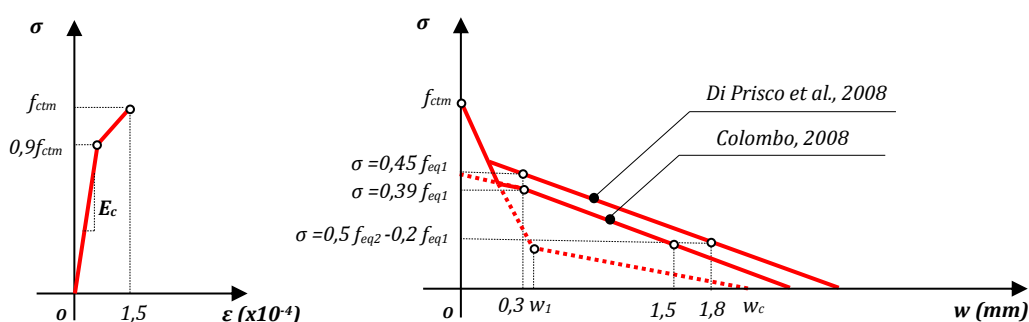


Figura 2.4 - Ecuaciones constitutivas ($\sigma - w$) a tracción del HRF. (Dozio, 2008)

2.4.3. Modelos constitutivos normativos

En la *Tabla 2.2* se presentan los modelos constitutivos propuestos por las normativas europeas citadas que han sido agrupados según su diagrama (rectangular, bilineal y trilineal), indicando los parámetros que definen los modelos. Así mismo, se representa esquemáticamente el ensayo requerido para obtener los valores de dichos parámetros. Una vez presentados los modelos constitutivos se realiza un análisis de las similitudes y diferencias entre ellos, valorando los puntos a favor y en contra de las hipótesis y consideraciones realizadas en cada uno de ellos.

Modelos más elaborados, como el multilineal completo de la EHE, trilineal de la DBV o el propuesto por la RILEM tratan de recoger de forma más fidedigna el comportamiento fenomenológico del HRF, atribuyéndole una mayor responsabilidad estructural al material. Estos modelos reproducen el comportamiento elástico-lineal hasta fisuración y recogen el comportamiento del efecto pico. Consecuentemente se trata de modelos reservados, *a priori*, para aplicaciones que requieren de un cálculo más ajustado como un diseño no lineal o casos en los que se requiera trabajar en dominios de pequeñas deformaciones (ELS). El valor de la tensión pico (o de fisuración) propuesto por la RILEM es excesivamente optimista y proporciona valores muy altos.

Los modelos simplificados como el modelo rectangular o bilineal de la EHE y DBV o los propuestos por la CNR-DT 204 resultan de especial interés, por su sencillez y rápida aplicación, para el cálculo en ELU. Nótese que a diferencia de los multilineales o trilineales, éstos no reproducen la fase elástica-lineal previa a la fisuración de la losa, reproduciendo el proceso de carga con la rigidez fisurada desde origen.

Tabla 2.2 – Modelos constitutivos de diversas normativas (Blanco et al., 2013)

Diagrama	Parámetros	Caracterización	
	$\sigma_1 = f_{eq,ctd,II} = f_{eq,ctk,II} \cdot \alpha_{cf} \cdot \alpha_{sys} / \gamma_{cf} \leq f_{eq,ctd,I}$ (α_{sys} : coeficiente por efecto tamaño; α_{cf} : coefficient for longterm strength behaviour) $\epsilon_1 = \epsilon_u = 10\text{‰}$	NBN B 15-238 	DBV
	$\sigma_1 = f_{Ftu} = f_{eq2}/3$ $\epsilon_1 = \epsilon_u = [20\text{‰ softening ; 10\text{‰ hardening}]$	UNI 11039 	CNR-DT 204
	$\sigma_1 = f_{ctRd} = 0.33 f_{R,3,d}$ $\epsilon_1 = \epsilon_u = [20\text{‰ flexión; 10\text{‰ tracción}]$	EN 14651 	EHE
	$\sigma_1 = f_{Ftu} = f_{R3}/3$ $\epsilon_1 = \epsilon_u = [20\text{‰ softening ; 10\text{‰ hardening}]$	EN 14651 	MC
	$\sigma_1 = f_{eq,ctd,I} = f_{eq,ctk,I} \cdot \alpha_{cf} \cdot \alpha_{sys} / \gamma_{cf}$ $\sigma_2 = f_{eq,ctd,II} = f_{eq,ctk,II} \cdot \alpha_{cf} \cdot \alpha_{sys} / \gamma_{cf} \leq f_{eq,ctd,I}$ $\epsilon_2 = \epsilon_u = 10\text{‰}$	NBN B 15-238 	DBV
	$\sigma_1 = f_{Fts} = 0.45 f_{eq1}$ $\sigma_2 = f_{Ftu} = k[f_{Fts} - (w_u/w_{i2})(f_{Fts} - 0.5 f_{eq2} + 0.2 f_{eq1})]$ $k = [0.7 \text{ tracción, 1 otros casos}]$ $\epsilon_2 = \epsilon_u = [20\text{‰ softening; 10\text{‰ hardening}]$	UNI 11039 	CNR-DT 204
	$\sigma_1 = f_{ctd} = \alpha_{cf} \cdot f_{ctk,II} / \gamma_{cf}$ $\sigma_2 = f_{eq,ctd,I} = f_{eq,ctk,I} \cdot \alpha_{cf} \cdot \alpha_{sys} / \gamma_{cf}$ $\sigma_3 = f_{eq,ctd,II} = f_{eq,ctk,II} \cdot \alpha_{cf} \cdot \alpha_{sys} / \gamma_{cf} \leq f_{eq,ctd,I}$ $\epsilon_1 = \sigma_1 / E_{HRF}$; $\epsilon_2 = \epsilon_1 + 0.1\text{‰}$; $\epsilon_3 = \epsilon_u = 10\text{‰}$	NBN B 15-238 	DBV
	$\sigma_1 = 0.7 f_{ctm,II} (1.6-d)$; $\sigma_2 = 0.45 \cdot \kappa_h \cdot f_{R,1}$; $\sigma_3 = 0.37 \cdot \kappa_h \cdot f_{R,4}$ $\epsilon_1 = \sigma_1 / E_{HRF}$; $\epsilon_2 = \epsilon_1 + 0.1\text{‰}$; $\epsilon_3 = \epsilon_u = 25\text{‰}$	RILEM TEST 	RILEM
	$\sigma_1 = f_{ct,d} = 0.6 f_{ct,II,d}$ $\sigma_2 = f_{ctR1,d} = 0.45 f_{R,1,d}$ $\sigma_3 = f_{ctR3,d} = k_1(0.5 f_{R,3,d} - 0.2 f_{R,1,d})$ $\epsilon_2 = 0.1 + 1000 \cdot f_{ct,d} / E_{c,0}$ $\epsilon_3 = 2.5 / l_{cs}$ (l_{cs} : longitud característica) $\epsilon_u = [20\text{‰ flexión; 10\text{‰ tracción pura}]$	EN 14651 	EHE
	$f_{ctm} = 0.30 (f_{ck})^{2/3}$ $f_{Fts} = 0.45 f_{R1}$ $f_{Ftu} = k[f_{Fts} - (w_u/CMOD_3)(f_{Fts} - 0.5 f_{R3} + 0.2 f_{R1})]$ $\epsilon_{SLs} = CMOD_1 / l_{cs}$ $\epsilon_{SLU} = w_u / l_{cs} = \min(\epsilon_{Fu}, 2.5 / l_{cs} = 2.5 / y)$ $\epsilon_{Fu} = [20\text{‰ softening; 10\text{‰ hardening}]$	EN 14651 	MC

Por otro lado, en la *Tabla 2.3* se presentan los conceptos que se tratarán a continuación para cada uno de los modelos constitutivos presentados en las normas DBV (alemana), RILEM, CNR-DT 204 (italiana), el Model Code y la EHE (española) siguiendo un criterio cronológico de aparición. En la misma se señalan los factores que tienen en cuenta cada una de ellas. Esta tabla se referencia con posterioridad en el análisis pormenorizado de cada normativa.

Tabla 2.3 – Cuadro resumen de los modelos constitutivos

	DBV	RILEM	CNR-DT 204	EHE	FIB MC
Tensión-deformación (ϵ) / Tensión-ancho de fisura (w)	ϵ	ϵ	ϵ/w	ϵ	ϵ/w
Análisis directo (AD) / Análisis indirecto (AI)	AI	AI	AI	AI	AI
Ecuación Continua (EC) / Ecuación Discontinua (ED)	ED	ED	ED	ED	ED
Trabaja con resistencias residuales		●		●	●
Trabaja con resistencias equivalentes	●		●		●
Distinción de la deformación última			●	●	●
Deformación última (%)	10	25	20/10	20/10	20/10
Reducciones respecto a la distribución elástica-lineal de las tensiones	●	●		●	
Aplicación de la longitud característica en la obtención de la deformación			●	●	●
Considera coeficientes de seguridad	●		●	●	●
Considera efecto tamaño	●	●			
Considera efecto de cargas sostenidas	●				
Considera la cuantía de fibras					
Norma específica para fibras de acero	●	●			
Considera aportación de las fibras en la separación entre fisuras		●	●		●
Considera la orientación de las fibras en el diseño					●

Del conjunto de las distintas normativas estudiadas, DBV y RILEM hacen referencia únicamente a las fibras de acero; sin embargo, las normas italiana (CNR-DT 204) y española (EHE) presentan un planteamiento general para todo tipo de fibras. No obstante, hay que tener presente que la base fundamental del conocimiento que ha servido para el desarrollo de todas ellas se ha obtenido a partir de estudios de hormigón reforzado con fibras de acero.

Norma alemana: DBV-Merkblatt Stahlfaserbeton (1992/2001)

La *German Concrete Society* fue la propulsora en 1992 de la primera normativa que se valía de una ecuación $\sigma - \epsilon$ para el diseño de HRFA (Kooiman, 2000), (específica para fibras metálicas). Dicha normativa se creó en su momento con el propósito de disponer de un diagrama para el diseño estructural de túneles (DBV, 1992). En el año 2001, se publicó la nueva normativa (DBV, 2001), vigente en la actualidad, en la que se propone la utilización de un modelo trilineal para Estados Límite de Servicio (ELS) con posibilidad de emplear un diagrama bilineal (e incluso rectangular) para Estados Límite Últimos (ELU), representados en la *Figura 2.5*.

Ambos diagramas, definidos por las resistencias a flexotracción equivalentes, se deducen de los resultados sobre probetas bajo la configuración de flexión a cuatro puntos ("4-point bending test"). La tensión pico (f_{ctd}^f) del modelo trilineal propuesto se obtiene a partir de las cargas máximas obtenidas en el ensayo dentro de un rango de flecha de 0,100 mm. Sin embargo, esta tensión, obtenida mediante un ensayo a flexión, sobrestima

la resistencia a tracción real del hormigón, por este motivo, algunos autores (Laranjeira, 2010) proponen emplear un ensayo a tracción directa para su determinación.

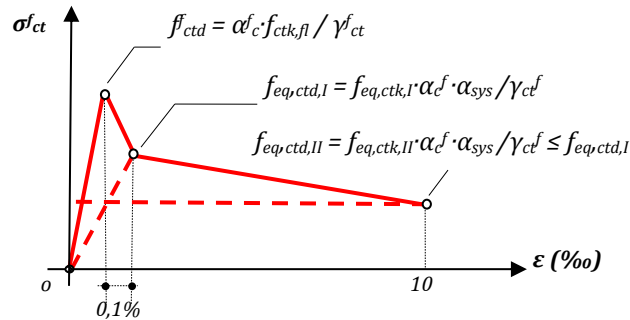


Figura 2.5 – Diagramas propuestos por la norma alemana, DBV

El modelo alemán obtiene las resistencias a tracción equivalentes a partir de las resistencias a flexotracción equivalentes. Los factores que rigen esa relación son 0,45 y 0,37, representando una reducción respecto a la distribución elástica-lineal de las tensiones consideradas: $f_{eq,ctk,I} = 0,45 f_{eqk,I}$ y $f_{eq,ctk,II} = 0,37 f_{eqk,II}$.

Entre los aspectos a destacar de la propuesta de la DBV cabe mencionar la consideración de la dispersión en el comportamiento postpico, coeficientes parciales de seguridad y el efecto de cargas sostenidas (coeficiente de cansancio) con reducciones que pueden alcanzar hasta un 25% en hormigones ligeros y hasta un 15% en hormigones normales. Dicho modelo también introduce el concepto del efecto tamaño o coeficiente de forma (α_{sys}) que tiene en cuenta el efecto del canto sobre el comportamiento a flexotracción de la sección, penalizando sensiblemente (hasta un 20%) las secciones de mayor canto.

La deformación última, en la revisión de 2001, aumenta significativamente hasta $\epsilon_u = 10\text{‰}$ respecto a la antigua propuesta (1992), $\epsilon_u = 5\text{‰}$. Aunque dicho valor resulta razonable para elementos con armadura mixta, pues la armadura convencional limita dicha deformación, es cuestionable para elementos sometidos a flexión únicamente reforzados con fibras donde se pueden alcanzar deformaciones mayores.

El modelo presenta también ciertas inconsistencias en su propuesta de diagrama trilineal para ELS al no definir adecuadamente el comportamiento inicial tras la postfisuración, vinculado a la resistencia a tracción elástica del material (Dupont, 2003). Ésta, sin embargo, es una propiedad intrínseca al hormigón sin fisurar y completamente independiente de la resistencia postfisuración, siendo esta última función únicamente del tipo y dosificación de fibras.

RILEM: RILEM TC 162-TDF (2003)

La primera propuesta de ecuación constitutiva de la RILEM consistía en un diagrama σ - ϵ trilineal en el que se caracterizaba el comportamiento postfisuración del HRFA, como en el caso de la DBV, mediante la resistencia a flexotracción equivalente. La diferencia principal radicaba en que RILEM se valía del ensayo a flexión de 3 puntos (“3-point bending test”) y no consideraba el efecto tamaño en el comportamiento

postfisuración. Tras numerosas investigaciones llevadas a cabo en el proyecto Brite Euram (BriteEuram, 2002), se concluyó que, la relación tensión-deformación propuesta hasta el momento, se podía mejorar, por lo que se propuso un nuevo diagrama trilineal recogido en (RILEM TC-162, 2003), para hormigón reforzado con fibras metálicas (Tabla 2.3).

A priori, resulta evidente la similitud de este modelo con el propuesto por la DBV, sin embargo existen diferencias que es necesario destacar. El cambio más significativo de esta nueva ecuación constitutiva es que no tiene en cuenta la resistencia a flexotracción equivalente ($f_{eq,i}$), sino que utiliza resistencias a flexotracción residuales ($f_{R,i}$). Hay que señalar que el empleo de $f_{eq,i}$ frente a $f_{R,i}$ conduce a resultados con mayor índice de fiabilidad, pues el aparato teórico empleado para el cálculo de $f_{eq,i}$ es más realista, aunque de aplicación más tediosa (Barros *et al.*, 2005). No obstante, las diferencias obtenidas son pequeñas y el empleo de ambos conceptos arroja resultados suficientemente precisos desde el punto de vista del diseño estructural. Cabe destacar el alto valor de la tensión pico (σ_1) que se obtiene con la formulación propuesta por la RILEM en comparación con el resto de normativas (como se verá más adelante).

El valor de la deformación última (ϵ_u) propuesta por la RILEM aumenta (respecto al 10‰ considerado tanto en la versión RILEM del 2000, como en la revisión de DBV del 2001) hasta un 25‰ como resultado de considerar una altura de la fibra neutra de 140 mm por encima del punto en el que se mide la CMOD y asumiendo una longitud característica igual a dicha distancia. Para un CMOD de 3,5 mm, se obtiene una deformación de $(3,5/140)=25‰$.

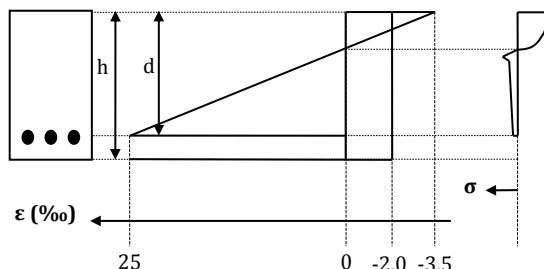


Figura 2.6 – Distribución tensión-deformación en sección transversal (RILEM, 2003)

Asimismo las tensiones asociadas a $f_{R,1}$ y $f_{R,4}$ deben afectarse adecuadamente por el coeficiente de forma (κ_h), siendo éste mucho menor que el propuesto por la DBV tal y como se desprende de la comparación realizada en la Figura 2.7.

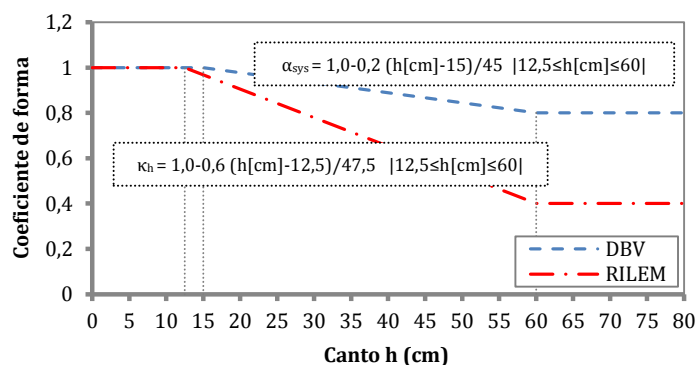


Figura 2.7 – Comparación del factor tamaño aplicado en la norma DBV y a la RILEM

Norma italiana: CNR-DT 204 (2006)

El Comité Nacional de Investigación Italiano publicó en 2006 unas recomendaciones para el diseño, ejecución y control de las estructuras de HRF (CNR-DT 204; 2006). Este documento propone dos relaciones para el comportamiento a tracción del HRF: el modelo elástico-lineal y el modelo rígido-plástico. Dichos modelos son presentados en la CNR-DT 204 en dos versiones: como una relación tensión-deformación y una relación tensión-ancho de fisura.

El modelo rígido-plástico se utiliza para cálculo en rotura mientras que el elástico-lineal es aplicable tanto en rotura como en servicio. Ambos modelos permiten representar materiales con comportamientos de reblandecimiento (*softening*) y endurecimiento (*hardening*). En la *Figura 2.8* se esquematiza una sección transversal con las distribuciones de tensiones correspondientes a cada modelo: elástico-lineal y rígido-plástico. Se observa en el modelo elástico-lineal cómo admite materiales con comportamiento de endurecimiento y reblandecimiento.

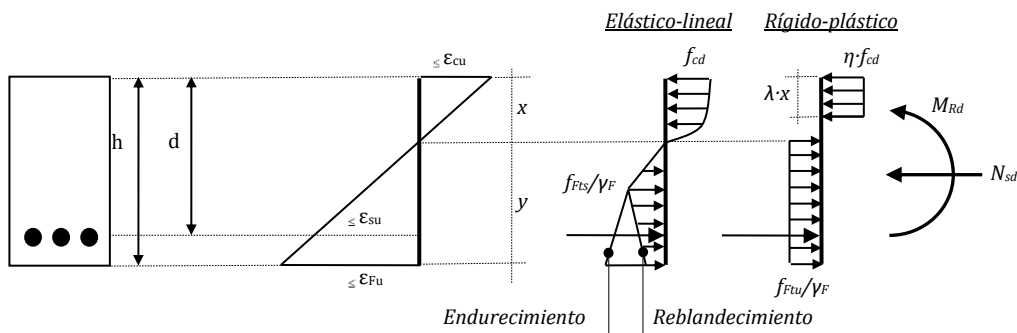


Figura 2.8 – Modelos elástico lineal y rígido plástico propuestos en la norma CNR-DT-204.

Los modelos emplean el concepto de resistencias a flexión equivalentes para caracterizar los diagramas y se definen por medio de ensayos a flexión de 4 puntos (UNI 11039) o ensayos de tracción uniaxial (UNI 11188). Las resistencias a flexión equivalentes que se utilizan para definir la ecuación constitutiva se obtienen a partir de la media de las resistencias obtenidas en los ensayos para unos intervalos de ancho de fisura determinados, lo que supone un planteamiento conservador.

La forma de evaluar la deformación del elemento varía según se trate de un material con comportamiento de endurecimiento o de reblandecimiento. En el primer caso, al producirse múltiples fisuras, la deformación se calcula a través del valor medio de ancho de fisura. En el segundo caso, con la aparición de una única fisura, la deformación se asocia al valor último de ancho de fisura.

La equivalencia entre deformación última (ϵ_u) y ancho de fisura último (w_u) se realiza por medio de una longitud característica que resulta del valor mínimo entre la distancia media entre fisuras y la altura del eje neutro. Para el caso de materiales con reblandecimiento, la máxima deformación a tracción, ϵ_{Fu} , es de un 20%. El valor último de ancho de fisura, w_u , debe cumplir la limitación: $w_u = \epsilon_u l_{cs} \leq 3 \text{ mm}$. En el caso de materiales con comportamiento de endurecimiento, la deformación máxima a tracción, ϵ_{Fu} , es igual al 10%.

Ambos diagramas resultan sencillos por su rapidez de aplicación y prácticos para el diseño en rotura; sin embargo, la precisión del modelo (en este caso el elástico-lineal) en un análisis más sensible, como ELS puede no reproducir determinados fenómenos como el *snap-through* de la forma más adecuada.

Norma española: EHE (2008)

La norma española recoge recomendaciones específicas para el uso del HRF, sin especificar tipo de fibra siempre que se trate de fibras estructurales. En dicha norma se presentan dos diagramas tensión-deformación: un diagrama rectangular y un diagrama multilíneal, cuya aplicación dependerá de la situación a tratar.

En el caso de cálculo en rotura (ELU) se aplica de manera general el diagrama rectangular y para casos particulares que requieran más precisión el diagrama simplificado bilíneal (definido por los puntos A-C-D-E del diagrama multilíneal, ver *Tabla 2.2*). En casos como el de pequeñas deformaciones en servicio (ELS) se aplica el diagrama multilíneal (definido por A-B-C-D-E, ver *Tabla 2.2*), similar al propuesto por la norma alemana. Este diagrama con la resistencia adicional que proporciona el pico A-B-C permite una mejor aproximación y mayor precisión. Los parámetros que definen ambos diagramas son las resistencias a flexión residuales obtenidas a partir de un ensayo a flexión según la Norma Europea (EN 14651, 2005).

Un aspecto a destacar del modelo multilíneal es la definición de la caída de tensión en el comportamiento postfisuración por medio de una resistencia a flexotracción que no corresponde al valor de deformación última como en otros modelos. En este caso se asocia a un punto intermedio correspondiente a un ancho de fisura de 2,5 mm y se cuantifica por medio de una longitud característica l_{cs} (mínimo entre la distancia media entre fisuras y la altura de la fibra neutra).

Además, la norma española distingue valores distintos de deformación última en función de la sollicitación de la sección: 20‰ para flexión y 10‰ para tracción, de manera análoga a la situación existente para diagrama tensión-deformación en compresión (-3,5‰ para flexión y -2‰ para compresión simple).

Comparando estos modelos con los existentes en otras normas y recomendaciones se observa que el modelo rectangular sigue la misma filosofía que el modelo rígido plástico de la norma italiana, y el modelo multilíneal es similar a los modelos trilineales de la norma alemana y RILEM. En cierto modo se puede decir que la norma española, a pesar de no aportar avances significativos, presenta la ventaja de haber adoptado los conceptos principales de las recomendaciones anteriormente mencionadas.

fib Model Code (2010)

El Código Modelo, sigue el mismo enfoque de la norma italiana, propone dos modelos: el modelo rígido de plástico (un diagrama rectangular) y el modelo lineal-elástico (un diagrama bilíneal) para la caracterización de la respuesta a la tracción del HRF. Los parámetros en ambos diagramas son los mismos que en el CNR-204 DT. Sin embargo, mientras que en la norma italiana éstos, se definen por medio de resistencias a

flexión equivalentes (obtenidas en base a ensayos a flexión de 4 puntos o ensayos a tracción uniaxial), en el Código Modelo utiliza el concepto de resistencia residual a flexión (obtenidas a partir del ensayos a flexión de 3 puntos especificado en la norma EN 14651(2005)).

En este sentido, el Código Modelo aconseja no utilizar tracción uniaxial debido a la dificultad de ejecución e interpretación que dicho ensayo conlleva. Además, añade que, dado el tamaño de la muestra, los resultados estarán afectados por un pequeño número de fibras en el plano de gobierno así como el efecto de orientación de las mismas debido al método de hormigonado.

El Código Modelo, como otras recomendaciones y normativas también presenta factores de seguridad parcial para materiales. Sin embargo, un aspecto que diferencia al Código Modelo del resto de propuestas normativas, es la recomendación de utilizar un factor de orientación (K) para el diseño.

Este factor se considera igual a 1 para distribuciones isotrópicas de fibras y se supone inferior o superior a 1 si se demuestra experimentalmente que los efectos de dicha orientación resultan favorables o desfavorables respectivamente. Este enfoque innovador supone un gran avance respecto al resto de recomendaciones normativas anteriores pues ninguna otra considera la influencia de la orientación de las fibras en el diseño estructural. El Código Modelo es el primero en sugerir la realización de ensayos especiales con elementos estructurales para poder definir el efecto de la orientación de las fibras y reproducir el comportamiento del elemento estructural que se pretende diseñar.

2.5. COMPORTAMIENTO DIFERIDO DEL HORMIGÓN

2.5.1. Componentes y mecanismos de la fluencia

Un elemento de hormigón sometido a unas acciones que generan estados tensionales, presentará unas deformaciones instantáneas derivadas del momento inicial y unas deformaciones diferidas en el tiempo que se producen debido a fenómenos reológicos. El tratamiento tradicional de los fenómenos reológicos del hormigón ha consistido fundamentalmente en separar las deformaciones producidas por la fluencia de las producidas por la retracción¹. Así, se puede escribir la deformación total del hormigón ($\varepsilon(t)$) como la suma de las deformaciones instantáneas ($\varepsilon_c(t_0)$) y las deformaciones diferidas, tanto por fluencia ($\varepsilon_c(t)$) como por retracción ($\varepsilon_s(t)$).

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_c(t_0) + \varepsilon_c(t) + \varepsilon_s(t) \quad [2.2]$$

De forma simplificada, se denomina fluencia del hormigón $\varepsilon_c(t)$ al conjunto de deformaciones diferidas (no instantáneas) sean o no recuperables bajo un estado tensional constante. En esta Tesis Doctoral se utilizará la nomenclatura propuesta por Neville (2002), que sugirió dividir la fluencia en *básica* y *de secado*.

¹ La idea de separar fluencia de retracción surge del interés en disociar las deformaciones diferidas de procesos donde interviene el nivel de tensiones existente en un elemento, de las que sufriría en caso de no estar sometido a tensión alguna. Así pues, la separación se realiza por definición, teniendo en realidad ambas deformaciones un mismo origen y siendo así como deben ser entendidas (Fernández, 2003).

La fluencia básica consiste en las deformaciones provocadas por una carga sostenida en el tiempo bajo condiciones de humedad relativa constantes y en equilibrio con el medio. Cuando a la aplicación de una carga sostenida en el tiempo se añade el hecho de que el material es simultáneamente sometido a secado, se observa que la deformación total difiere de la suma por separado de la deformación por retracción por secado² de la pieza sin carga más la deformación diferida debido a la aplicación de la carga sobre la misma pieza a la que no se permite el secado. Este fenómeno se conoce como efecto Pickett y la deformación en exceso a la fluencia básica y la deformación por retracción se define como fluencia de secado. Esta diferencia es generalmente muy apreciable y puede ser interpretada como una fluencia inducida por retracción o bien como retracción inducida por las tensiones.

Si bien el análisis detallado de los mecanismos que gobiernan el fenómeno de la fluencia no es objeto de esta Tesis, es necesario conocer los procesos que dan origen a las deformaciones diferidas del hormigón. De manera general puede considerarse que el origen de la fluencia se encuentra en la pasta de cemento del hormigón, su composición química, evolución con el tiempo y las variaciones de humedad (Mehta y Monteiro, 2006; Neville 2004, Fernández, 2003).

Estas deformaciones diferidas ocurrirán tanto a compresión como a tracción. Existen numerosos mecanismos que pretenden explicar la relación entre la microestructura del hormigón, el sistema poros-agua y las deformaciones diferidas en el hormigón: *viscous shear theory*, *seepage theory*, *delayed elasticity*, *microcracking*, *mechanical deformation theory*, *plastic flow* (Bazant 1988; Mehta y Monteiro, 2006 o Neville 2004 puede encontrarse una descripción más detallada de los principales modelos teóricos que explican el fenómeno de la fluencia).

Hasta el momento, ninguno es capaz de integrar todos los factores que influyen en el fenómeno de fluencia. La solución puede estar en la combinación de dos de ellos o más.

2.5.2. Deformaciones diferidas en el HRF a flexión

Las investigaciones realizadas, independientemente del tipo de elementos analizados (fisurados o no, reforzados con armadura convencional o no), coinciden en la capacidad del HRF de sostener niveles de carga importantes a lo largo del tiempo y de reducir flechas diferidas en elementos solicitados a flexión respecto de las producidas en hormigón sin fibras (Swamy y Theodorakopoulos, 1979; Purkiss y Blagojevic, 1993; Tan *et al.* 1995; Chanvillard y Roque 1999; Granju *et al.*, 2000; Mackay, 2002; Cochrane 2003; Mackay y Trottier, 2004; Bernard, 2004; Tan y Saha, 2005; Barragán y Zerbino, 2008 y Arango, 2010).

En la *Tabla 2.4* se presentan las investigaciones más destacadas realizadas hasta el momento, siguiendo un criterio cronológico de aparición, sobre la fluencia a flexión en elementos de HRF. En la misma se señalan los factores principales que tienen en cuenta cada una de ellas.

² La retracción por secado es la componente fundamental de la retracción, desarrollándose sobre el hormigón endurecido. Su origen se encuentra en la microestructura de la pasta de cemento y el intercambio de humedad con el medio.

Tabla 2.4 - Investigaciones de referencia del fenómeno de la fluencia a flexión

Investigación	TIPO DE ENSAYO	FIBRAS ACERO	FIBRAS PLÁSTICAS	TIPO DE ELEMENTO	ELEMENTO FISURADO	DURACIÓN (días)
Swamy y Theodorakopoulos, 1979	flexión	●		Probeta prismática		-
Purkiss y Blagojevic, 1993	flexión	-	-	-		-
Tan et al. 1994	flexión	-	-	Viga		-
Chanvillard y Roque, 1999	flexión	●		Probeta prismática	●	120-200
Granju et al, 2000	flexión	●		Probeta prismática	●	365
Kurtz y Balaguru, 2000	flexión		●	Probeta prismática	●	-
Mackay, 2002	flexión	●	●	Probeta prismática	●	>90
Klinkert et al., 2002	flexión	●		Probeta prismática	●	-
Cochrane, 2003	flexión	●	●	Probeta prismática	●	90+90
Bernard, 2004	flexión		●	Round-panel		90
Mackay y Torttier, 2004	flexión	●	●	Probeta prismática	●	365
Tan y Saha, 2005	flexión	-	-	Viga		365
Bast et al, 2007	flexión	●	●	Probeta prismática	●	90+90+90+90
Barragán y Zerbino, 2008	flexión	●		Probeta prismática	●	120
Kursterle, 2009	flexión		●	Probeta prismática	●	>250
Arango, 2010	flexión	●		Probeta prismática	●	90

El primer estudio de fluencia a flexión en elementos no fisurados de HRF fue realizado por Swamy y Theodorakopoulos (1979), quienes realizaron ensayos con morteros y hormigones reforzados con fibras de acero, vidrio y una mezcla entre vidrio y polipropileno en condiciones de humedad y temperatura no controladas. Del análisis de los resultados obtenidos puede concluirse una clara capacidad de los compuestos reforzados con fibras para restringir las flechas (y deformaciones) producidas por la fluencia a flexión, obteniendo reducciones sustanciales en los valores de fluencia ($\varepsilon_c(t)$).

$$(\varepsilon_c(t))_{sin\ fibras} > (\varepsilon_c(t))_{con\ fibras} \quad [2.3]$$

El efecto de las fibras en la reducción de las deformaciones de fluencia ($\varepsilon_c(t)$), en morteros y hormigones, es debido a la restricción adicional en la pasta. De acuerdo con Mangat y Azari (1985) las fibras pueden ser consideradas como un árido fino adicional, con una geometría especial que rigidiza la matriz cementicia y complementa la adherencia entre el árido fino y la pasta de cemento.

Chanvillard y Roque (1999) estudiaron el comportamiento del HRFA con sección fisurada bajo carga sostenida, Kurtz y Balaguru (2000) presentan los resultados de una amplia campaña experimental en la que se estudió el comportamiento a fluencia de elementos prefisurados de HRFP (micro fibras de polipropileno y nylon) sometidos a flexión y Bernard (2004) estudió la fluencia de elementos fisurados de HRF y paneles circulares. En esos estudios se han empleado diferentes metodologías, configuraciones (con distintas dimensiones de los elementos ensayados) y equipos de ensayo. Además, suelen quedar limitados a un único nivel de abertura de fisura o flecha, excepto Mackay y Trottier (2004); Barragán y Zerbino (2008) y Arango (2010) que presentan un rango de prefisuración entre 0,2 y 3,5 mm. Respecto de los niveles de carga, Granju et al. (2000) carga a un solo nivel, mientras que en las investigaciones restantes se contempla una mayor variación de niveles de carga, aunque la forma de establecer estos niveles se basa en diferentes consideraciones. Sin embargo, todos ellos concuerdan en que la fisuración (además de otros factores como la edad de aplicación de la carga o el nivel de carga

aplicado entre otros) incide directamente en el fenómeno de la fluencia. De acuerdo con Bernand (2010), no es posible abordar el estudio de las deformaciones diferidas del HRF de forma desacoplada (fibras y hormigón). En este sentido, Boshoff *et al.* (2009a), propone reescribir la Ec. 9.1 para HRF fisurados añadiendo un término en relación a los efectos diferidos asociados a la fisuración ($\varepsilon_{cr}(t)$) de acuerdo con la ecuación Ec. 2.3.

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_c(t_0) + \varepsilon_c(t) + \varepsilon_s(t) + \varepsilon_{cr}(t) \quad [2.4]$$

En esa ecuación $\varepsilon_{cr}(t)$ depende del número y del ancho de las fisuras. Así mismo el aumento del ancho de fisura en el tiempo en elementos bajo carga mantenida puede atribuirse a los efectos diferidos del *pull-out* de las fibras y a la fluencia a tracción de la propia fibra (Boshoff *et al.*, 2009a).

2.5.3. Fluencia de las fibras plásticas

Concretamente, en las fibras sintéticas (polímeros termoplásticos como polipropileno, polietileno de alta densidad, aramida, alcohol de polivinilo, acrílico, nylon, poliéster), la fluencia es un fenómeno complejo, que depende no sólo de la tensión aplicada y la temperatura (Buratti y Mazotti, 2012) sino de propiedades intrínsecas al material como su orientación molecular o cristalinidad y de otros parámetros externos como la UV y la humedad.

En la Figura 2.9 se muestran los resultados de los ensayos de fluencia a tracción realizados por Liu *et al.* (2009) sobre probetas de polipropileno de dimensiones: 150x10x4mm. En ellas se evidencia la influencia de la temperatura y de la tensión en el comportamiento a fluencia a tracción del polipropileno, alcanzando incluso fluencia terciaria.

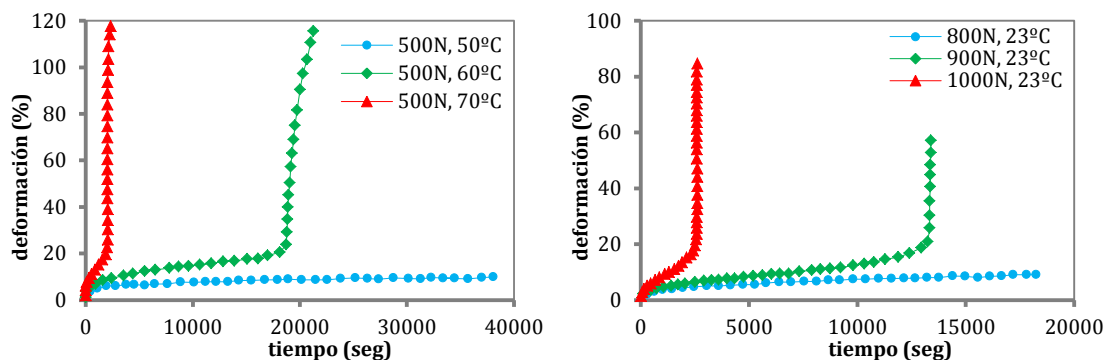


Figura 2.9 - Ensayos de fluencia a tracción sobre probetas de PP. (Liu *et al.*, 2009)

El aumento de la tensión aplicada sobre el material distorsiona las longitudes y ángulos de las cadenas moleculares (por extensión, desenrollamiento o desplazamiento de moléculas). Por otro lado, el aumento de la temperatura produce una expansión gradual del material de lo que resulta un aumento del volumen libre y un debilitamiento de las fuerzas de cohesión intermolecular (fuerzas de Van der Waals) y la radiación de luz UV produce un considerable descenso del peso molecular acompañado de un aumento del contenido de oxígeno, así se acelera el proceso de degradación del polímero, causando

microfisuras en la superficie del mismo (tal y como se aprecia en la *Figura 2.10*). Todo ello resulta en un aumento significativo de la deformación por fluencia.

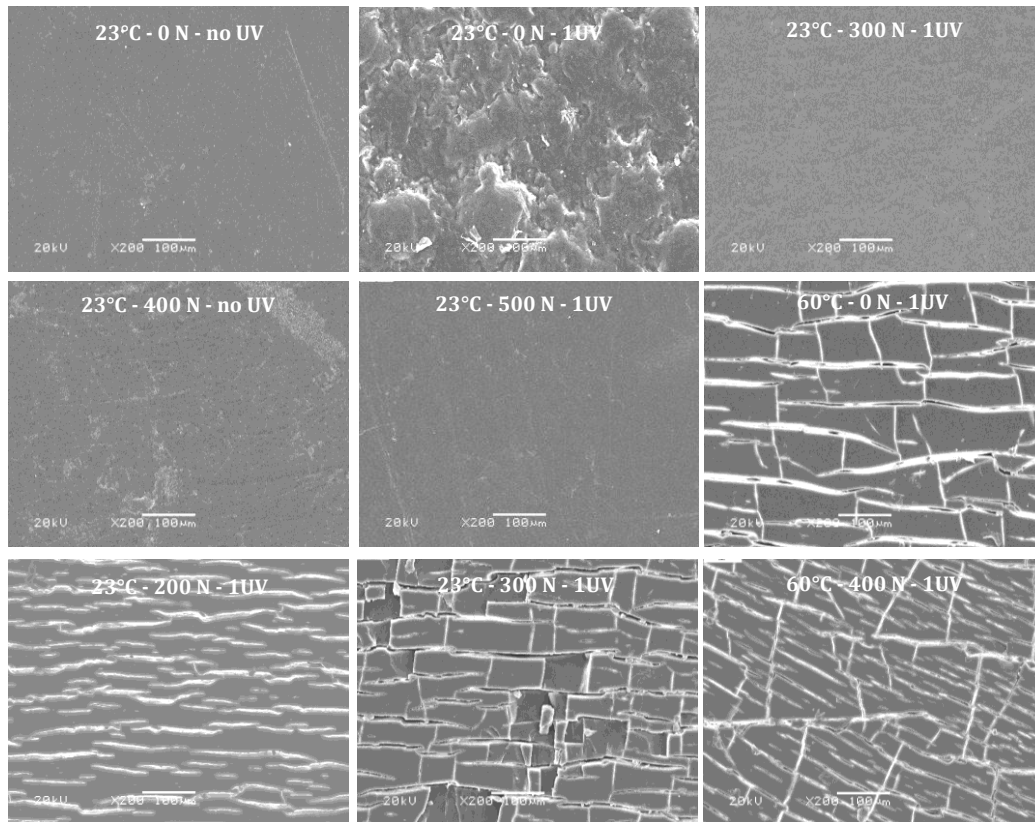


Figura 2.10 - Degradación de la superficie de polipropileno como consecuencia de la aplicación de la luz UV, temperatura y tensión (Liu et al., 2009)

3. ELEMENTOS TIPO VIGA CON ARMADURA MIXTA

3.1. INTRODUCCIÓN

La acción de las armaduras convencionales y de las fibras es complementaria a efectos de evitar la rotura frágil del hormigón. Las fibras, en tipo y cuantía adecuada, garantizan una clara responsabilidad estructural. Éstas, al añadirse al hormigón se dispersan en su volumen y confieren a dicha matriz un armado en tres dimensiones. Ello repercute en un incremento de la tenacidad y, por ende, un mejor control de la fisuración pues, contrariamente a lo que sucede con un armado convencional, las fibras trabajan en todo el bloque traccionado.

En este sentido, la combinación de fibras y armadura convencional se presenta como una solución estructural y económicamente competitiva en el diseño de estructuras. En estas configuraciones mixtas (armado convencional y fibras), el armado convencional aporta en gran medida la capacidad resistente, sin embargo, gracias a la contribución estructural de las fibras, las cuantías de armado convencional necesarias pueden ser significativamente reducidas. Además, las fibras contribuyen, sin duda, a reducir los costes y problemas asociados de la manipulación de ferralla (traslado, doblado, soldaduras, colocación de separadores, entre otros), economizando tiempo y reduciendo los accidentes laborales derivados de este tipo de montajes.

3.1.1. Razón de ser y objetivos

En los últimos años se han realizado numerosas investigaciones en la línea de sustituir total o parcialmente el armado tradicional del hormigón por fibras de acero (Chiaia *et al.*, 2009b y Haktanir 2007). Sin embargo, existe un gran desconocimiento e incertidumbre sobre el comportamiento a flexión de elementos tipo viga reforzados con armadura convencional y macro-fibras plásticas estructurales, de las que no existe actualmente investigación al respecto: ¿colaboran estructuralmente las fibras plásticas estructurales? ¿qué papel juegan las fibras plásticas en la fisuración de este tipo de elementos? ¿puede emplearse la base normativa del HRFA para los elementos de HRFP con armadura mixta? ¿reflejan de forma fidedigna el comportamiento fenomenológico del material los diferentes modelos propuestos en códigos y normativas? Dar una respuesta a estas preguntas es primordial para proporcionar un mayor margen de confianza al proyectista para utilizar esta solución en el diseño estructural de diferentes aplicaciones. Por ello, este capítulo persigue como objetivos:

- Presentar los resultados de una campaña experimental sobre elementos tipo viga de hormigón reforzados con diversas combinaciones de armadura mixta (variando volumen y tipo de fibras plásticas).
- Analizar la viabilidad de soluciones con armadura mixta tanto a nivel servicio (aspectos relativos a la fisuración) como rotura (aspectos resistentes).
- Realizar una revisión de las principales directrices y recomendaciones normativas (DBV, RILEM, CNR-DT 204, EHE y MC) para la definición de las ecuaciones constitutivas que actualmente se emplean para caracterizar el HRF.
- Evaluar qué modelos de los propuestos en las distintas normativas ajustan mejor los resultados experimentales, analizando la idoneidad de los mismos para cada caso de estudio.

Parte de los trabajos realizados para la consecución de dichos objetivos ha sido publicada en dos artículos de revistas indexadas: “*Cracking behavior of FRC slabs with traditional reinforcement*” en *Materials and Structures* (Pujadas *et al.*, 2012) y “*Application of constitutive models in European codes to RC-FRC*” en *Construction and Building Materials* (Blanco *et al.*, 2013).

3.1.2. Organización del capítulo

Inicialmente, en el *apartado 3.2* se describe de forma detallada la campaña experimental realizada. A continuación, se aborda el análisis de los resultados obtenidos en el *apartado 3.3*. Los resultados se organizan presentando primero el estudio del número y separación entre fisuras y posteriormente ancho de fisuras y flecha. Finalmente, en el *apartado 3.4* se realiza un completo análisis de las ecuaciones constitutivas propuestas por los principales modelos normativos a nivel europeo contrastando los resultados de la campaña experimental con los resultados numéricos que con las diferentes ecuaciones constitutivas se obtienen.

3.2. CAMPAÑA EXPERIMENTAL

En la literatura existen numerosas referencias a campañas experimentales de elementos de HRF a nivel probeta o espécimen (Bencardino, 2008, Barros 2005, Naaman 2000, Bischoff 2003). Sin embargo, los resultados sobre la respuesta de elementos de HRF a escala real son menos habituales (Haktanir 2007, Sorelli *et al.*, 2006, Figueiredo *et al.*, 2012) así como los de elementos con armadura mixta (Tan *et al.*, 1995; Vandewalle 2000 y Gribniak *et al.*, 2012). En este sentido, la combinación de fibras con armadura tradicional es una solución de diseño que puede dar lugar a estructuras más durables y económicas (Chiaia *et al.*, 2009b).

3.2.1. Elementos a ensayar

En la campaña experimental se ensayaron vigas de 3 m de longitud, 1 m de ancho y 0,20 m de canto. Salvo el caso de dos elementos de control armados únicamente con armadura convencional, las vigas presentaban una armadura mixta con fibras plásticas y armadura convencional. El armado convencional constaba de 7 barras de diámetro 16 mm en sentido longitudinal y de barras de diámetro 8 mm cada 20 cm en sentido transversal tal y como se muestra en la *Figura 3.1*. El recubrimiento nominal de hormigón en el armado longitudinal era de 35 mm y en el armado transversal de 50 mm.

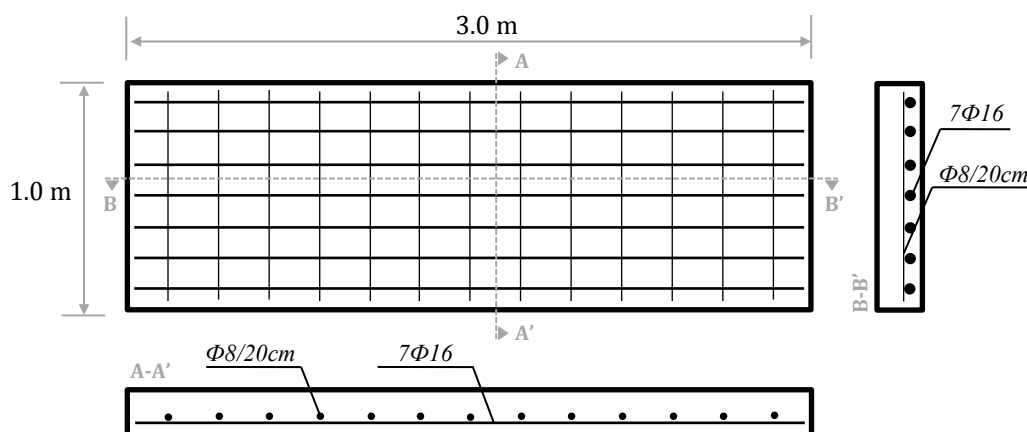


Figura 3.1 – Armado convencional de las vigas ensayadas

3.2.2. Materiales y dosificaciones

De cara a evaluar la influencia de las fibras en la respuesta estructural, se han hormigonado vigas con cuatro tipos de HRF variando el tipo y contenido de fibra de polipropileno. Además, se han producido vigas con un hormigón convencional sin fibras considerado como patrón³. En el hormigón se ha empleado una relación agua/cemento de 0,55; 300 kg/m³ de cemento, un tamaño máximo de árido de 16 mm y un contenido de superplastificante de 1,5%. La consistencia de la mezcla es blanda (S4) según el Eurocódigo 2.

³ A pesar de que las fibras disminuyen la trabajabilidad del hormigón, en este caso no se ha considerado necesario modificar la dosificación de los elementos patrón respecto a la de los HRF dada la docilidad mostrada por ambos materiales.

En la campaña experimental se han usado dos contenidos de fibras: 0,25% del volumen (que corresponden a $2,28 \text{ kg/m}^3$ de fibras de polipropileno) y 0,50% del volumen ($4,55 \text{ kg/m}^3$). Los principales parámetros físicos que caracterizan a las fibras plásticas son: su módulo elástico (E_f), su forma, su longitud (l_f) y su diámetro equivalente (d_f). El cociente entre estos dos últimos constituye un parámetro conocido como esbeltez o relación de aspecto (l_f/d_f); juega un papel preponderante manteniendo una relación directa con la mejora de las propiedades del hormigón.

Los valores de esbeltez habituales oscilan entre 30 y 150, aunque no es aconsejable pasar de un valor de 100, debido a los problemas que ello conlleva. La longitud de la fibra (l_f) se recomienda sea, como mínimo, 2 veces el tamaño del árido mayor. Es usual el empleo de longitudes de 2,5 a 3 veces el tamaño máximo de árido. Además, el diámetro de la tubería de bombeo exige que la longitud de la fibra sea inferior a 2/3 del diámetro del tubo. Sin embargo, la longitud de la fibra debe ser suficiente para dar una adherencia necesaria a la matriz y evitar arrancamientos con demasiada facilidad.

Así, considerando lo anteriormente mencionado, se han empleado dos tipos de fibras de polipropileno (PF1 y PF2) cuyas características se presentan en la *Tabla 3.1*.

Tabla 3.1 – Características de las fibras

Características	Macro-fibras	
	PF1	PF2
Longitud (mm)	55	40
Diámetro equivalente (mm)	0,80	0,44
Esbeltez	70	90
Resistencia a tracción (MPa)	300	620
Módulo elástico (GPa)	3,0	9,5

De aquí en adelante se denominará RC a los elementos con armado convencional sin fibras, mientras que PF1 y PF2 acompañados de la dosificación en volumen (0,25% o 0,50%) se refieren a los elementos con armadura mixta según el tipo y cuantía de fibra empleada. Así mismo, se designará con las letras A y B a cada uno de los dos elementos de cada serie ensayados.

3.2.3. Caracterización en estado endurecido

Los ensayos propuestos para la caracterización mecánica de las 5 series en estado endurecido son los siguientes:

- Rotura a compresión simple en probeta cúbica de $15 \times 15 \text{ cm}$ a la edad de 28 días según según UNE 83507 (2004).
- Rotura a flexotracción de probetas prismáticas de $15 \times 15 \times 60 \text{ cm}$ a la edad de 28 días según EN 14651(2005).

La adición de fibras al hormigón no influye de forma significativa en la resistencia a compresión del hormigón pero sí modifica el comportamiento postfisuración, dotando al material de una mayor ductilidad. En la *Tabla 3.2* se presentan los valores medios de la

resistencia a compresión (f_{cm}), junto con los valores de la desviación estándar y el coeficiente de variación para todas las series ensayadas.

Tabla 3.2 – Caracterización a compresión (f_{cm}) a los 28 días

Resistencia a compresión en probeta cúbica a los 28 días (MPa)			
Tipo de elemento	Valor medio (MPa)	Desviación estándar (MPa)	Coficiente de variación (%)
RC	22,0	1,22	5,57
PF 1_0,25%	29,3	1,55	5,27
PF 1_0,50%	32,0	1,25	3,88
PF 2_0,25%	30,0	1,43	4,81
PF 2_0,50%	26,0	0,85	3,29

Los valores de la Tabla 3.2 muestran un significativo aumento de la resistencia a compresión de entre 4 y 10 MPa. Otros estudios (Bencardino, 2008) han recogido también este aumento de resistencia a compresión en probetas cúbicas con dosificaciones de fibras de hasta un 1% en volumen, mientras que recogen apenas un aumento marginal para las probetas cilíndricas. Un mayor detalle sobre el efecto de la forma y la adición de fibras en la resistencia a compresión del hormigón puede encontrarse en (Mansur *et al.*, 1999; Campione y Mindess, 2003 y Campione y La Mendola, 2004).

Así mismo, la Tabla 3.2 evidencia que los resultados para las fibras PF2 presentan una resistencia pico a compresión 4 MPa menor al doblar la dosificación de estudio (de 30,0 MPa a 26,0 MPa). Este descenso en la resistencia a compresión en elementos con dosificaciones elevadas se ha observado también en otros estudios (Bencardino, 2008). Este fenómeno se explica por la influencia que tiene la adición de cuantías elevadas de fibras en la porosidad de la matriz. Las fibras, actuando como áridos de bajo coeficiente de forma, pueden favorecer la formación de un volumen mayor de poros en el esqueleto granular (Markovic, 2006), en especial las fibras de mayor esbeltez como en el caso de las fibras PF2, cuya esbeltez es superior a las fibras PF1 (ver Tabla 3.1), en las que no se ha detectado tal comportamiento. A pesar de las diferencias comentadas, los datos de desviación estándar y coeficiente de variación presentados indican una adecuada dosificación de todas las series realizadas. La Figura 3.2 muestra los resultados de ensayos a flexotracción (EN 14651) sobre probeta prismática para las dosificaciones de 0,25% (Figura 3.2a) y 0,50% (Figura 3.2b) así como para el hormigón sin fibras. En ellas se muestran las resistencias residuales frente al CMOD.

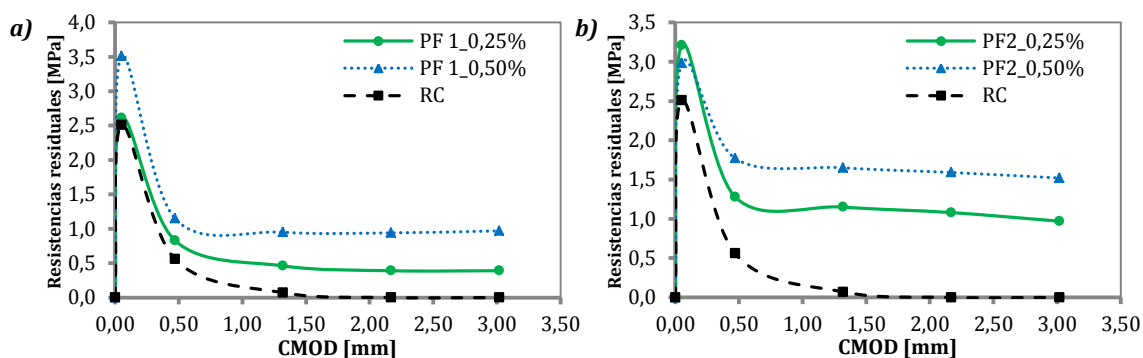


Figura 3.2 – Resistencias residuales para las fibras a) PF1 y b) PF2

En la fase previa a la fisuración, el comportamiento de los HRFP se asimila al del hormigón convencional y se considera elástico y lineal. Cuando se produce la fisuración del hormigón las tensiones son transmitidas a las fibras, que inician su actividad de refuerzo por medio de mecanismos de adherencia y compatibilidad de deformaciones hasta una tensión máxima, de esta manera el HRFP es capaz de resistir incrementos de carga incluso fisurada la zona de tracción. Nótese como las macro-fibras utilizadas en esta investigación resultan más activas en el “cosido” de las fisuras cuando las fisuras son más grandes, proporcionando una respuesta postfisuración estable, con resistencias residuales prácticamente constantes. Un mayor detalle de estos valores puede encontrarse en la *Tabla 3.3*, en la que se presentan los valores medios a los 28 días del límite de proporcionalidad (f_L) y de las resistencias residuales a flexotracción especificadas en la norma EN 14651 (2005) ($f_{R,1}$; $f_{R,2}$; $f_{R,3}$; $f_{R,4}$).

Tabla 3.3 – Resistencias residuales

Contenido de fibra		0,25%					0,50%				
		f_L	$f_{R,1}$	$f_{R,2}$	$f_{R,3}$	$f_{R,4}$	f_L	$f_{R,1}$	$f_{R,2}$	$f_{R,3}$	$f_{R,4}$
PF1	Valor medio (MPa)	2,61	0,83	0,46	0,39	0,39	3,51	1,15	0,95	0,94	0,97
	Desv. Est. (MPa)	0,19	0,18	0,10	0,10	0,08	0,22	0,27	0,25	0,27	0,29
	CV (%)	7,36	21,47	20,86	25,22	20,74	6,13	23,32	25,73	28,15	30,47
PF2	Valor medio (MPa)	3,21	1,28	1,15	1,08	0,97	2,98	1,77	1,65	1,59	1,52
	Desv. Est. (MPa)	0,21	0,06	0,12	0,12	0,04	0,32	0,40	0,41	0,38	0,36
	CV (%)	6,42	4,86	10,22	10,67	4,63	10,59	22,81	24,94	23,77	23,56

Los elementos PF2 presentan unas resistencias residuales asociadas a un CMOD de 3,5 mm superiores a las de los elementos PF1 en un 146% para el contenido de 0,25% (*Figura 3.2a*) y de un 56% para el contenido de 0,50% (*Figura 3.2b*). Estos datos indican que las diferencias entre PF1 y PF2 en términos de carga residual parecen reducirse para contenidos más elevados de fibras. Así mismo, la contribución de las fibras se estabiliza, en todos los casos, a partir de un CMOD de 1,5 mm, y las resistencias residuales $f_{R,2}$; $f_{R,3}$; $f_{R,4}$ permanecen prácticamente constantes.

Cabe señalar que los ensayos a flexotracción presentan una alta dispersión, normalmente por encima del 20% (Parmentier *et al.*, 2008 y Molins *et al.*, 2009). Además, de acuerdo con (Vandewalle, 2006) la utilización de macrofibras (como en este caso) proporciona una dispersión mucho mayor en los resultados que si se hubieran utilizado microfibras. En este sentido, el uso de barras de refuerzo conduce a una severa reducción de la dispersión asociada a la respuesta mecánica de las vigas ensayadas.

3.2.4. Proceso de fabricación

Las vigas han sido fabricadas por la empresa Bekaert en sus instalaciones localizadas en la ciudad Zwevegem, Bélgica. Posteriormente, han sido transportadas a Barcelona para ser ensayadas en el *Laboratorio de Tecnología de Estructuras Luis Agulló de la UPC*. Para el hormigonado de las vigas, se realizaron varios encofrados fenólicos que cumplieran las dimensiones definidas para las vigas. Sobre los encofrados se dispuso, de acuerdo con el esquema de la *Figura 3.1* la armadura convencional usando separadores de plástico con cuatro pinzas de fijación para asegurar el recubrimiento establecido para la barra corrugada (ver *Figura 3.3a*). Preparados los encofrados de las vigas y los moldes de

las probetas, se llevó a cabo la producción del hormigón. Las fibras se añadieron al camión-hormigonera y se mantuvo girando la cuba a máxima velocidad durante 5 minutos tal y como recomiendan los fabricantes de las fibras escogidas para realizar los ensayos. Seguidamente, el hormigón se colocó por gravedad con los sistemas tradicionales, tal y como muestra la *Figura 3.3b*. El volumen de hormigón en el camión-hormigonera era de $1,5\text{ m}^3$ aproximadamente, lo que permitió producir las dos vigas de idéntica dosificación con la misma amasada.

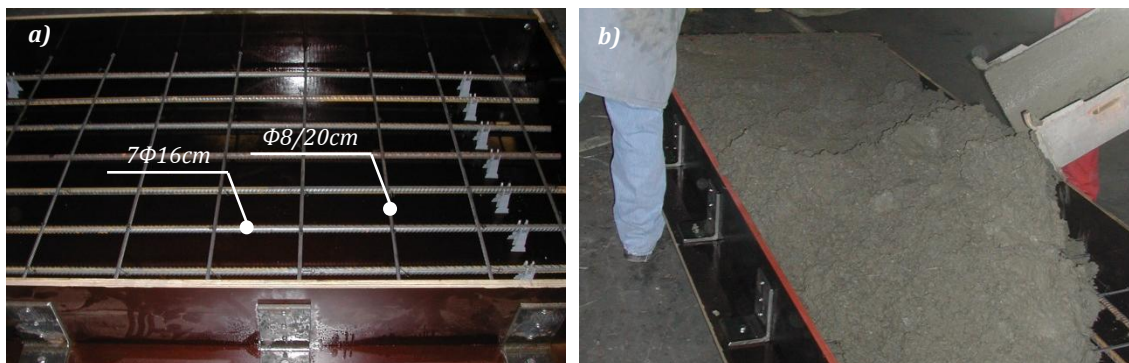


Figura 3.3 – a) Armado convencional y b) hormigonado de las vigas ensayadas

Tras proceder a un regleado manual para alisar la superficie superior de la viga y un vibrado externo de los moldes (*Figura 3.4a*), el hormigón presentaba la apariencia reflejada en la *Figura 3.4b*. Llenados los moldes y las probetas para la caracterización en estado endurecido, se procedió a la colocación de unos anclajes para facilitar su transporte mediante el puente grúa y finalmente llevarla a la zona de curado. Pasado el tiempo de curado, se desmoldaron las vigas para finalmente acopiarlas hasta ser transportadas al laboratorio de la UPC en Barcelona por medio de un camión-tráiler debidamente protegidas y empaquetadas. Una vez en Barcelona, las vigas se descargaban y se acopiaban en grupos de tres vigas, en el interior del laboratorio.

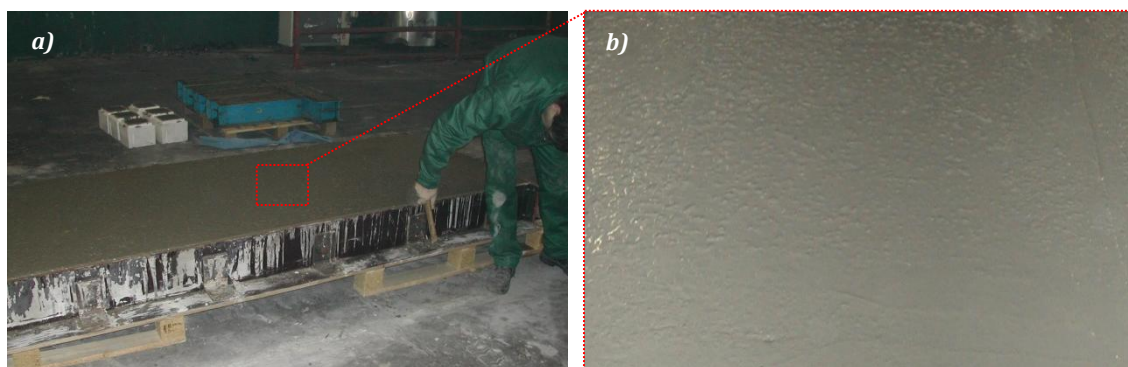


Figura 3.4 – a) Vibrado exterior de los moldes y b) acabado del HRF

3.2.5. Configuración del ensayo

Los ensayos, llevados a cabo en el *Laboratorio de Tecnología de Estructuras Luis Agulló* de la UPC, se han realizado planteando una configuración isostática similar a un ensayo de 4 puntos. Dicha configuración se esquematiza en la *Figura 3.5*.

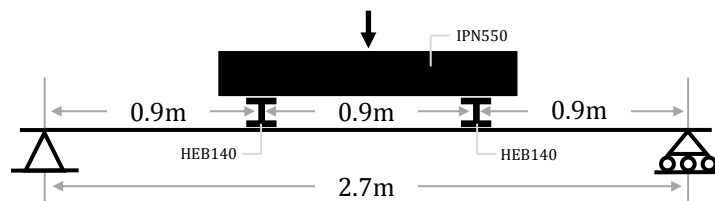


Figura 3.5 – Configuración del ensayo y dimensiones

Las vigas de hormigón objeto de ensayo se cargan por medio de un perfil metálico tipo IPN 550 (ver Figura 3.6) conectado con un servo-actuador pseudo-dinámico MTS de 1000 kN a compresión y 500 mm de recorrido de pistón (ver Figura 3.6a) acoplado en un extremo a un pórtico de carga mediante una rótula tridimensional. La carga transmitida por dicho perfil se transfiere a otros dos perfiles metálicos HEB 140 situados transversalmente a lo largo de todo el ancho de las vigas para asegurar una línea de carga continua en el ancho del elemento. Entre las dos vigas HEB140 y la parte superior de la viga de hormigón, se coloca un neopreno de 50 mm de espesor para garantizar el contacto en la superficie de carga.

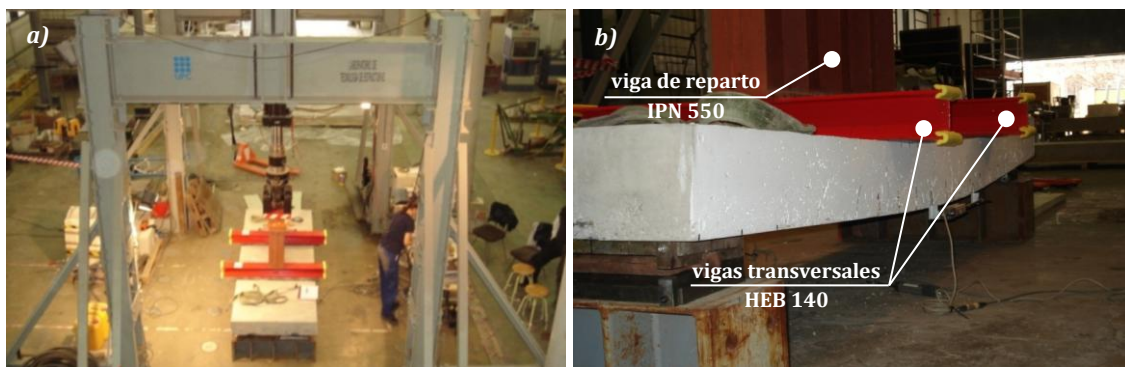


Figura 3.6 – Vista (a) cenital y (b) lateral de la configuración general del ensayo

Se han utilizado dos apoyos tipo rótula ubicados uno en cada extremo de la viga. El primero de ellos tiene todos los desplazamientos bloqueados mientras que el segundo tiene el desplazamiento en la dirección longitudinal de la losa liberado a fin de tener una situación isostática. Cada uno de ellos se ha materializado mediante un cilindro macizo de 80 mm de diámetro situado entre dos placas metálicas que disponen de unos tope que permiten impedir o liberar el movimiento de dicho cilindro.

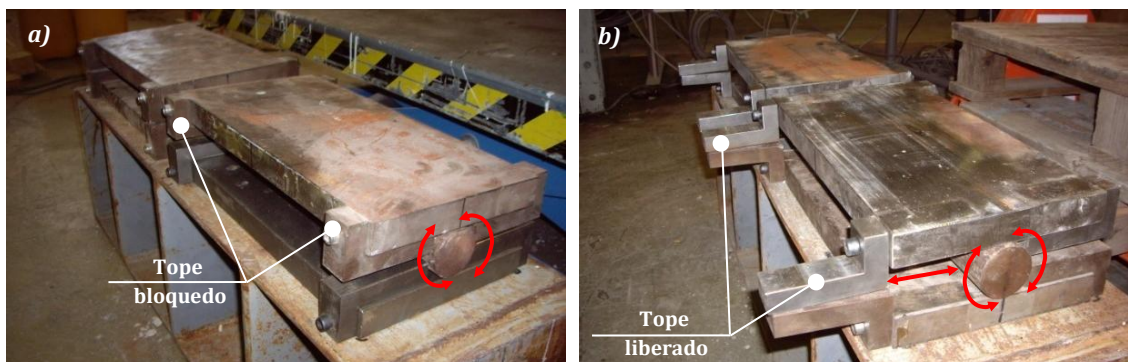


Figura 3.7 – Configuración de los apoyos a) apoyo no liberado; b) apoyo liberado

Durante la realización del ensayo, el control de la aplicación de la carga se realizó por posición al tratarse de un método seguro y que permite recoger experimentalmente fenómenos plásticos y respuestas estructurales de tipo dúctil. La velocidad de ensayo fue de $0,025 \text{ mm/s}$. En una primera etapa se realizaban escalones en los que se mantenía constante la posición del servo-actuador durante 15-20 minutos a cada incremento de 20 kN aplicados. En cada escalón se marcaban las fisuras en los cantos de la losa y se medía la distancia entre los puntos fijos con el comparador. Además, se tomaban fotografías de las fisuras aparecidas en los cantos para posteriormente poder realizar los mapas de fisuras de cada canto. Una vez alcanzados los 100 kN de carga total (45% de la carga última de los elementos RC), se inició la segunda etapa del ensayo en la que la aplicación del desplazamiento se realizó de forma continuada sin escalones hasta el final del ensayo (Figura 3.8).

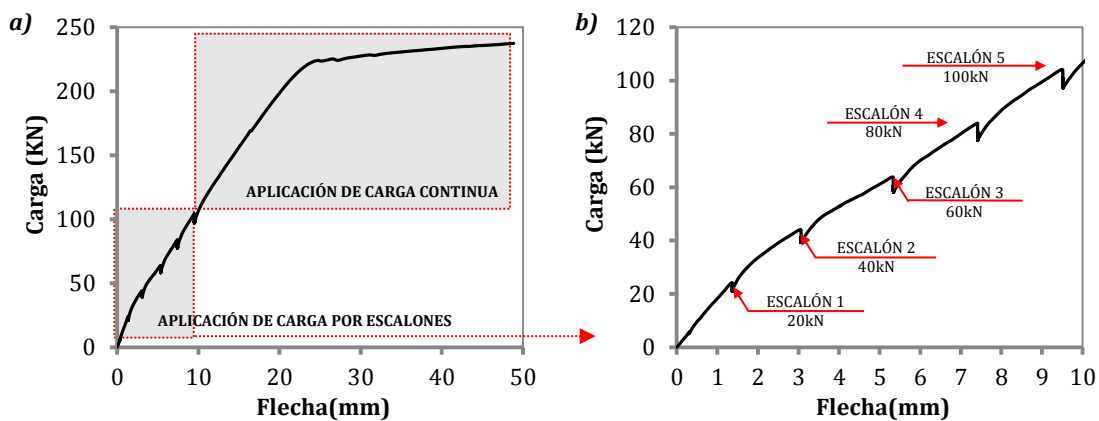


Figura 3.8 – Esquema curva carga-flecha a) general; b) detalle escalones

3.2.6. Instrumentación

La variable principal a medir durante el ensayo, además de carga y desplazamiento del pistón, fue el ancho de fisura. Para ello se dispusieron transductores magnetostrictivos de desplazamiento (*MTS Tempsonic LP Magnetostriction*) a ambos lados de la viga para medir apertura de fisura. Dichos transductores se dispusieron de forma que medían en los 45 cm centrales de la losa. Un tercer transductor se colocó en la parte inferior de la losa en la sección de centro luz con el fin de determinar la flecha (ver Figura 3.9).

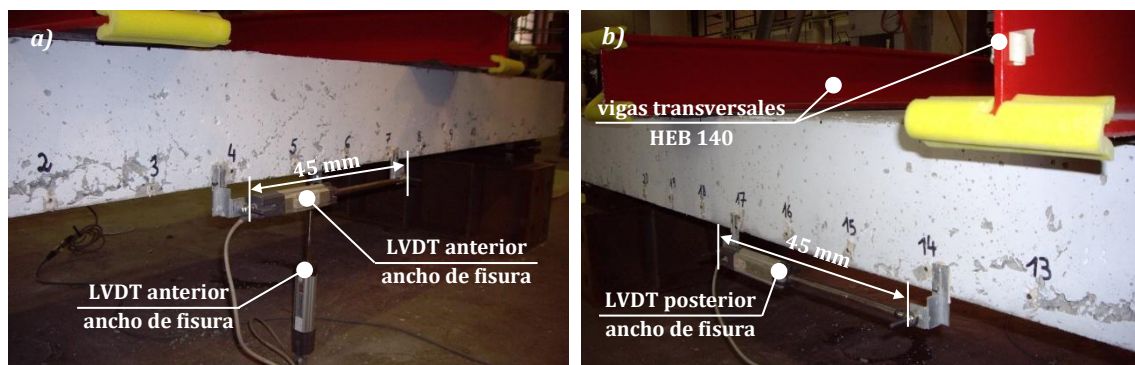


Figura 3.9 – Transductores de desplazamiento en el lado a) anterior y b) posterior de la viga

Adicionalmente, en cuatro de las vigas se procedió a medir simultáneamente la flecha en la zona superior mediante un transductor dispuesto a tal efecto. La razón principal fue que al disponer de un rango limitado era necesario retirar el transductor que medía la flecha en la zona inferior para evitar dañar el aparato.

Con el fin de obtener información adicional sobre la apertura de fisura, se colocaron 10 puntos fijos (pequeñas placas circulares con un rehundido central semiesférico donde encajar las patas de un extensómetro mecánico⁴) a cada lado de la viga, separados entre sí 15 cm (ver *Figura 3.10*). La distancia entre dichos puntos se medía con un extensómetro mecánico al inicio del ensayo y cada escalón de posición constante durante la primera etapa del ensayo. De esta manera se obtenía la distancia real entre los puntos fijos y, consecuentemente, el ancho de las fisuras fruto del proceso de carga en cada escalón.

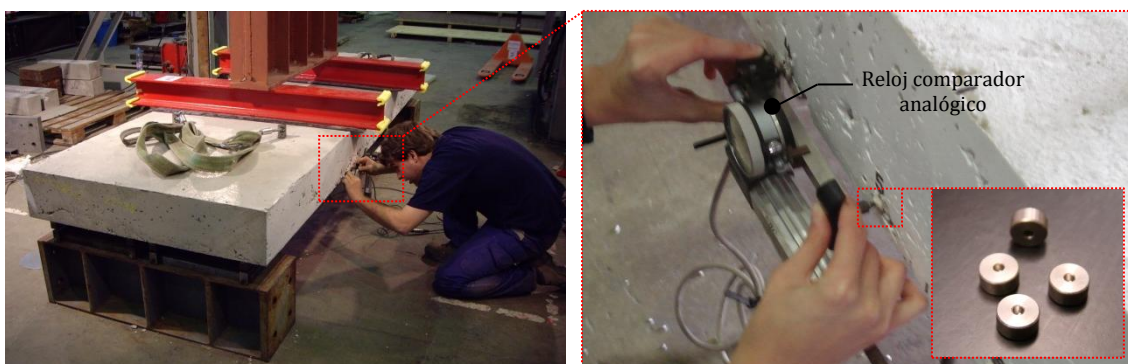


Figura 3.10 – Medición mediante extensómetro mecánico (o reloj comparador)

Con el registro de dichas medidas se han analizado parámetros referentes a la fisuración, capacidad resistente, pérdida de rigidez o tenacidad, número de fisuras, separación entre fisuras, así como distribución y ancho de fisuras.

3.2.7. Metodología de ensayo

La realización del ensayo va precedida de una serie de operaciones previas necesarias para preparar la losa que va a ser ensayada. En primer lugar se pegan los puntos fijos en los cantos de las vigas mediante un pegamento especial X60. A continuación se pintan los cantos de la losa de color blanco con el objetivo de detectar con mayor facilidad la aparición de fisuras. Una vez realizadas estas dos primeras operaciones, se procede al traslado de la losa desde la zona de acopio del laboratorio a la zona de ensayo mediante el puente grúa (*Figura 3.11a*). Es de vital importancia asegurar la correcta disposición de la losa respecto a los apoyos (*Figura 3.11b*).

Colocada la losa en la zona de ensayo, se disponen en la superficie los dos perfiles metálicos que transmitirán la carga del pistón. Seguidamente se toma la medida inicial entre los puntos fijos mediante el comparador y se instalan los transductores que miden ancho de fisura y flecha. Por último se prepara el sistema de adquisición de datos y se

⁴ Durante la campaña experimental se utilizaron 2 relojes comparadores: uno analógico y otro digital. A fin de que los resultados fueran exactos se realizó una calibración de los mismos utilizando una mesa de calibración (*anexo 1*).

dispone la viga de reparto (unida al pistón) en la posición adecuada, alineando los elementos que forman parte de la configuración de ensayo.

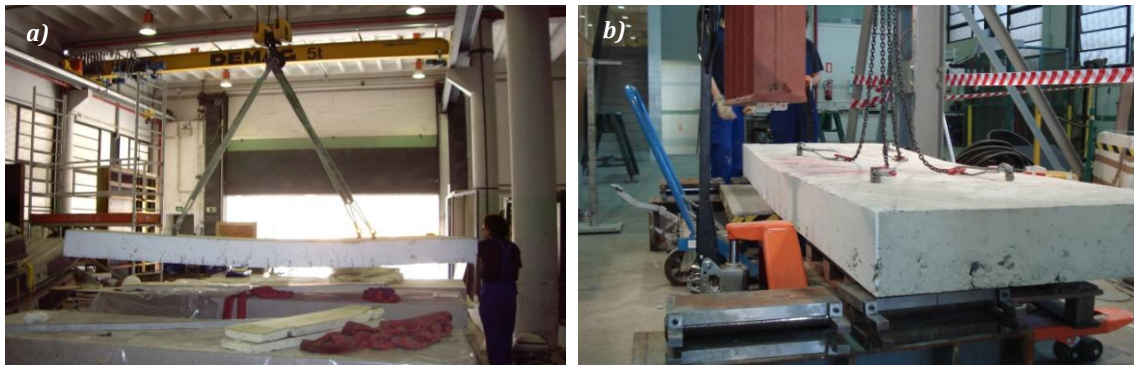


Figura 3.11 – Proceso de colocación de las vigas

3.2.8. Incidencias

De cara a explicar posibles resultados experimentales y para facilitar la futura realización de campañas experimentales similares, se considera oportuno exponer las principales incidencias, dificultades e imprevistos surgidos durante la campaña experimental.

Entre las incidencias no previstas cabe destacar un arqueamiento de las vigas con anterioridad a la realización del ensayo, concretamente PF1_0,50%_A y PF2_0,50%. Probablemente debido a una no uniformidad o irregularidad en la superficie del encofrado utilizado. Este arqueamiento condicionó notablemente la realización del ensayo, puesto que dicha reducción impedía el correcto asiento de las vigas en los apoyos (Figura 3.12a). Para evitar la aparición de esfuerzos no deseados de torsión se procedió a calzar las vigas con placas metálicas y neoprenos (Figura 3.12b). Para que los neoprenos no falsearan los datos de la flecha se calzaban siempre las esquinas de los apoyos del lado opuesto al correspondiente a la medida de la flecha.

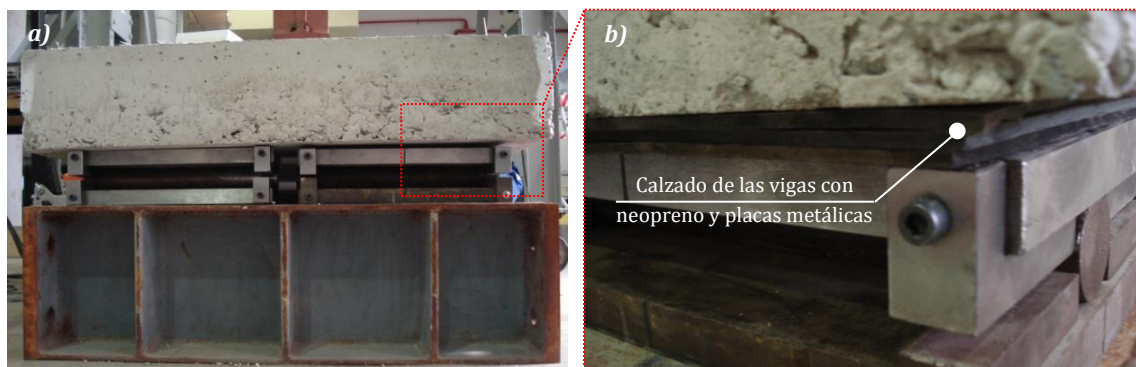


Figura 3.12 – a) Esquina derecha sin apoyar debido a la retracción diferencial; b) Solución adoptada al problema de retracción diferencial

Una segunda incidencia ha sido la interrupción del suministro de energía eléctrica durante el ensayo de la viga PF1_B_0,25, lo que hizo que el sistema descargara; ello provocó que la losa recuperara su deformación elástica. Cuando se reemprendió el ensayo

y se llegó a la carga en la que dicho incidente tuvo lugar, el ensayo continuó según lo previsto. Cabe mencionar también que el final del ensayo venía condicionado principalmente por el contacto de los apoyos. El giro, resultado de la curvatura de la viga, hace que la placa superior de los apoyos toque con la inferior, impidiendo el giro y consecuentemente generando una situación de hiperestatismo y una posible restricción de desplazamiento no deseado.

3.3. RESULTADOS

Los resultados presentados en este documento se estructuran en tres secciones. En cada sección se realiza un estudio exhaustivo de cada una de las 3 variables analizadas experimentalmente: número y separación de fisuras, ancho de fisura y flecha. El análisis de las dos últimas (ancho de fisura y flecha) se lleva a cabo teniendo en cuenta tanto el estado límite de servicio como el estado límite último, con el fin de obtener una visión global del comportamiento de los elementos.

3.3.1. Número y separación de fisuras

En un elemento con armadura convencional, una vez formada la primera fisura, el hormigón se opone al incremento de alargamientos en el acero y es capaz de absorber parte de las tracciones del acero gracias a la aparición de las tensiones de adherencia. Así, las tensiones del hormigón a ambos lados de la fisura disminuyen, anulándose en la misma y restableciéndose su valor a una cierta distancia igual a la longitud de transferencia l_t (ver Figura 3.13).

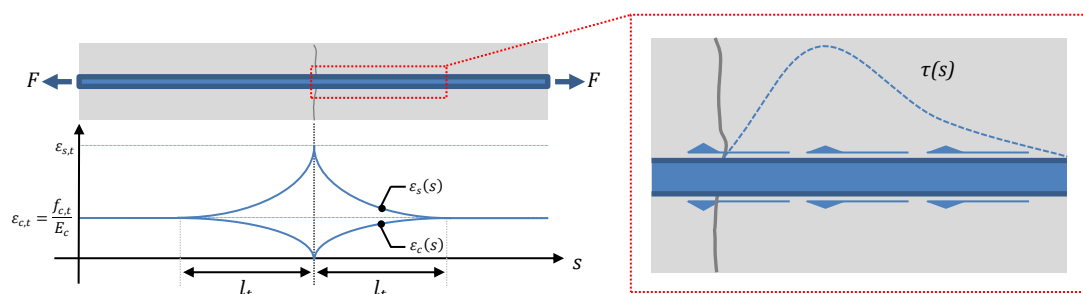


Figura 3.13 – Esquema cualitativo de las deformaciones en el hormigón y la armadura convencional para una sola fisura

La longitud de transferencia (l_t) está directamente relacionada con la separación entre fisuras estableciendo los límites de ésta (Bischoff, 2003). El intervalo de valores entre los que puede oscilar la separación de fisuras representa los dos casos límites, cuando la distancia es la estrictamente necesaria para formarse una fisura y cuando la distancia existente permite la formación de una nueva fisura.

$$s \in (l_t; 2l_t) \quad [3.1]$$

Por tanto, a una cierta distancia de la fisura, la compatibilidad de deformaciones entre hormigón ($\epsilon_{c,t}$) y acero ($\epsilon_{s,t}$) queda restablecida. Así, si se incrementa la fuerza F

exterior, es a partir de esta distancia donde volverá a alcanzarse la resistencia a tracción $f_{c,t}$ y por tanto se formará una nueva fisura. Una vez producidas dos fisuras, únicamente podrá aparecer una tercera fisura entre ambas si las tensiones de adherencia llegan a transmitir una fuerza de tracción del acero al hormigón suficiente para que la resistencia a tracción del hormigón ($f_{c,t}$) sea alcanzada (Figura 3.14a). Llegará un momento en el que la distancia entre fisuras sea tan pequeña ($\leq l_t$) que por adherencia no se llegue a $f_{c,t}$ en el hormigón; a partir de este punto no se producen más fisuras y aumentan de anchura las ya existentes, lo que se conoce como estabilización de la fisura (Figura 3.14b).

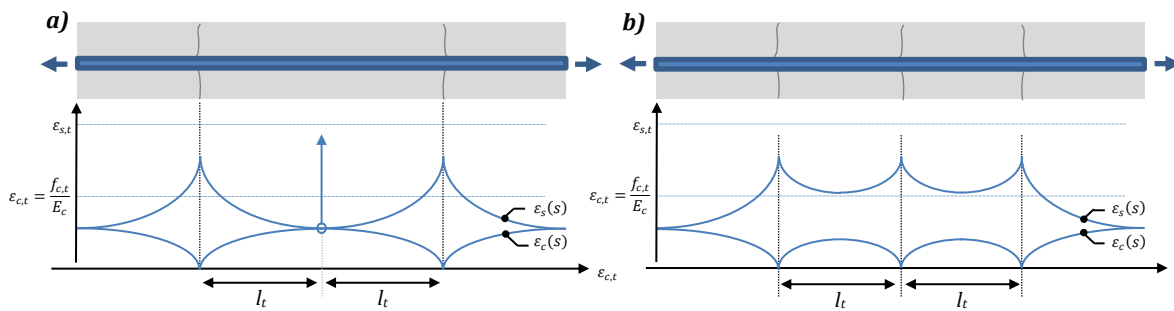


Figura 3.14 – Esquema de las deformaciones en el hormigón y la armadura convencional para a) justo antes de la aparición de una nueva fisura y b) fase final de la fisuración

La incorporación de fibras modifica el comportamiento no lineal del hormigón estructural, especialmente en tracción, impidiendo la abertura y propagación de fisuras. Una vez el hormigón ha fisurado, la aportación a tracción debido al efecto puente (*bridging effect*) de las fibras aumenta la resistencia residual del material compuesto. Consecuentemente, y gracias a los mecanismos de pérdida de adherencia (*debonding*) y arrancamiento (*pull-out*) de las macro-fibras plásticas estructurales se mejora la adherencia entre la armadura pasiva y el hormigón (Mindess, 1995; Bischoff, 2003). Como consecuencia de este hecho, se reduce la longitud de transferencia ($l_{t,f} < l_t$) y por ende, la separación media entre fisuras, lo que favorece la aparición de un mayor número de fisuras en detrimento del aumento de las ya existentes (ver Figura 3.15).

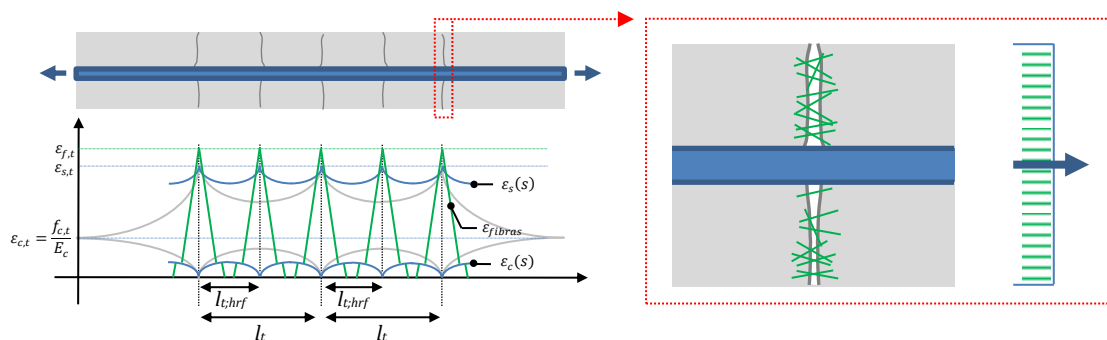


Figura 3.15 – Esquema de las deformaciones en el hormigón, armadura convencional y fibras para fase final de la fisuración del HRF

En la Tabla 3.4 se presentan los valores medios de número y separación entre fisuras para las vigas con y sin fibras ensayados (dichas medias se han realizado sobre ambos lados de la losa). Con el fin de estudiar de forma rigurosa la separación entre fisuras, se definen tres zonas de análisis de acuerdo con lo definido en el esquema de la

Figura 3.16 (la razón es que cerca de los apoyos la distancia entre fisuras aumenta, desvirtuando la media de los valores analizados.).

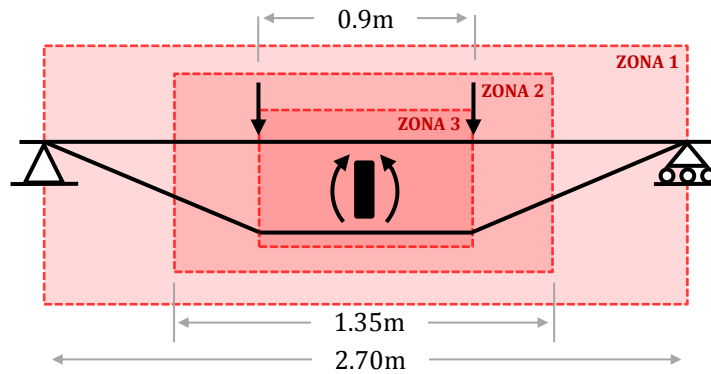


Figura 3.16 – Área de estudio de la separación entre fisuras

Así, la zona 1 abarca la totalidad de la viga, la zona 2 corresponde a la zona intermedia en la que se dispone de medidas manuales de ancho de fisura con extensómetro mecánico y finalmente la zona 3 corresponde a la zona de momento constante ubicada entre los puntos de aplicación de carga (ver diagrama de momentos de la Figura 3.16).

Tabla 3.4 – Análisis del número y la separación medida entre fisuras (zonas 1, 2 y 3)

	ZONA 3				ZONA 2				ZONA 1			
	<i>n</i> (*)	<i>S_{r,m}</i> [cm]	<i>n</i> (*)	<i>S_{r,m}</i> [cm]	<i>n</i> (*)	<i>S_{r,m}</i> [cm]	<i>n</i> (*)	<i>S_{r,m}</i> [cm]	<i>n</i> (*)	<i>S_{r,m}</i> [cm]	<i>n</i> (*)	<i>S_{r,m}</i> [cm]
Hormigón sin fibras												
RC_A	5,00	5,25	19,63	18,76	7,00	7,25	19,75	19,08	10,50	10,25	19,85	19,54
RC_B	5,50		17,89		7,50		18,41		10,00		19,23	
HRF con 0,25% en volumen de fibras												
PF1_0,25%_A	6,50	6,00	14,38	15,50	10,00	9,75	13,47	14,02	13,50	13,25	14,65	15,00
PF1_0,25%_B	5,50		16,62		9,50		14,57		13,00		15,34	
PF2_0,25%_A	5,00	5,00	19,25	19,25	7,00	7,25	18,99	18,65	10,00	10,75	18,99	18,87
PF2_0,25%_B	5,00		19,25		7,50		18,31		11,50		18,75	
HRF con 0,50% en volumen de fibras												
PF1_0,50%_A	6,50	6,00	17,33	16,65	8,50	8,25	17,05	16,37	11,50	11,75	17,16	17,21
PF1_0,50%_B	5,50		15,97		8,00		15,69		12,00		17,26	
PF2_0,50%_A	6,00	5,75	15,80	14,95	8,00	8,25	16,60	16,14	12,00	12,25	17,88	17,24
PF2_0,50%_B	5,50		14,10		8,50		15,68		12,50		16,60	

(*) Valor medio sin sentido físico

De los valores de la Tabla 3.4 podemos concluir que la adición de fibras ha contribuido a aumentar el número de fisuras y reducir la separación entre éstas respecto a los elementos RC (sin fibras). Para las fibras PF2, al doblar la cuantía de fibras, disminuye la separación entre fisuras (tal y como era de esperar) lo que se traduce en un mayor número de fisuras. Sin embargo, este comportamiento no se repite para los elementos viga con fibras PF1, en los que el aumento de la cuantía de fibras no supone una reducción de la separación entre fisuras (aun siendo ésta inferior a la de las vigas sin fibras). A pesar de la completa y valiosa información presentada en la Tabla 3.4 es difícil obtener conclusiones a partir de valores medios, por lo que en las gráficas de la Figura 3.17 se presenta la

distribución de las fisuras para los elementos RC y vigas con fibras PF1 y PF2. En el eje abscisas se representan los intervalos de separación entre fisuras (intervalos de 3 cm) y en el eje de ordenadas la frecuencia o número de separaciones de fisuras comprendidas en dicho intervalo para los dos elementos de cada tipo (y sus respectivos dos lados laterales).

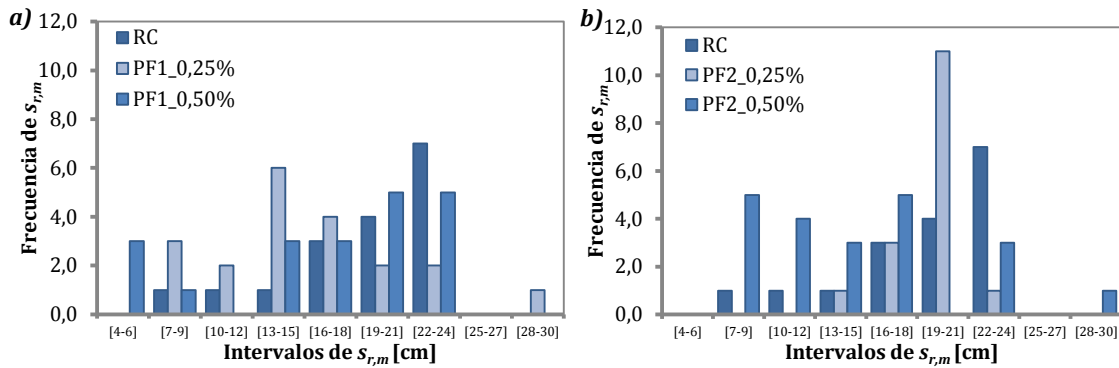


Figura 3.17 – Distribución de la separación entre fisuras en la zona 3 para a) PF1 y b) PF2

Puede observarse cómo el mayor número de fisuras en las vigas RC se concentra en los intervalos de separación entre fisuras más grandes, concretamente en el intervalo de 22 a 24 cm. Con la adición de fibras PF1, la distribución de las fisuras es mucho más dispersa, las separaciones entre fisuras registradas abarcan un rango mucho mayor y se alcanzan valores incluso de separaciones entre 4 y 6 cm. Las fibras PF2 para la dosificación de 0,50% en volumen concentran mayoritariamente la separación de fisuras en los intervalos de 7 a 18 cm. En este sentido, resulta muy interesante completar la información sobre el número y separación entre fisuras, con la distribución y forma de las fisuras en las vigas ensayadas, para lo que en el conjunto de esquemas de la Figura 3.18 se presentan sus respectivos mapas de fisuras.

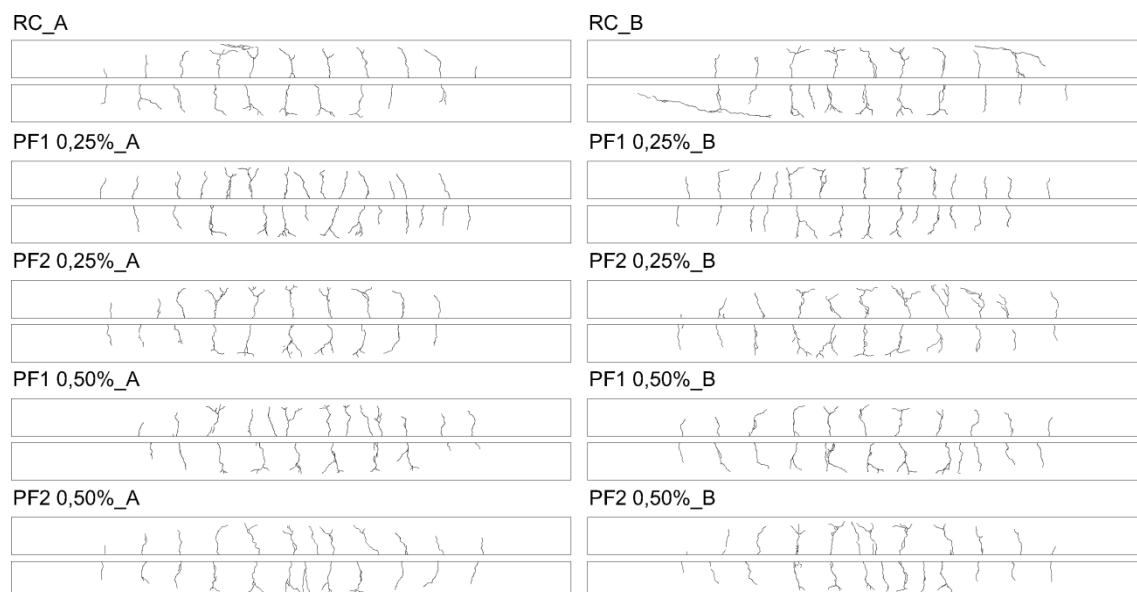


Figura 3.18 – Patrón o mapa de fisuración de los elementos ensayados

Las fisuras debidas a flexión se inician en la fibra inferior, progresan en vertical hacia la fibra neutra y se incurvan al final, buscando el punto de aplicación y deteniéndose al alcanzar la cabeza de compresión. En este sentido, se observaron fisuras menos profundas (más cortas) en el caso de los elementos reforzados con fibras, lo que evidencia una posición más baja del eje neutro y una mayor cabeza de compresión. Este hecho, sancionado en la práctica, concuerda con los resultados presentados por Tan *et al.* (1995). Cabe destacar la aparición de una fisura por cortante en la viga RC_B (viga sin fibras). Este hecho aislado no se pudo observar en ningún otro elemento ensayado.

Así mismo, la clara ramificación y fragmentación de las fisuras, en la medida que aumenta la cuantía de fibras, conlleva una mejora sustancial de la durabilidad del hormigón, pues se aumenta la resistencia a la penetración del frente de carbonatación, dificulta la entrada de los iones cloruro, de la humedad y del oxígeno, y aumenta consecuentemente la vida útil de las estructuras.

Cabe destacar que en las vigas sin fibras la separación entre fisuras viene claramente gobernada por la armadura transversal (barras de diámetro 8mm cada 20cm) tal y como se aprecia en la *Figura 3.18*. Estos resultados ponen de manifiesto que las armaduras transversales favorezcan el inicio o la propagación de las mismas como consecuencia de la reducción del área de hormigón que se produce en dichas secciones, un hecho sancionado además por la práctica (Fernández, 2003; Lee *et al.* 1989). Por consiguiente las fisuras tienden a alinearse con dicha armadura.

Estimación de la separación media entre fisuras propuesta en normativas

La predicción del patrón de fisuración, en términos de separación entre fisuras ($s_{r.m}$), es un punto fundamental para la predicción del ancho de fisura y de la cuantía óptima de refuerzo convencional necesaria para cumplir con los estados límite de servicio. Existen diferentes modelos físicos (Tan *et al.*, 1995; Padmarajaiah y Ramaswamy, 2001 y Dupont, 2003) que calculan la separación entre fisuras planteando el equilibrio seccional, sin embargo estos modelos son complejos y poco prácticos para el diseño estructural. Alternativamente existen diferentes modelos semi-empíricos propuestos en normativas y artículos para determinar $s_{r.m}$ (para un mayor detalle véase Fernandez Ruiz, 2003), la mayoría de los cuales toman como partida el modelo de Ferry-Borges *et al.* (1967). Este mismo planteamiento conduce a expresiones como la *Ec. 3.2* para determinar $s_{r.m;fibras}$ en elementos con armadura convencional y fibras (Chiaia *et al.*, 2007):

$$s_{r.m;fibras} = \left(k_3 + k_1 k_2 k_4 \frac{\emptyset}{\rho} \right) \frac{k_3}{l_f / d_r} \quad [3.2]$$

Como resultado de las campañas experimentales en elementos tipo viga de Tan *et al.* (1995) y Vandewalle (2000), las normativas RILEM, CNR-DT 204 basan la predicción de la separación entre fisuras en elementos tipo viga con armadura mixta de acuerdo con la predicción de Vandewalle (2000), *Ec. 3.3*:

$$s_{r.m;fibras} = \left(50 + 0,25 k_1 k_2 \frac{\emptyset}{\rho} \right) \frac{k_3}{l_f / d_r} \quad [3.3]$$

La *Tabla 3.5* muestra los valores medios de separación entre fisuras de los elementos ensayados. Junto con el valor predicho con la formulación propuesta por RILEM y CNR-DT 204 para los elementos reforzados con fibras y armadura convencional.

Tabla 3.5 – Separación medida entre fisuras (zonas 1, 2 y 3) y valor calculado por RILEM

elemento	$S_{r.m;ZONA\ 3}$ [mm]	$S_{r.m;ZONA\ 2}$ [mm]	$S_{r.m;ZONA\ 1}$ [mm]	$S_{r.m;RILEM}$ [mm]
RC	18,76	19,08	19,54	17,2
PF 1_0.25%	15,50	14,02	15,00	12,5
PF 1_0.50%	16,65	16,37	18,87	
PF 2_0.25%	19,25	18,65	17,21	9,5
PF 2_0.50%	14,95	16,14	17,24	

Las predicciones obtenidas a partir de la *Ec. 3.3* únicamente consideran la geometría de la fibra. Así, se obtiene un valor de 12,5 mm para las fibras PF1 y 9,5 mm para las fibras PF2. Estos valores subestiman claramente las separaciones medidas experimentalmente. El ajuste propuesto por Vandewalle (2000) es empírico, lo limita claramente la aplicación de dicha formulación a los tipos de fibras y dosificaciones utilizados en el programa experimental propuesto por el autor (fibras de acero).

Así, como demuestran los valores de la *Tabla 3.5*, otros factores tales como el tipo de material y cuantía de fibras añadidas a la matriz de hormigón deberían considerarse en la predicción de la separación entre fisuras.

3.3.2. Ancho de fisura

Tal y como se ha mencionado anteriormente, se ha registrado la apertura de fisura de las vigas mediante transductores de desplazamiento. En cada caso se ha dividido el desplazamiento obtenido por el número de fisuras que el transductor abarca (fisuras comprendidas en los 45 cm centrales de la losa), obtenido finalmente un único valor medio de ancho de fisura ficticio en centro de vano para cada tipo y cuantía de fibra.

Con objeto de mostrar el comportamiento en servicio y rotura de los elementos viga, en las curvas de la *Figura 3.19* se presentan las curvas que relacionan el ancho de fisura medio y la carga aplicada para cada tipo y contenido de fibras. Los valores de dichas curvas corresponden a la media del ancho de fisura medido en ambos lados de la losa. En el conjunto de gráficas se han eliminado los escalones en los que se mantuvo la posición del pistón constante para facilitar la lectura e interpretación de los resultados.

En las *Figura 3.19a y c* (cuantía de fibras de 0,25% en volumen) se observa cómo los elementos con fibras de polipropileno, tanto PF1 como PF2, muestran un comportamiento muy parecido a los elementos RC. No obstante, al añadir una dosificación el doble que la anterior el comportamiento es significativamente distinto. En la *Figura 3.19e y g* los elementos PF1 y PF2 muestran una mejora en la respuesta frente a la fisuración⁵.

⁵ El estudio de la fisuración en servicio se completa con el *anejo 1*, presentando los resultados obtenidos mediante la medición de anchos de fisura con el reloj comparador

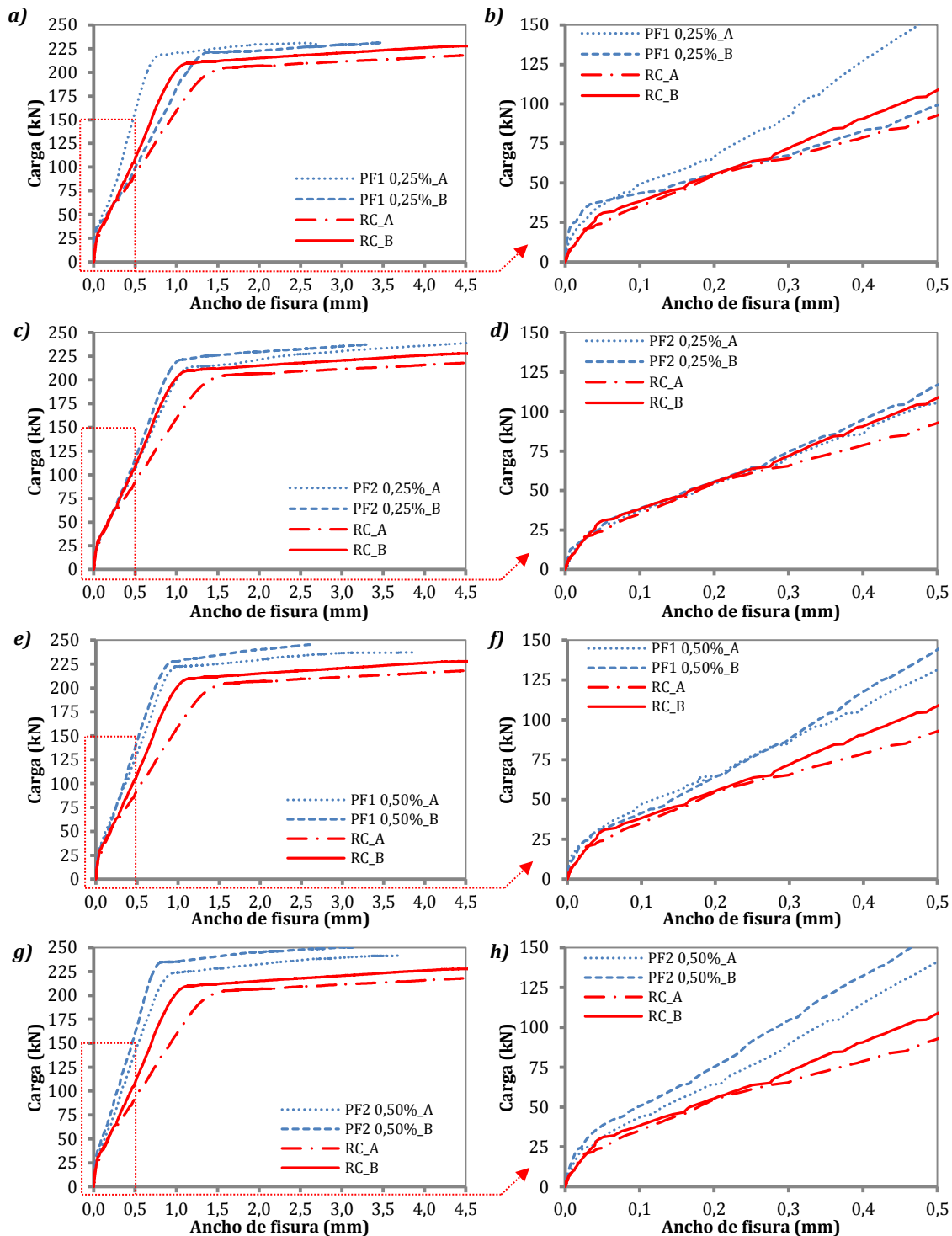


Figura 3.19 – Curvas carga-ancho de fisura para a) y b) vigas PF1-0,25%, c) y d) vigas PF2-0,25%, e) y f) vigas PF1-0,50%, g) y h) vigas PF2-0,50%

Sin embargo, el interés de estos resultados reside en la capacidad de las fibras para controlar la fisuración en servicio (Figura 3.19b, d, f y g). El armado en tres dimensiones que suponen las fibras repercute en un incremento de la tenacidad y en un mejor control de la fisuración pues, contrariamente a lo que sucede en un hormigón armado convencional, éstas trabajan en todo el bloque traccionado. Este comportamiento, mostrado ya en el conjunto de gráficas de la Figura 3.19, se analiza en detalle en la Tabla

3.6, donde se presentan los valores de carga correspondientes a los anchos de fisura de 0,3 mm (valor máximo admitido para clase de exposición II por RILEM) y 0,5 mm (admitido en casos como el de los pavimentos) para cada elemento como anchos de fisura de referencia para el presente estudio.

Tabla 3.6 – Cargas asociadas a los anchos de fisura de 0,3 mm y 0,5 mm

Elemento	Carga (kN) para $w=0,3$ mm	Carga (kN) para $w=0,5$ mm
RC	68,36	99,62
PF 1_0,25%	77,57	119,81
PF 1_0,50%	86,69	137,68
PF 2_0,25%	72,10	110,92
PF 2_0,50%	96,52	150,64

Los valores de la *Tabla 3.6* son indicativos del notable aumento en la carga que la adición de fibras supone para un determinado valor del ancho de fisura. Observando el valor de referencia 0,3 mm para una cuantía de fibras de 0,50%, el incremento promedio de la carga respecto a la obtenida en las vigas sin fibras (RC) es 26,80% para las fibras PF1, y un 41,13% para las fibras PF2. Para el valor de referencia 0,5 mm, en la misma cuantía, estos valores de incremento de carga respecto a los elementos RC son 38,21% y 51,21% para los elementos PF1 y PF2, respectivamente.

Con el fin de evaluar la repercusión de la incorporación de fibras en el aumento de la carga resistida por las vigas, se extiende el análisis anterior, a anchos de fisura mayores. La *Figura 3.20b* presenta en el eje de abscisa el ancho de fisura y en el eje de ordenada, el incremento de carga en porcentaje con respecto a lo medido para la losa sin fibras teniendo en cuenta la misma abertura de fisura. Cabe señalar que los porcentajes de incremento de carga han sido calculados con los valores medios obtenidos por dosificación y contenido de fibra, dando lugar a las 5 curvas indicadas en la *Figura 3.20a*.

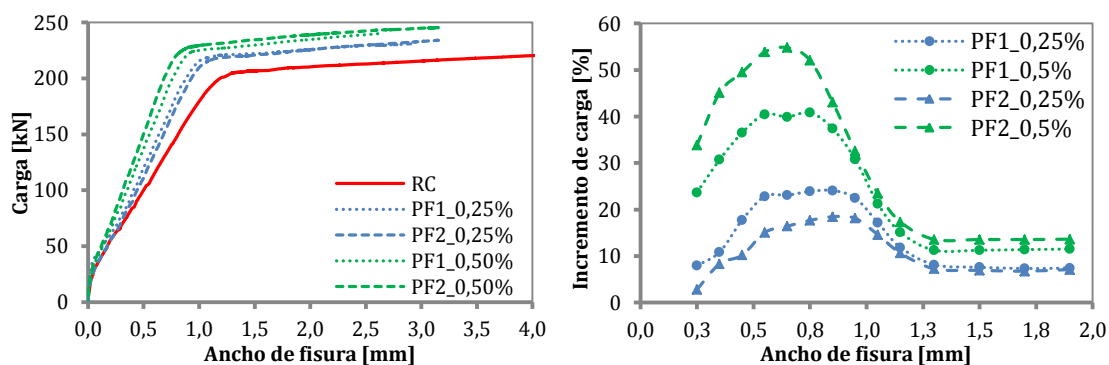


Figura 3.20 – a) Curva carga-ancho de fisura y b) incremento de carga-ancho de fisura

Esta gráfica permite ver cuál es el comportamiento del material y, más concretamente, de la fibra a medida que aumentan las fisuras. Este valor es indicativo de la eficiencia de la fibra para anchos de fisura pequeños, es decir, refleja cuán cerca está la fibra de su máxima contribución para distintos anchos de fisura. En ella se observa que los mayores incrementos de carga han sido apreciados para el caso de las vigas con una dosificación de 0,50% en volumen. Asimismo, era esperado que la fibra PF2 condujera a

un mejor desempeño debido a su mayor módulo elástico. Esa tendencia no se ha apreciado en el caso de la dosificación con menor contenido de fibra (0,25%). Todas las curvas tienen un aumento del incremento de carga para anchos de fisuras de hasta 0,80 mm en el caso de las dosificaciones con 0,25% y de 0,65 mm para las dosificaciones con 0,50%. En el gráfico de la *Figura 3.21.b* se relacionan esos anchos de fisura con el respectivo incremento de carga apreciado para las diferentes dosificaciones (punto de máxima contribución).

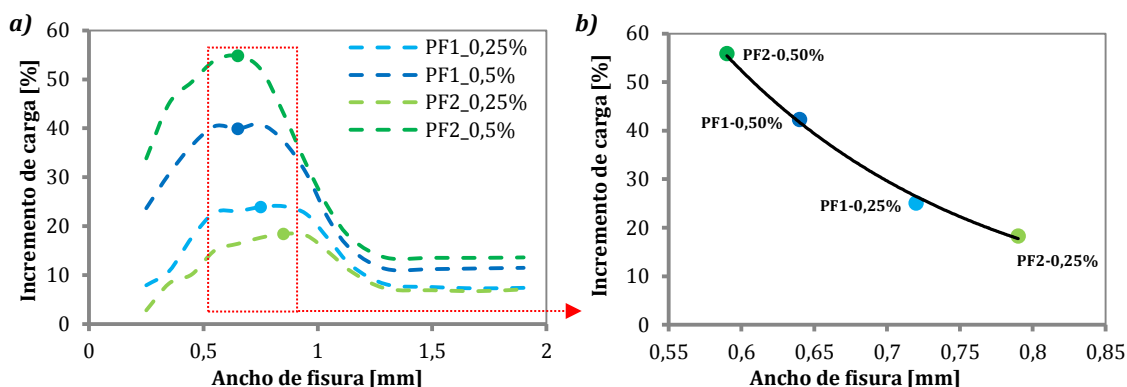


Figura 3.21 – Porcentaje de incremento máximo en la curva carga-ancho de fisura

En la *Figura 3.21* puede observarse cómo con el aumento de la dosificación, el máximo incremento respecto los elementos RC se produce para anchos de fisura menores. Tal circunstancia se produce como consecuencia de que los mecanismos de adherencia de las fibras, activos durante el proceso de fisuración, están íntimamente relacionados con: (1) la cuantía de fibras y (2) su orientación.

Respecto al primer punto, tal y como hemos visto, con un mayor número de fibras reducimos la longitud de transferencia y por ende la separación entre fisuras. Esto se traduce en un mayor número de fisuras de menor ancho, motivo por el cual es esperable que con mayores cuantías de fibras la máxima contribución se alcanza para menores ancho de fisura. Respecto al segundo punto, se ha observado experimentalmente en ensayos de *pull-out* que la orientación de las fibras (el ángulo que forman con la dirección de *pull-out*) influye de forma que los anchos de fisura para la carga pico aumentan con el ángulo de inclinación de la fibra (Banthia y Trottier, 1994; Armelin y Banthia 1997; Van Gysel 2000; Robins *et al.* 2003; Cunha *et al.* 2007). Así, tal y como se ha observado en la campaña experimental, se espera que con el aumento del contenido de fibras, exista un mayor número de fibras con ángulos de inclinación favorables, reduciendo así el ancho de fisura para la carga pico.

Para aberturas de fisura superiores a ese límite y hasta 1,3 mm hay una reducción del incremento de carga. Para aberturas mayores, en el tramo final de la curva el incremento de carga se estabiliza y permanece más o menos constante con unos incrementos porcentuales respecto a los elementos RC de 8,1% y 7,2%, PF1_0,25% y PF2_0,25% respectivamente y de 11,3% y 13,6% para PF1_0,50% y PF2_0,50%. Los resultados experimentales de la *Figura 3.20b* y *Figura 3.21* concuerdan con el planteamiento directo apuntado en (Laranjeira, 2010), en el que se parte de estudiar el hormigón con fibras como una superposición de tres factores: hormigón en masa, fibras y

la interacción entre ambos materiales (condicionado por la pérdida de adherencia). La superposición de cada uno de estos fenómenos refleja la creciente contribución de las fibras tras la rotura de la matriz de hormigón hasta una tensión residual máxima que es condicionada por la interacción entre los materiales. Dicha interacción suele inducir una pérdida de adherencia y una reducción de la resistencia del conjunto formado por hormigón y fibra. A partir de ese punto se aprecia una tendencia de estabilización de la respuesta mecánica obtenida.

Como resultado de lo expuesto, en la *Figura 3.22* pueden identificarse tres etapas. Tras una pérdida instantánea de rigidez debido a la fisuración, en el punto A se inicia la contribución de las fibras, lo que supone un incremento de la carga resistida para un determinado ancho de fisura respecto a las vigas sin fibras. La contribución de las fibras crece hasta el punto B, momento en el que las fibras alcanzan su máxima eficiencia (o máxima contribución). La pendiente de dicho tramo (A-B), está gobernada por el tipo y cuantía de fibra. A partir del punto B las fibras pierden adherencia y deslizan, lo que se traduce en una reducción del incremento de carga respecto a las vigas sin fibras hasta que se estabiliza a partir del punto C, cuando las fibras pasan a trabajar bajo un mecanismo de *debonding* y *pull-out*.

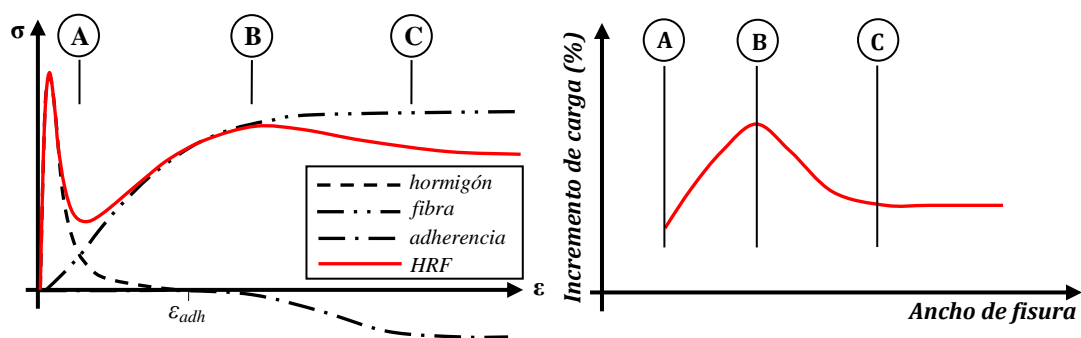


Figura 3.22 - Porcentaje de incremento de carga para el mismo ancho de fisura

Estimación ancho de fisura

El tratamiento normativo del estado límite de servicio respecto a la fisuración corresponde a la verificación de que el ancho de fisura característico es menor que una tolerancia establecida, en función de las condiciones ambientales de exposición en que tal elemento se encuentra. Para la predicción de ese ancho de fisura, las normativas proponen una sencilla fórmula semi-empírica, *Ec. 3.4*:

$$w_k = s_{r.m\acute{a}x;fibras}(\epsilon_{sm}) \quad [3.4]$$

El valor de $s_{r.m\acute{a}x;fibras}$ puede calcularse a partir de la *Ec. 3.5* y un coeficiente que relaciona la abertura media de fisura con el valor característico (β) Así, combinando las *Ecs. 3.4* y *3.5* obtenemos la expresión general para el cálculo de la abertura de fisura en elementos con armadura mixta (ver *Ec. 3.6*).

$$s_{r.m\acute{a}x;fibras} = \beta s_{r.m;fibras} = \beta \left(k_3 + k_1 k_2 k_4 \frac{\phi}{\rho} \right) \frac{k_3}{l/d} \quad [3.5]$$

$$w_k = \beta \left(k_3 + k_1 k_2 k_4 \frac{\phi}{\rho} \right) \frac{k_3}{l/d} (\varepsilon_{sm}) \quad [3.6]$$

La *Tabla 3.7* muestra los anchos de fisura para tres niveles de carga: 100 kN, 150 kN y 200 kN y la predicción obtenida con la formulación de la RILEM. Para dichos niveles de carga se han formado la mayoría de fisuras a lo largo de toda la longitud del elemento. Así pues, se puede considerar que la fisuración ha estabilizado y que la contribución a la resistencia a tracción del hormigón es prácticamente despreciable (excepto entre fisuras debido al mecanismo de rigidización por *stiffening* del hormigón y la parte elástica en el seno de la fisura). Consecuentemente, la responsabilidad de absorber las tensiones de tracción es de las fibras y las barras de acero tradicional.

Tabla 3.7 – Ancho de fisuras para tres niveles de carga: 100 kN, 150 kN y 200 kN

Elemento	Cuantía	Ancho de fisura (mm)					
		A 100 kN		A 150 kN		A 200 kN	
		Medido	RILEM	Medido	RILEM	Medido	RILEM
RC	-	0,50	-	0,80	-	1,19	-
PF 1	0,25%	0,40	0,186	0,64	0,311	0,88	0,426
PF 1	0,50%	0,35	0,237	0,55	0,299	0,76	0,413
PF 2	0,25%	0,44	0,138	0,68	0,224	0,90	0,312
PF 2	0,50%	0,31	0,127	0,49	0,213	0,68	0,320

En la *Tabla 3.7*, los valores indican que todos los elementos reforzados con fibras presentan una mejora respecto a los elementos RC. Para el mismo nivel de carga, se produce una reducción del ancho de las fisuras, aunque éste no es proporcional al aumento de la dosificación de las fibras (de 0,25% a 0,50% en volumen). Asimismo, los resultados muestran que la formulación RILEM para la predicción de ancho de fisura subestima los valores medidos en el presente estudio. La diferencia más notable se observa para PF1 0,50% en los tres niveles de carga (100 kN, 150 kN y 200 kN). En ese caso, los anchos de fisura medidos son un 67,7%, un 54,3% y un 54,3% mayor que el estimado con la formulación RILEM, respectivamente.

Debido a la gran cantidad de parámetros que afectan a los mecanismos de formación de fisuras, resulta peligroso valerse de métodos semi-empíricos fuera del rango experimental para los que dicho método fue validado (en este caso, fibras plásticas). Por tanto, podemos concluir que los modelos semi-empíricos sugeridos por los códigos y normativas, por lo general subestiman el ancho de fisura, y por lo tanto sobrestiman el efecto producido por las fibras plásticas, a diferencia de lo que ocurre con las fibras de acero (Chiaia *et al.*, 2007).

3.3.3. Flecha

La flecha se ha registrado durante los ensayos mediante transductores de desplazamiento de 50 mm en el centro de luz de las vigas. Para facilitar la lectura e interpretación del conjunto de gráficas se han eliminado de las mismas los escalones de carga efectuados durante el ensayo. En el análisis en servicio se consideran desplazamientos del centro de luz hasta los 5 mm, por lo que las curvas carga-desplazamiento se limitan a ese rango de flecha. En el conjunto de gráficas de la *Figura*

3.23 se presentan las curvas obtenidas para cada par de elementos (elemento A y elemento B) correspondientes a una dosificación y una cuantía de fibras por ejemplo: PF1 0,25%_A y PF1 0,25%_B.

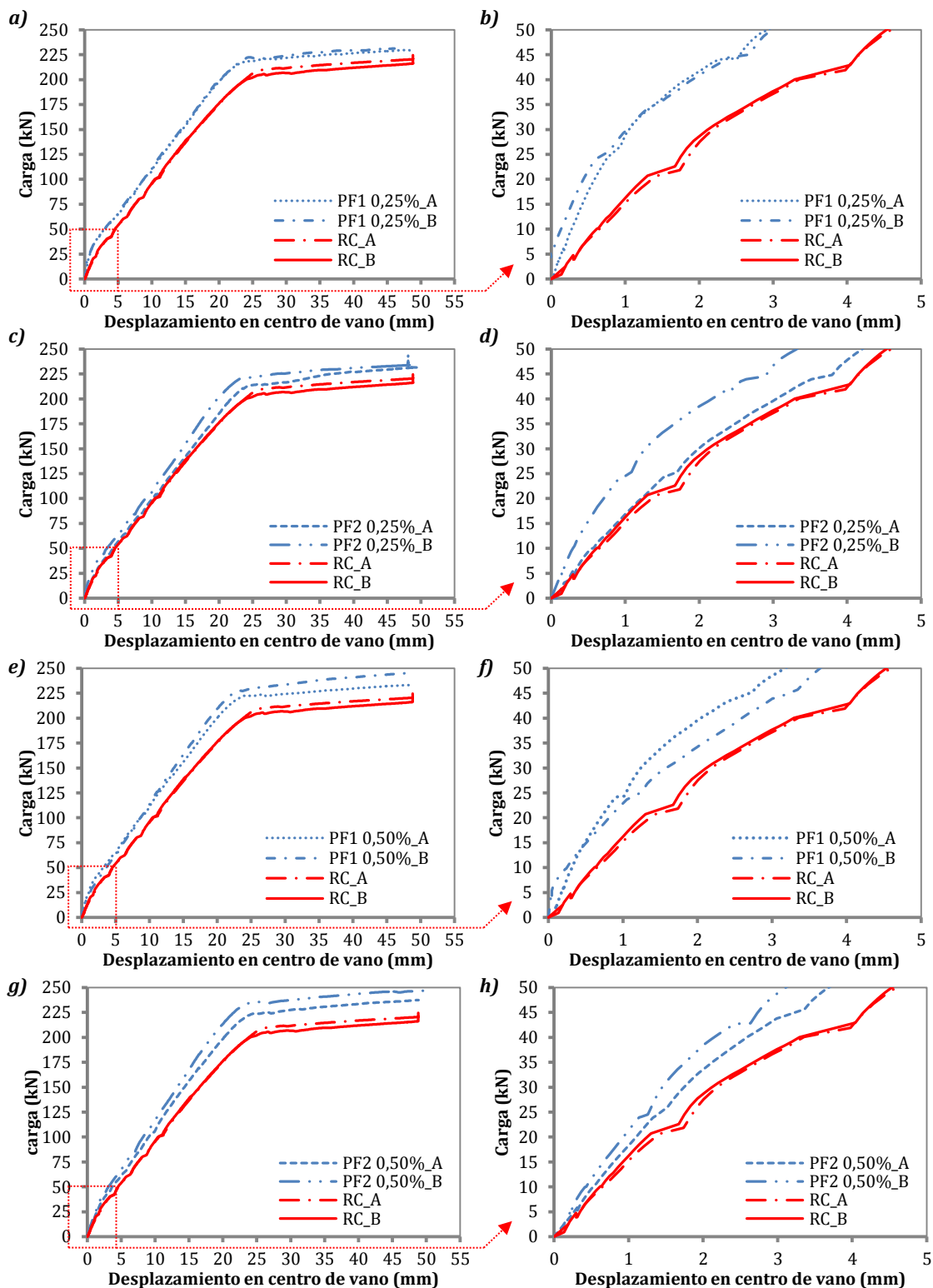


Figura 3.23 – Curvas carga-desplazamiento para a) y b) vigas PF1-0,25%, c) y d) vigas PF2-0,25%, e) y f) vigas PF1-0,50%, g) y h) vigas PF2-0,50%

En las curvas carga-desplazamiento presentadas en la *Figura 3.23* se distinguen tres etapas: prefisuración, postfisuración y plastificación de la armadura. En la primera etapa se puede asumir un comportamiento lineal para cualquier material de los que componen la sección. Este comportamiento lineal entre tensiones y deformaciones se mantiene hasta que se alcanza el momento M_{fis} que produce tensiones de tracción f_{ct} que producen la fisuración del hormigón. En ese momento, se observa una reducción en la pendiente de la curva carga-desplazamiento fruto de la disminución de la rigidez del elemento. En el proceso de fisuración las tensiones soportadas por el bloque traccionado del hormigón se transmiten al acero y a las fibras por los mecanismos de adherencia y compatibilidad de deformaciones.

En la segunda etapa, tanto el acero como las fibras empiezan a desarrollar su tarea resistente. Por último, la tercera etapa corresponde al tramo de carga posterior a la plastificación de la armadura. Debido a ello, nuevamente se produce disminución adicional de la rigidez de la sección transversal, lo que se refleja en una nueva reducción de la pendiente de la curva carga-desplazamiento.

Para realizar un análisis completo del comportamiento de cada una de las vigas de la *Figura 3.23*, se ha calculado (ver *Tabla 3.8*) la pendiente de las rectas que conforman las tres etapas descritas anteriormente. De manera simplificada se considera un comportamiento lineal del hormigón para las 3 etapas, aunque en la segunda y la tercera, debido a la fisuración, el comportamiento seccional tiende a ser no lineal.

Tabla 3.8 – Pendiente de la curva carga-desplazamiento para cada etapa (en kN/mm)

Elemento	Etapas 1	Etapas 2	Etapas 3
RC_A	16,5	7,9	0,373
RC_B	14,6	7,9	0,389
PF1_A_0,25%	33,3	9,01	0,417
PF1_B_0,25%	33,6	9,34	0,404
PF2_A_0,25%	16,8	8,73	0,514
PF2_B_0,25%	25,7	9,65	0,441
PF1_A_0,50%	29,4	9,03	0,539
PF1_B_0,50%	18,9	10,04	0,517
PF2_A_0,50%	18,3	9,18	0,514
PF2_B_0,50%	20,3	10,1	0,616

Los valores de la *Tabla 3.8* reflejan que los elementos reforzados con fibras presentan mayores pendientes en todas las etapas en comparación con los elementos RC. Así mismo, las pendientes aumentan con la cuantía de fibras.

En la etapa 1 (no fisurada), aún no se ha activado la acción de refuerzo de las fibras y por tanto el comportamiento de los elementos debería ser prácticamente idéntico. Sin embargo, en la tabla pueden apreciarse notables diferencias en los valores de las pendientes presentadas, incluso para elementos de idénticas características (mismo tipo y cuantía de fibras) por lo que no puede formularse ninguna conclusión clara al respecto.

En la fase 2 se produce una disminución de la rigidez respecto a la fase 1, fruto de la fisuración de la matriz. De los resultados presentados puede concluirse que en esta etapa, todos los elementos con fibras presentan una mayor pendiente que los elementos RC. Las vigas PF1_0,25% y PF2_0,50% presentan una pendiente media un 16% mayor que las vigas RC, concretamente $9,17 \text{ kN/mm}$ y $9,19 \text{ kN/mm}$ para las fibras PF1 y PF2 con una dosificación de 0,25% en volumen. Para las vigas con 0,50% en volumen de fibras se obtiene una pendiente media en la fase o etapa 2 de aproximadamente un 21% mayor que las vigas RC: $9,53 \text{ kN/mm}$ para PF1_0,50% y $9,64 \text{ kN/mm}$ para PF2_0,50%. Finalmente, en la fase 3, al producirse la plastificación de la armadura se observa una nueva disminución de las pendientes de las curvas carga-desplazamiento de aproximadamente un 95% respecto a la fase 2 en todos los elementos. Las vigas RC presentan una pendiente media de $0,38 \text{ kN/mm}$, mientras que las vigas con fibras presentan una pendiente media de $0,44 \text{ kN/mm}$ y $0,54 \text{ kN/mm}$ para las dosificaciones de 0,25% y 0,50% respectivamente.

Dada la influencia de la capacidad de absorción de energía sobre el comportamiento de la estructura y la significativa influencia que la adición de fibras tiene sobre este parámetro, el análisis de las curvas carga-desplazamiento de la *Figura 3.23* se completa con el análisis de la energía absorbida calculada como el área bajo las curvas de la carga-desplazamiento (Ec. 3.7).

$$E(\delta) = \int_0^{\delta} F(\delta) d\delta \quad [3.7]$$

En la *Tabla 3.9* se presentan los resultados de energía absorbida (para un desplazamiento en centro de vano de 40 mm) según el tipo y cuantía de fibras. Asimismo se indica el incremento en la capacidad de absorción de energía que supone la adición de fibras respecto al elemento patrón (RC).

Tabla 3.9 – Energía absorbida hasta un valor de flecha de 40 mm

ELEMENTOS	ENERGÍA ABSORBIDA (kNmm)	INCREMENTO (%)	ELEMENTO	INCREMENTO (%)
RC	5997,5	-	RC	-
PF1_0,25%	6620,0	10,38%	PF_0,25%	9,02%
PF2_0,25%	6456,7	7,66%		
PF1_0,50%	6778,9	13,03%	PF_0,50%	13,62%
PF2_0,50%	6849,6	14,21%		

Los valores de absorción de energía respecto a los elementos RC son de 10,38% y 7,66% para PF1_0,25% y PF2_0,25% respectivamente y de 13,03% y 14,21% para PF1_0,50% y PF2_0,50%.

3.4. ANÁLISIS COMPARATIVO DE LOS MODELOS CONSTITUTIVOS

En aras a optimizar el diseño estructural, resulta imprescindible disponer de modelos sólidos y racionales que reflejen de forma fidedigna el comportamiento del

material como se apunta en (Kooiman, 2000). Actualmente no existe un consenso en la existencia de una única ecuación constitutiva que caracterice adecuadamente el comportamiento del HRF (Barros *et al.*, 2005 y Tlemat *et al.*, 2006), sino que existen numerosas directrices y normativas que definen las bases de cálculo de este material.

Del conjunto de las distintas normativas estudiadas en el capítulo 2, DBV y RILEM hacen referencia únicamente a las fibras de acero, sin embargo las normas italiana (CNR-DT 204) y española (EHE) presentan un planteamiento general para todo tipo de fibras. No obstante, y a pesar de esa restricción, en este apartado se han contrastado los resultados de la campaña experimental realizada, con los resultados numéricos que se obtienen con los modelos multilínea y bilínea de cada normativa (apartado 3.4.1), incluso con las normativas que no contemplan fibras plásticas.

3.4.1. Modelo numérico para la simulación del ensayo

Con el fin de simular numéricamente los ensayos realizados en el programa experimental, se precisa de una herramienta numérica que pueda abordar el análisis no lineal de secciones y que tenga en cuenta aspectos como el del comportamiento postfisuración del HRF. En este sentido, se ha utilizado el modelo de AES (*Analysis of Evolutionary Sections*) presentado en (de la Fuente *et al.*, 2010) como modelo de análisis seccional. Así mismo fue necesario incorporar al modelo AES una subrutina numérica para el análisis estructural de las vigas. En esta sección se presentan las principales bases e hipótesis aplicadas en dicha subrutina con objeto de dar una visión general de cómo esta herramienta numérica ha sido concebida.

Subrutina de análisis estructural: SimpleBeam

Para la obtención de los movimientos en los elementos ensayados se ha implementado un modelo de cálculo estructural, que utiliza el modelo AES como modelo de análisis seccional. En la literatura técnica ya existen varios modelos numéricos que emplean este tipo de estrategia combinada: modelo de análisis seccional integrado en otra rutina de análisis estructural más global (Fernández (2003) y Chiaia *et al.* (2009a)).

La rutina *SimpleBeam* se ha implementado para simular las condiciones de ensayo en laboratorio. En términos de análisis numérico, atendiendo a la simetría del problema, se pueden hacer una serie de modificaciones en las condiciones de contorno con el fin de reducir la carga numérica manteniendo la precisión deseada. En este caso, teniendo en cuenta la simetría del problema (ver Figura 3.24a), se simula la mitad de la estructura suponiendo que, por una cuestión de simetría y compatibilidad de deformaciones el giro del punto C se encuentra bloqueado.

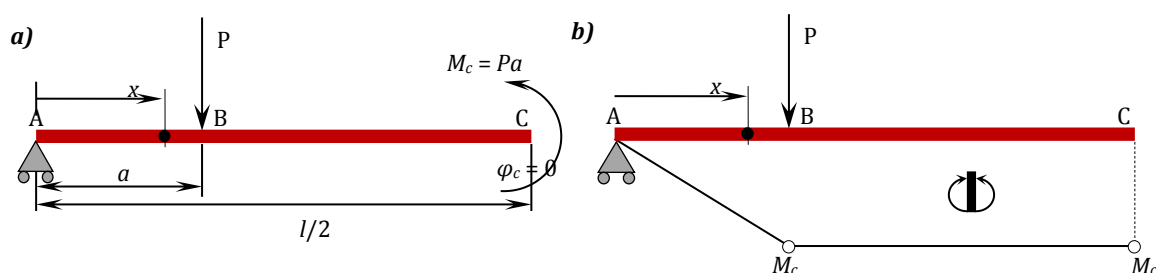


Figura 3.24 – a) Idealización longitudinal de la viga y b) ley de Momentos (Curvaturas)

Las expresiones analíticas para la ley de flectores $M(x)$ y la ley de curvaturas $\chi(x)$ en función de las variables del problema (ver *Figura 3.24b*), se recogen en las *Ecs. 3.8* y *3.9* respectivamente.

$$M(x) = \begin{cases} Px & \text{si } 0 \leq x \leq a \\ Pa & \text{si } a < x \leq \frac{l}{2} \end{cases} \quad [3.8]$$

$$\chi(x) = \begin{cases} \chi_c \frac{x}{a} & \text{si } 0 \leq x \leq a \\ \chi_c & \text{si } a < x \leq \frac{l}{2} \end{cases} \quad [3.9]$$

Para la obtención de los campos de movimientos φ y δ en los puntos de la discretización (x) deseados, se acude a los teoremas de Mohr. En este sentido, la *Ec. 3.10*, que es el primer teorema al que ya se le ha impuesto la condición de giro nulo en el punto C, permite obtener el campo de giros y la *Ec. 3.11*, que es el segundo teorema, el campo de desplazamientos.

$$\varphi(x) = - \int_0^x \frac{M_f(x)}{K_f(x, H)} dx \quad [3.10]$$

$$\delta(x) = \varphi_A x + \int_0^x \frac{M_f(x)}{K_f(x, H)} \left(\frac{l}{2} - x \right) dx \quad [3.11]$$

Para el cálculo de $\delta(x)$ se emplea la ecuación *Ec. 3.12*, que deriva de combinar las ecuaciones *Ecs. 3.10* y *3.11* y depende del campo de curvaturas obtenido con el modelo AES para cada sección dependiendo del nivel de carga P .

$$\delta(x) = -x \int_0^{\frac{l}{2}} \chi(x) dx + \int_0^x \chi(x) \left(\frac{l}{2} - x \right) dx \quad [3.12]$$

Además, como la ley de curvaturas $\chi(x)$ es constante en BC debido a la distribución de cargas (ver *Figura 3.24b*), el comportamiento de la sección B es representativo de todo el tramo y, por lo tanto, no se requiere discretizar esa parte.

El modelo analítico descrito anteriormente puede resolverse numéricamente mediante el siguiente proceso incremental:

1. Se discretiza el tramo AB de la estructura en elementos tipo barra cuyo comportamiento seccional medio está definido por la sección central de cada elemento.
2. Se fija un incremento de curvatura en el punto C $\Delta\chi_c$.
3. Se impone un valor de la curvatura en el punto C de valor $k+1\chi_c = k\chi_c + \Delta\chi_c$ y, para el resto de secciones, las curvaturas se deducen de la ecuación *Ec. 3.9*.
4. Fijada la curvatura en cada sección e imponiendo la condición de flexión simple (axil N nulo), se obtiene el estado tenso-deformacional de cada sección y se halla la ley $M(x)$ derivada de este estado con AES.
5. Se obtiene el valor de la carga P mediante la ecuación *Ec. 3.8*.

Este proceso se repite hasta que se alcanza el agotamiento de la sección más solicitada (comprendida en el tramo BC).

3.4.2. Metodología y consideraciones realizadas

La caracterización del material (ver apartado 3.2.3) se ha realizado por medio del ensayo a flexión a 3 puntos especificado en la norma EN 14651 (2005), sin embargo para utilizar la normativa DBV, es necesario disponer de los resultados del ensayo a flexión a 4 puntos de acuerdo con la DIN 1048 (1991), por lo que es preciso correlacionar ambos ensayos. Para ello se ha utilizado la correlación entre EN14651 (2005) y NBN 15-238 de la Ec. 3.13 propuesta por Monsó (2011):

$$\left(\frac{\delta}{2}\right)_{4\text{puntos}} = \left(\frac{h_{sp}}{2h} CMOD\right)_{3\text{puntos}} \quad [3.13]$$

Considerando las dimensiones de las probetas utilizadas por la EN 14651 (2005) ($h_{sp} = 125 \text{ mm}$ y $h_{sp} = 150 \text{ mm}$), podemos reescribir la Ec. 3.14:

$$\delta_{DIN1048} = 0,833CMOD_{EN14651} \quad [3.14]$$

Para el análisis realizado en este estudio se ha considerado un valor de la longitud característica igual a la separación media experimental de la zona 2 ($l_{cs} = s_{rm;zona2}$). Es decir: 140 mm y 186 mm para PF1_0.25% y PF1_0.50%, respectivamente.

Finalmente se ha realizado una última consideración en relación a la intersección entre la rama postfisuración de la CEB-FIP MC90 (1993) (que depende del valor de l_{cs}) y la rama de *softening* definida por los parámetros del fib Model Code (2010) (véase la Figura 3.25a).

Para los dos casos experimentales estudiados (PF1_0.25% y PF1_0.50%), la intersección corresponde a un valor de deformación inferior a la correspondiente a f_{ct} ($0,15\text{‰}$), probablemente como consecuencia de los valores de l_{cs} escogidos. Dado que no tiene sentido físico, consecuentemente se ha considerado que el hormigón no contribuye a tracción una vez alcanzada la tensión f_{ct} (véase la Figura 3.25b).

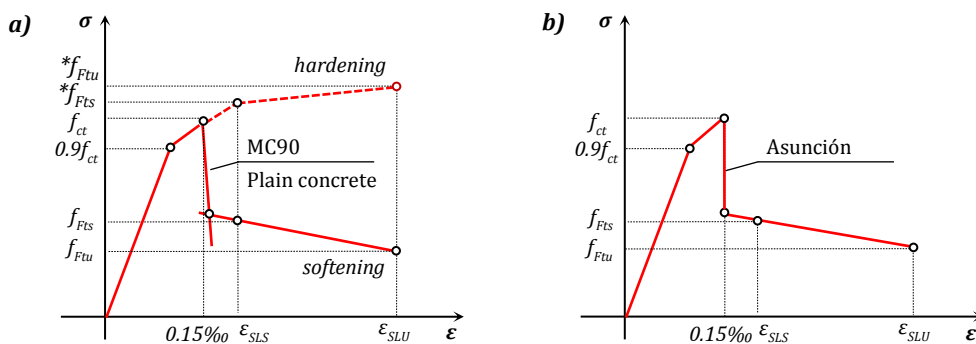


Figura 3.25 – (a) fib Model Code 2010 y (b) consideración realizada para los cálculos

3.4.3. Contraste de los resultados experimentales y numéricos

En las siguientes figuras se presentan los diagramas de las ecuaciones constitutivas, las curvas carga-desplazamiento obtenidas con dichos modelos y la obtenida experimentalmente.

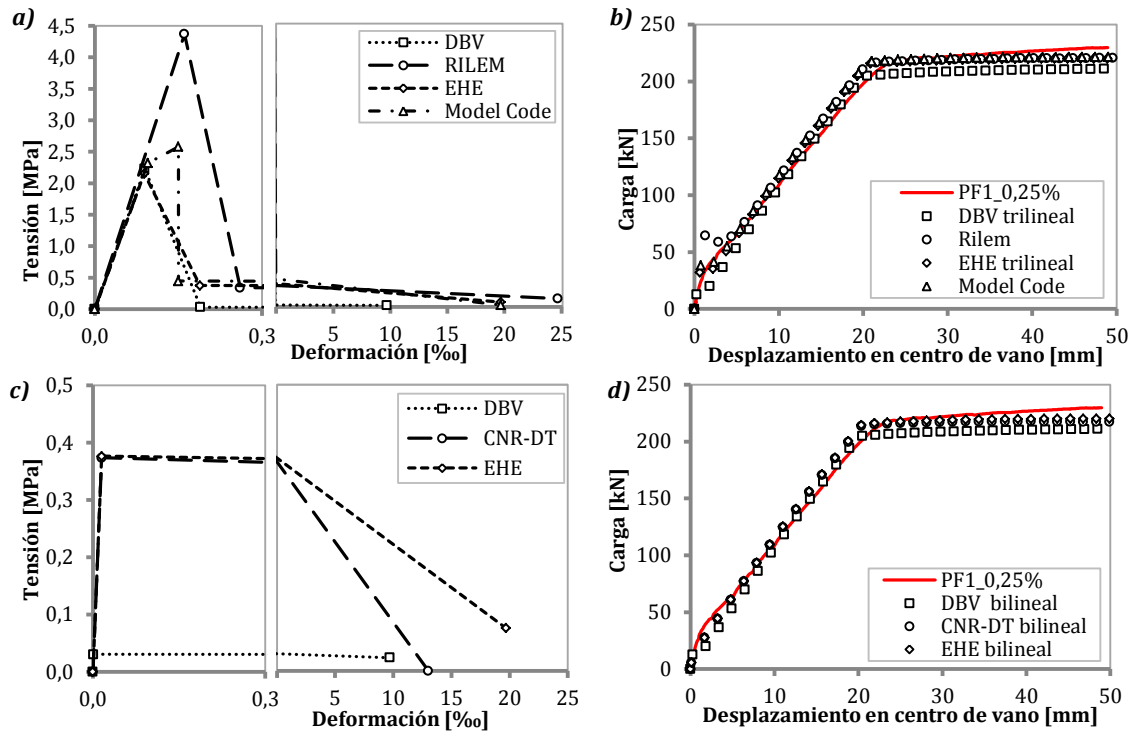


Figura 3.26 – PF1_0,25%. Modelos a) trilineales; c) bilineales; b) y d) carga-desplazamiento

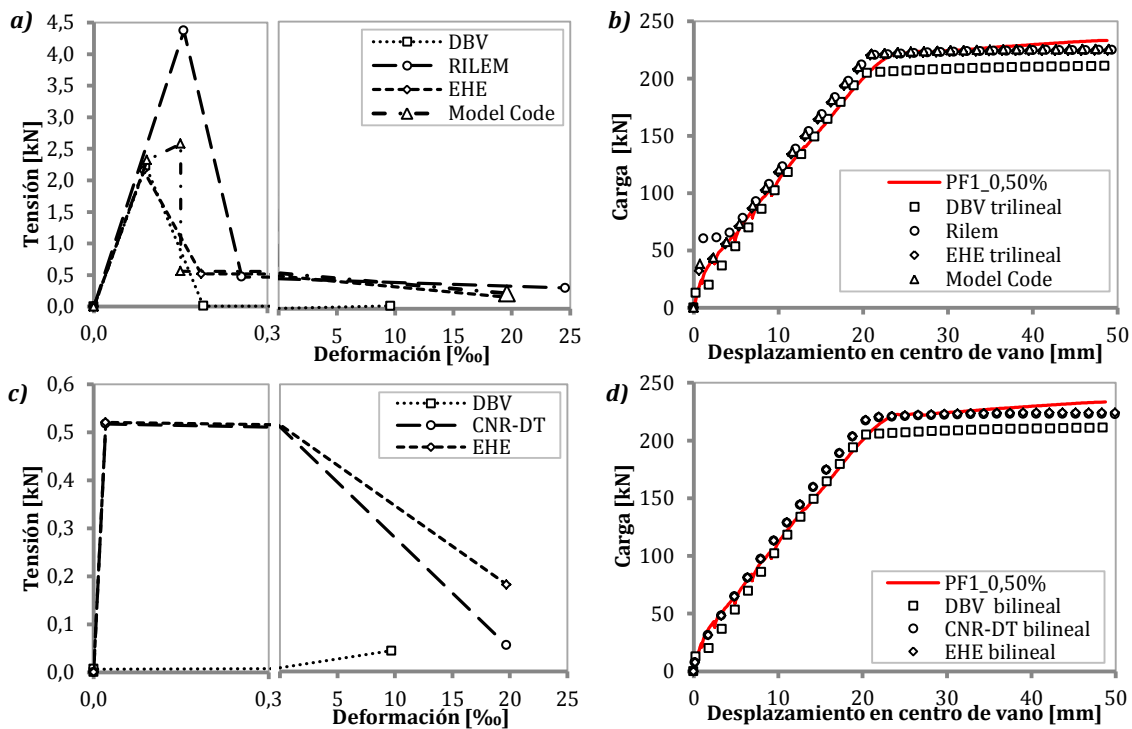


Figura 3.27 – PF1_0,50%. Modelos a) trilineales; c) bilineales; b) y d) carga-desplazamiento

En las Figuras 3.26a y 3.27a se observa cómo el modelo propuesto por la RILEM adopta unos valores de tensión de fisuración y comportamiento postpico sensiblemente superiores a los del resto de modelos trilineales. Esta diferencia se traduce en una sobreestimación de la respuesta estructural del elemento en servicio que se pone de manifiesto en la curva carga-desplazamiento de la Figuras 3.26b y 3.27b. Con los modelos de la EHE y MC también se obtienen unos resultados sobreestimados para pequeñas deformaciones (servicio) pero, como la RILEM, se sitúan del lado de la seguridad en rotura. La DBV, en cambio, presenta valores de resistencias residuales muy inferiores a la RILEM, EHE y MC resultando en un comportamiento aún más conservador tanto en la fase en servicio como en rotura para las dos dosificaciones estudiadas.

En la Figuras 3.26c y 3.27c, de nuevo es el modelo de la DBV el que presenta unos valores de resistencia residual más bajos y aunque ajusta de forma satisfactoria la respuesta del elemento en la Figuras 3.26d y 3.27d para fase en servicio, en rotura la subestima notablemente. Los modelos de la CNR-DT y la EHE presentan una tensión de fisuración prácticamente idéntica, sin embargo las resistencias residuales son menores en el caso de la CNR-DT, tal como se observa en la Figuras 3.26c y 3.27c. Sin embargo, esta diferencia en las resistencias residuales, apenas se aprecia en la curva carga-flecha de la Figuras 3.26d y 3.27d, donde ambas permanecen del lado de la seguridad en fase en rotura.

En la Tabla 3.10 se presentan los valores de carga para flechas de 6 mm, 15 mm y 45 mm correspondientes a la curva carga-desplazamiento de PF1_0,50% (Figura 3.26b y 3.27b). Estos valores muestran la tendencia de cada modelo constitutivo estudiado.

Tabla 3.10 – Valores de carga para flechas de 6 mm, 15 mm y 45 mm en [kN]

Modelos		6 mm	15 mm	45 mm
Resultados experimentales		75,7	156,1	232,0
DBV	Trilineal	70,4	160,6	215,8
	Bilineal	69,3	161,2	215,6
RILEM	Trilineal	80,1	167,7	224,8
CNR-DT 204	Lineal-elástico	77,2	167,6	223,1
EHE	Trilineal	77,7	167,8	224,2
	Bilineal	77,3	167,7	224,3
Model Code	Multilineal	79,0	168,7	225,7

Para ELS (flecha de 6 mm), los modelos trilineal y multilineal de la RILEM y MC sobrestiman los valores en referencia con los obtenidos experimentalmente en torno a un 5,8% y 4,4% respectivamente. Los modelos trilineal y bilineal de la EHE y el modelo lineal-elástico de la CNR-DT son los modelos que mejor ajustan en servicio, sobrestimando del valor de la carga con un error de apenas 2%. En cambio, los modelos propuestos por la DBV (trilineal y bilineal) infravaloran dichos resultados (errores relativos entre 7,0% y 8,5%).

En este sentido, resulta evidente la influencia de los coeficientes que afectan a las resistencias residuales ($f_{R,i}$) en las ecuaciones constitutivas propuestas por la EHE y la RILEM. Dichos coeficientes, según se concluye de los resultados obtenidos, son excesivamente optimistas para hormigones reforzados con fibras de polipropileno (incluso para fibras de acero, como apuntan Barros *et al.* (2005) y Dupont (2003)), aunque su influencia sería aún mayor en el caso de elementos únicamente reforzados con fibras

plásticas. Por el contrario, la aproximación indirecta propuesta por la DBV es la única que queda del lado de la seguridad. A diferencia de las normas anteriormente citadas, la DBV se vale de las resistencias equivalentes (f_{eq}) para la definición de la ecuación constitutiva sin afectarlas con ningún coeficiente.

Para deformaciones intermedias entre servicio y rotura (flecha de 15 mm) es precisamente la DBV la que proporciona los valores más próximos a los obtenidos experimentalmente con errores relativos entre 2,8-3,2%. Observamos cómo todos los modelos, incluida la DBV, sobrevaloran los tomados como referencia, pero nunca con errores superiores al 8,0% (obtenido con el MC).

Para estados próximos a rotura (flechas de 45 mm), el comportamiento de la viga está principalmente gobernado por la armadura convencional y su brazo mecánico existente, todos los modelos utilizados quedan del lado de la seguridad. La DBV presenta un error relativo de un 7,0%, y el resto de modelos analizados entre un 2,7-3,8%.

3.5. CONCLUSIONES

En base a los elementos tipo viga aquí presentados y los resultados obtenidos de los ensayos, se pueden derivar las conclusiones descritas a continuación.

- La adición de fibras disminuye la separación entre fisuras debido a una mayor capacidad para transferir tensiones al hormigón a través de mecanismos de adherencia. Sin embargo, a pesar de que la separación entre fisuras en general disminuye a medida que aumenta la cuantía de fibras, en algunos casos, dicha relación no es tan clara.
- La formulación para predecir la separación entre fisuras propuesta en normativas, arroja valores menores en relación a los obtenidos experimentalmente. Esta fórmula, basada en las experiencias con los elementos de tipo viga, tal vez habría que revisarla con elementos fibras plásticas y/o con refuerzo bidireccional (elementos con armadura transversal).
- La contribución de las fibras al control de la fisuración en términos de ancho de fisura es significativa cuando se duplica la cuantía de fibras. Asimismo, la acción de las fibras en servicio aumenta hasta que alcanza su máxima eficiencia con anchos de fisura entre 0,55 y 0,8 mm (dependiendo del tipo y cuantía de fibras). La estabilización de la acción de las fibras se lleva a cabo en ELU con valores cercanos a un ancho de fisura de 1,2 – 1,4 mm (coincidiendo con la plastificación de la armadura). La contribución de las fibras y su eficacia es el resultado del comportamiento global del hormigón reforzado con fibras, es decir, de la superposición de los siguientes factores: hormigón, fibras, la pérdida de adherencia y, en este caso, también el refuerzo convencional.
- La influencia de las fibras en el control de la fisuración es visible en todas las etapas de la prueba, pero es particularmente significativo en el estado límite de servicio.

La aparición de nuevas normativas o recomendaciones técnicas relativas al empleo de fibras con finalidad estructural supone una oportunidad para el sector de emplear el HRF como solución estructural. Las normas y códigos de referencia, con objeto de recoger el comportamiento fenomenológico del HRF a tracción, proponen distintas ecuaciones constitutivas, de las que en este artículo se han estudiado las más relevantes a nivel europeo. Con el fin de ilustrar la capacidad de cada modelo para predecir el comportamiento estructural de soluciones mixtas de HRF y armadura convencional se ha presentado un ejemplo sobre el que se ha realizado un estudio comparativo detallado del que se pueden concluir los siguientes puntos.

- La base conceptual sobre la que se sustentan las normativas son los estudios y trabajos realizados para fibras de acero. Ello no impide su utilización para hormigones reforzados con fibras plásticas (en elementos con armadura mixta). Fruto de tal circunstancia, los resultados aquí presentados muestran que las ecuaciones constitutivas más elaboradas de la MC, EHE y RILEM (trilineales y bilineales), son ligeramente optimistas para el cálculo en servicio de secciones de HRF con fibras de polipropileno. Dichas ecuaciones conducen a valores que sobrestiman los resultados experimentales (no así la DBV).
- Los modelos recogidos en la DBV (que presenta un planteamiento distinto al resto de modelos) infravaloran el comportamiento del material, situándose en todos los casos (ya sea modelo trilineal o bilineal) del lado de la seguridad. En el caso particular de deformaciones mayores, próximas a rotura, los modelos de la DBV son los que presentan mayores diferencias con los datos experimentales.
- El modelo con el que se obtiene un mayor error en servicio respecto a los resultados experimentales es el trilineal de la RILEM, mientras que en rotura es el modelo que mejor aproxima los valores recogidos en el laboratorio.
- Atendiendo a los resultados obtenidos en el caso práctico estudiado, los modelos recogidos en la EHE presentan una buena predicción del comportamiento del elemento de forma general para ambos tipos de fibra. A pesar de que los modelos de la DBV reproducen de forma fidedigna la respuesta en pequeñas deformaciones (mejor que los modelos de la EHE), para deformaciones mayores se obtienen unos valores sensiblemente inferiores a los datos experimentales.

4. ELEMENTOS TIPO LOSA BAJO CONFIGURACIÓN HIPERESTÁTICA

4.1. INTRODUCCIÓN

En el capítulo anterior se ha estudiado la armadura mixta (armado convencional y fibras) como solución estructural de elementos tipo viga sometidos a flexión. Sin embargo el HRF se ha utilizado ya con éxito como único refuerzo en las losas de cimentación y pavimentos (ver Barros y Figueiras, 1998; Sorelli *et al.*, 2006 para elementos reforzados con fibras de acero y Roesler *et al.*, 2006 y Alani y Beckett, 2013 para fibras plásticas).

La misma filosofía puede aplicarse a elementos como losas de puentes, forjados bidireccionales, paneles, etc. (con valores bajos de relación h/b), donde el empleo de fibras con finalidad estructural en el hormigón puede implicar también la sustitución total de la armadura convencional, resultando además una solución competitiva tanto desde el punto de vista técnico (Destrée y Mandl, 2008; Michels *et al.*, 2012 y Barros *et al.*, 2012), dada la gran capacidad de redistribución de esfuerzos de estos sistemas, como el económico (Maturana, 2010).

En este sentido, existen actualmente numerosos ejemplos donde se ha utilizado la tecnología del HRFA como refuerzo único en forjados bidireccionales, entre los que cabe destacar: *Shopping mall "Ditton Nams"* (Daugavpils/Latvia); *Triangle office building* y *"Rocca Tower"* (Tallinn/Estonia); *Juhkentali apartmentbuilding* (Tallinn/Estonia) y *LKS*

office building (Mondragon/Spain) (Maturana, 2010). La conclusión que se deriva del éxito de dichas realizaciones es que el HRFA puede ser utilizado como refuerzo alternativo al armado convencional en elementos como losas de puentes, forjados bidireccionales o paneles. Sin embargo, poco o nada se ha escrito al respecto sobre el HRFP.

4.1.1. Razón de ser y objetivos

Para poder utilizar con éxito las macrofibras plásticas como único refuerzo alternativo al armado convencional en elementos bidireccionales deben resolverse algunas cuestiones: ¿Garantizan las macro-fibras plásticas (en tipo y cuantía adecuada) una clara responsabilidad estructural? ¿cómo se orientan las fibras en función de la geometría de la losa y cómo incide esta orientación en el comportamiento estructural? ¿puede emplearse la base normativa del HRFA para el diseño de elementos hiperestáticos tipo losa reforzados únicamente con fibras plásticas? Para dar respuesta a todas estas preguntas, en este capítulo se han planteado los siguientes objetivos:

- Analizar y conocer la respuesta estructural de losas hiperestáticas reforzadas únicamente con macro-fibras plásticas estructurales.
- Simular la flexión de dichas losas considerando los modelos constitutivos trilineal y multilineal de la RILEM y EHE, utilizando un software de elementos finitos (MEF).
- Comparar las predicciones obtenidas con MEF con los datos experimentales y analizar la idoneidad de los dos modelos constitutivos utilizados para el diseño de losas HRFP.

4.1.2. Organización del capítulo

El capítulo se ha organizado de modo que en primer lugar se presentan los aspectos metodológicos asociados al desarrollo de la fase experimental (*apartado 4.2*) y posteriormente se analizan los resultados obtenidos (*apartado 4.3*). Seguidamente se presenta, en el *apartado 4.4* el modelo de elementos finitos (MEF) utilizado para simular el comportamiento a la flexión de las losas de HRFP. En él se describen la geometría, las condiciones de contorno y las propiedades del material. Finalmente, para analizar la idoneidad de los modelos constitutivos utilizados, en el *apartado 4.5* se comparan los datos experimentales con los resultados numéricos en términos de *carga – flecha en el centro de vano* (δ).

4.2. CAMPAÑA EXPERIMENTAL

4.2.1. Elementos a ensayar

Los elementos a ensayar en esta campaña experimental son losas de HRFP (sin refuerzo convencional) de geometría variable simplemente apoyadas en sus 4 bordes (ver *Figura 4.1*). Se fija la longitud (3,00 m) y el canto del elemento ($h = 0,20$ cm) y se aumenta progresivamente el ancho (b) entre 1,50 m, 2,00 m y 3,00 m con el fin de cumplir el objetivo establecido en este bloque temático. Para distinguir entre los diferentes

elementos ensayados se utilizará la nomenclatura L, M y S para las losas de $3,0\text{m}\times 3,0\text{m}$; $2,0\text{m}\times 3,0\text{m}$ y $1,5\text{m}\times 3,0\text{m}$ respectivamente, acompañadas de la letra A o B que identifica cada una de las dos losas por tamaño ensayada y sus dimensiones. (i.e. $L_A 3,0\text{m}\times 3,0\text{m}$).

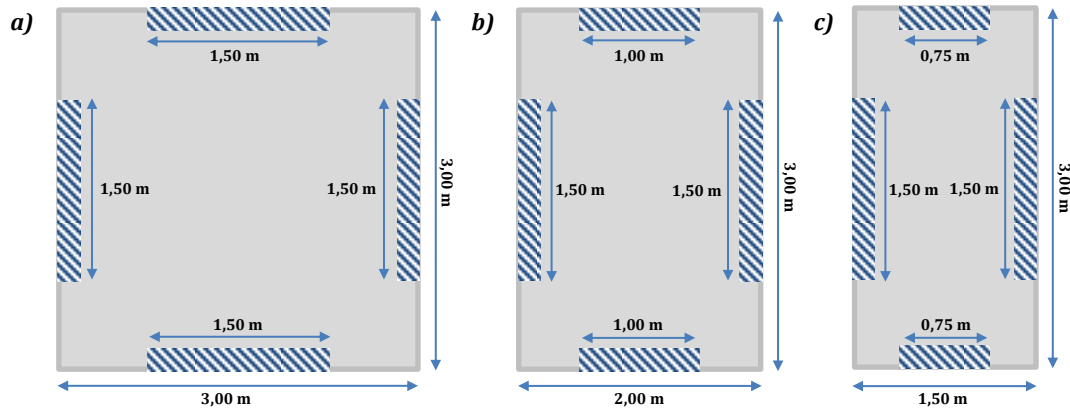


Figura 4.1 – Dimensiones de los apoyos para las losas
a) $3,0\text{m}\times 3,0\text{m}$; b) $2,0\text{m}\times 3,0\text{m}$ y c) $1,5\text{m}\times 3,0\text{m}$.

4.2.2. Materiales y dosificaciones

Para el desarrollo de este estudio se ha utilizado una única dosificación de referencia (ver *Tabla 4.1*) con una relación a/c de 0,50 y, para no añadir variables al estudio, se ha considerado, un único contenido de macro fibras plásticas de $9\text{ Kg}/\text{m}^3$.

Tabla 4.1 – Composición de las mezclas de HRF (en kg/m^3)

Material	Características	
Grava (6/15 mm)	Granito	520
Grava (2,5/6 mm)	Granito	400
Arena (0/3 mm)	Granito	510
Cemento	CEM I 52,5 R	350
Filler	Polvo de mármol	300
Agua	-	178
Superplastificante	Adva® Flow 400	12
Fibras		9

Las fibras empleadas son macrofibras plásticas derivadas de la *poliolefina*, concretamente de polipropileno con relieve en toda su superficie para mejorar las condiciones de adherencia. Las principales características se presentan en la *Tabla 4.2*.

Tabla 4.2 – Características de las fibras (datos proporcionados por el fabricante)

Longitud	[mm]	48	
Diámetro equivalente	[mm]	-	
Esbeltez	[-]	-	
Resistencia a tracción	[MPa]	550	
Módulo de elasticidad	[GPa]	10	
Número de fibras por kg	[fibras]	>35000	

4.2.3. Proceso de producción

El amasado de las diferentes dosificaciones propuestas se realizó en la planta de prefabricados de ESCOFET siguiendo siempre la misma metodología. En primer lugar, a través de cintas transportadoras (*Figura 4.2a*), se añadieron a una amasadora de eje vertical de 2 m³ de capacidad nominal (*Figura 4.2b*), los áridos, el cemento y el filler (por este orden). Los materiales depositados en la amasadora se mezclaron en seco durante 1 minuto. Seguidamente, se añadió a la mezcla el agua, y de forma manual, el aditivo superplastificante. Una vez añadidas las fibras (*Figura 4.2c*), y tras mezclar durante aproximadamente 2-4 minutos (*Figura 4.2d*), se realizó una inspección visual para determinar si el HRF presentaba la trabajabilidad deseada (consistencia fluida de acuerdo con la EHE) y corregir la cantidad de agua si era necesario.



Figura 4.2 – Planta de prefabricados de ESCOFET: a) cinta transportadora; b) amasadora utilizada; c) adición manual de fibras y d) amasado final.

Se consideró oportuno establecer un sistema de control mediante un conjunto de medidas orientadas a alcanzar la calidad, y en particular evitar o detectar errores en la fase de hormigonado, asegurando que la colocación y vertido del hormigón podían efectuarse de manera correcta. Así, en la primera amasada de cada dosificación se realizó un cono de Abrams invertido. Los tiempos necesarios para que el volumen de hormigón alojado en el cono de Abrams invertido fluyera completamente por la boca inferior de dicho cono debían estar entre 12-15 segundos.

La evaluación visual del hormigón en estado fresco indicó que el hormigón no mostraba signos de segregación y que la torta presentaba una distribución bastante uniforme de las fibras plásticas, las cuales llegaban incluso al borde de la torta, tal como refleja la *Figura 4.3b*.

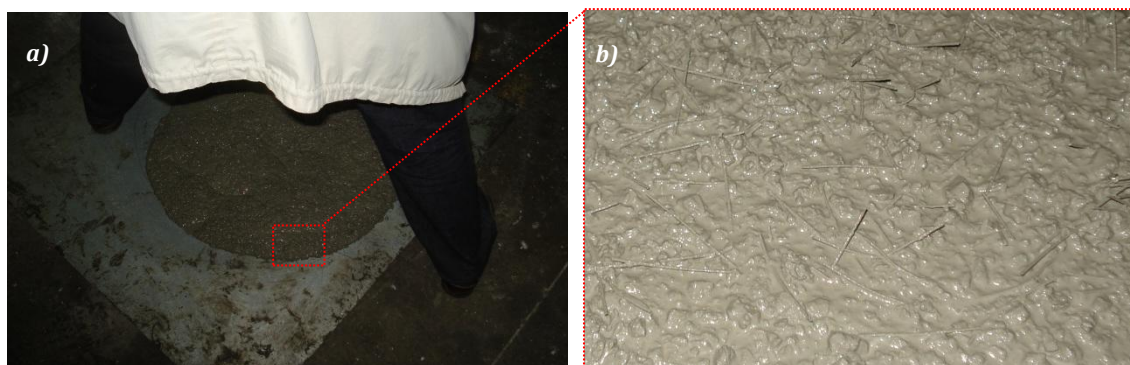


Figura 4.3 – Ensayo de extensión de flujo dosificación F1.A1: a) vista general; b) detalle.

Para el hormigonado de las losas, se realizaron varios encofrados metálicos de las dimensiones anteriormente mencionadas montados sobre mesas vibrantes (Figura 4.4a). Los encofrados debían ser totalmente estancos para que no hubiera pérdidas de lechada, para lo que fueron dispuestas cintas de espuma a lo largo de las juntas del encofrado (Figura 4.4b).



Figura 4.4 – a) Montaje de encofrado; b) detalle espuma para sellar las juntas; c) encofrado losas de 3x3x0,2 m y d) aplicación de producto desencofrante.

Sobre los encofrados ya montados (Figura 4.4c) se aplicó, a pistola, una fina y untuosa película de producto desencofrante a base de aceites de muy baja viscosidad (Figura 4.4d). Así se evitaría la adherencia del hormigón sobre los encofrados metálicos permitiendo obtener unas superficies lisas y exentas de manchas y desconchones.

Por una cuestión de uniformidad y ante la clara influencia del proceso de producción en la posterior orientación de las fibras, se decidió definir una única

metodología de hormigonado. Así, el vertido del hormigón debía efectuarse por gravedad mediante cubilote desde el centro de la losa y a una altura de aproximadamente 1 m como máximo, procurando que su dirección fuera vertical y evitando desplazamientos horizontales de la masa (Figura 4.5a y b).

En la fabricación se aplica una vibración de mesa para asegurar una adecuada compactación si bien no excesivamente enérgica. El hormigón no mostraba signos de segregación y las fibras plásticas llegaban incluso al borde de avance de la masa vertida (ver Figura 4.5c y d).

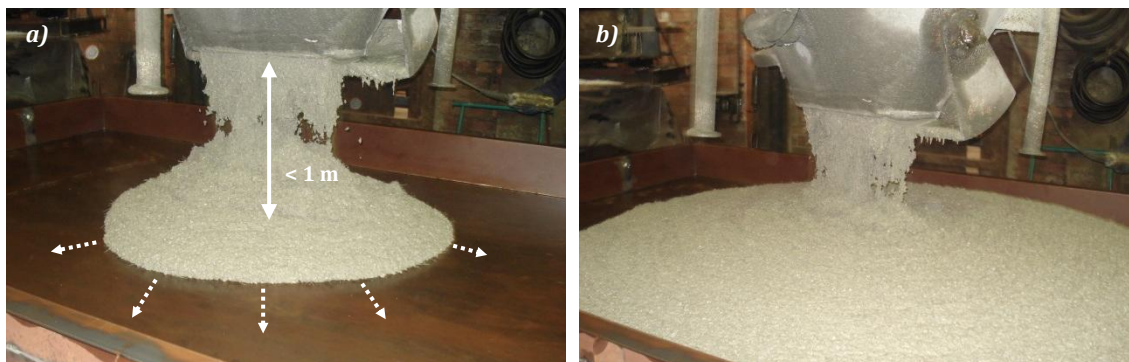


Figura 4.5 - a) y b) Vertido del hormigón con cubilote; c) y d) flujo del hormigón en el molde

Las losas eran desmoldadas 1 día después del hormigonado y debidamente acopiadas y conservadas en las instalaciones de la empresa de prefabricados Escofet hasta su transporte a las instalaciones de la UPC.

4.2.4. Caracterización en estado endurecido

Los ensayos propuestos para la caracterización mecánica de las 3 series en estado endurecido son los siguientes:

- Resistencia a compresión simple en probetas cilíndricas de $\phi 15 \times 30$ cm a la edad de 28 días según UNE 83507 (2004).
- Módulo elástico medio también a los 28 días (E_{cm}) en probetas cilíndricas de $\phi 15 \times 30$ cm según UNE 83316 (1996).
- Resistencia a flexotracción de probetas prismáticas de $15 \times 15 \times 60$ cm a la edad de 28 días según EN 14651 (2005).

Los resultados medios a los 28 días para el módulo elástico (E_{cm}) y la resistencia a compresión (f_{cm}) junto con los valores del coeficiente de variación (CV), para las tres series de estudio se presentan en la Tabla 4.3.

En la misma pueden encontrarse también los valores medios del límite de proporcionalidad (f_L) y las fuerzas residuales de tracción de flexión (f_{R1} , f_{R2} , f_{R3} , f_{R4}) correspondientes a distintos desplazamientos de $CMOD$: 0,05 mm; 0,5 mm; 1,5 mm; 2,5 mm y 3,5 mm, respectivamente obtenidos con el ensayo de flexotracción.

Tabla 4.3 – Caracterización del HRFP a los 28 días.

	Serie 1		Serie 2		Serie 3	
	Media [MPa]	CV %	Media [MPa]	CV %	Media [MPa]	CV %
E_{cm}	32000	0,74	33200	1,49	29900	5,65
f_{cm}	46,40	2,44	47,99	1,85	50,54	2,41
f_L	4,82	7,71	4,83	7,07	4,34	10,92
$f_{R,1}$	3,56	8,47	3,04	11,95	2,96	31,01
$f_{R,2}$	4,70	6,05	3,94	11,62	3,72	34,67
$f_{R,3}$	5,19	4,81	4,36	11,38	4,54	36,0
$f_{R,4}$	5,23	5,17	4,42	10,60	4,61	34,56
LOSAS	L_A_3,0mx3,0m		L_B_3,0mx3,0m		S_A_1,5mx3,0m	
	M_A_2,0mx3,0m		M_B_2,0mx3,0m		S_B_1,5mx3,0m	

El ensayo de flexotracción de acuerdo con la EN 14651:2005 es de difícil ejecución y presenta una alta dispersión de los resultados obtenidos, (a menudo por encima del 20% de acuerdo con Parmantiers (2008) y Molins *et al.* (2009)), véase a modo de ejemplo la serie 3. Sin embargo los valores medios obtenidos concuerdan razonablemente bien con los obtenidos para las series 1 y 2 (con el mismo hormigón pero valores de dispersión considerablemente menores).

4.2.5. Transporte y acopio

El transporte de las losas se realizó en dos viajes en camión-tráiler. En el primero se transportaron las losas grandes (3,0mx3,0m) dispuestas verticalmente apoyadas sobre un caballete (ver Figura 4.6a) y las losas pequeñas de (1,5mx3,0m) en horizontal. En un segundo viaje se transportaron las losas medianas de (2,0mx3,0m) que fueron transportadas también colocadas en horizontal (Figura 4.6b).



Figura 4.6 – Transporte de las losas de HRF a) viaje 1 y b) viaje 2

La descarga y colocación de las placas en el acopio se realizó con ayuda de eslingas especiales de descarga. Debido a la limitación y falta de espacio para el acopio en el interior del Laboratorio de Tecnología de Estructuras Luis Agulló de la UPC, las losas fueron apiladas en horizontal unas sobre otras (en grupos de 2) utilizando tirantes o listones de madera como separadores, los cuales debían quedar perfectamente alineados en vertical (para evitar la aparición de cargas esviadas) y ubicados cerca de los extremos de las losas para evitar voladizos y momentos negativos que pudieran fisurar la cara superior (Figura 4.7).



Figura 4.7 – Acopio de las losas en el Laboratorio de Tecnología de Estructuras Luis Agulló

En todas las losas se utilizó un sistema de 8 ganchos (4 a cada lado de la losa) necesarios para, utilizando dos puentes grúa, salvar el actuador en el proceso de colocación de la losa bajo el pórtico. Asimismo, en las losas de $3,0m \times 3,0m$ se diseñó un doble sistema de anclaje (situados a 60 cm de los extremos en una de las caras) para que el transporte mediante puente grúa pudiera realizarse sin mayores inconvenientes también en vertical (Figura 4.8a). Para ello fue necesario disponer un mínimo de armado ($2\phi 8\text{ mm}$ de acuerdo con la Figura 4.8b) si bien éste no tenía influencia en el posterior comportamiento de la losa durante el ensayo realizado.

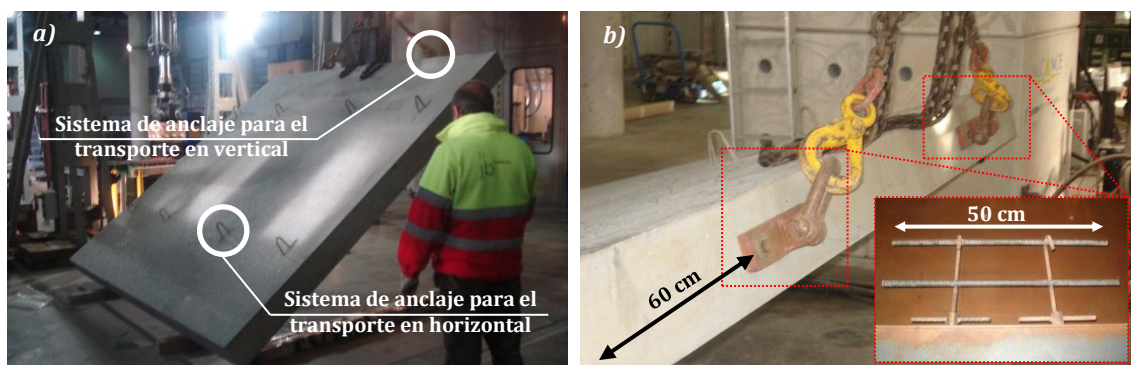


Figura 4.8 – Sistemas de ganchos para el transporte con puente grúa

4.2.6. Configuración y procedimiento de ensayo

Los ensayos, llevados a cabo en el laboratorio de la UPC, consisten en la aplicación de una carga puntual sobre losas de un tamaño variable apoyadas únicamente a lo largo de la parte central de cada lado (las 2/4 centrales).

Los ensayos, se han realizado con un servo-actuador pseudo-dinámico MTS de 1000 kN a compresión y 500 mm de recorrido de pistón acoplado en un extremo a un pórtico de carga mediante una rótula tridimensional. Durante el desarrollo del mismo, el control de la aplicación de la carga se realizó por posición.

El proceso de carga se dividió en dos etapas, en cada una de las cuales se definió una velocidad de carga adecuada para el objetivo establecido: en la primera etapa, se utilizó una velocidad de desplazamiento baja para permitir la aparición y propagación de fisuras. Una vez las fisuras principales se habían estabilizado, se imponía una mayor velocidad de carga de desplazamiento para evaluar el comportamiento de las losas que

alcanzaban altos valores de desplazamiento. Así, para las losas más pequeñas (1,5m x 3,0m) se aplicó una velocidad de carga de 0,15 mm/min hasta alcanzar un desplazamiento de pistón de 6 mm, momento a partir del cual se aumentaba la velocidad hasta 0,20 mm/min. Las losas medianas (2,0m x 3,0m) fueron cargadas a 0,20 mm/min y tras alcanzar los 6 mm de desplazamiento se cambió a 0,30 mm/min. Finalmente, las losas grandes (3,0m x 3,0m) fueron cargadas a 0,25 mm/min hasta una deformación de 5 mm, y a 0,40 mm/min hasta la finalización del ensayo. La aplicación de la carga se realizó sobre una superficie de neopreno de 200x200 mm en el centro de las losas (Figura 4.9). Con objeto de eliminar eventuales efectos de acomodamientos que pudieran desvirtuar los resultados, se aplicaba además una precarga (inferior a 10 N) previa al inicio del ensayo.

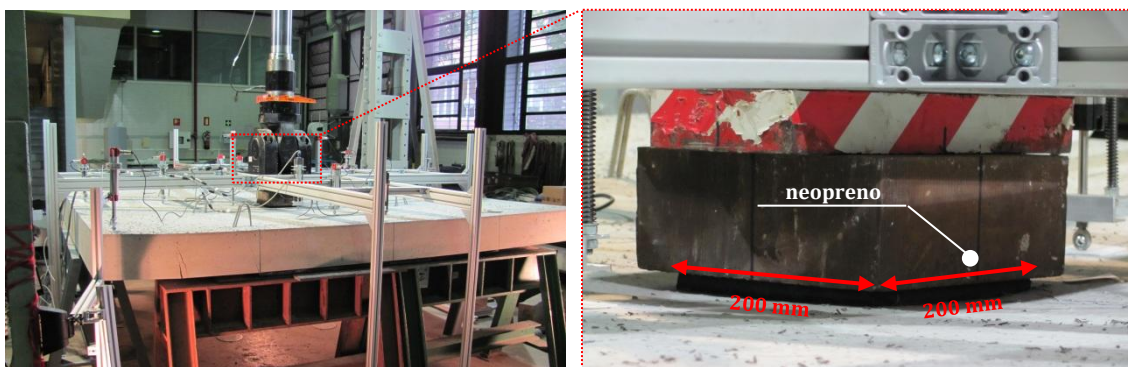


Figura 4.9 – Configuración del ensayo y detalle de la carga puntual.

Así mismo, se materializaron los apoyos fijos en los 4 lados de las losas mediante un caballete sobre el que se disponía un neopreno de 200 mm de ancho y 20 mm de espesor situado de acuerdo con el esquema de la Figura 4.10.

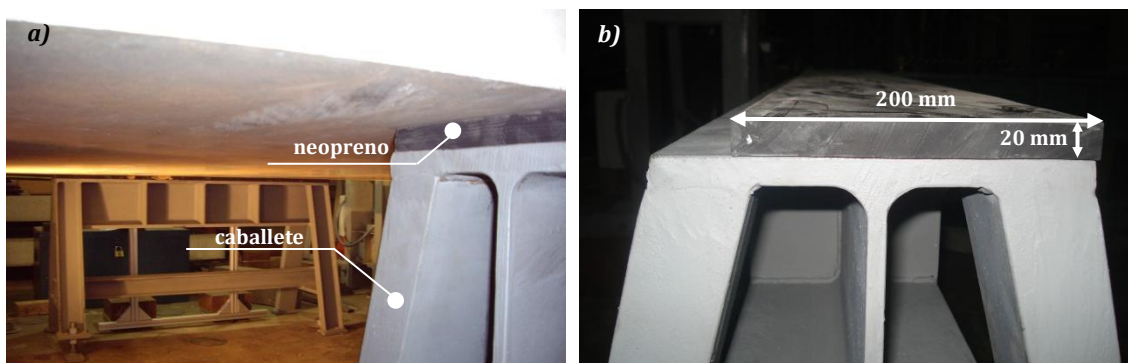


Figura 4.10 – a) Configuración de los apoyos y b) dimensiones del neopreno.

4.2.7. Instrumentación

La variable principal a medir durante el ensayo, además de carga y desplazamiento del pistón, fue la flecha en distintos puntos. Para ello se dispusieron un total de 14 transductores magnetostrictivos de desplazamiento (MTS Temposonic LP Magnetostriction). Éstos se colocaban por encima de la losa (midiendo flecha de la cara superior). En la Figura 4.11 se presenta esquemáticamente la distribución de los transductores. Su disposición obedece a la voluntad de obtener una completa información de la deformación de la losa bajo la configuración de ensayo escogida.

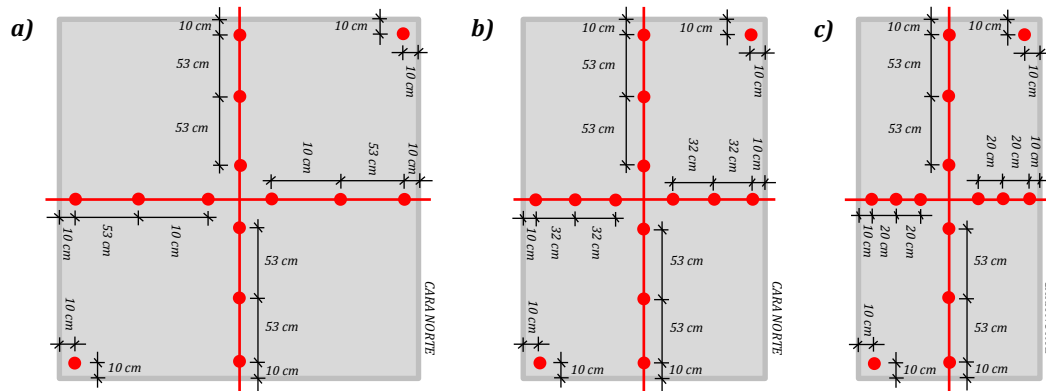


Figura 4.11 – Posicionamiento de los transductores de desplazamiento para las losas a) 3,0mx3,0m; b) 2,0mx3,0m y c) 1,5mx3,0m.

Los transductores se ubicaron a través de una estructura reticular fabricada con perfilera de aluminio (Figura 4.12). Así se dispusieron 12 transductores de desplazamiento a lo largo de los ejes de simetría de las losas (paralelos a los lados) formando una cruz (6 en cada dirección). De estos 12 transductores, 4 se colocaron en los ejes de los apoyos para medir el comportamiento y deformación de la capa de neopreno y poderla descontar en el posterior análisis de los resultados. Así mismo se dispusieron transductores de desplazamiento en 2 de las 4 esquinas (diagonalmente opuestas) con objeto de recoger la contraflecha que se produce (Figura 4.12).

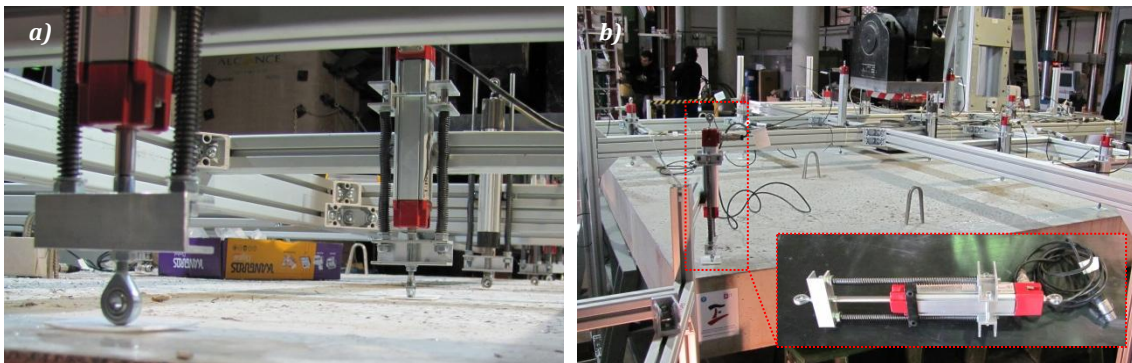


Figura 4.12 – Estructura reticular fabricada con perfilera de aluminio y detalle de un transductor de desplazamiento

La nomenclatura utilizada para identificar los transductores fue: temposonics del 1 al 6 en dirección *E – O* (eje 1 o longitudinal) y del 7 al 12 en dirección *N – S* (eje 2 o transversal), los temposonics 13 y 14 corresponden a las esquinas *NO* y *SE* respectivamente.

4.2.8. Tratamiento previo de los datos

Dado que la carga se aplicó en el centro de la losa, no se dispone de medidas de flecha en este punto. Sin embargo, se ha observado una relación fuertemente lineal (con $R^2=0,999$) en todos los temposonics tanto en el eje 1 (o longitudinal) como en el eje 2 (o transversal) desde el centro a los apoyos (véase a modo de ejemplo la Figura 4.13). Ello permite la obtención de la flecha en cada eje como la intersección de las regresiones

lineales. La flecha utilizada se ha obtenido como la media entre las flechas obtenidas según cada eje.

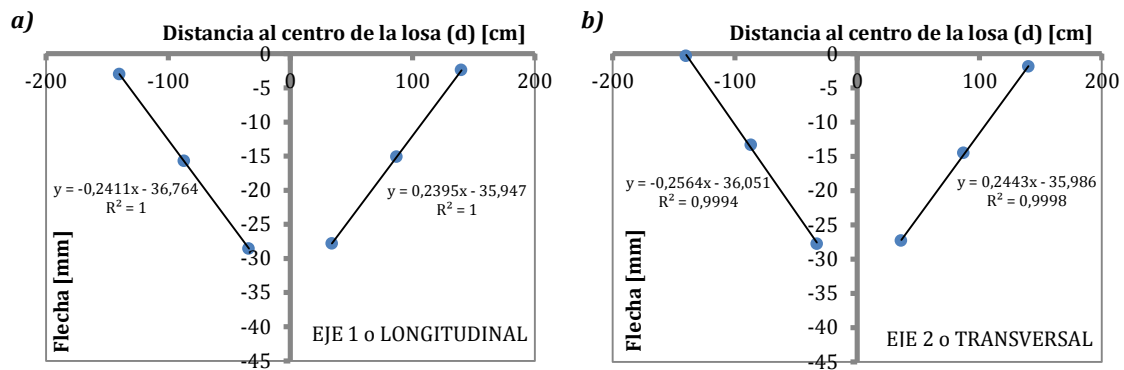


Figura 4.13 – Ejemplo de obtención de la flecha central a) eje 1 y b) eje 2

En las Figura 4.15a, b y c se presenta la deformada de las losas según los ejes longitudinal y transversal para diferentes flechas centrales. En ellas se visualiza así el trabajo a flexión en más de una dirección, característico de las placas o losas bajo la configuración de apoyo escogida (ver apartado 4.2.6), igualándose los descensos máximos en el centro de la losa.

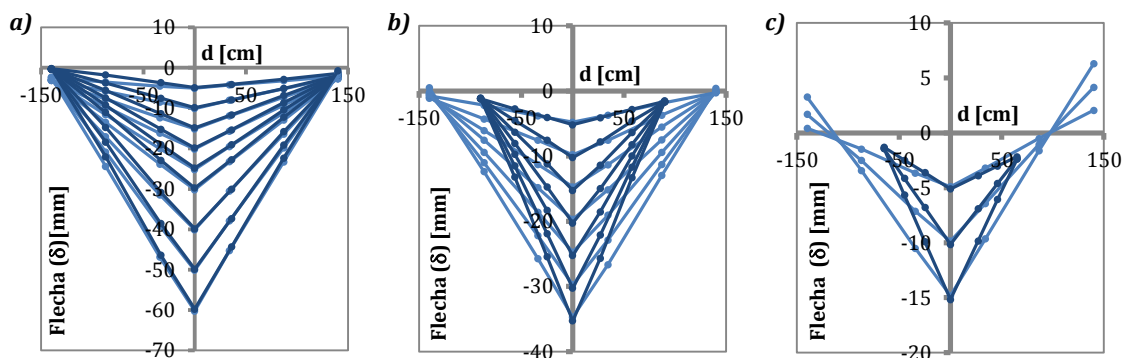


Figura 4.14 – Deformada de las losas para diferentes flechas centrales
a) L_B_3,0mx3,0m; b) M_A_2,0mx3,0m y c) S_A_1,5mx3,0m

En las mismas, puede observarse el comportamiento en los apoyos, del cual se realiza un estudio más pormenorizado en las Figura 4.15a, b y c donde se presentan las curvas carga-desplazamiento de los apoyos (temposonics 1 – 6; 7 – 12) a lo largo de todo el ensayo.

En la Figura 4.15, se aprecia durante el proceso de carga un evidente descenso (desplazamientos <0) de los apoyos (temposonics 1-6; 7-12) debido a la deformación elástica de los neoprenos. Esta deformación se repite durante los primeros momentos de carga en todas las losas, independientemente de sus dimensiones y del eje considerado (eje 1 o longitudinal y eje 2 o transversal). Cuando disminuimos la dimensión transversal, el descenso de los apoyos en el eje 2 o transversal (temposonics 7 y 12) se acentúa y se mantiene durante todo el ensayo. La deformación del neopreno ha sido descontada de la flecha total medida.

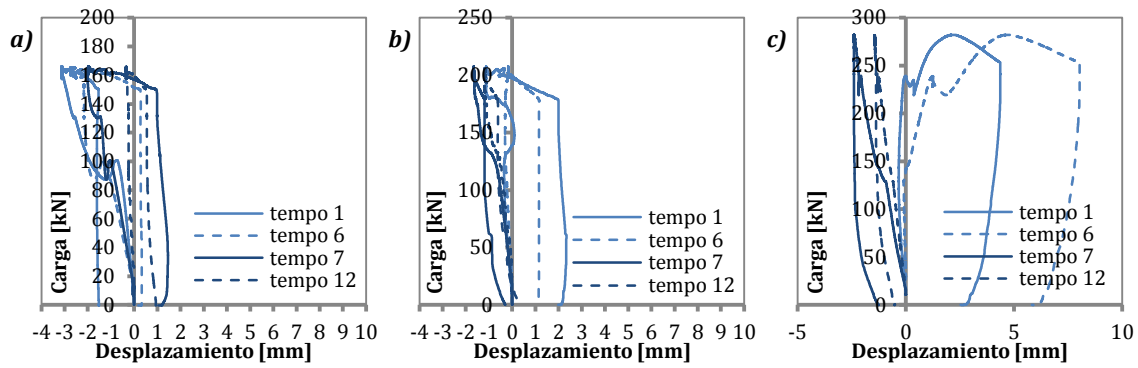


Figura 4.15 – a) $L_B_3,0m \times 3,0m$; b) $M_A_2,0m \times 3,0m$ y c) $S_A_1,5m \times 3,0m$

Sin embargo, en el eje 1 o longitudinal (cuyas dimensiones se mantienen constantes en todas las losas) puede observarse a partir de cierto momento un ascenso de los apoyos (tempos 1 y 6), ver *Figura 4.16*. Dicho fenómeno se acentúa también en la medida que aumenta la relación h/b (disminuye la dimensión del eje 2 o transversal), véase *Figura 4.15a, b y c*.

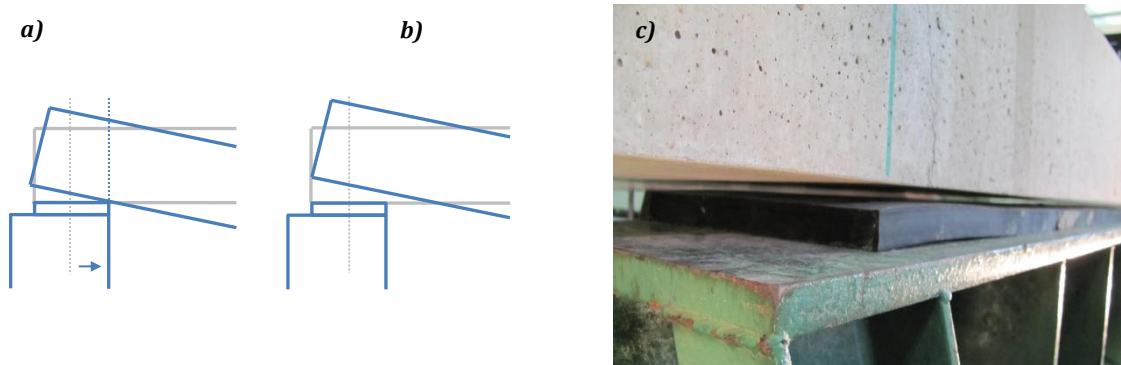


Figura 4.16 – Ascenso de los extremos de la losa en los apoyos

Ello es debido a que la rigidez del eje 2 (o transversal) aumenta a medida que disminuye su dimensión, y restringe la flecha en el centro de la losa. La flexión en la dirección longitudinal viene gobernada por la menor rigidez del eje 1 respecto al eje 2 (o transversal). Consecuentemente, ante el mismo nivel de carga y para compatibilizar la flecha en el centro de la losa, ésta se ve obligada a levantar los extremos en el eje 1, perdiendo en ocasiones el contacto con los apoyos (ver *Figura 4.16*).

Este fenómeno, ocurre también en las esquinas de las losas, donde además de la compatibilidad deformacional debido a flexión, también incide la curvatura debido al alabeo (o torsión) de la losa.

En la *Figura 4.18* se presenta la deformada de las diagonales de las losas para las mismas flechas centrales que las presentadas en la *Figura 4.15*. Comparando ambas figuras, puede concluirse que el fenómeno de *uplifting* es más acentuado en las esquinas (entre 0 y 30 mm, ver *Figura 4.18*), que en los apoyos (entre 0 y 7 mm, ver *Figura 4.15*).

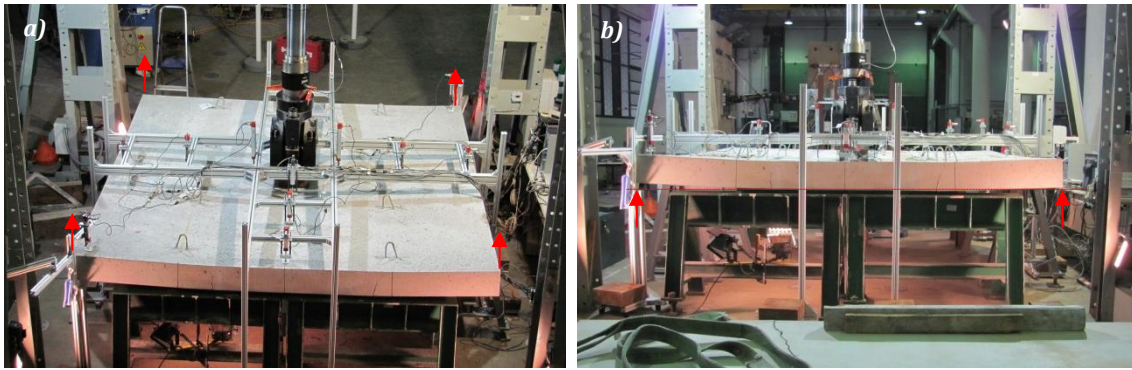


Figura 4.17 – Ascenso de las esquinas de las losas durante el proceso de carga

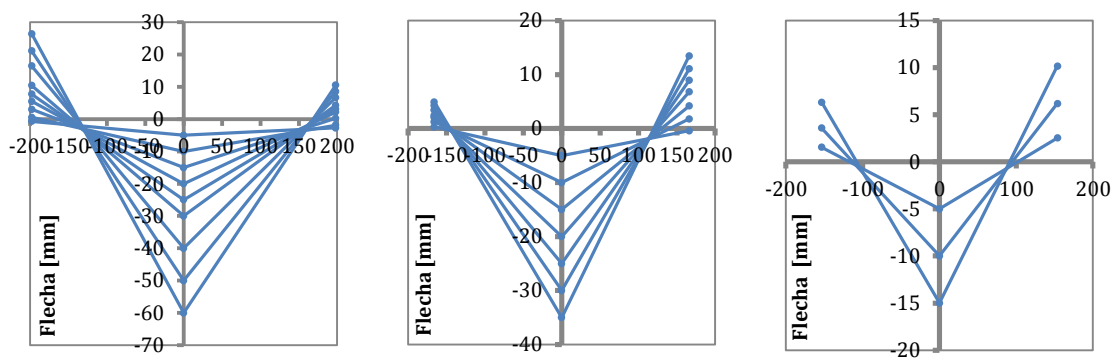


Figura 4.18 – Deformadas en la diagonal NO – SE

La capacidad resistente de las placas surge por lo tanto no solamente de su rigidez flexional (la resistencia a curvarse en ambas direcciones) sino también de la rigidez torsional es decir la resistencia a alabearse.

En adelante trabajaremos únicamente con la curva carga-desplazamiento en el centro de vano. Para ello en la *Figura 4.19a* se presentan las curvas carga desplazamiento en el centro de losa tras el ensayo, y en la *Figura 4.19b* se presenta la misma figura tras la corrección de las curvas (se ha descontado el descenso medido de los apoyos). En esta misma figura se presenta un detalle en el que puede apreciarse la influencia en las primeras etapas de carga que tiene este hecho en la curva resultante.

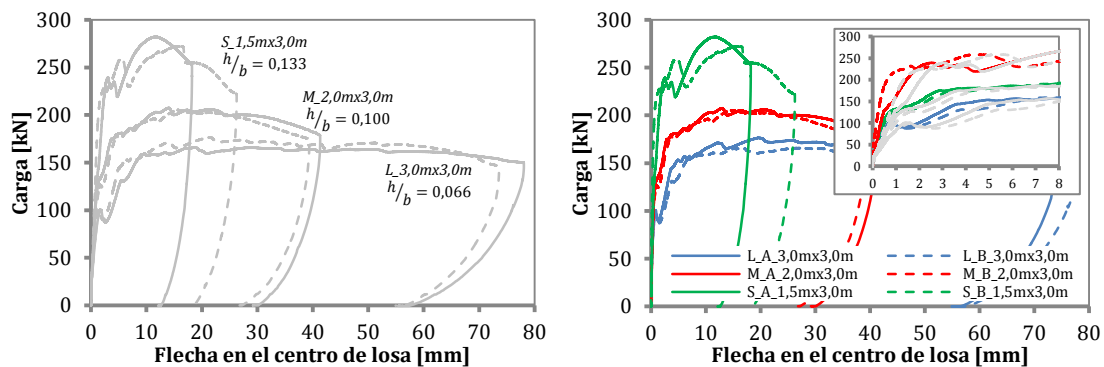


Figura 4.19 – Curvas carga-desplazamiento en el centro de la losa

a) antes de y b) después de considerar los neoprenos

4.3. ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO MECÁNICO

4.3.1. Análisis estructural

Un mayor detalle puede verse en la *Figura 4.20*, donde se presentan las curvas carga-desplazamiento en el centro de la losa (y rotación equivalente) y energía absorbida-desplazamiento en el centro de la losa (y rotación equivalente) para las 6 losas ensayadas.

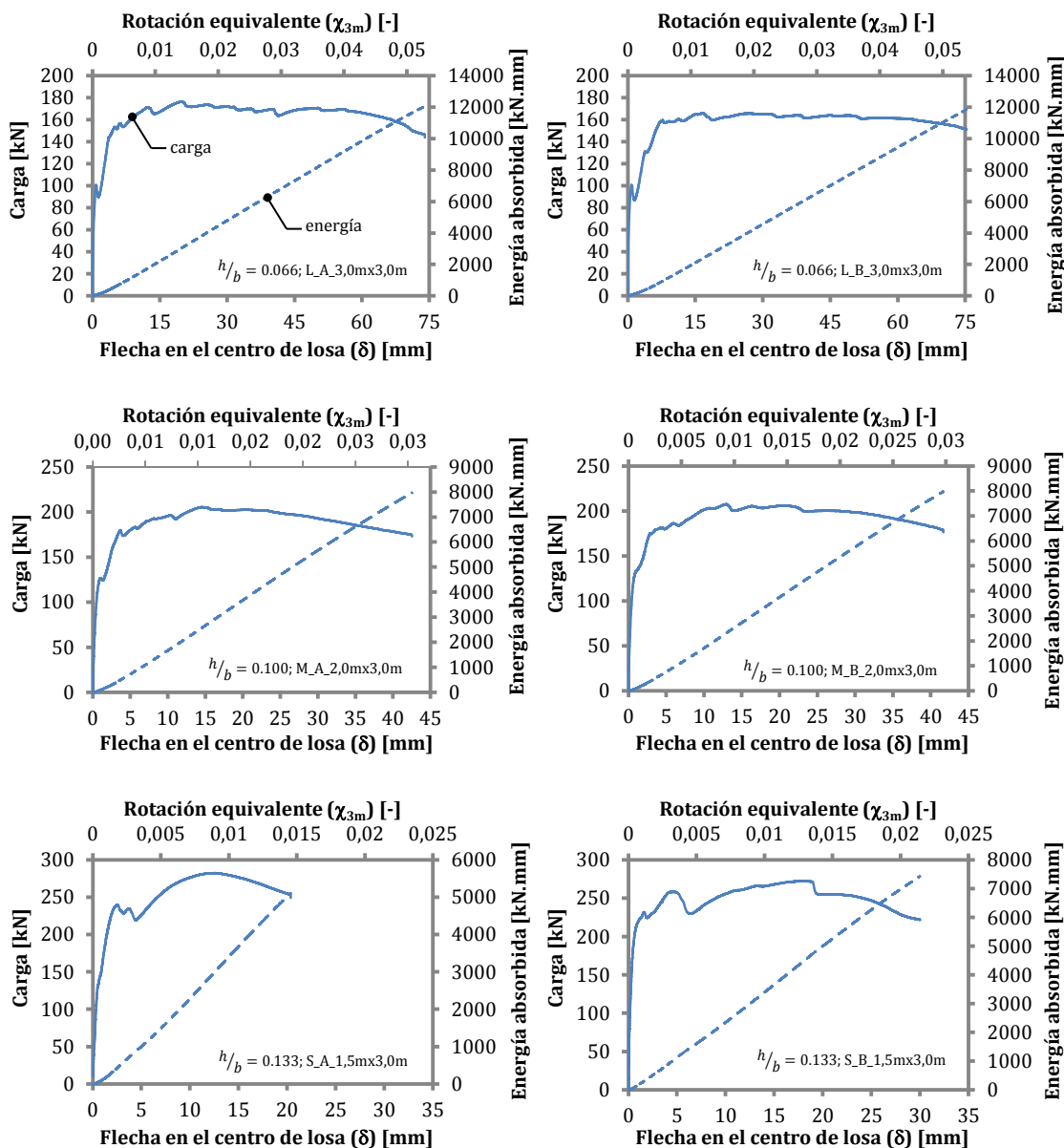


Figura 4.20 – Curvas carga-desplazamiento en el centro de la losa (y rotación equivalente) y energía absorbida-desplazamiento en el centro de la losa (y rotación equivalente)

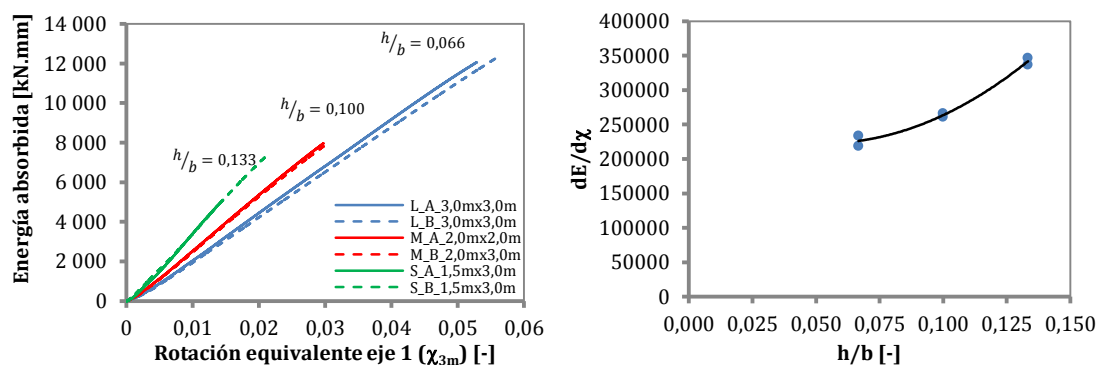
Tal y como se aprecia en la *Tabla 4.4*, los resultados presentados para las losas del mismo tamaño muestran pequeñas diferencias entre ellos, lo que evidencia una buena repetitividad del ensayo.

Tabla 4.4 –Comparación de los resultados numéricos y experimentales

MODELO	$F_{m\acute{a}x}$ [kN]	$\delta_{F_{m\acute{a}x}}$ [mm]	$F_{\delta=5mm}$ [kN]	$F_{\delta=15mm}$ [kN]	$F_{\delta=25mm}$ [kN]	$F_{\delta=55mm}$ [kN]	m_{final} [kN/mm]
L_A_3,0mx3,0m	176,45	19,55	153,20	167,26	173,48	169,23	-0,02
L_B_3,0mx3,0m	165,94	16,58	135,44	165,03	165,01	161,70	-0,08
M_A_2,0mx3,0m	207,48	13,01	180,53	202,17	199,99		-0,45
M_B_2,0mx3,0m	205,42	14,57	179,82	204,95	198,66		-0,32
S_A_1,5mx3,0m	282,16	11,73	225,91	270,97			-2,15
S_B_1,5mx3,0m	272,22	15,90	257,25	271,46			-2,61

Cuanto mayor es la relación h/b mayor es la carga máxima ($F_{m\acute{a}x}$) obtenida en el ensayo (ver Tabla 4.4) y menor y su capacidad de rotación. Así se ha alcanzado de media una carga máxima de 171 kN para las losas de 3,0mx3,0m ($h/b = 0,066$); 206 kN para las losas de 2,0mx3,0m ($h/b = 0,100$) y 277 kN para la losa de 1,5mx3,0m ($h/b = 0,133$). El comportamiento de la losa grande ($h/b = 0,066$) es más dúctil que el del resto de losas. Una vez han aparecido las fisuras principales, la contribución de las fibras permite una redistribución de esfuerzos y la aparición de nuevas fisuras secundarias. Consecuentemente, la losa mantiene un nivel de carga prácticamente constante hasta niveles de flecha de 70 mm ($F_{\delta=5mm} \approx F_{\delta=15mm} \approx F_{\delta=35mm} \approx F_{\delta=55mm}$), manteniendo pendientes prácticamente planas ($m_{final} \approx 0kN/mm$). Sin embargo las losas se hacen más rígidas a medida que disminuimos su dimensión transversal. Una vez alcanzan el valor de carga máxima, las fibras no son capaces de mantener este nivel de carga y la pérdida de capacidad portante se acelera, especialmente para las losas con $h/b = 0,133$, con pendientes finales más pronunciadas ($m_{final} \approx -2,4kN/mm$).

En la Figura 4.21 se compara la capacidad de absorber energía de las 6 losas ensayadas mediante la curva energía absorbida en función de la rotación equivalente según eje 1 (Figura 4.21a) y pendiente de dichas rectas en función de h/b (Figura 4.21b).

Figura 4.21 –Curvas a) $E - \chi_{3m}$ y b) $dE/d\chi - h/l$

Si bien para una rotación equivalente o desplazamiento dado, la energía es mayor para las losas pequeñas es decir, para mayores relaciones h/b , su capacidad final para absorber energía viene restringida por su limitada ductilidad y capacidad de rotación. A pesar de la mayor pendiente de las curvas $E - \chi_{3m}$ (ver Figura 4.21b), al final del ensayo, las losas más grandes son las que tienen mayor capacidad para absorber energía. Asimismo, la pendiente de la curva $E - \chi_{3m}$ no es lineal con la relación h/b . De acuerdo

con la gráfica de la *Figura 4.21*, el aumento de la pendiente $dE/d\chi$ es marginal para valores bajos de h/b , sin embargo dicha pendiente se hace cada vez más sensible con el aumento de h/b .

4.3.2. Fisuración

El objetivo principal de este apartado de la tesis es el describir detalladamente la fisuración de las 6 losas de HRFPP ensayadas. A tal efecto se presenta documentación tanto gráfica como fotográfica y mapas de fisura. Las fotografías de la *Figura 4.22* corresponden a la cara inferior de las losas (zona traccionada) y fueron realizadas una vez finalizados los ensayos.

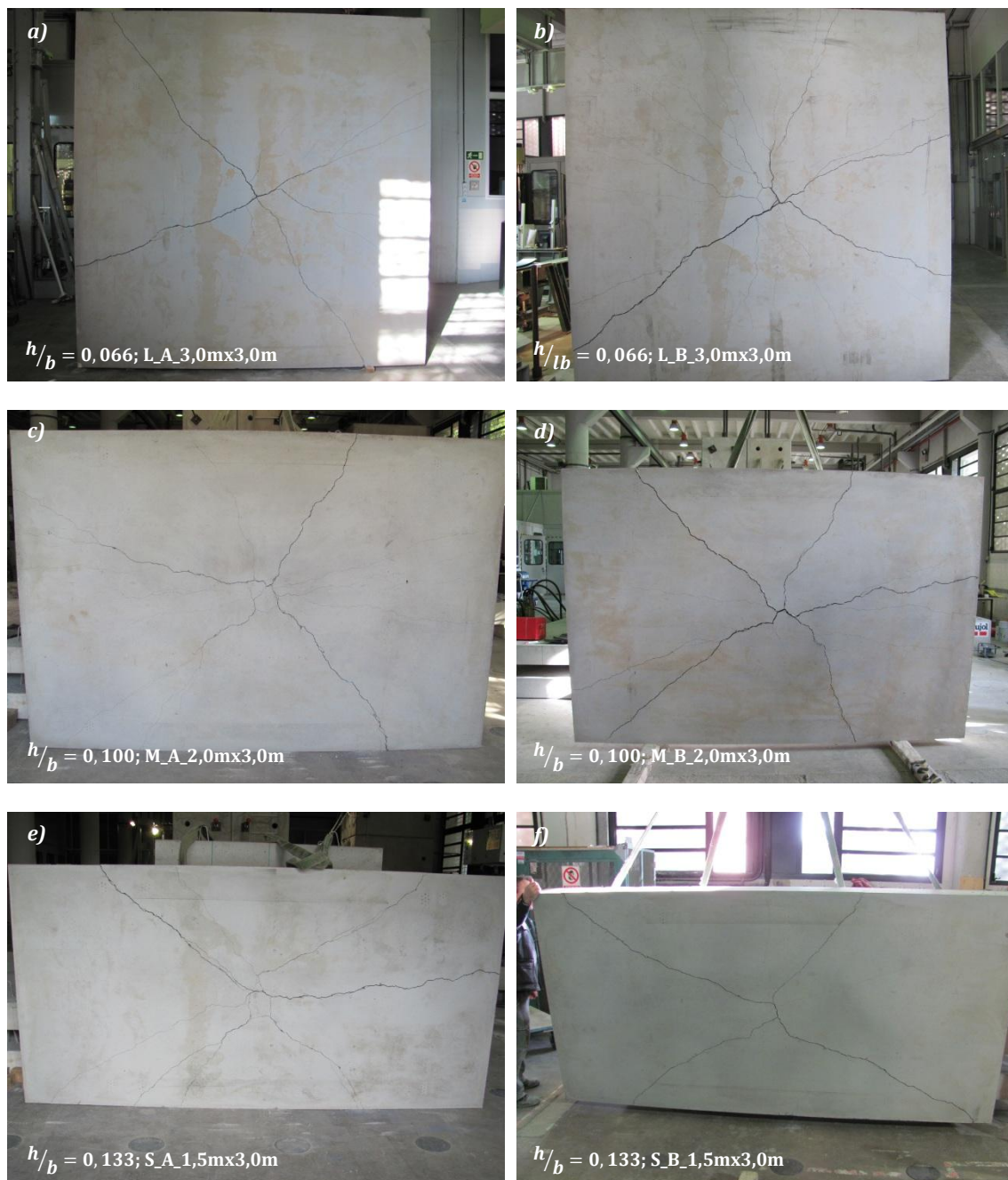


Figura 4.22 – Fisuración de las losas tras el ensayo

En estas fotografías puede apreciarse cómo, en general, aparecen cuatro (incluso en ocasiones cinco) fisuras principales. Sin embargo, y aunque no son visibles en la *Figura 4.22*, aparecen también numerosas fisuras secundarias. Por ello, en la *Figura 4.23* se presenta un detallado esquema de la fisuración de cada losa.

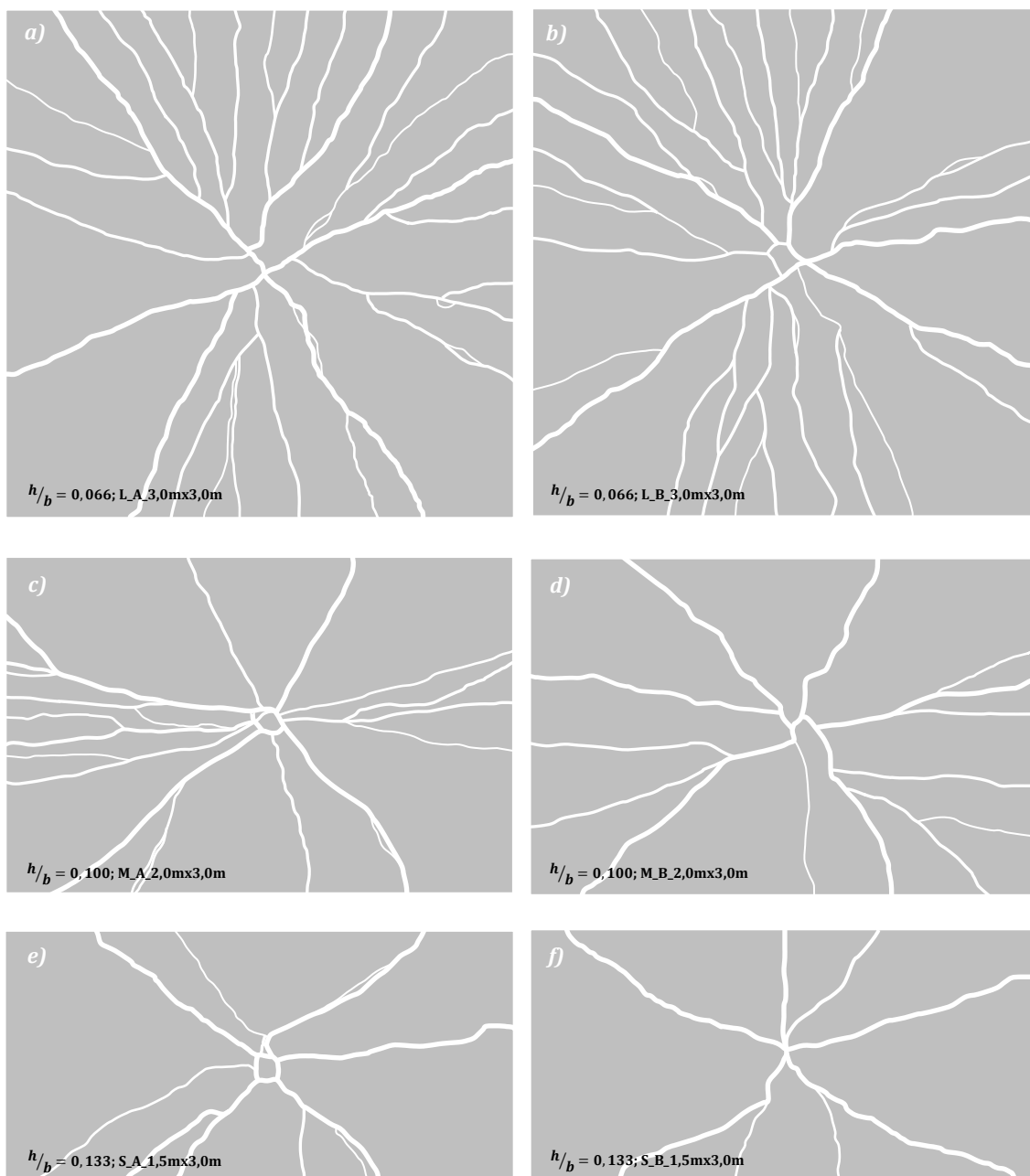


Figura 4.23 – Mapas de fisuración de las losas tras el ensayo.

Tal y como se aprecia en los mapas de fisuración presentados, el mecanismo de rotura en elementos tipo losa bajo la configuración de carga concentrada consiste en la aparición de una fisuración radial. Las fisuras nacen en el centro de la losa (punto de aplicación de la carga) donde son mayores los momentos y se desarrollan hasta alcanzar los extremos de la misma, no necesariamente a las esquinas (ver *Figura 4.23*). En este caso, los patrones de fisuración vienen determinados por las condiciones de apoyo (continuo en los cuatro bordes y con las esquinas libres, ver *apartado 4.2.6*). Conviene destacar que en

casi todos los casos las fisuras principales terminan en los extremos de los apoyos. A modo de ejemplo, en la *Figura 4.24a* se presenta un detalle de la fisura llegando al extremo del apoyo.

La *Figura 4.24b* muestra la fisuración en la zona central de la losa L_B_3,0mx3,0m donde las fisuras eran más anchas. Cuando se examina en detalle, pueden observarse las macro-fibras cruzando las fisuras (trabajando a *pull-out*). En la *Figura 4.24c*, se muestra el detalle de otra fisura principal cerca de los apoyos, en este caso la anchura de fisura alcanzada fue de entre 30 y 50 mm.

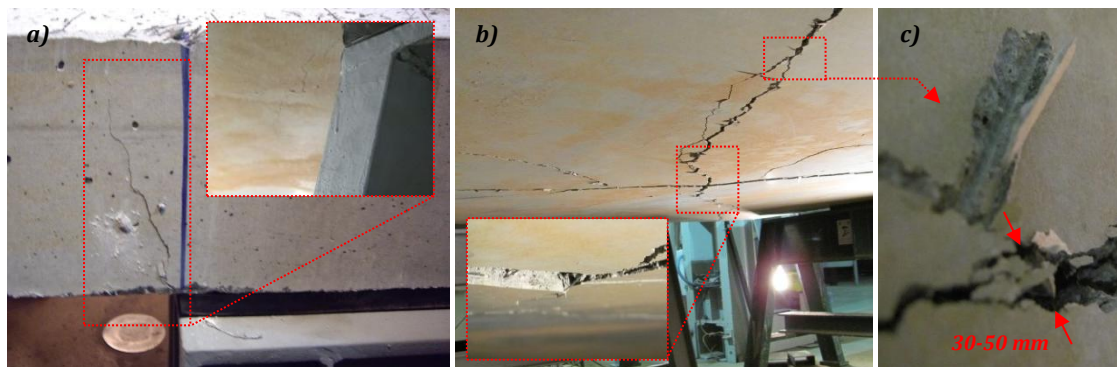


Figura 4.24– a) Fisuras llegando hasta los extremos de los apoyos; b) y c) detalle de la fisuración en la zona central de la losa L_B_3,0mx3,0m

En ninguna de las losas ensayadas pudo apreciarse fisuración por punzonamiento. Sin embargo, se detectó que las fisuras principales progresaron hasta alcanzar la cara superior en las losas L_A_3,0mx3,0m (*Figura 4.25a* y *b*) y L_B_3,0mx3,0m (*Figura 4.25c*), debido al agotamiento de la cabeza de compresión.

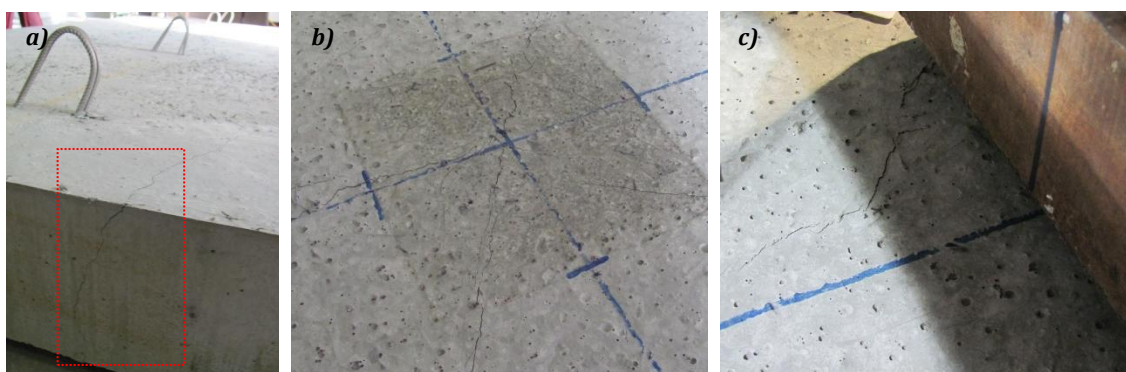


Figura 4.25 – Fisuración en la cara superior a) y b) L_A_3,0mx3,0m y c) L_B_3,0mx3,0m

4.4. MODELO 3D DE LAS LOSAS EN ELEMENTOS FINITOS

Teniendo la configuración hiperestática del ensayo, diseñada para permitir la redistribución de momentos y la contribución de las fibras en más de una, el análisis de su comportamiento estructural se ha abordado por medio de una simulación numérica mediante elementos finitos en 3D.

4.4.1. Modelo

Se ha utilizado el software de elementos finitos ATENA 4.3.1g (Cervenka, 2000). Se aplicó para modelar el comportamiento no lineal de las losas de HRFP descritas en el capítulo 5 y abordar las cuestiones mencionadas en el apartado anterior. Concretamente el modelo constitutivo utilizado se basa en el concepto de fisura difusa (*smearred crack*), basado en un modelo de daño. En los modelos de fisura difusa, el sólido se mantiene como un continuo, y una vez se inicia la fisuración se supone que el comportamiento isótropo elástico inicial cambia por uno ortótropo que es función de la dirección de la fisuración (consecuentemente se preserva la topología inicial de la malla, lo que explica la popularidad de estos modelos para aplicaciones prácticas).

El modelo utilizado se basa en el concepto de la mecánica de medios continuos clásica en la cual las relaciones constitutivas que definen el comportamiento del material bajo carga monótonamente creciente tanto en compresión como a tracción son la curva tensión-deformación con *softening*. El modelo utilizado analiza para cada elemento la energía de fractura que debe disipar en función de su estado de fisuración, acumulando en éste la deformación total (incluida la deformación asociada a la apertura de fisura). Ello produce una inconsistencia entre la energía disipada por unidad de volumen y la energía de fractura disipada por unidad de área; de esta forma los resultados obtenidos del análisis mostrarían una alta dependencia de la discretización de la malla. Este conflicto se resuelve imponiendo una condición del tamaño mínimo de la zona de localización. En este sentido el programa utiliza uno de los métodos más extendidos para calcular adecuadamente la longitud característica, como es el modelo del *crack band theory* de Bazant y Oh (1983), quienes proponen un ancho de banda de fisuración que depende del área del elemento y de la dirección de propagación.

Asimismo, pueden diferenciarse dos formas de abordar el problema: los modelos de fisura fija (Suidan-Schnobrich, 1973) y los modelos de fisura rotatoria (Grupta-Abkar, 1984). En los modelos de fisura fija, la orientación de las fisuras coincide con la dirección de las tensiones principales calculadas en estado isotrópico lineal. En los de fisura rotatoria, ésta puede girar y orientarse según las tensiones principales de cada etapa de cálculo. En este capítulo se ha utilizado el modelo de fisura rotatoria, de esta forma se evita la rotación del campo de deformaciones y consecuentemente la aparición de cortantes en el plano de fisuración que pueden conducir a un bloque tensional o *stress bloquing*.

4.4.2. Geometría y condiciones de contorno

Los elementos que se pretende modelar son losas de HRFP (sin refuerzo convencional) de geometría variable, simplemente apoyadas en sus 4 bordes. Para reproducir de forma fidedigna las condiciones exactas de la configuración de ensayo descrita se han realizado las siguientes consideraciones.

Dadas las condiciones de simetría se ha reducido el tamaño del dominio a discretizar a un cuarto de la losa, imponiendo desplazamiento nulo en las direcciones normales a ambos planos de simetría. Se ha modelado también el neopreno situado en el punto de carga y en los apoyos (en los que se ha impuesto una restricción del

desplazamiento vertical). Asimismo, se ha añadido una interfaz entre la losa y el neopreno en ambos apoyos con el fin de modelar el contacto sin que aparezcan tracciones.

4.4.3. Generación de la malla

La discretización de la malla condiciona el grado de exactitud de la solución y el coste computacional de la misma. En un compromiso por reducir el tiempo de procesamiento computacional sin comprometer los resultados obtenidos se ha optado por una malla estructurada con elementos tetraédricos de 0,075 m de lado para la losa de HRFP y elementos prismáticos para los neoprenos. Considerando que se ha reducido el dominio a un cuarto de la losa, se han generado las siguientes discretizaciones: 6243 tetraedros y 84 prismas (1524 nodos) para las losas S_A y $B_1,50m \times 3,0m$; 8162 tetraedros y 90 prismas (1945 nodos) para M_A y $B_2,0m \times 3,0m$; y 11944 tetraedros y 112 prismas (2780 nodos) para los modelo de las losas L_A y $B_3,0m \times 3,0m$.

4.4.4. Propiedades de los materiales

El MEF utilizado, atribuye a los elementos finitos propiedades materiales a partir de las curvas tensión deformación ($\sigma - \varepsilon$) a compresión y a tracción con los que simular el comportamiento, bien del hormigón, bien del neopreno. Por tanto, resulta evidente que la selección de la forma de la curva $\sigma - \varepsilon$ es fundamental para definir la respuesta tensional de los materiales a partir del campo de deformaciones.

Para modelar el comportamiento a compresión del HRFP se ha aceptado el diagrama propuesto por el Eurocódigo 2 (CEN-ENV, 1992). Respecto a la definición del comportamiento fenomenológico a tracción, en el capítulo 2 se han presentado varios diagramas $\sigma - \varepsilon$ incluidos en los códigos y normativas europeas. En este caso, se han descartado los diagramas rectangular y bilineal, y se han tomado como referencia los diagramas multilineal y trilineal de la EHE y RILEM.

El neopreno de los apoyos y de la placa de carga se ha modelado suponiendo un comportamiento elástico lineal del material (curva $\sigma - \varepsilon$ es esquematizada en la Figura 4.26). El módulo de elasticidad del neopreno se determinó experimentalmente de acuerdo con la norma UNE-EN 1337-3:2005. Finalmente la interface en el contacto entre la losa y los neoprenos se ha modelado con un criterio de Mohr-Coulomb con *tensión cut-off*.

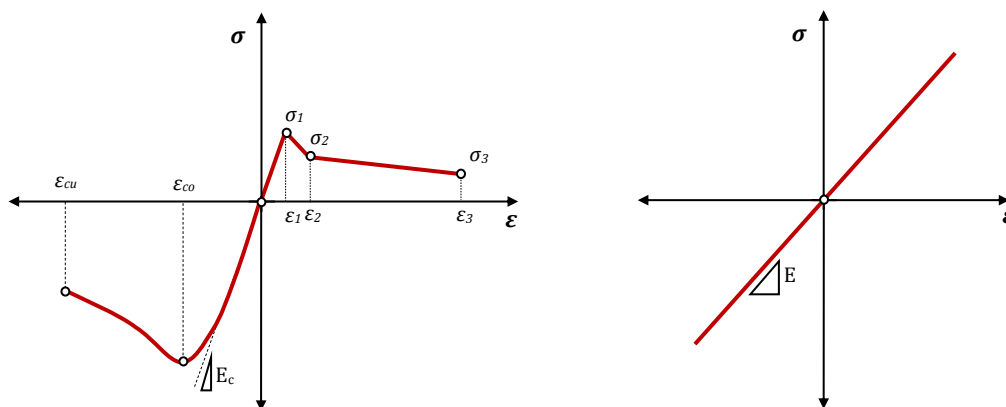


Figura 4.26 –Esquema de las curvas tensión-deformación $\sigma - \varepsilon$ de a) HRFP y b) neopreno.

En la *Tabla 4.5* se resumen los parámetros básicos que definen las respectivas relaciones tensión-deformación ($\sigma - \varepsilon$) utilizadas para modelar las losas ensayadas.

Tabla 4.5 – Parámetros que definen los modelos constitutivos.

MODELO		PROPIEDADES DE LOS MATERIALES			REFERENCIA
Común a todos los modelos	neopreno	Módulo de elasticidad medio	[MPa]	35,00	
		Coefficiente de Poisson	[-]	0,30	
	interface	Rigidez normal	[MN/m ³]	2,0·10 ⁸	
		Rigidez tangencial	[MN/m ³]	2,0·10 ⁸	
		Cohesión	[MPa]	1,000	
		Coefficiente de fricción		0,10	
		Tensión de Cut-off a tracción	[MPa]	0,30	
Modelo SERIE 1: L_A_3,0m x3,0m M_A_2,0m x3,0m	HRFP	Compresión media	[MPa]	46,40	UNE 83507
		Módulo de elasticidad medio	[GPa]	32,00	UNE 83316
		Coefficiente de Poisson	[-]	0,20	Eurocódigo 2
		Tensión σ_1	[MPa]	6,33/2,87	RILEM/EHE
		Tensión residual media σ_2	[MPa]	1,45/1,60	RILEM/EHE
		Tensión residual media σ_3	[MPa]	1,75/1,99	RILEM/EHE
		Deformación media ε_1	[%o]	0,20/0,09	RILEM/EHE
		Deformación media ε_2	[%o]	0,30/0,19	RILEM/EHE
		Deformación media ε_3	[%o]	25,00/20,00	RILEM/EHE
		Longitud característica	[m]	0,0625	ATENA
Modelo SERIE 2: L_B_3,0m x3,0m M_B_2,0m x3,0m	HRFP	Compresión media	[MPa]	47,99	UNE 83507
		Módulo de elasticidad medio	[GPa]	33,20	UNE 83316
		Coefficiente de Poisson	[-]	0,20	Eurocódigo 2
		Tensión σ_1	[MPa]	6,47/2,93	RILEM/EHE
		Tensión residual media σ_2	[MPa]	1,24/1,37	RILEM/EHE
		Tensión residual media σ_3	[MPa]	1,48/1,65	RILEM/EHE
		Deformación media ε_1	[%o]	0,19/0,09	RILEM/EHE
		Deformación media ε_2	[%o]	0,29/0,19	RILEM/EHE
		Deformación media ε_3	[%o]	25,00/20,00	RILEM/EHE
		Longitud característica	[m]	0,0625	ATENA
Modelo SERIE 3: S_A_1,50m x3,0m S_B_1,50m x3,0m	HRFP	Compresión media	[MPa]	50,54	UNE 83507
		Módulo de elasticidad medio	[GPa]	29,90	UNE 83316
		Coefficiente de Poisson	[-]	0,20	Eurocódigo 2
		Tensión σ_1	[MPa]	6,70/3,03	RILEM/EHE
		Tensión residual media σ_2	[MPa]	1,18/1,30	RILEM/EHE
		Tensión residual media σ_3	[MPa]	1,39/1,55	RILEM/EHE
		Deformación media ε_1	[%o]	0,22/0,10	RILEM/EHE
		Deformación media ε_2	[%o]	0,32/0,20	RILEM/EHE
		Deformación media ε_3	[%o]	25,00/20,00	RILEM/EHE
		Longitud característica	[m]	0,0625	ATENA

4.5. COMPARACIÓN DE LOS RESULTADOS NUMÉRICOS Y EXPERIMENTALES

4.5.1. Curvas carga-flecha

En la *Figura 4.27*, se presentan las curvas de carga-flecha en el centro de vano obtenidas con el modelo RILEM y el modelo EHE junto con los resultados experimentales presentados en este capítulo para las tres dimensiones de losa estudiadas.

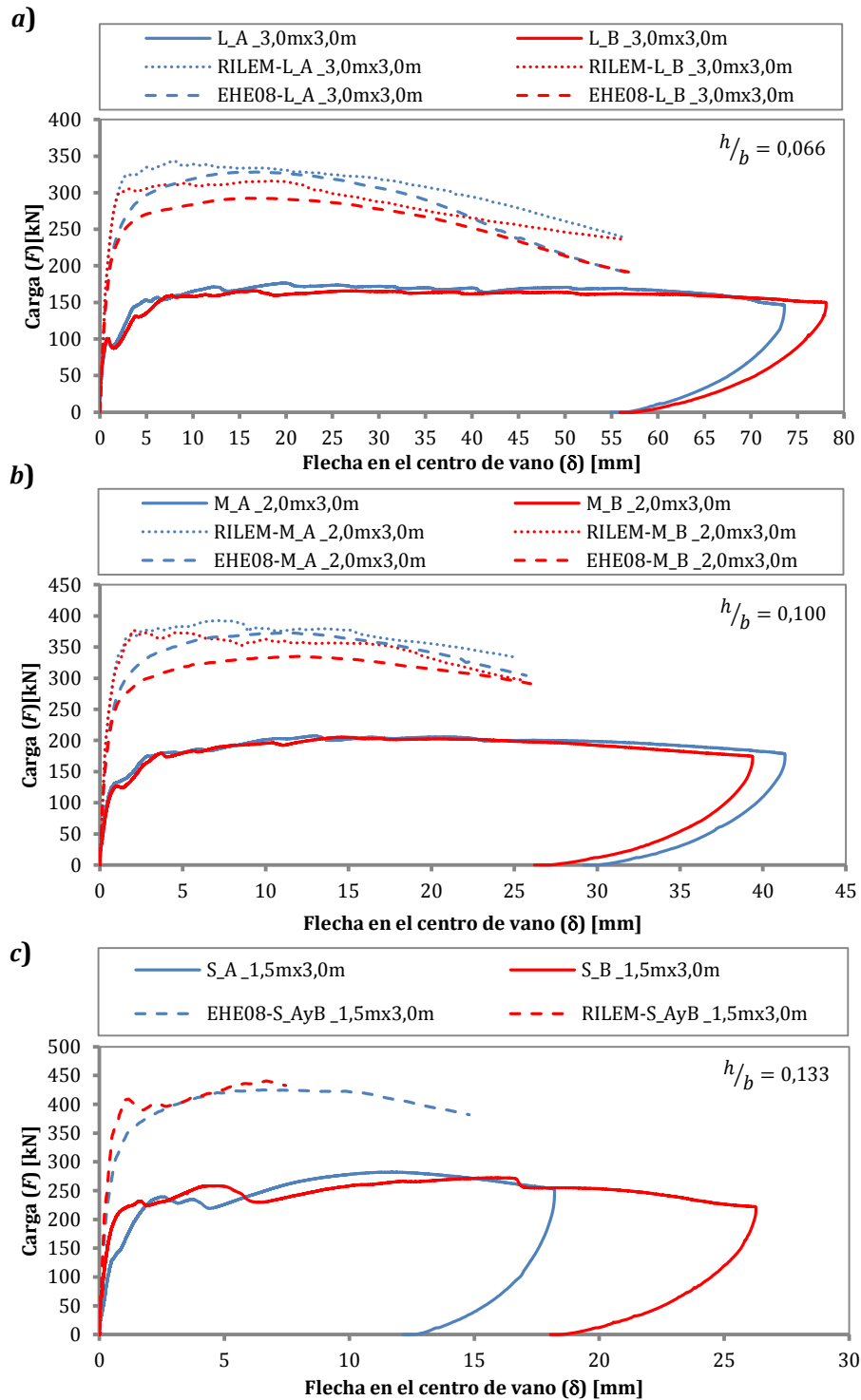


Figura 4.27 – Comparación resultados numéricos y experimentales para las losas
 a) L_A y B_3,0mx3,0m b) M_A y B_2,0mx3,0m y c) S_A y B_1,5mx3,0m.

La predicción proporcionada por los diagramas trilineal y multilineal propuesta por RILEM y EHE respectivamente sobreestima con claridad los resultados experimentales en todos los casos.

Con el fin de analizar en detalle la predicción de RILEM y EHE para cada tipo de losa, en la *Tabla 4.6.* se presentan algunos parámetros derivados de las curvas $F - \delta$ (tales

como la carga máxima y su desplazamiento asociado ($F_{m\acute{a}x}$ y $\delta_{F_{m\acute{a}x}}$), las cargas para un δ 5 mm y de 15 mm ($F_{\delta=5mm}$ y $F_{\delta=15mm}$) y las pendientes de los tramos)

Tabla 4.6 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales

MODELO		$F_{m\acute{a}x}$ [kN]	$\delta_{F_{m\acute{a}x}}$ [mm]	$F_{\delta=5mm}$ [kN]	$F_{\delta=15mm}$ [kN]	m_{final} [kN/mm]
L_A_3,0mx3,0m	EHE	328,30	16,32	298,10	320,49	-3,43
	RILEM	343,71	7,60	334,93	338,66	-1,98
	EXP,	176,45	19,55	153,20	167,26	-0,02
L_B_3,0mx3,0m	EHE	292,39	16,01	269,89	284,91	-4,64
	RILEM	316,06	18,54	302,82	311,73	-3,08
	EXP,	165,94	16,58	135,44	165,03	-0,08
M_A_2,0mx3,0m	EHE	372,58	11,06	354,69	370,56	-4,48
	RILEM	392,54	7,19	384,15	380,43	-3,84
	EXP,	207,48	13,01	180,53	202,17	-0,45
M_B_2,0mx3,0m	EHE	334,98	11,86	317,64	332,14	-3,43
	RILEM	376,24	1,96	372,00	358,05	-6,46
	EXP,	205,42	14,57	179,82	204,95	-0,32
S_A_1,5mx3,0m	EHE	425,29	6,94	419,91	423,04	-8,77
	RILEM	440,55	6,67	424,74	-	-
S_B_1,5mx3,0m	EXP, A	282,16	11,73	225,91	270,97	-2,15
	EXP, B	272,22	15,90	257,25	271,46	-2,61

De acuerdo con la Tabla 4.6, los valores de $F_{m\acute{a}x}$ predichos numéricamente con RILEM y EHE son de media 165 kN y 140kN mayores que los obtenidos de forma experimental, con independencia del tamaño de la losa considerada. Como consecuencia, los errores relativos medios cometidos en la predicción de $F_{m\acute{a}x}$ aumentan con la dirección transversal. Así, el modelo de la RILEM conduce a errores relativos medios del 93%; 86% y 59% para las losas L_A y $B_3,0mx3,0m$; M_A y $B_2,0mx3,0m$ y S_A y $B_1,5mx3,0m$ respectivamente, y en el caso de la EHE del 81%; 71% y 52%.

Los errores cometidos por el modelo de la RILEM son consistentemente mayores que los cometidos por el modelo de la EHE también para $F_{\delta=5mm}$ y $F_{\delta=15mm}$. Así, para las losas de $3,0mx3,0m$; $2,0mx3,0m$ y $1,5mx3,0m$ se obtienen errores relativos medios en el parámetro $F_{\delta=5mm}$ de 121%; 110% y 77% con la RILEM, y de 97%; 87% y 79% con la EHE, y en el parámetro $F_{\delta=15mm}$ de 96%; 81% y 60% con la RILEM, y de 82%; 73% y 56% con la EHE.

Podemos observar cómo dichos errores disminuyen con el aumento de la dimensión transversal (como en el caso de $F_{m\acute{a}x}$); y con el aumento del desplazamiento en el centro de vano (δ). Del mismo modo, las diferencias de las predicciones con ambos modelos (RILEM y EHE) disminuyen también con el aumento de δ (ver Tabla 4.6 y Figura 4.27)

En la Tabla 4.7 se presentan los valores de absorción de energía (área bajo la curva $F - \delta$) para δ de 15 mm, 25 mm y 55 mm para todas las losas.

Tabla 4.7 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales

MODELO		$E_{F_{m\acute{a}x}}$ [kNmm]	$\delta_{F_{m\acute{a}x}}$ [mm]	$E_{\delta=15mm}$ [kNmm]	$E_{\delta=25mm}$ [kNmm]	$E_{\delta=55mm}$ [kNmm]
L_A_3,0mx3,0m	EHE	4803,62	16,32	4398,38	7623,83	15665,58
	RILEM	2256,53	7,60	4448,33	8377,24	16981,26
	EXP.	2986,55	19,55	2202,65	3930,02	9011,76
L_B_3,0mx3,0m	EHE	4234,34	16,01	3999,71	6857,17	14309,94
	RILEM	5528,62	18,54	4408,87	7621,04	15542,41
	EXP.	2363,73	16,58	2102,31	3731,88	8637,64
M_A_2,0mx3,0m	EHE	3712,16	11,06	5176,91	8783,54	-
	RILEM	2548,89	7,19	5502,25	9136,39	-
	EXP.	2323,25	13,01	2724,36	4758,66	-
M_B_2,0mx3,0m	EHE	3616,20	11,86	4665,94	8100,72	-
	RILEM	542,06	1,96	5304,28	8742,31	-
	EXP.	2578,35	14,57	2666,75	4686,33	-
S_A_1,5mx3,0m	EHE	2640,23	6,94	5870,10	-	-
	RILEM	2643,24	6,67	-	-	-
S_B_1,5mx3,0m	EXP. A	2773,49	11,73	3680,66	-	-
	EXP- B	3918,18	15,90	3673,42	-	-

Respecto al valor de $E_{\delta=15mm}$ se han obtenido errores relativos entre 90% y 100% para la losa de $3,0mx3,0m$; entre 75% y 100% para la losa de $2,0mx3,0m$, y de un 60% para la losa de $1,5mx3,0m$. Los errores disminuyen para las energías absorbidas para valores de δ de 25 mm y 55 mm.

La falta de precisión que se obtiene en la predicción del comportamiento estructural de las losas es resultado de los excesivamente optimistas coeficientes que afectan a las resistencias residuales ($f_{R,i}$) en las ecuaciones constitutivas utilizadas para el caso del HRFP (aspecto ya comentado en el capítulo 3 para las vigas ensayadas a flexión). Además, la geometría y orientación de las fibras de las probetas prismáticas utilizadas para caracterizar el HRFP no son representativas de las losas. Finalmente, las condiciones isostáticas de los ensayos EN 14651 (2005) y NBN B 15-238 no reproducen la capacidad de redistribución de esfuerzos que, gracias a las fibras, exhiben las losas bajo condiciones hiperestáticas.

El motivo por el cual en los elementos tipo losa no se obtienen ajustes numéricos tan buenos como los obtenidos en el capítulo 3, es debido al hecho de que en las vigas con armadura mixta, el comportamiento viene principalmente gobernado por la armadura convencional.

4.6. CONCLUSIONES

Se han presentado en este capítulo los resultados más relevantes de una amplia campaña experimental con elementos tipo losa. Se ha demostrado la viabilidad del HRFP para ser utilizado en elementos tipo losa bajo configuración hiperestática. Las losas ensayadas han mostrado un comportamiento dúctil, con gran capacidad de redistribuir esfuerzos y manteniendo un alto nivel de carga tras fisuración.

El mismo ensayo se ha simulado numéricamente y la predicción proporcionada por los diagramas trilineal y multilineal propuesta por RILEM y EHE, sobreestima los resultados experimentales. Los errores relativos cometidos en la predicción del valor $F_{m\acute{a}x}$; $F_{\delta=5mm}$; $F_{\delta=15mm}$ disminuyen a medida que también disminuye la dirección transversal de la losa (aumento de la relación h/b). Así mismo, también disminuyen las diferencias entre las curvas $F - \delta$ citadas con anterioridad con el modelo de la RILEM y de la EHE. La sobreestimación predicha numéricamente con el diagrama RILEM es mayor para todas las losas.

Todo ello indica que la configuración de los ensayos de caracterización a flexotracción y la geometría y orientación de las fibras en las probetas prismáticas utilizadas no son representativas de los elementos tipo losa. Así mismo, las ecuaciones constitutivas de EHE y RILEM (trilineales y bilineales), son excesivamente optimistas para el cálculo de elementos únicamente reforzados con fibras plásticas, lo que evidencia la necesidad de ajustar los valores que definen las ecuaciones constitutivas a tracción en régimen fisurado para el caso de las fibras plásticas.

5. ESTUDIO PARAMÉTRICO DE LA ECUACIÓN CONSTITUTIVA

5.1. INTRODUCCIÓN

En el capítulo anterior se ha demostrado que los diagramas constitutivos trilineal y multilineal propuestos por RILEM y EHE respectivamente claramente sobreestiman los resultados experimentales en elementos tipo losa. A priori, varias causas pueden ser el origen de tal circunstancia:

En primer lugar, tal y como se ha apuntado en el *capítulo 4*, los coeficientes que afectan a las resistencias residuales ($f_{R,i}$) en las ecuaciones constitutivas propuestas por la EHE y la RILEM son excesivamente optimistas para hormigones reforzados con fibras plásticas (incluso para fibras de acero, como apuntan Barros *et al.* (2005) y Dupont (2003)). En segundo lugar, la configuración isostática de los ensayos a flexión en probeta prismática utilizados para la caracterización del HRFP en el diseño estructural, no reproduce la capacidad de redistribución de esfuerzos que, gracias a las fibras, exhiben las losas bajo condiciones hiperestáticas. Finalmente, las dimensiones de las probetas prismáticas utilizadas en dichos ensayos de caracterización no son representativas ni de la orientación de las fibras (como se ha visto en el capítulo 4) ni de la geometría de la losa.

En este sentido Lin (1996), Michels *et al.* (2012) y posteriormente Blanco (2013) identificaron en sus investigaciones con fibras de acero un efecto tamaño en el

comportamiento a flexión de elementos tipo losa, obteniendo menores resistencias residuales en régimen postfisuración a medida que el elemento era mayor. La disminución de la energía de fractura observada indica la necesidad de considerar este efecto en el procedimiento de diseño de los elementos tipo losa. Por ello, Lin (1996), Erdem (2002) o Michels *et al.* (2012) proponen incluir en el diseño diferentes factores geométricos con los que considerar la diferente orientación de las fibras de acero en función del canto de las losas. En esta misma línea, Blanco (2013) identificó en su investigación la existencia de un *efecto red* en losas reforzadas con fibras de acero por el cual una orientación de las fibras más favorable en relación a los planos de fisuración conduce a mayores resistencias residuales y propone un método basado en la estimación de los factores geométricos que tengan en cuenta la hiperestaticidad interna de la estructura y el efecto de la red de fibra.

Sin embargo nada se ha estudiado sobre el efecto o la posible influencia de este efecto en el comportamiento estructural de elementos de HRFP y cómo dicho efecto debiera considerarse también en las ecuaciones constitutivas presentadas en la literatura técnica y normativas de referencia.

5.1.1. Razón de ser y objetivos

La sobreestimación de los resultados a los que conducen las ecuaciones constitutivas propuestas en códigos y normativas, se traduce en diseños claramente del lado de la inseguridad. Tal circunstancia pone de manifiesto la necesidad de realizar una revisión de dichas ecuaciones constitutivas. Por ello, en este capítulo se persigue como objetivos:

- Realizar un estudio paramétrico para determinar la influencia de los parámetros que definen el esquema constitutivo en la respuesta estructural de las losas.
- Determinar el valor de los parámetros que mejor ajustan los resultados experimentales presentados en el *capítulo 4*.
- Poner factores geométricos con los que ajustar la ecuación constitutiva para el HRFP en el caso que fuera necesario.

5.1.2. Organización del estudio

El primer aspecto que se aborda en este capítulo (*apartado 5.2*) es un estudio paramétrico preliminar con las losas S_A_1,5mx3,0m y S_B_1,5mx3,0m. En él se realiza un primer análisis de la sensibilidad de los parámetros que definen la ecuación constitutiva y se acota las variables más determinantes sobre las que posteriormente, en el *apartado 5.3*, se realiza un completo estudio paramétrico con todas las losas ensayadas en el *capítulo 4*.

Una vez realizado el estudio de sensibilidad paramétrico, en el *apartado 5.4* se presentan y analizan las ecuaciones constitutivas con las que se obtiene el mejor ajuste de las curvas experimentales $F - \delta$ presentadas en el *capítulo 4*. Adicionalmente en este apartado se proponen factores geométricos con los que adaptar la ecuación constitutiva propuesta por la RILEM para predecir el comportamiento estructural de elementos tipo losa de HRFP bajo la configuración presentada.

5.2. ESTUDIO PARAMÉTRICO PRELIMINAR

En este apartado se pretende realizar un primer y sencillo estudio sobre la sensibilidad de los parámetros con los que se define la ecuación constitutiva a tracción del HRFP y determinar cuáles tienen una mayor influencia en la respuesta estructural de los elementos. Para ello se ha utilizado como referencia de estudio el modelo desarrollado para las losas $S_A_{1,5m \times 3,0m}$ y $S_B_{1,5m \times 3,0m}$.

5.2.1. Casos de estudio

La curva $\sigma - \varepsilon$ del HRFP queda definida a partir de 6 valores: $\sigma_1, \varepsilon_1, \sigma_2, \varepsilon_2, \sigma_3$ y ε_3 . Sin embargo, con el fin de simplificar el estudio y minimizar el número de parámetros en juego, se ha decidido tomar los valores de σ_1 y ε_1 propuestos por el diagrama multilíneo de la EHE-08 (ver *Tabla 5.1*). El estudio se ha abordado definiendo dos valores extremos para cada uno de los cuatro parámetros estudiados ($\sigma_2, \varepsilon_2, \sigma_3$ y ε_3). Para evitar casuísticas no razonables, la variable σ_2 se define a partir de σ_1 ($\sigma_2 = [0,2\sigma_1 - 0,6\sigma_1]$), y σ_3 en función de σ_2 ($\sigma_3 = [0,5\sigma_2 - 1,2\sigma_2]$).

En la *Tabla 5.1* se resume el conjunto de las 16 casuísticas analizadas en este estudio preliminar y los valores adoptados por las variables $\sigma_1, \varepsilon_1, \sigma_2, \varepsilon_2, \sigma_3$ y ε_3 en cada caso.

Tabla 5.1 - Parámetros utilizados para la curva $\sigma - \varepsilon$ del HRFP a tracción

	σ_1	σ_2	σ_3	ε_1	ε_2	ε_3	
CASO 1	σ_1	$0,2\sigma_1$	$0,5\sigma_2$	$\frac{\sigma_1}{E_c}$		20‰	
CASO 2						40‰	
CASO 3					$1,0\text{‰}$	20‰	
CASO 4						40‰	
CASO 5			$1,2\sigma_2$			20‰	
CASO 6						40‰	
CASO 7					$1,0\text{‰}$	20‰	
CASO 8						40‰	
CASO 9		$0,6\sigma_1$	$0,5\sigma_2$		$\frac{\sigma_1}{E_c}$		20‰
CASO 10							40‰
CASO 11						$1,0\text{‰}$	20‰
CASO 12							40‰
CASO 13			$1,2\sigma_2$				20‰
CASO 14							40‰
CASO 15						$1,0\text{‰}$	20‰
CASO 16							40‰

5.2.2. Influencia de las variables $\sigma_2; \varepsilon_2; \sigma_3$ y ε_3

Para analizar la sensibilidad de la curva carga-desplazamiento en centro de vano ($F - \delta$) en relación a las variables σ_2 y ε_2 , se han agrupado los resultados en las cuatro gráficas de la *Figura 5.1*. Las curvas de cada gráfica se presentan de modo que en ellas puede apreciarse la influencia de σ_2 y ε_2 para las diferentes combinaciones de los valores extremos fijados de σ_3 y ε_3 .

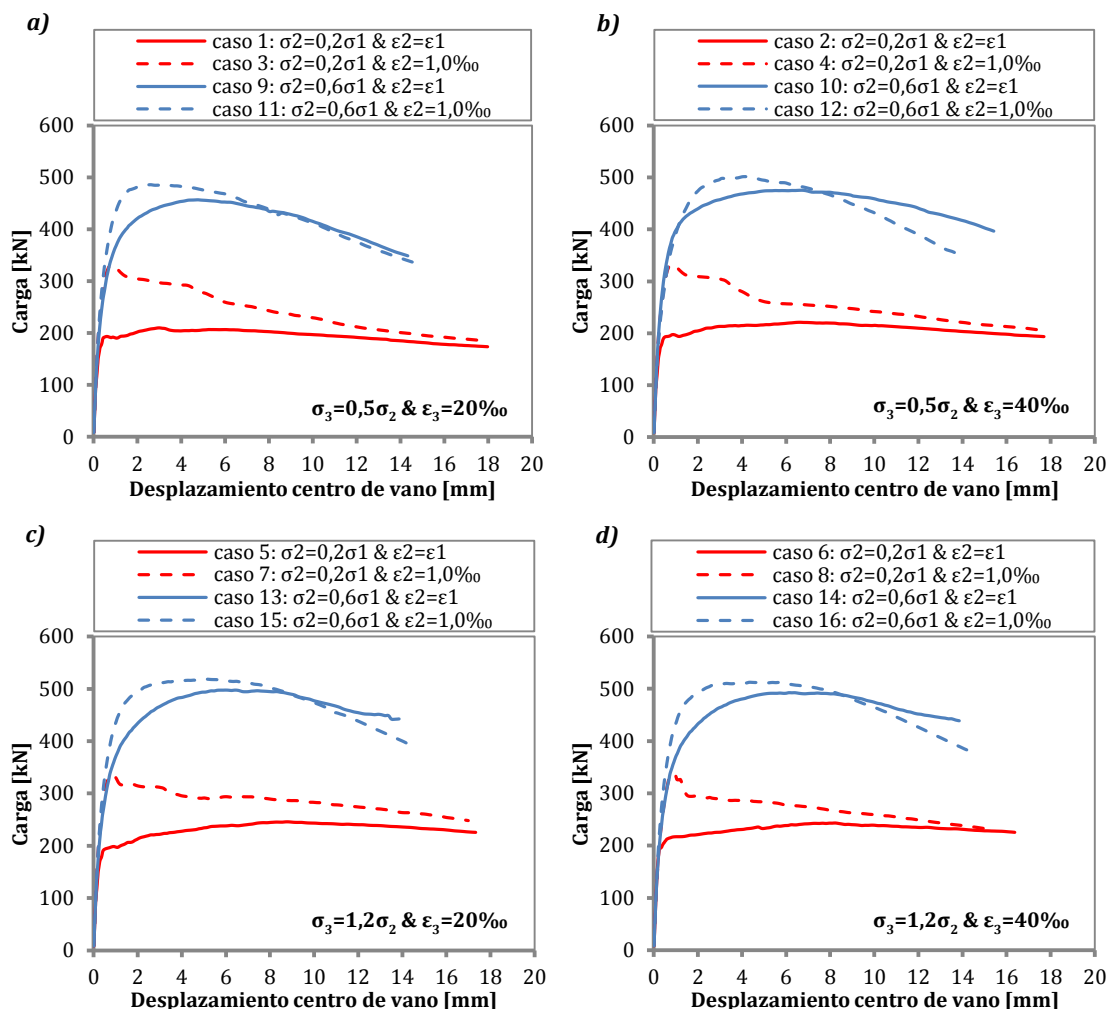


Figura 5.1 – Influencia de las variables σ_2 y ϵ_2 . a) $\sigma_2=0,5\sigma_2$ & $\epsilon_3=20\text{‰}$; b) $\sigma_2=0,5\sigma_2$ & $\epsilon_3=40\text{‰}$; c) $\sigma_2=1,2\sigma_2$ & $\epsilon_3=20\text{‰}$; y d) $\sigma_2=1,2\sigma_2$ & $\epsilon_3=40\text{‰}$

Los parámetros σ_2 y ϵ_2 juegan un papel fundamental en la respuesta estructural de la losa. En cada una de las figuras presentadas, pueden apreciarse claras diferencias de la respuesta estructural de la losa en función de los valores σ_2 y ϵ_2 en términos de carga máxima (F_{max}), flecha para la carga máxima ($\delta_{F_{max}}$) y carga residual ($F(\delta)$).

Tal y como se aprecia en todas las figuras, mayores valores de σ_2 conducen a mayores cargas en el comportamiento estructural de la losa. Así, por ejemplo, para un valor fijo de $\epsilon_2 = \epsilon_1$, la diferencia de utilizar un valor de $\sigma_2 = 0,2\sigma_1$ o $\sigma_2 = 0,6\sigma_1$ conduce a diferencias en la carga máxima cercanas a los 300kN. Dichas cargas aumentan aún más para mayores valores de ϵ_2 , especialmente para bajos niveles de flecha (o desplazamiento en el centro de vano). Sin embargo, la influencia de la deformación asociada a σ_2 , (ϵ_2) es menor a medida que aumenta el desplazamiento del centro de vano.

Si se comparan las figuras entre ellas, apenas pueden apreciarse diferencias. Esto evidencia que la curva carga-desplazamiento en el centro de vano es menos sensible a las variaciones de los parámetros σ_3 y ϵ_3 . Para analizar en mayor detalle estos parámetros en la Figura 5.2 se han reagrupado los resultados, de manera que en ellas puede apreciarse la influencia de σ_3 y ϵ_3 para las diferentes combinaciones de los valores extremos fijados de σ_2 y ϵ_2 .

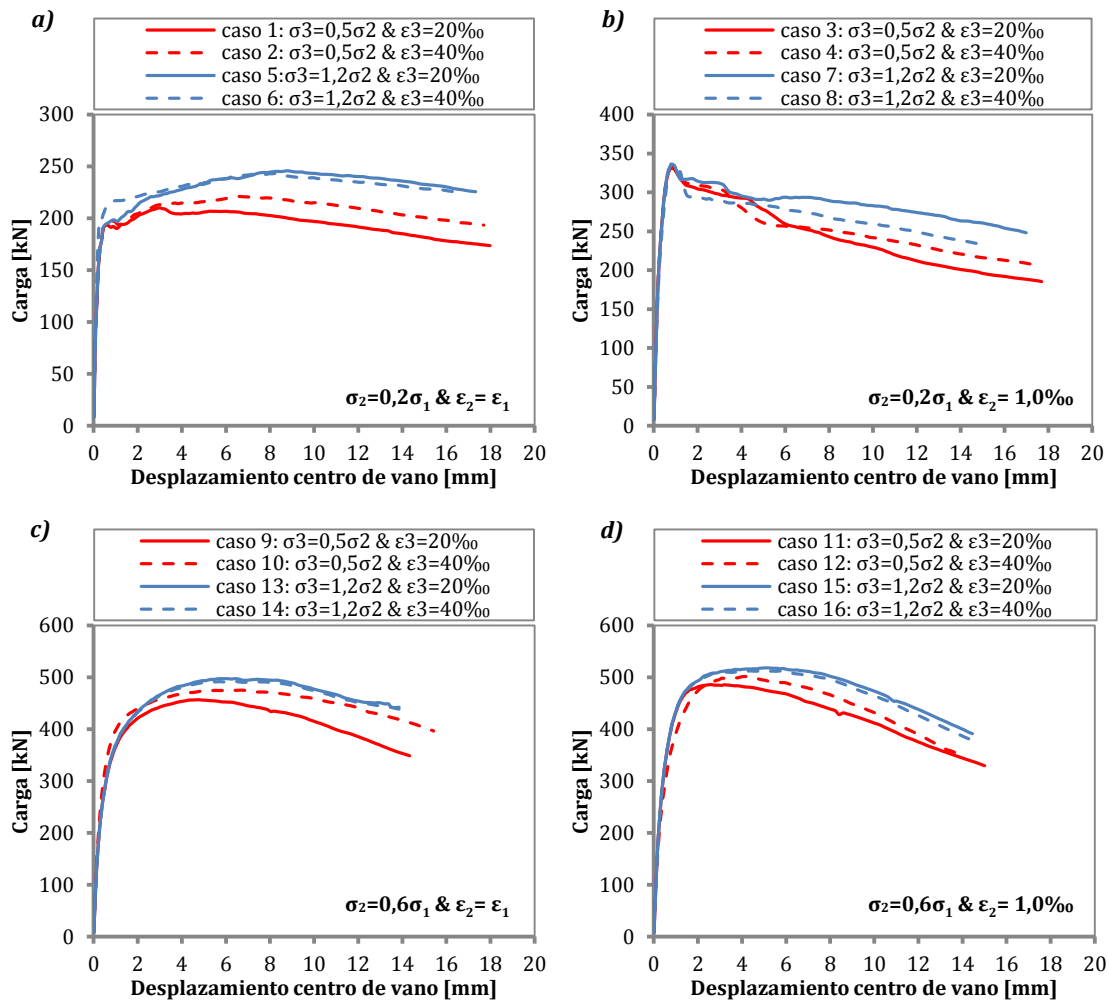


Figura 5.2 – Influencia de las variables σ_2 y ϵ_2 . a) $\sigma_2=0,2\sigma_1$ & $\epsilon_2= \epsilon_1$; b) $\sigma_2=0,2\sigma_1$ & $\epsilon_2= 1,0\text{‰}$; c) $\sigma_2=0,6\sigma_1$ & $\epsilon_2= \epsilon_1$; y d) $\sigma_2=0,6\sigma_1$ & $\epsilon_2= 1,0\text{‰}$

De las gráficas presentadas en la Figura 5.2 puede deducirse que existe una mayor influencia en los resultados finales de la variable σ_3 que de la variable ϵ_3 .

En todos los casos, mayores valores de σ_3 conducen a mayores cargas en el comportamiento estructural de la losa. Sin embargo, hay que destacar que dicho aumento es marginal en relación al aumento de σ_3 cuyo valor pasa de $0,2\sigma_2$ a $1,2\sigma_2$ (60 veces mayor que $0,2\sigma_2$).

Aumentar la variable ϵ_3 conduce a un ligero aumento de las cargas resistidas por la losa para el caso de $\sigma_3 = 0,2\sigma_2$, a diferencia de lo que ocurre cuando se considera un valor $\sigma_3 = 1,2\sigma_2$. En este caso, la diferencia en el comportamiento estructural es prácticamente inapreciable, con una ligera tendencia a obtener menores cargas a medida que aumenta el desplazamiento del centro de vano con el aumento de ϵ_3 .

En la Tabla 5.2 se presentan los valores de carga máxima (F_{max}), desplazamiento para carga máxima (δ_{Fmax}), cargas residuales ($F(\delta)$) para desplazamientos de 5 y 15 mm y el área bajo la curva $F - \delta$, ($E(\delta)$). Estos valores permiten cuantificar las tendencias anteriormente comentadas.

Tabla 5.2 –Comparación de los resultados numéricos del estudio paramétrico preliminar

	F_{max} [kN]	$\delta_{F_{max}}$ [mm]	$m_{inicial}$ [kN/mm]	m_{final} [kN/mm]	$F_{\delta=5mm}$ [kN]	$F_{\delta=15mm}$ [kN]	E_{total} [kNmm]
CASO 1	210,06	3,00	917,11	-2,41	206,05	190,68	3472,86
CASO 2	221,05	6,65	850,12	-2,70	216,01	209,63	3667,76
CASO 3	331,01	0,80	990,94	-3,74	278,11	213,75	4262,57
CASO 4	332,62	0,90	990,94	-3,71	262,22	235,63	4348,33
CASO 5	245,74	8,84	797,46	-3,17	233,15	241,09	3984,26
CASO 6	243,28	9,31	797,05	-2,32	230,73	238,19	3943,28
CASO 7	336,25	0,85	990,94	-5,86	291,44	278,26	4626,80
CASO 8	336,90	0,84	990,94	-6,02	289,83	265,03	4653,46
CASO 9	456,85	5,00	704,02	-14,88	456,74	434,31	6136,11
CASO 10	475,31	6,36	685,04	-13,70	473,56	468,60	6221,79
CASO 11	485,98	2,74	847,56	-15,34	479,13	438,00	6482,74
CASO 12	501,64	3,92	829,55	-17,97	495,28	470,74	6613,22
CASO 13	497,57	5,93	664,40	-7,65	493,63	495,47	6285,96
CASO 14	492,51	6,12	663,61	-7,64	489,70	491,15	6265,28
CASO 15	518,31	5,05	811,76	-18,81	517,90	507,42	6746,46
CASO 16	512,37	4,32	811,82	-19,63	511,67	498,92	6723,08

5.3. ESTUDIO PARAMÉTRICO COMPLETO

El estudio preliminar llevado a cabo en el apartado 5.2 pone de manifiesto la gran influencia de los parámetros σ_2 y ε_2 ; y (en menor medida) σ_3 en el comportamiento estructural de las losas. Considerando la repercusión de estos parámetros, se aborda en este apartado un completo estudio paramétrico considerando los tres tamaños de losa estudiados en el capítulo 4. Con dicho estudio se pretende no sólo conocer la influencia de las variables σ_2 , ε_2 y σ_3 sino acotar el rango de valores para los que se obtendría un buen ajuste numérico de las curvas experimentales presentadas en el capítulo 4.

5.3.1. Variables de estudio

Para poder comparar los resultados entre ellos, se ha optado por tomar unas propiedades materiales del HRFP comunes a las tres losas. Respecto a las variables que definen la curva $\sigma - \varepsilon$ del HRFP (objeto de análisis en este capítulo) se ha decidido tomar como fijos los valores de σ_1 ; ε_1 y ε_3 propuestos por el diagrama multilineal de la EHE-08 (ver Tabla 5.3). Respecto a las variables de análisis, se han definido los mismos valores extremos de σ_2 [$0 - 0,6\sigma_1$]; ε_2 [$0,1 - 0,5$] y σ_3 [$0,5 - 1,2\sigma_2$] para cada uno de los tres tamaños de losas estudiados. Cada intervalo se ha dividido en: 7 valores distintos en el caso de σ_2 ; y 5 en el caso de las variables ε_2 y σ_3 . Los valores adoptados para la simulación de las tres losas se resumen en la Tabla 5.3.

La consideración de todas las casuísticas presentadas se traduce en 175 casos a analizar para cada losa, lo que conduce a un total de 525 simulaciones para realizar el estudio paramétrico.

Tabla 5.3 – Parámetros que definen los modelos constitutivos

MODELO		PROPIEDADES DE LOS MATERIALES		
Modelo utilizado para el estudio paramétrico completo	neopreno	Módulo de elasticidad medio	[MPa]	35,00
		Coefficiente de Poisson	[-]	0,30
	interface	Normal stiffness	[MN/m ³]	2,0·10 ⁸
		Tangential stiffness	[MN/m ³]	2,0·10 ⁸
		Cohesion	[MPa]	1,000
		Coefficiente de fricción		0,10
		Tension de Cut-off a tracción	[MPa]	0,30
	HRFP	Compresión media	[MPa]	50,54
		Módulo de elasticidad medio	[GPa]	29,90
		Coefficiente de Poisson	[-]	0,20
		Tensión σ_1	[MPa]	3,03
		Tensión residual media σ_2	[MPa]	[0,1 σ_1 ; 0,1 σ_1 ; 0,6 σ_1]
		Tensión residual media σ_3	[MPa]	[0,5 σ_2 ; 0,175 σ_2 ; 1,2 σ_2]
		Deformación media ε_1	[‰]	0,10
Deformación media ε_2		[‰]	[0,1; 0,1; 0,5]	
Deformación media ε_3	[‰]	20,00		
Tension characteristic size	[m]	0,0625		

5.3.2. Influencia de las variables σ_2 ; ε_2 y σ_3

En las Figuras 5.3, 5.4 y 5.5, se presentan, para las losas S_2,0mx3,0m; M_2,0mx3,0m y L_3,0mx3,0m respectivamente, las curvas $P - \delta$ obtenidos para los seis valores de σ_2 estudiados.

Para facilitar la visualización de los resultados obtenidos, únicamente se han representado los casos para los valores extremos de σ_3 ($\sigma_3 = 0,5\sigma_2$ en azul y $\sigma_3 = 1,2\sigma_2$ en rojo) y ε_2 ($\varepsilon_2 = 0,1‰$ en las Figuras 5.3a, 5.4a y 5.5a y $\varepsilon_2 = 0,1‰$ en las Figuras 5.3b, 5.4b y 5.5b).

Los resultados de la simulación numérica se representan conjuntamente con las curvas experimentales, lo que permite acotar los valores de σ_2/σ_1 ; σ_3/σ_2 y ε_2 necesarios para obtener un buen ajuste de los datos experimentales. Una vez presentadas las curvas resultantes del estudio paramétrico, se procede a continuación al análisis en profundidad de la influencia de cada variable en la respuesta global de las losas.

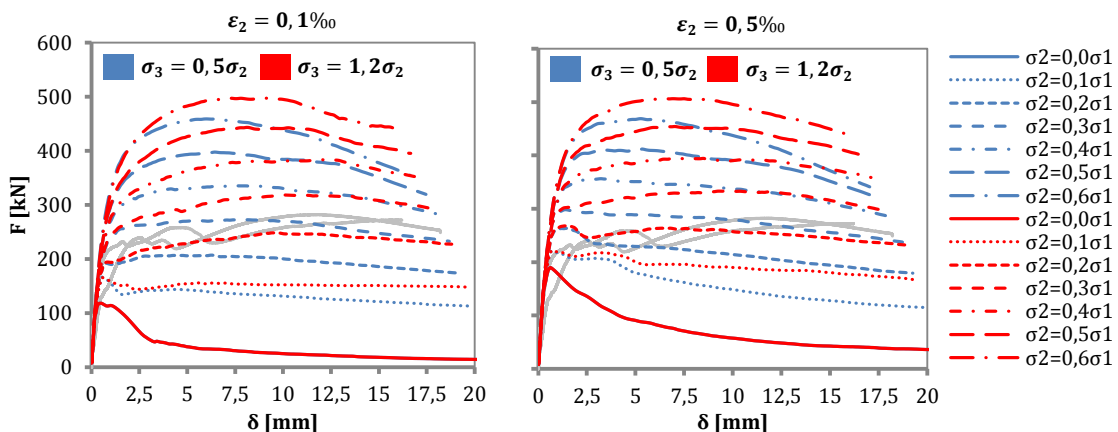


Figura 5.3 – Curvas $F - \delta$ obtenidos para los seis valores de σ_2 para la losa S_1,5mx3,0m

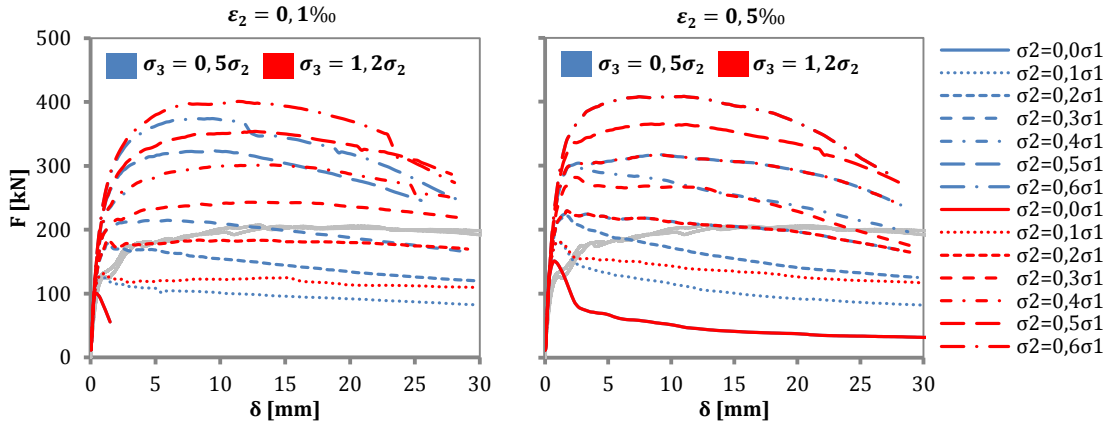


Figura 5.4 - Curvas $F - \delta$ obtenidos para los seis valores de σ_2 para la losa M_2,0mx3,0m

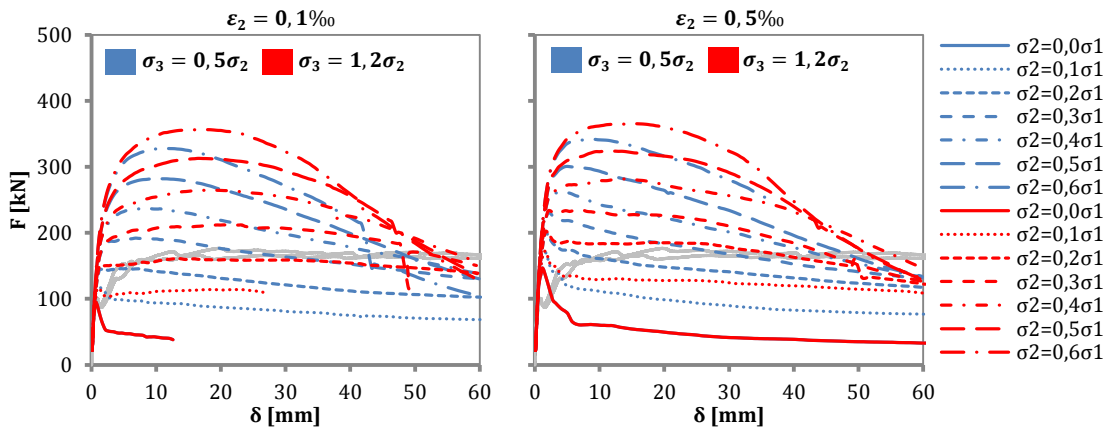


Figura 5.5 - Curvas $F - \delta$ obtenidos para los seis valores de σ_2 para la losa L_3,0mx3,0m

Influencia de las variables σ_2 ; ϵ_2 y σ_3 sobre la carga máxima

Para analizar la influencia de σ_2 en el valor de la carga máxima (F_{max}) de las losas, en la Figura 5.6 se representan las curvas $F_{max} - \sigma_2/\sigma_1$ para los valores de $\epsilon_2 = 0,1\%$ y $\epsilon_2 = 0,5\%$ para los tres tamaños estudiados.

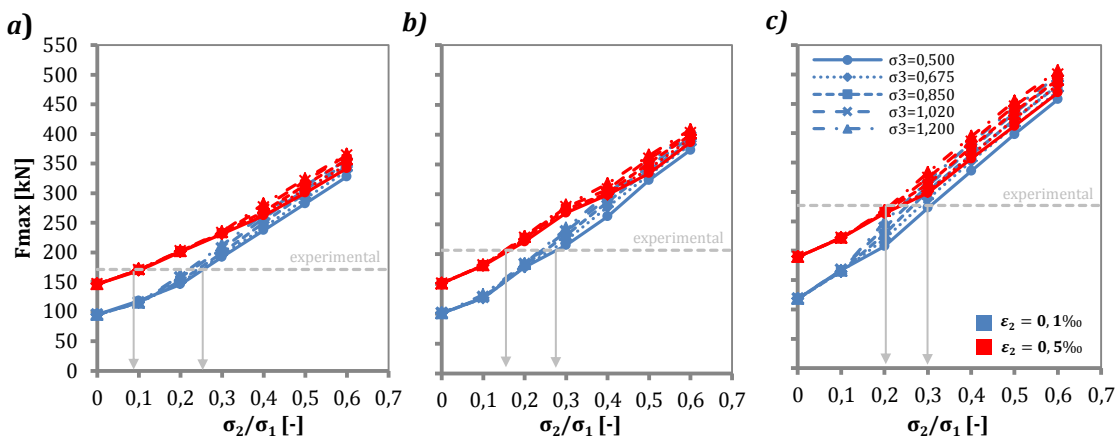


Figura 5.6 - Curvas $F_{max} - \sigma_2/\sigma_1$ para las losas a) L_3,0mx3,0m; b) M_2,0mx3,0m y c) S_1,5mx3,0m

Considerando que la carga máxima no se obtiene en el momento en que aparece la primera fisura principal (pues la redistribución de esfuerzos permite alcanzar mayores niveles de carga) y que se han tomado los parámetros σ_1 y ε_1 constantes, el parámetro con mayor influencia sobre F_{max} es el valor de σ_2 . Los resultados de la *Figura 5.6* muestran un aumento lineal de F_{max} con el aumento de σ_2/σ_1 para todos los casos. Los valores de σ_2 con los que se lograría un buen ajuste de la F_{max} experimental se encuentran siempre en el intervalo $\sigma_2/\sigma_1 \in [0,1; 0,3]$, si bien puede apreciarse cómo dicho intervalo se reduce en la medida en que disminuye la dimensión transversal de la losa.

Con el fin de analizar la influencia de σ_3 en el valor F_{max} en la *Figura 5.7* se presentan las curvas $F_{max} - \sigma_3/\sigma_2$ y considerando los intervalos de σ_2 observados en la *Figura 5.6*, se ha tomado un valor de $\sigma_2 = 0,2\sigma_3$ de referencia.

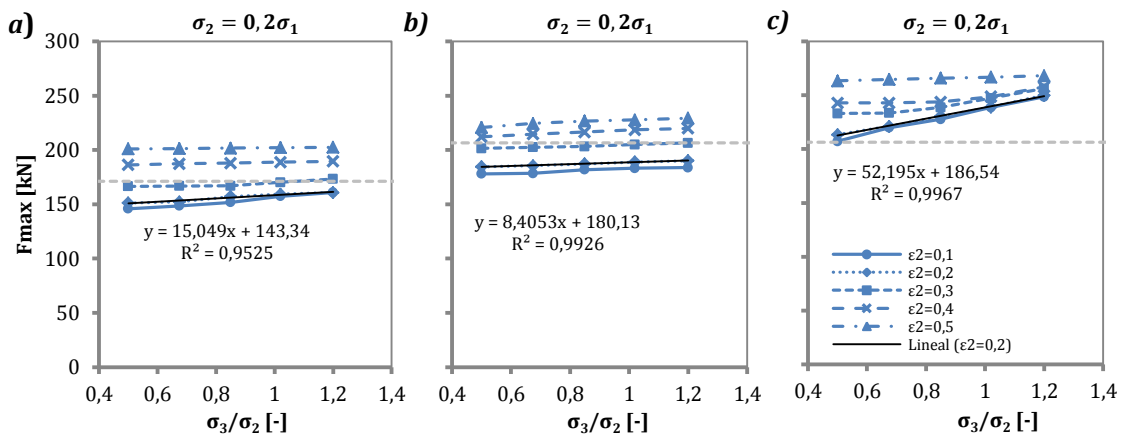


Figura 5.7 – Curvas $F_{max} - \sigma_3/\sigma_2$ para las losas
a) L_3,0mx3,0m; b) M_2,0mx3,0m y c) S_1,5mx3,0m

Para este caso la influencia de σ_3 sobre F_{max} es lineal (véase líneas de tendencia para los casos con $\varepsilon_2 = 0,2\text{‰}$), además el parámetro de la carga máxima es poco sensible a esta variable. Este fenómeno era de esperar en tanto la variable σ_3 no está relacionada con la contribución máxima de la fibra, sino que más bien define el comportamiento residual del material. Contrariamente, si está relacionada con F_{max} la variable ε_2 , y por ello, tal y como se aprecia en la *Figura 5.7* las diferencias en la carga máxima que se obtienen al variar ε_2 son, en todos los casos, significativamente mayores a las obtenidas al variar σ_3 .

En este sentido, a partir de los resultados obtenidos y tomando como referencia las propuestas en códigos y normativas, parece razonable adoptar un valor lógico de ε_2 entorno a $\varepsilon_2 \in [0,1; 0,2]$.

Influencia de las variables σ_2 ; ε_2 y σ_3 sobre el comportamiento residual

Para analizar la influencia de σ_2 en el comportamiento residual de las losas, en la *Figura 5.8* y *Figura 5.9* se representan las curvas $F(\delta = 15\text{mm}) - \sigma_2/\sigma_1$ y $E(\delta = 15\text{mm}) - \sigma_2/\sigma_1$ respectivamente, para los valores de $\varepsilon_2 = 0,1\text{‰}$ y $\varepsilon_2 = 0,5\text{‰}$ para los tres tamaños estudiados.

La influencia de σ_2/σ_1 sobre $F(\delta = 15mm)$ y $E(\delta = 15mm)$ es prácticamente lineal y tal y como se aprecia en todas las figuras la sensibilidad de ε_2 sobre ambos parámetros (diferencias entre líneas rojas y azules) es prácticamente nula (a diferencia de lo que ocurre con la F_{max}). Tal y como se puede observar se mantiene el rango de valores de σ_2 para los que se obtendría una buena aproximación de los valores experimentales ($\sigma_2/\sigma_1 \in [0,1; 0,3]$).

Para valores bajos de σ_2 ($\sigma_2/\sigma_1 < 0,1$) los parámetros $F(\delta = 15mm)$ y $E(\delta = 15mm)$ prácticamente no son sensible a las variaciones de σ_3 pero sí al valor de ε_2 , sin embargo, la sensibilidad de este parámetro respecto a las variaciones de las variables σ_3 y ε_2 se invierte a medida que aumenta el valor de σ_2 ($\sigma_2/\sigma_1 > 0,1$). En estos casos, las diferencias entre $\varepsilon_2 = 0,1\%$ y $\varepsilon_2 = 0,5\%$ se hacen menores con la disminución de la dimensión transversal de la losa.

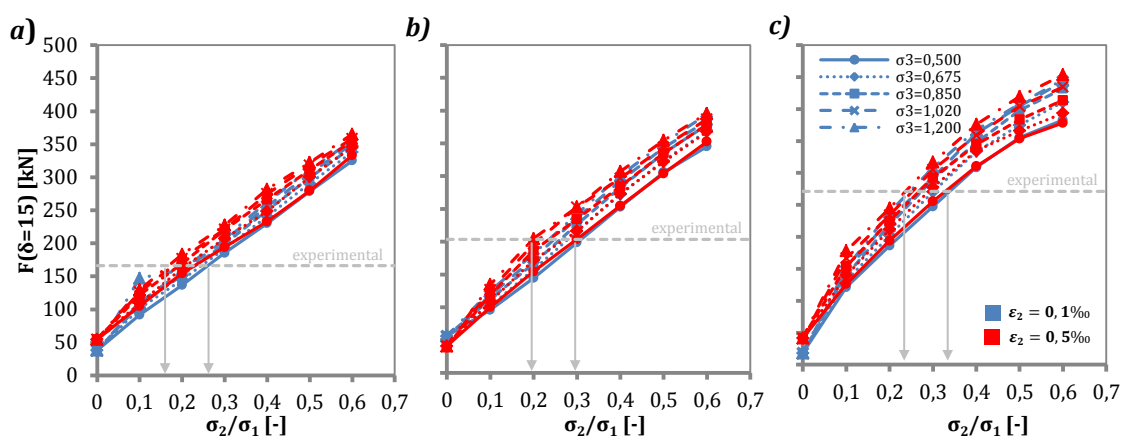


Figura 5.8 – Curvas $F(\delta = 15) - \sigma_2/\sigma_1$ para las losas
a) $L_{3,0m \times 3,0m}$; b) $M_{2,0m \times 3,0m}$ y c) $L_{3,0m \times 3,0m}$

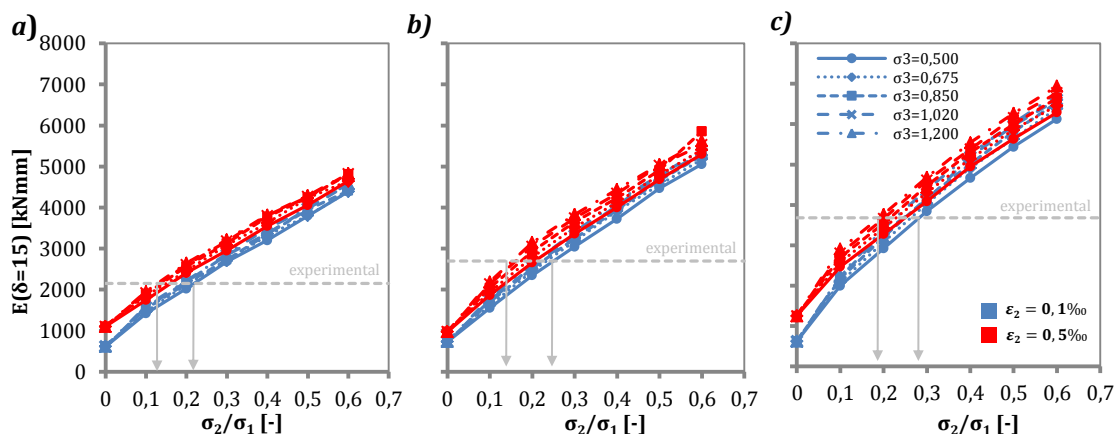


Figura 5.9 – Curvas $E(\delta = 15) - \sigma_2/\sigma_1$ para las losas
a) $L_{3,0m \times 3,0m}$; b) $M_{2,0m \times 3,0m}$ y c) $L_{3,0m \times 3,0m}$

Para analizar en mayor detalle la influencia de σ_3 sobre el comportamiento residual de la losa, en la Figura 5.10 se representa la curva $E(\delta = 15mm) - \sigma_3/\sigma_2$ para un valor fijo $\sigma_2 = 0,2\sigma_3$. A diferencia de lo observado con la carga máxima, en el caso de la $E(\delta = 15mm)$ se evidencia una mayor influencia de la variable σ_3 lo que se traduce en mayores pendientes de las rectas de las curvas $E(\delta = 15mm) - \sigma_3/\sigma_2$ (véase líneas de

tendencia para los casos con $\varepsilon_2 = 0,2\text{‰}$). Además, puede apreciarse cómo dicha tendencia aumenta a medida que disminuye la dimensión transversal de las losas.

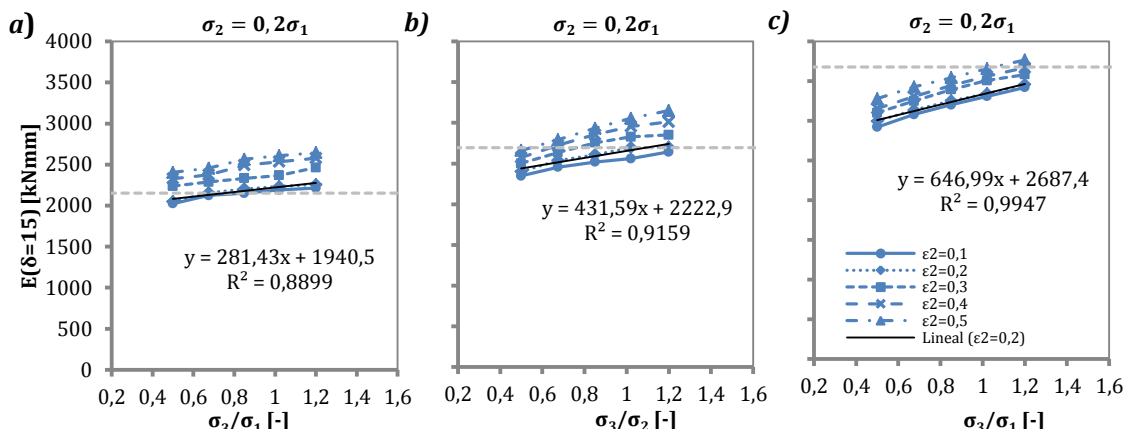


Figura 5.10 – Curvas $E(\delta = 15) - \sigma_3/\sigma_2$ para las losas
 a) $L_{3,0m \times 3,0m}$; b) $M_{2,0m \times 3,0m}$ y c) $L_{3,0m \times 3,0m}$

Cuanto mayor es el valor de σ_3 mayor es el nivel de carga que pueden soportar las fibras trabajando a *pull-out* y por lo tanto se alcanzan mayores niveles de carga una vez se han formado las fisuras principales. Consecuentemente la variable σ_3 juega también un papel importante en la pendiente final de las curvas $F - \delta$ y por consiguiente en la forma del tramo residual de dichas curvas para niveles bajos de σ_2 .

5.4. AJUSTE NUMÉRICO DE LOS PARÁMETROS

5.4.1. Curvas numéricas

En base al estudio paramétrico del apartado 5.3, y tras haber acotado las variables de estudio, se ha realizado un proceso iterativo para encontrar los parámetros σ_2 ; ε_2 y σ_3 de la ecuación constitutiva que conducen a un buen ajuste de las curvas numéricas $F - \delta$ y experimentales. En la *Tabla 5.4*, se presentan los valores finalmente obtenidos.

Tabla 5.4 – Resultados del ajuste del diagrama $\sigma - \varepsilon$

LOSA	σ_1 [MPa]	ε_1 [‰]	σ_2/σ_1 [-]	ε_2 [‰]	σ_3/σ_2 [-]	ε_3 [‰]
L_3,0mx3,0m	3,03	0,10	0,21	0,15	1,65	20,00
M_2,0mx3,0m	3,03	0,10	0,21	0,15	1,55	20,00
S_1,5mx3,0m	3,03	0,10	0,21	0,15	1,45	20,00

A continuación, las curvas $F - \delta$ predichas con los valores de la ecuación constitutiva de la *Tabla 5.4* se comparan con los resultados experimentales en los gráficos de la *Figura 5.11*. Los gráficos muestran que se ha obtenido un buen ajuste numérico para los tres tamaños de losa ensayados.

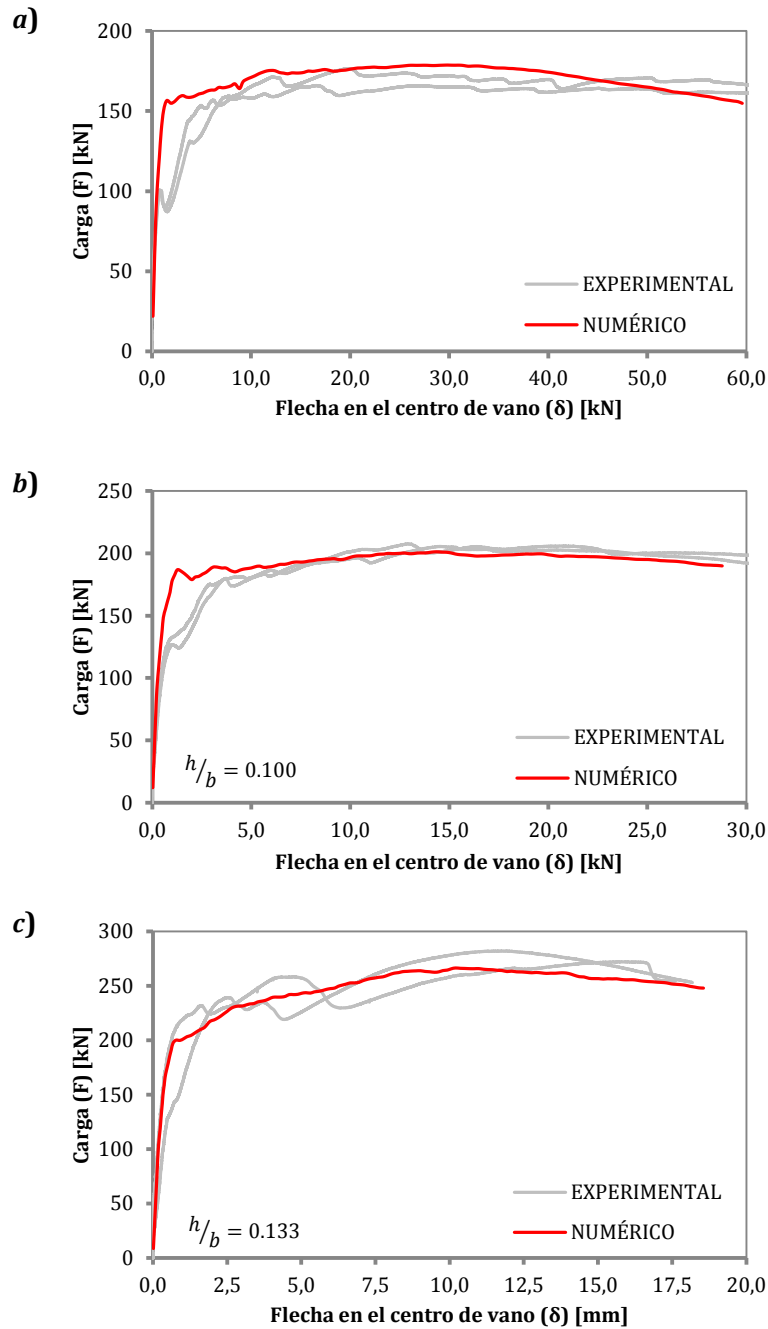


Figura 5.11 – Curvas $F - \delta$ para las losas
 a) L_{3,0mx3,0m}; b) M_{2,0mx3,0m} y c) L_{3,0mx3,0m}

Con el fin de analizar en detalle la bondad del ajuste de las curvas experimentales, en las Tablas 5.6 y 5.7 se presentan los resultados numéricos y experimentales para diferentes valores de carga y energía absorbida asociados a los valores de flecha de 5, 15, 25 y 55 mm

En los resultados presentados, el mayor error cometido en términos de energía absorbida corresponde a la predicción de $E_{F_{max}}$, y en especial para la losa L_{3,0mx3,0m}. Dicho error, sin embargo, no es fruto de la predicción en el valor de F_{max} (para los que el error relativo en la predicción es de tan solo un 3,6%) sino en el valor de la flecha para la que ésta se produce.

Para las losas L_3,0mx3,0m y M_2,0mx3,0m, la predicción sobreestima los valores experimentales para niveles de flecha entre 0 y 10 mm. Para estas losas se obtienen errores relativos del parámetro $F_{\delta=5mm}$ de 11,3 y 4,2 respectivamente.

Estos errores disminuyen a medida que aumenta el nivel de flecha con errores relativos finales de aproximadamente un 2,0%. A diferencia de estas losas, la predicción de las cargas para niveles de flecha entre 0 y 10 mm de S_1,5mx3,0m infravalora la carga máxima.

Basándose en los resultados presentados en la la *Figura 5.11 y Tablas 5.6 y 5.7*, resulta evidente que la simulación de la respuesta a la flexión de las losas de HRFPP presentadas en el *capítulo 4* requiere de una adecuada definición de los valores que definen la ecuación constitutiva, y concretamente de las variables σ_2 ; ε_2 y σ_3 .

Tabla 5.5 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales en términos de $F(\delta)$

MODELO	F_{max} [kN]	$F_{\delta=5mm}$ [kN]	$F_{\delta=15mm}$ [kN]	$F_{\delta=25mm}$ [kN]	$F_{\delta=50mm}$ [kN]
L_A_3,0mx3,0m	176,45	153,20	167,26	173,48	169,23
L_B_3,0mx3,0m	165,94	135,44	165,03	165,01	161,70
NUMÉRICO	178,68	160,65	173,79	177,86	160,41
M_A_2,0mx3,0m	207,48	180,53	202,17	199,99	
M_B_2,0mx3,0m	205,42	179,82	204,95	198,66	
NUMÉRICO	201,12	187,69	200,78	195,01	
S_A_1,5mx3,0m	282,16	225,91	270,97		
S_B_1,5mx3,0m	272,22	257,25	271,46		
NUMÉRICO	266,52	242,29	256,72		

Tabla 5.6 – Comparación de los resultados numéricos y experimentales en términos de $E(\delta)$

MODELO	$E_{F_{max}}$ [kNmm]	$E_{\delta=15mm}$ [kNmm]	$E_{\delta=25mm}$ [kNmm]	$E_{\delta=50mm}$ [kNmm]
L_A_3,0mx3,0m	2986,55	2202,65	3930,02	8167,05
L_B_3,0mx3,0m	2363,73	2102,31	3731,88	7828,20
NUMÉRICO	5037,10	2403,91	4155,04	8475,65
M_A_2,0mx3,0m	2323,25	2724,36	4758,66	
M_B_2,0mx3,0m	2578,35	2666,75	4686,33	
NUMÉRICO	2710,60	2796,78	4558,95	
S_A_1,5mx3,0m	2773,49	3680,66		
S_B_1,5mx3,0m	3918,18	3673,42		
NUMÉRICO	2396,46	3622,03		

5.4.2. Análisis detallado de las ecuaciones constitutivas obtenidas

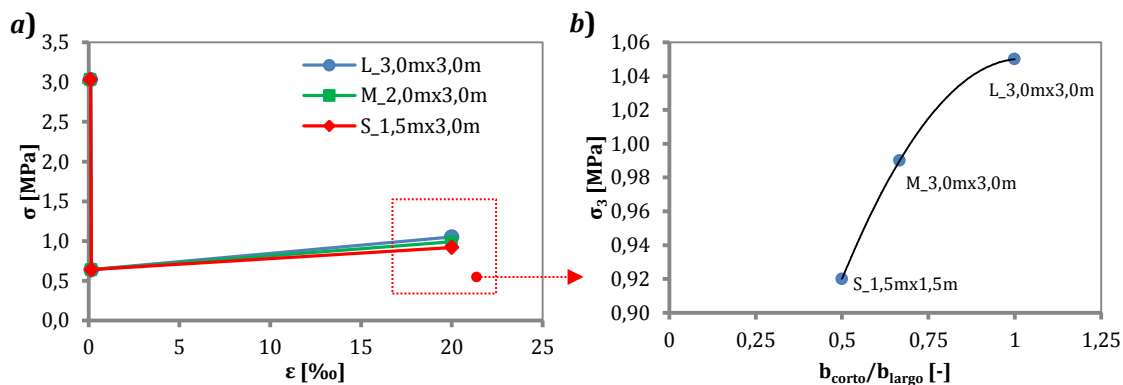
En la *Tabla 5.4* se presentan los valores del diagrama constitutivo $\sigma - \varepsilon$ con los que se ha conseguido el mejor ajuste numérico para los tres tamaños de losa estudiados.

Tabla 5.7 – Diagrama $\sigma - \varepsilon$ que conducen a un mejor ajuste de las curvas experimentales

LOSA	σ_1 [MPa]	ε_1 [‰]	σ_2 [MPa]	ε_2 [‰]	σ_3 [MPa]	ε_3 [‰]
L_3,0mx3,0m	3,03	0,10	0,64	0,15	1,05	20,00
M_2,0mx3,0m	3,03	0,10	0,64	0,15	0,99	20,00
S_1,5mx3,0m	3,03	0,10	0,64	0,15	0,92	20,00

Considerando que se ha decidido tomar los valores de σ_1 ; ε_1 y ε_3 propuestos por el diagrama multilíneo de la EHE-08, de los valores presentados en la *Tabla 5.4* cabe destacar que en todos los casos se ha obtenido un mismo valor σ_2 . Dicho valor corresponde a un 0,21% de σ_1 .

Contrariamente a lo que sucede con σ_2 , los resultados de la ecuación constitutiva obtenidos en la *Tabla 5.4* ponen de manifiesto la existencia de un efecto, debido a la geometría de la losa, por el cual σ_3 aumenta con el aumento del cociente entre el lado corto (b_{corto}) y el lado largo (b_{largo}) de la losa (b_{corto}/b_{largo}), tal y como se representa en la *Figura 5.12*.

Figura 5.12 – a) Diagrama $\sigma - \varepsilon$ y b) Variación de σ_3 con b_{corto}/b_{largo}

En este sentido, la geometría de la losa influye directamente en la orientación de las fibras. En el caso de flujo en una superficie libre con vertido desde el centro, en las zonas fuera de la influencia de las paredes del encofrado la alineación de las fibras es principalmente perpendicular a la dirección de flujo, es decir, es perimetral (como se demostrará en el Capítulo 7). Esto unido a la distribución radial de las fisuras hace que la alineación de las fibras sea más ventajosa para resistir tensiones en elementos con $b_{corto}/b_{largo} \approx 1$, en los que las fibras son más propensas a orientarse perpendicularmente a la fisura (ver esquema de la *Figura 5.13*).

A medida que se reduce una de las dimensiones de la losa, se modifica el patrón de fisuración y además las fibras tienden a alinearse en paralelo a las paredes o superficies del encofrado y por tanto se orientan en una dirección menos favorable para coser las fisuras de la losa, lo que conduce a menores valores de σ_3 .

Si bien la contribución adicional de las fibras debido a su orientación favorable en relación al patrón de fisuración en σ_3 es, para el tipo y cuantía de fibras plásticas

utilizadas, muy baja, la consideración de este efecto en el diseño estructural supondría un gran avance.

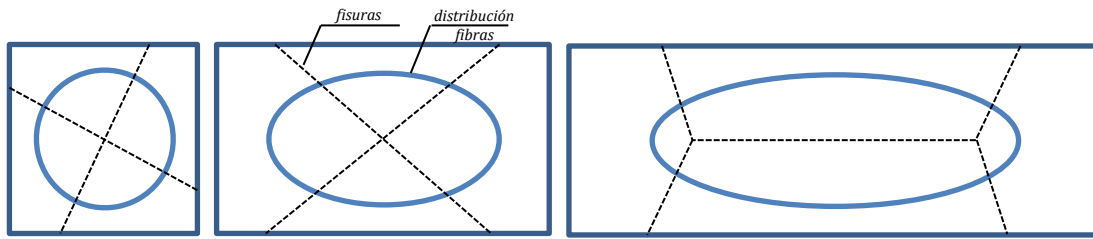


Figura 5.13 – Esquema de la orientación de las fibras y patrón de fisuración para losas con diferentes relaciones b_{corto}/b_{largo}

Dicha contribución adicional debe ser máxima para valores de $b_{corto}/b_{largo} = 1$ y disminuir en la medida en que disminuye la relación b_{corto}/b_{largo} hasta valor límite $(\sigma_3)_0$ correspondiente a los elementos tipo viga ($b_{corto}/b_{largo} \leq (b_{corto}/b_{largo})^*$). El valor de $(\sigma_3)_0$ depende del tipo y cuantía de fibra, así como del canto del elemento y corresponde al punto de partida de la función con la que considerar la contribución adicional en elementos tipo losa. De acuerdo con las teorías presentadas, en la Figura 5.14 se representa esquemáticamente la variación de σ_3 en función de b_{corto}/b_{largo} .

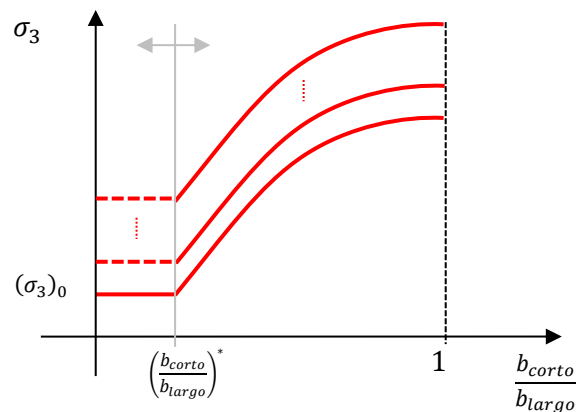


Figura 5.14 – Esquema de la variación de σ_3 en función de b_{corto}/b_{largo}

La razón por la que la variable de σ_2 no se ve afectada por este fenómeno en el caso de las losas estudiadas la encontramos en el mecanismo de trabajo por el cual las fibras plásticas activan su capacidad de refuerzo para mayores deformaciones (a diferencia de lo que ocurre con las fibras de acero). En elementos con un comportamiento *softening*, tras la fisuración del hormigón, se produce una pérdida instantánea de la rigidez del hormigón que conduce a caída súbita de la curva $\sigma - \varepsilon$ o $\sigma - w$, la forma y magnitud de esta caída queda definida por σ_2 y ε_2 . En comparación con la caída obtenida con fibras de acero, la pérdida de rigidez (o *snap-through*) obtenida en HRFP es mucho más pronunciada y súbita. Las fibras de acero activan su capacidad de refuerzo inmediatamente tras la fisuración, lo que conduce a valores altos de σ_2 , en estos casos esta variable constituye un parámetro clave que condiciona notablemente la respuesta postfisuración del HRFA con comportamiento *softening*, dado que para las deformaciones asociadas a σ_2 , es cuando se obtiene la máxima contribución de las fibras. Contrariamente, las fibras plásticas (utilizadas en esta campaña experimental), empiezan a trabajar para valores para mayores

deformaciones, inevitablemente esto conduce a un mayor *snap-through* valores de σ_2 muy bajos, tan bajos que la contribución adicional debido a la orientación de las fibras es inapreciable. Sin embargo estas fibras aumentan su contribución para mayores deformaciones, y por tanto el parámetro más sensible a la orientación de las fibras es σ_3 .

Si bien para el tipo y cuantía de fibras estudiado la contribución adicional en el comportamiento postfisuración en función de la geometría de la losa no es muy significativa, la identificación de este fenómeno supone un importante avance de cara al diseño estructural de este tipo de elementos.

5.4.3. Propuesta de parámetros geométricos

Con el fin de mejorar la predicción de la respuesta a la flexión de las losas de HRFP bajo la configuración hiperestática, en este apartado se proporcionan unos factores geométricos para aplicar a la ecuación constitutiva de la EHE con la que obtener diagramas $\sigma - \varepsilon$ más representativos del comportamiento estructural de las losas. A tal efecto se han propuesto dos tipos de factores: *Coefficiente geométrico* ψ , con el que considerar la orientación de las fibras en los elementos tipo losa y el *Coefficiente geométrico* ζ : con el que obtener un diagrama $\sigma - \varepsilon$ base adaptado a partir del diagrama $\sigma - \varepsilon$ obtenido con el planteamiento de la EHE-08.

Coefficiente geométrico ψ

Para considerar el efecto favorable de la orientación de las fibras a medida que aumenta la relación b_{corto}/b_{largo} se propone el factor geométrico ψ (representado esquemáticamente en la *Figura 5.15*) de modo que $(\sigma_3)_{LOSA}$ puede obtenerse de acuerdo con la *Ec. 5.1*.

$$(\sigma_3)_{LOSA} = \psi(\sigma_3)_0 \quad [5.1]$$

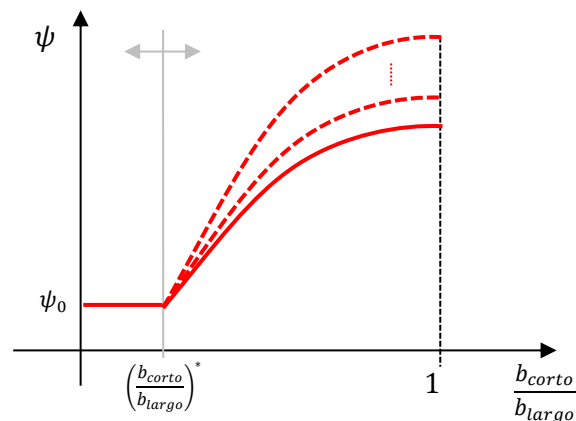


Figura 5.15 – Esquema del coeficiente o factor geométrico ψ en función de b_{corto}/b_{largo}

Para los valores obtenidos en la campaña experimental, y asumiendo la hipótesis que la losa S_1,5mx3,0m se comporta como como un elemento tipo viga, tal que $(\sigma_3)_0 = (\sigma_3)_{S_1,5m \times 3,0m}$ y $(b_{corto}/b_{largo})^* = 0,5$, el factor geométrico puede escribirse de acuerdo con la *Ec. 5.2* (representada en la *Figura 5.16*).

$$\begin{cases} \psi = 1 & (b_{corto}/b_{largo})^* \leq 0,5 \\ \psi = -0,5 \left(\frac{b_{corto}}{b_{largo}} \right)^2 + \left(\frac{b_{corto}}{b_{largo}} \right) + 0,6 & (b_{corto}/b_{largo})^* > 0,5 \end{cases} \quad [5.2]$$

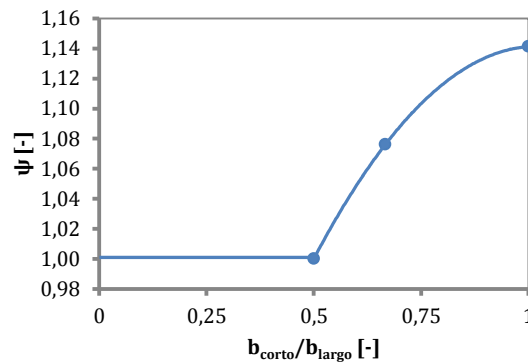


Figura 5.16 –Coeficiente o factor geométrico ψ obtenido para las losas del capítulo 4

Coeficiente geométrico ζ

Con el factor geométrico ζ se transforma la ecuación constitutiva obtenida a nivel probeta con la EHE-08 en la correspondiente a un elemento tipo viga. De este modo se corrige la escasa representatividad de la configuración del ensayo realizado por parte del ensayo isostático EN 14651 (2005). Así mismo, se corrigen los errores derivados de los excesivamente optimistas coeficientes de ajuste que afectan a las resistencias residuales ($f_{R,i}$) en las ecuaciones constitutivas de la EHE para el caso del HRFP. Siguiendo la filosofía aplicada en ψ se asume que los resultados de S_1,5mx3,0m son representativos de un elemento tipo viga. Consecuentemente pueden obtenerse los coeficientes geométricos $(\zeta)_{\sigma_2}$ y $(\zeta)_{\sigma_3}$ asociados a σ_2 y σ_3 respectivamente de acuerdo con las Ecs. 5.3 y 5.4.

$$(\zeta)_{\sigma_2} = \frac{(\sigma_2)_{S_{1,5mx3,0m}}}{(\sigma_2)_{EHE-08}} = 0,492 \quad [5.3]$$

$$(\zeta)_{\sigma_3} = \frac{(\sigma_3)_{S_{1,5mx3,0m}}}{(\sigma_3)_{EHE-08}} = 0,593 \quad [5.4]$$

Así pues, para el comportamiento *softening* obtenido con el tipo y cuantía de fibras plásticas utilizadas, pueden obtenerse los valores de σ_2 y σ_3 para elementos tipo losa de acuerdo con las Ecs. 5.5 y 5.6 respectivamente.

$$(\sigma_2)_{LOSA} = (\zeta)_{\sigma_2} (\sigma_2)_{EHE-08} \quad [5.5]$$

$$(\sigma_3)_{LOSA} = \psi (\zeta)_{\sigma_3} (\sigma_3)_{EHE-08} \quad [5.6]$$

5.5. CONCLUSIONES

En base a los resultados obtenidos, se pueden derivar las conclusiones descritas a continuación.

- El estudio paramétrico ha puesto de manifiesto la gran influencia en el comportamiento estructural de las losas de los parámetros σ_2 ; ε_2 ; y σ_3 .
- El análisis de las variables que definen las ecuaciones constitutivas obtenidas pone de manifiesto el aumento de σ_3 con el aumento con el cociente entre el lado corto (b_{corto}) y el lado largo (b_{largo}) de la losa (b_{corto}/b_{largo}).
- La influencia de la geometría de la losa en σ_3 es debida a que la orientación perimetral de las fibras unida a la distribución radial de las fisuras hace que en elementos con $b_{corto}/b_{largo} \approx 1$, en los que las fibras son más propensas a orientarse perpendicularmente a la fisura, y su contribución es por tanto, mayor.
- Se han propuesto dos coeficientes geométricos para adaptar el diagrama $\sigma - \varepsilon$ propuesto por la EHE para ser utilizado en elementos tipo losa con HRFP.

El ajuste propuesto queda claramente limitado a una determinada configuración de ensayo y condiciones de vertido del hormigón en la losa, así como al tipo y cuantía de fibras utilizadas en este programa experimental. Además, la utilización del factores ψ y ζ exige realizar una amplia campaña experimental para cada tipo y cuantía de fibra, lo que resulta en una metodología, tediosa y poco práctica.

Ante estas limitaciones y la evidente sobreestimación a la que los códigos y normativas conducen, en la PARTE III de esta Tesis se aborda el desarrollo de una metodología directa e integral para la definición de la ecuación constitutiva desde una perspectiva diferente a la abordada por los planteamientos indirectos propuestos en las normativas.