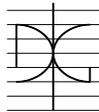


Trabajo de Investigación CST/MIH

Adaptación del Modelo de Comportamiento del Ultra High Performance Concrete (UHPC) para el Estudio de la Respuesta Estructural y Análisis Numérico de una Celosía

Por:
Juan Ángel López Martínez

Julio 2012

Autor / Author: Juan Ángel López Martínez		Fecha / Date: 09/07/2012	
Título / Title Adaptación del Modelo de Comportamiento del Ultra High Performance Concrete (UHPC) para el Estudio de la Respuesta Estructural y Análisis Numérico de una Celosía			
Directores del trabajo / Supervisores: Pedro Serna Ros – Juan Navarro Gregori		Código / Code: CST/MIH	Nº páginas / Pages: 179
Departamento / Department: INGENIERÍA DE LA CONSTRUCCIÓN Y PROYECTOS DE INGENIERÍA CIVIL			
Universidad / University: UNIVERSIDAD POLITÉCNICA DE VALENCIA			UNIVERSIDAD POLITECNICA DE VALENCIA
Palabras clave / Keywords: UHPC; UHPFRC; hormigón; fibras; alta resistencia; autocompactable; viga triangulada; celosía / concrete; fibers; high strength; flowability; truss			
Código Unesco: 3305/05 Ciencias tecnológicas / Tecnología de la construcción / Tecnología del Hormigón			

Antecedentes y Motivación

El presente estudio constituye la Tesis de Máster del alumno Juan Ángel López Martínez para la obtención del título oficial del Máster Universitario en Ingeniería del Hormigón, que permita acceder al programa de doctorado de Ingeniería de la Construcción. La tesis ha sido tutorada por Pedro Serna Ros, Catedrático de Universidad, y por el profesor Juan Navarro Gregori, ambos del Departamento de Ingeniería de la Construcción y Proyectos de Ingeniería Civil.

En Enero de de 2010, el alumno obtuvo una Beca de Colaboración concedida por el Ministerio de Educación para el “Desarrollo de Hormigones de Muy Alto Rendimiento” en el seno del Departamento de Ingeniería de la Construcción de la UPV y bajo la tutela del profesor Pedro Serna Ros que le ofreció una primera toma de contacto con este material y con los procedimientos habituales de laboratorio.

Ya en Febrero de 2011, el autor elaboró y presentó su proyecto final de carrera tipo II bajo el título: “DISEÑO ESTRUCTURAL DE UN MURO DE TIERRA PARA LA DEFENSA DE TALUDES EN EL PUERTO DE JÁVEA (ALICANTE) CON LA UTILIZACIÓN DE HORMIGÓN DE MUY ALTO RENDIMIENTO.” Esta primera investigación sirvió al alumno para conocer la

metodología para la caracterización y cálculo estructural de elementos de UHPFRC, elaborando una serie de elementos prefabricados con este material.

Tras la finalización al autor se le han concedido sucesivas becas de especialización y de excelencia por la Universidad Politécnica de Valencia y, siendo siempre tutorado por el Doctor Pedro Serna Ros, ha defendido diversos trabajos de investigación relacionados con el UHPFRC en congresos Internacionales

- High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 6 (HPRCC 6), University of Michigan, Ann Arbor, 20-22 Junio de 2011
- V Congreso de la ACHE, Octubre de 2011, Barcelona
- 3rd International Symposium on Ultra-High Performance Concrete and Nanotechnology for High Performance Construction Materials (HIPERMAT), 6-9 Marzo de 2012, Kassel, Alemania

La investigación de la tesis de Máster sirve como proceso de formación y preparación para la Tesis Doctoral que el alumno pretende realizar y defender en el futuro, relacionado con el UHPFRC y la caracterización de elementos laminares esbeltos frente a solicitaciones axiales.

La motivación de este trabajo surge debido a un proyecto encargado al grupo de investigación del UHPFRC dirigido por el profesor Pedro Serna Ros para el diseño y cálculo estructural de una pasarela peatonal sobre el Barranco de las Ovejas (Alicante). El planteamiento de su diseño condujo al estudio de diversas tipologías de elementos lineales de UHPFRC que permitiera una optimización del comportamiento estructural del material aprovechando al máximo sus propiedades para poder crear elementos estéticamente agradables, estructuralmente eficientes y económicamente competitivos. El resultado, dirigió el diseño hacia el planteamiento de esquemas resistentes en celosía. Sin embargo, su diseño planteó numerosos interrogantes que no se encontraban resueltos ni por las recomendaciones internacionales existentes ni por las recientes investigaciones en el material. En este contexto, se plantea el desarrollo de la presente Tesis Final de Máster.

Resumen

El Ultra High Performance Concrete (UHPC) es un material de construcción innovador que combina las tres propiedades punteras de los hormigones como son la alta resistencia, la autocompactabilidad y el empleo de fibras en su dosificación. Estas propiedades le confieren un conjunto de características que hacen al material idóneo para su empleo en numerosas aplicaciones tanto ingenieriles como arquitectónicas y artísticas. En el ámbito de la ingeniería civil donde el volumen de material empleado es muy grande, el uso de UHPC se ve limitado por dos factores fundamentales: la falta de una normativa internacional que respalde el empleo del UHPC y el elevado precio por metro cúbico del material.

Para solventar el primer factor ha habido durante los últimos años un incremento de la producción científica en el UHPC, convirtiéndose en una de las líneas de investigación más prolíferas en el ámbito de la arquitectura y la ingeniería civil, con la formación de grupos de investigación específicos del UHPC en todo el mundo. Para superar los inconvenientes del todavía elevado precio por metro cúbico del material es necesario aprovechar al máximo las propiedades mecánicas del material para así poder reducir al máximo el volumen necesario, creando nuevas secciones y nuevas tipologías estructurales que se adapten al UHPC. Además, es muy importante hacer ver que el UHPC puede ser fabricado en una central de prefabricados

convencional sin la necesidad de recurrir a patentes que incrementan en exceso el precio de los elementos fabricados

En este trabajo se desarrolla una de las tipologías estructurales que puede disminuir en gran cantidad el volumen de UHPC empleado ya que aprovecha al máximo las características a compresión y tracción del material: las celosías de UHPC. Tradicionalmente el empleo del hormigón convencional en celosías fue descartado desde, prácticamente la aparición del hormigón armado, debido a la dificultad para fabricar estos elementos, al gran tamaño de la secciones necesarias para soportar las compresiones y evitar la fisuración y, en su caso, a los sobrecostes adicionales de incluir pretensado en elementos traccionados. Sin embargo, el UHPC ofrece nuevas posibilidad.

Así, a lo largo de este documento se pretende dar un primer paso en el estudio del comportamiento estructural de las celosías de UHPC, haciendo ver la idoneidad de este material en este tipo de elementos; que su fabricación es sencilla y fácilmente adaptable a los procesos realizados en las casas de prefabricados españolas; que tiene lugar una importante reducción de material; y que las recomendaciones de cálculo existentes dan unas buenas aproximaciones al comportamiento de los elementos estructurales desarrollados.

Para llegar a ello, se presenta el diseño y ensayo experimental de una celosía fabricada en UHPC. Además de los resultados obtenidos de este ensayo se ha desarrollado un modelo numérico para simular el ensayo realizado mediante el uso de un programa de elementos finitos basado en una formulación en flexibilidad. Se muestra además, la comparación entre los resultados experimentales y numéricos así como las conclusiones finales y futuras líneas de investigación necesarias para el desarrollo de esta tipología estructural en UHPC.

Abstract

Ultra High Performance Concrete (UHPC) is an innovative construction material which combines the three higher technologies in concrete: high strength, fibers and flowability. This combination gives UHPC a group of mechanical and durable properties which make it a suitable material for being used in several engineering and architectural applications. However, in the civil engineering field, where the quantity of material used is very large, the use of UHPC is limited by two main factors: the lack of international design codes and the high cost of the material.

There has been an increase in research activities focused on UHPC during the last years. Several specific symposiums about UHPC have been carried out since 2004, and a lot of groups have been formed worldwide over the last few years. Their main purpose is to get a deeper knowledge of UHPC mechanical behavior in order that engineers can be confident of using this material in their designs.

The high cost of the material can be overcome by taking full advantages of UHPC mechanical properties and by adapting the designs to more efficient cross-sectional shapes and details. Thereby, new designs in UHPC will let saving a huge amount of material, leading to a more economical, lighter and aesthetic solutions. In addition, it is very important to demonstrate that UHPC can be made in a conventional precast factory

using conventional means of production and local materials. In this way, using patented marks can be avoided, making the UHCP cheaper.

One of the structural typologies which may take full advantages of the material properties, and which lets saving a big quantity of material is the truss beam. The study and development of a UHPC truss element is presented in this study. Even though reinforced and prestressed concrete truss are not widespread, mainly due to cast process and cracking problems in tension members, a UHPC truss offers new possibilities.

This document is focused on the main problems that can be found in a UHPC truss. It intends to be a first approach to the way this structural typology works in UHPC since there are few studies concerning to UPHC trusses. In this study it has been proved that: UHPC is a suitable material for being used in truss structures; UHPC truss beam cast process can be easily adapted in a conventional precast factory; a huge material reduction takes place on its design; and international recommendations give a good approximation to the material behavior.

These claims have been based on the design and test of a UHPC truss as well as on the development of a FEM analysis based on a finite element force formulation that reproduces the truss test performed. In addition, the comparison between both the experimental and numeric data results are shown as well as the final conclusions and the future research fields necessary to be developed in order that UPHC truss structures can become in a widespread structural element.

Agradecimientos

En primer lugar he de mostrar mi agradecimiento a todo el equipo que constituye la línea de investigación del UHPC en la Universidad Politécnica de Valencia. En primer lugar, a mi compañero y amigo Esteban Camacho que me enseñó a dar mis primeros pasos en la investigación, en el ámbito del UHPC, que me ha permitido compartir gran cantidad de resultados de su Tesis Doctoral, actualmente en fase de redacción y que ha estado siempre al pié del cañón durante el proceso de fabricación y ensayo de la celosía. Agradecer también la ayuda prestada por el tutor de este estudio, Pedro Serna Ros, pues ha sido fundamental para transmitir esa confianza y ánimo que a veces surge ante los problemas aparecidos. Además, considero crucial su ayuda en la puesta en obra del hormigón tanto en la placa como en la viga. Agradecer, además, a Juan Navarro su implicación en todo momento en la realización de este trabajo, sobre todo en la realización de la modelización numérica del ensayo.

También me gustaría hacer mención especial a la colaboración prestada por la empresa Prevalesa S.L., que aún en una época de crisis complicada, ha prestada toda la ayuda de equipos, material y personal disponible, para que la fabricación de esta celosía haya sido una realidad.

Debo mencionar en el proyecto a mis grandes amigos del pueblo con los que he pasado los mejores momentos de mi vida: Ángel, Alberto, Daniel y Juan; también a todos los valencianos que han estado ahí en todo momento durante la realización del máster: Carlitos, Mike, Cris, Raquelica, Be y, sobre todo, a Isa.

Por último y más importante agradecer el apoyo de toda mi familia y en especial de mis padres y abuelos que siempre han estado ahí haciéndome crecer como persona en todos los momentos de mi vida, haciéndome ser lo que soy. Lo debo todo a ellos.

Gracias.

Índice

Antecedentes y Motivación	1
Resumen	3
Abstract.....	5
Agradecimientos.....	7
Índice	9
Lista de figuras	14
Lista de tablas	22
1. Objetivos.....	24
2. Metodología y contenido del documento.....	25
3. Estado del Conocimiento	27
3.1. UHPFRC.....	27
3.1.1. Situación actual del UHPFRC.....	27
3.1.2. ¿Por qué utilizar UHPFRC?.....	29
3.1.3. Familias.....	31

3.1.4.	Limitaciones y posibilidades de expansión.....	33
3.2.	<i>Guías de diseño disponibles para el UHPFRC.....</i>	33
3.2.1.	Recomendación Francesa SETRA-AFGC.....	34
3.2.2.	Recomendación Japonesa.....	34
3.2.3.	Recomendación Australiana	34
3.2.4.	Recomendaciones del Código Modelo 2010	35
3.2.5.	Recomendación del fib TG 8.6	35
3.3.	<i>Tecnología del UHPFRC.....</i>	35
3.3.1.	Materias primas y dosificación.....	36
3.3.2.	Proceso de amasado	41
3.3.3.	Fabricación en central	41
3.3.4.	Puesta del UHPC	42
3.4.	<i>Caracterización.....</i>	43
3.4.1.	Compresión	43
3.4.2.	Tracción	44
3.4.2.1.	Rama elástica	45
3.4.2.2.	Rama de endurecimiento por deformación	45
3.4.2.3.	Rama de ablandamiento	45
3.4.2.4.	Longitud característica.....	46
3.4.3.	Flexión	46
3.4.4.	Hormigones híbridos y monofibra	48
3.4.5.	Determinación del comportamiento a tracción del UHPC por medio del método inverso	50
3.4.5.1.	Elástico.....	52
3.4.5.2.	Endurecimiento	53
3.4.5.3.	Ablandamiento	55
3.4.5.4.	Cálculo de la flecha	57
3.4.5.5.	Parámetros de deformación.....	57
3.4.5.6.	Justificación de la ley lineal a compresión	58
3.4.6.	Módulo elástico.....	60
3.4.7.	Retracción	60
3.4.7.1.	Retracción autógena	60
3.4.7.2.	Retracción de secado	61

3.4.7.3.	Retracción global.....	61
3.4.8.	Fluencia.....	62
3.5.	<i>Celosías de UHPC</i>	63
3.5.1.	Introducción.....	63
3.5.2.	Celosías a base de elementos prefabricados	66
3.5.3.	Celosías hormigonadas en una fase.....	68
3.5.4.	Diagonales comprimidas	71
3.5.4.1.	Formulación propuesta por Aarup.....	71
3.6.	<i>Puentes triangulados de hormigón</i>	72
3.6.1.	Puentes triangulados en hormigón convencional.....	72
3.6.2.	Pasarelas trianguladas y de almas aligeradas en UHPC.....	75
4.	Estudio experimental	80
4.1.	<i>Justificación del estudio experimental</i>	80
4.2.	<i>Descripción de la celosía</i>	81
4.2.1.	Justificación de la geometría adoptada.....	81
4.2.2.	Geometría.....	82
4.2.3.	Armado.....	84
4.2.4.	Molde	87
4.2.5.	Fabricación	89
4.3.	<i>Caracterización de materiales</i>	93
4.3.1.	UHPRC.....	93
4.3.1.1.	Dosificación	93
4.3.1.2.	Escurrimiento	95
4.3.1.3.	Ensayos a compresión	96
4.3.1.4.	Módulo elástico	97
4.3.1.5.	Ensayos a flexión.....	98
4.3.1.6.	Caracterización del comportamiento a tracción. Análisis inverso.....	99
4.3.2.	Acero de refuerzo pasivo.....	103
4.3.3.	Acero para armaduras de pretensado.....	103
4.4.	<i>Descripción de los ensayos</i>	103
4.4.1.	Destesado.....	104
4.4.2.	Ensayo a 3 puntos.....	104
4.5.	<i>Instrumentación</i>	106

4.5.1.	Destesado	106
4.5.1.1.	Estado de la armadura activa antes de la transferencia	106
4.5.1.2.	Penetración del cable	107
4.5.1.3.	Longitud de transmisión y deformaciones diferidas	108
4.5.2.	Ensayo a 3 puntos.....	108
4.6.	<i>Resultados</i>	110
4.6.1.	Destesado	110
4.6.1.1.	Pérdidas hasta la transferencia	110
4.6.1.2.	Penetración del cable	111
4.6.1.3.	Longitud de transmisión.....	111
4.6.1.4.	Deformaciones diferidas.....	112
4.6.1.5.	Análisis de resultados	113
4.6.2.	Ensayo a 3 puntos.....	114
4.6.2.1.	Evolución del ensayo	114
4.6.2.2.	Rotura.....	118
4.6.2.3.	Adquisición de los datos de los aparatos de medida.....	121
4.7.	<i>Interpretación de resultados</i>	127
5.	Estudio numérico	130
5.1.	<i>FEDEASLab</i>	130
5.2.	<i>Justificación del tipo de elemento finito</i>	131
5.2.1.	NLDF2dFrm_NLG	133
5.2.2.	NLDF2dFrm_NLG_7gdl	138
5.2.3.	NLdirFF2dFrm_NLG.....	141
5.2.4.	Resultados y Conclusiones.....	144
5.3.	<i>Alcance del modelo</i>	144
5.4.	<i>Descripción del modelo</i>	145
5.4.1.	Geometría.....	145
5.4.2.	Secciones	147
5.4.3.	Deformación de neutralización de la armadura activa	150
5.4.4.	Parámetros generales del modelo e hipótesis de carga.....	150
5.5.	<i>Resultados</i>	151
5.5.1.	Medidas de desplazamiento	151
5.5.2.	Elementos traccionados.....	153

5.5.3.	Elementos comprimidos	156
5.6.	<i>Análisis de la rotura</i>	159
5.6.1.	Cordón traccionado en zona de apoyos.....	160
5.6.2.	Diagonal comprimida.....	161
5.6.2.1.	Comprobación según la recomendación de la SETRA-AFGC	163
5.6.2.2.	Comparación de la resistencia a compresión del soporte con la formulación de [Rom 2005].....	164
5.6.3.	Conclusiones	165
5.7.	<i>Modelo numérico lineal para el cálculo del rasante en la junta de hormigonado</i>	165
6.	Conclusiones	170
6.1.	<i>Celosías de UHPC</i>	170
6.2.	<i>Modelo numérico</i>	172
7.	Líneas futuras de investigación	173
7.1.	<i>UHPC</i>	173
7.2.	<i>Celosías de UHPC</i>	174
8.	Bibliografía	175

Lista de figuras

1. Objetivos	24
2. Metodología y contenido del documento.....	25
3. Estado del Conocimiento	27
Figura 3.1.- Diferentes familias de hormigones em el entorno del UHPFRC [Camacho 2012]	32
Figura 3.2.- Frecuencia relativa de distribuciones de cemento. En azul, mezclas con árido grueso; en rojo, mezclas sólo con fino [Camacho 2012].....	37
Figura 3.3.- Frecuencia relativa de contenido de humo de sílice y harina de cuarzo respecto al peso de cemento [Camacho 2012].....	37
Figura 3.4.- Relación entre contenido de agua y binder de las mezclas estudiadas [Camacho 2012].....	38
Figura 3.5.- Relación agua/binder y escurrimiento [Camacho 2012].....	38
Figura 3.6.- Relación agua/binder (sin considerar la harina de cuarzo) y resistencia a compresión [Camacho 2012].....	39
Figura 3.7.-Relación agua/binder resistencia a compresión [Camacho 2012].....	39

Figura 3.8.- Factor de fibra frente a resistencia equivalente a flexión para UHPC sin árido grueso [Viet 2012].....	40
Figura 3.9.- Curva constitutiva a compresión el UHPC con diferentes porcentajes de fibras [Fehling 2004].....	43
Figura 3.10.- Curva constitutiva propuesta por la SETRA-AFGC y JSCE.....	44
Figura 3.11.- Comportamiento a tracción directa del UHPFRC [Spasojevic 2006]	44
Figura 3.12.- Curva a tensión equivalente-flecha en un ensayo a flexión [Spasojevic 2006]	47
Figura 3.13.- Diagrama tensional en zona A.....	47
Figura 3.14.- Diagrama tensional en zona B	48
Figura 3.15.- Diagrama tensional en zona C (izquierda) y zona D (derecha).....	48
Figura 3.16.- Diferentes tipologías de fibras	49
Figura 3.17.- Comparación de comportamiento a tracción en hormigones monofibra e híbridos (Markovic 2006)	49
Figura 3.18.- Ley constitutiva del UHPC propuesta para el análisis inverso a compresión y limitaciones.....	51
Figura 3.19.- Ley constitutiva del UHPC propuesta para el análisis inverso y parámetros del modelo a tracción.....	51
Figura 3.20.- Régimen elástico	52
Figura 3.21. Régimen de endurecimiento.....	53
Figura 3.22.- Régimen de ablandamiento.....	55
Figura 3.23.- Ley constitutiva a tracción del UHPC (no escalada).....	58
Figura 3.24. Diagramas ($M - \chi$) y ($\epsilon_1 - \chi$) para una sección de 100x100 mm con las propiedades de la tabla 3.3.....	59
Figura 3.25.- Desarrollo de la retracción autógena [Loukili 1999].....	61
Figura 3.26.- Retracción para el UHPC sin tratamiento especial de curado a partir del primer día tras el hormigonado.....	62
Figura 3.27.- Tipologías de vigas en celosía de canto constante. En rojo barras, comprimidas; en azul, barras traccionadas; en verde, barras a flexión.....	64
Figura 3.28.- Tipologías de cercha.....	65
Figura 3.29.- Esquema estructural propuesto por [Jungwirth 2044]	66
Figura 3.30.- Elementos y conexión del sistema propuesto [Viet 2008]	67
Figura 3.31.- Elemento de conexión, rotura sin refuerzo pasivo y refuerzo propuesto.....	67
Figura 3.32.- Celosía de UHPC tipo Howe fabricada por ensamblaje de elementos	68

Figura 3.33.- Molde para una celosía de hormigón [West 2006].....	69
Figura 3.34.- Detalle de la pieza lateral y la lámina plástica [West 2006]	69
Figura 3.35.- Celosía Vierendel de hormigón pretensado [West 2006]	70
Figura 3.36.- Celosía Vierendel de hormigón pretensado [West 2006].....	70
Figura 3.37.- Diseños de celosías en hormigón [West 2006]	71
Figura 3.38.- Pont de la Rue Lafayette. Vista general [Monleón 2005]	73
Figura 3.39.- Pont de la Rue Lafayette. Detalle de la celosía de hormigón armado [Monleón 2005].....	73
Figura 3.40.- Pont d'Ivry-sur-Seine [Monleón 2005].....	73
Figura 3.41.- Puente del Boutiron,vista general [Monleón 2005]	74
Figura 3.42.- Puente del Boutiron,detalle de la triangulación y la articulación sobre las pilas [Monleón 2005]	74
Figura 3.43.- Sección en V del puente de Sherbrooke, 1997 [Vande Voort 2008].....	75
Figura 3.44.- Vista del puente de Sherbrooke, 1997	76
Figura 3.45.- Sección central (izquierda) y en apoyos (derecha) de la pasarela Sakata Mirai [Tanaka 2009].....	76
Figura 3.46.- Vista de la pasarela Sakata Mirai [Tanaka 2009]	77
Figura 3.47.- Sección de tablero de la pasarela sobre el río Fulda (Kassel) [Fehling 2004]	77
Figura 3.48.- Vista de la pasarela sobre el río Fulda [Fehling 2004].....	78
Figura 3.49.- Proyecto de pasarela sobre el Barranco de las Ovejas (Alicante)[López 2012]	79
4. Estudio experimental	80
Figura 4.1.- Alzado de la celosía.....	82
Figura 4.2.- Secciones transversales de la celosía; sección por apoyos (a); sección por un nudo (b); sección mitad de una diagonal (c); detalle de la geometría final del codón inferior	83
Figura 4.3.-. Detalle del alzado (izquierda) y la sección transversal de la celosía (derecha)	84
Figura 4.4.- Detalle de la posición de las armaduras: (a) (d) diagonales traccionadas; (b) cordón inferior; (c) cordón superior	85
Figura 4.5.- Alzado del armado y tipología de barras	85
Figura 4.6.- Detalle del armado en la zona de apoyos (izquierda); detalle de armado de la diagonal traccionada (derecha).....	86

Figura 4.7.- Detalle de un nudo en el cordón inferior (izquierda); detalle de la colocación de la armadura en el cordón superior (derecha)	86
Figura 4.8.- Detalle del molde empleado.....	87
Figura 4.9.- Molde antes y después de la colocación de la ferralla.....	88
Figura 4.10.- Anclaje y sujeción de los pernos de elevación	88
Figura 4.11.- Extracción del molde y elevación hasta posición vertical de la celosía.....	89
Figura 4.12.- Acopio de materiales en fábrica y mesa para la dosificación de agua y aditivo	90
Figura 4.13.- Mezcladora y dosificación manual de los componentes.....	90
Figura 4.14.- Fabricación del hormigón y dispersión de las fibras largas (izquierda); máquina speedy para vertido de hormigón.....	90
Figura 4.15.- (1) Picado del cordón inferior; (2 y 3) Puesta de la diagonal traccionada; (4) Puesta de la zona de alma de apoyos; (5 y 6) Puesta de la segunda fase del cordón inferior	92
Figura 4.16.- Celosía tras el desmoldado y destesado antes de eliminar el porexpán.....	92
Figura 4.17.- Celosía tras el desmoldado y destesado después de eliminar el porexpán	92
Figura 4.18.- Aspectos del cemento (izquierda) y del humo de sílice (derecha)	94
Figura 4.19.- Aspectos de las arenas (izquierda) y fibras (derecha) empleados	94
Figura 4.20.- Preparación del ensayo de escurrimiento y ensayos para las diferentes amasadas	96
Figura 4.21.- Prensa IBERTEST para ensayos a compresión (izquierda); probetas cúbicas elaboradas (derecha)	97
Figura 4.22.- Curvas tensión lineal equivalente – flecha en centro luz de los ensayos a flexión.....	98
Figura 4.23.- Ajuste por el método inverso de la probeta 1 de la amasada 1. (Ley tensión-deformación escalada).....	99
Figura 4.24 Ajuste por el método inverso de la probeta 2 de la amasada 1. (Ley tensión-deformación escalada).....	100
Figura 4.25 Ajuste por el método inverso de la probeta 3 de la amasada 1. (Ley tensión-deformación escalada).....	100
Figura 4.26 Ajuste por el método inverso de la probeta 1 de la amasada 2. (Ley tensión-deformación escalada).....	101
Figura 4.27 Ajuste por el método inverso de la probeta 2 de la amasada 2. (Ley tensión-deformación escalada).....	101

Figura 4.28.- Sistema de pretensado y estado de los gatos hidráulicos tras quitar los collarines de seguridad (cilindros en rojo).....	104
Figura 4.29.- Esquema del ensayo	105
Figura 4.30.- Vista general del ensayo	105
Figura 4.31.- Sistema de carga (izquierda); metodología para la ubicación del apoyo de la celosía (derecha).....	106
Figura 4.32.- Sistema para la determinación de la tensión del cable introducida al hormigón.....	107
Figura 4.33.- Sistema para la medida de la penetración del cable	107
Figura 4.34.- Disposición de puntos Demek en el cordón inferior.....	108
Figura 4.35.- Numeración y disposición de los captadores de desplazamiento.....	109
Figura 4.36.- Numeración y disposición de las galgas extensiométricas.....	109
Figura 4.37 (1) Vista general de G11, C3, C6 y C8; (2) Detalle de C1; (3) Detalle de G1; (4) Detalle de G9.....	110
Figura 4.38.- Penetración del cable de pretensado.....	111
Figura 4.39.- Deformación en el cordón inferior tras el destesado.....	112
Figura 4.40.- Deformación en el cordón inferior tras el destesado	113
Figura 4.41.- Aparición de las primeras microfisuras visibles con una carga de 60 Ton en la unión de la diagonal traccionada con el cordón superior tras humedecer la superficie. ..	115
Figura 4.42.- Carga de 80 Ton: Desarrollo del proceso de fisuración en la zona superior (1) e inferior (2) de la diagonal traccionada; (3) Aparición de la primera fisura visible sin humedecer la superficie.....	116
Figura 4.43.- Carga de 100 Ton: Única fisura visible en las diagonales comprimidas durante todo el proceso (diagonal comprimida central).....	117
Figura 4.44.- Deflexión de la celosía con una carga de 115 Ton de 3.7 cm en el punto central previa a la rotura	117
Figura 4.45.- Vista global del fallo: Rotura de la diagonal en su zona central y en la base; rotura del cordón superior. Deflexión en la viga tras la rotura	118
Figura 4.46.- Detalle del fallo por la sección central de la diagonal comprimida de apoyo	118
Figura 4.47.- Detalle de la rotura en la base de la diagonal comprimida (izquierda); detalle de la rotura en el cordón superior (derecha).....	119
Figura 4.48.- Secuencia de imágenes de la rotura de la celosía. (1) Momento previo a la rotura; (2) Descenso importante del nudo y aparición de la primera fisura en la zona central de la diagonal; (3,4,5) Propagación de la fisura; (6) Estado final tras la rotura	120

Figura 4.49.- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior	122
Figura 4.50.- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior	122
Figura 4.51.- Desplazamiento vertical del cordón inferior en centro luz.....	123
Figura 4.52.- Deformación en la diagonal DT1 (C2).....	123
Figura 4.53.- Deformación en la diagonal DT2 (C3).....	124
Figura 4.54.- Deformación del cordón traccionado en centro luz (G13 y G14)	124
Figura 4.55.- Deformación en la diagonal DC1 (G1).....	125
Figura 4.56 Deformación en la diagonal DC2 (G3 y G4)	125
Figura 4.57.- Deformación en la diagonal DC3 (G5 y G5).....	126
Figura 4.58.- Deformación en la diagonal DC4 (G7 y G8).....	126
Figura 4.59.- Deformación en el cordón comprimido CC1 (G9 y G10)	127
Figura 4.60.- Deformación en el cordón comprimido CC2 (G11 y G12).....	127
5. Estudio numérico.....	130
Figura 5.1.- Relación carga – flecha teórica exacta	132
Figura 5.2.- Ley de curvaturas teórica exacta en el momento de la rotura.....	133
Figura 5.3.- Ley de deformaciones teórico exacta en el momento de la rotura	133
Figura 5.4.- Relación ϵ_0/χ . Valores positivos de ϵ_0 indican deformaciones de tracción .	134
Figura 5.5.- Relación M/χ	134
Figura 5.6.- Carga frente a desplazamiento en el punto medio (6 gdl)	135
Figura 5.7.- Ley de curvatura para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (6 gdl).....	136
Figura 5.8.- Ley de deformaciones para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (6 gdl).....	136
Figura 5.9.- Ley de flectores para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (6 gdl).....	137
Figura 5.10.- Ley de axiles para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (6 gdl).....	137
Figura 5.11.- Carga frente a desplazamiento en el punto medio (7 gdl).....	139
Figura 5.12.- Ley de curvatura para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (7 gdl).....	139
Figura 5.13.- Ley de deformaciones para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (7 gdl).....	139
Figura 5.14.- Ley de flectores para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (7 gdl).....	140

Figura 5.15- Ley de axiles para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (7 gdl).....	140
Figura 5.16.- Carga frente a desplazamiento en el punto medio (Flexibilidad).....	141
Figura 5.17.- Ley de curvatura para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (Flexibilidad).....	142
Figura 5.18.- Ley de deformaciones para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (Flexibilidad)	142
Figura 5.19.- Ley de flectores para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (Flexibilidad).....	143
Figura 5.20- Ley de axiles en para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (Flexibilidad).....	143
Figura 5.21- Geometría del modelo numérico implementado en FEDEASLab	146
Figura 5.22- Geometría del modelo numérico implementado en FEDEASLab	147
Figura 5.23- Ley constitutiva a compresión utilizada en el modelo numérico	149
Figura 5.23- Ley constitutiva a tracción utilizada en el modelo numérico.....	149
Figura 5.24- Desplazamiento vertical del cordón inferior en centro luz (experimental y modelo numérico).....	152
Figura 5.25- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	152
Figura 5.26- Desplazamiento relativo entre el nudo 7 y el promedio de los nudos 13 y 15 (experimental y modelo numérico)	153
Figura 5.27- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	155
Figura 5.28- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	155
Figura 5.29- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	156
Figura 5.30- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	157
Figura 5.31- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	157
Figura 5.32- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	158
Figura 5.33- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	158

Figura 5.34- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	159
Figura 5.35- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	159
Figura 5.36- Deformación en diferentes fibras del cordón traccionado en la zona de apoyo para la carga experimental de rotura	160
Figura 5.37- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	161
Figura 5.38- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)	162
Figura 5.39- Cálculo del diagrama Momento-Curvatura. Estado tensodeformacional en cada escalón	163
Figura 5.40- Esquema del modelo de elementos finitos lineal utilizado en SAP2000 para la estimación de las tensiones en la junta de hormigonado.....	166
Figura 5.41- Tensiones tangenciales en la junta de hormigonado para las dos hipótesis de carga.....	167
Figura 5.42- Tensiones normales en la junta de hormigonado para las dos hipótesis de carga.....	167
Figura 5.43- Separación teórica de la armadura de rasante y separación dispuesta en la celosía	169
6. Conclusiones	170
7. Líneas futuras de investigación.....	173
8. Bibliografía.....	175

Lista de tablas

1. Objetivos	24
2. Metodología y contenido del documento.....	25
3. Estado del Conocimiento	27
Tabla 3.1.- Grupos de investigación internacionales en UHPC más relevantes	29
Tabla 3.2.- Comparación de la resistencia en condiciones de laboratorio y en una empresa de prefabricados [López 2012].....	42
Tabla 3.3.- Valores de ϵ_{ct} según las recomendaciones francesas y japonesas para un probeta de 100 mm de canto, una resistencia a tracción de 10 MPa y un módulo elástico de 50 GPa.....	58
Tabla 3.4. Coeficientes de fluencia para el UHPC (SETRA-AFGC).....	62
4. Estudio experimental	80
Tabla 4.1. Dosificación del UHPC.....	93
Tabla 4.2.- Propiedades del ensayo de escurrimiento para la tercera amasada	95
Tabla 4.3.- Resultados a compresión de las probetas cúbicas	97
Tabla 4.4.- Resumen de los resultados del módulo elástico.....	97

Tabla 4.5.- Resumen de los resultados a flexión	98
Tabla 4.6.- Resumen de las propiedades a tracción del material determinadas por el método inverso.....	99
Tabla 4.7.- Resumen de las propiedades a tracción del material determinadas por el método inverso para cada una de las amasadas.....	102
Tabla 4.8.- Características mecánicas de las barras corrugadas de acero	103
Tabla 4.9.- Características mecánicas de los cordones para armadura de pretensado utilizados.....	103
Tabla 4.10.- Separación entre los puntos de medida de los captadores C1, C2, C3 y C4....	109
Tabla 4.11.- Descripción cualitativa de los fenómenos observados durante el incremento de carga en el ensayo de la celosía.....	115
5. Estudio numérico.....	130
Tabla 5.1- Carga máxima y desplazamiento asociado de las diferentes modelizaciones numéricas con los diferentes tipos de elementos finitos.....	144
Tabla 5.2- Geometría de las secciones y armado utilizado.....	148
6. Conclusiones	170
7. Líneas futuras de investigación.....	173
8. Bibliografía.....	175

CAPÍTULO I

1. Objetivos

Los objetivos principales que se persiguen en este trabajo de investigación son los que se describen a continuación:

- Conocer el comportamiento estructural de los diferentes elementos que integran una celosía de UHPC.
- Determinar los problemas principales que pueden encontrarse en una celosía de UHPC.
- Determinar cuáles de ellos no están suficientemente resueltos y planteamiento de futuras líneas de investigación
- Demostrar que la fabricación de un elemento estructural en una empresa de prefabricados es viable, tanto la fabricación del material como la tecnología existente para la elaboración de los moldes.
- Comprobar la viabilidad de la metodología de cálculo disponible, las leyes constitutivas del material y la metodología empleada para su obtención.
- Identificación del elemento finito más adecuado para el estudio de un elemento estructural de UHPFRC mediante el programa de elementos finitos FEDEASLab.

CAPÍTULO II

2. Metodología y contenido del documento

El presente documento contiene tres grandes apartados ampliamente desarrollados que constituyen el cuerpo sustancial del estudio en los que se justifica y se desarrolla la investigación. Estos tres capítulos, claramente diferenciados por su contenido son:

- Estado del conocimiento
- Estudio experimental
- Estudio numérico

Estos tres apartados se convierten en el eje central del documento en el que se recogen toda la información obtenida, la descripción de los procesos realizados y los resultados obtenidos.

En el primer gran bloque de este documento se ha realizado una búsqueda bibliográfica de aquellos aspectos tanto del UHPC como de las celosías que pueden ser de utilidad para justificar la realización del estudio y los resultados obtenidos. Para ello, esta búsqueda de información se centra en dos pilares básicos:

- Situación actual del UHPC

- Tecnología en la elaboración celosías tanto de hormigón armado como en UHPC

En el segundo bloque se concentra toda la fase experimental de este estudio. Este bloque comienza con la justificación del diseño de la celosía en la que se van estudiar los fenómenos objetivos del trabajo. Se realizad, además, la caracterización del material utilizado para el hormigonado de la celosía tanto del UHPC como del acero empleado. Finalmente se realiza una descripción de la instrumentación realizada, de los resultados obtenidos y la interpretación de los mismos.

En el tercer boque se puede encontrar el estudio numérico de la celosía mediante el programa de elementos finitos FEDEASLab, de la Universidad de California, Berkeley. Para un uso adecuado del mismo, se lleva a cabo en primer lugar un breve estudio del elemento finito más adecuado de la biblioteca de elementos disponibles en el programa, implementando otros nuevos. Tras el análisis se describe y justifica el modelo numérico implementado. Se describen los resultados y se da una interpretación de los mismos detectando el modo de fallo y el alcance que se pretende obtener con el análisis numérico obtenido.

Finalmente, fuera de estos tres grandes bloques se incluye un capítulo fundamental en el que se recogen las conclusiones más relevantes obtenidas del estudio, dando paso a futuras líneas de investigación dentro del ámbito tanto del UHPC como de las celosías que puedan ser fabricadas con este material. Se incluye un capítulo final con las referencias de la bibliografía empleada.

CAPÍTULO III

3. Estado del Conocimiento

3.1.UHPFRC

3.1.1. Situación actual del UHPFRC

El Ultra High Performance Concrete (UHPC) es un material pétreo de construcción de muy altas prestaciones cuyo desarrollo comenzó en Francia durante la década de los 90' [Acker 2004]. Sin embargo, se ha necesitado de un largo proceso de difusión y estudio hasta que, tras dos décadas, la comunidad científica ha dado cuenta de las grandes ventajas de este material: mejora de la sostenibilidad global, desarrollo de productos con un elevado valor añadido; aumento de la seguridad de las infraestructuras [Ahlborn 2012].

La elevada durabilidad del UHPC, junto con la reducción de la cantidad total de materiales, la utilización de residuos industriales y la reducción de los costes de mantenimiento, provocan un aumento de la vida útil de las infraestructuras y la reducción de los impactos de éstas sobre el medio ambiente.

Además, las cada vez más numerosas aplicaciones e investigaciones que se han desarrollado en las diversas partes del mundo, han mostrado que un empleo adecuado de este material en infraestructuras conduce a una mejora en la economía de las soluciones y a un incremento de

las condiciones de seguridad de las mismas, no sólo en los momentos posteriores a la ocurrencia de un fenómeno natural catastrófico sino en cada instante de su vida útil. De esta forma, se crean unas condiciones de seguridad más elevadas y un entorno más sostenible [Ahlbron 2012].

La posibilidad de industrialización y desarrollo de productos prefabricados de UHPC de gran ligereza y elevado valor añadido permite la salida de esta industria hacia mercados exteriores, fomentando la exportación de los productos producidos.

Es por todo ello, que durante los últimos años ha aparecido un incremento de la producción científica en el UHPC, convirtiéndose en una de las líneas de investigación más prolíferas en el ámbito de la arquitectura y la ingeniería civil. Y así ha quedado demostrado con la reciente formación de grupos de investigación específicos del UHPC en todo el mundo.

En Europa, los grupos de investigación que más han contribuido al desarrollo del UHPC se muestran en la *tabla 3.1*:

GRUPO	OBJETIVOS Y CONTRIBUCIONES
FIB-Task Group 8.6	Objetivo de establecer unos códigos de diseño de las estructuras en UHPC
AFGC Working Group on UHPFRC	Ha recopilado las numerosas aplicaciones realizadas en estas últimas dos décadas para crear en 2002 las primeras Recomendaciones Internacionales para el cálculo del UHPC cuya nueva versión estará disponible en un corto período de tiempo.
University of Kassel, Alemania	Ha llevado a cabo periódicamente y cada cuatro años los Congresos Internacionales en UHPC que se iniciaron en 2004. Esta universidad coordina el programa de investigación promovido por la German Research Foundation (DFG) en UHPC de 12 M€
Delft University of Technology, Holanda	Ha dirigido importantes Tesis Doctorales en el ámbito del UHPC además de aplicaciones innovadoras que han puesto de manifiesto las propiedades durables del material.

Graz University of Technology	Aplicaciones estructurales en UHPC
-------------------------------	------------------------------------

Tabla 3.1.- Grupos de investigación internacionales en UHPC más relevantes

En Estados Unidos, la Federal Highway Administration (FHWA) mostró su interés en el UHPC desde los inicios del material en la década de los 90', creando un plan para la mejora de la vida útil de sus estructuras transporte y disminución de los costes del mantenimiento mediante el uso del UHPC. Más tarde, ya en 2010 surge el North American UHPC Working Group (NA-WG) que presiona para que en el verano de 2011 el ACI cree el comité técnico 239 del UHPC. Además, por sus contribuciones destacan las siguientes universidades:

- University of Michigan
- Michigan Technological University
- University of Connecticut
- Iowa State University
- Virginia Tech University

En Japón ha habido una alta inversión en aplicaciones con UHPC, fundamentalmente pasarelas que les ha permitido publicar las primeras recomendaciones japonesas del material desarrolladas fundamentalmente por la Universidad de Tokyo y la empresa Taisei Corporation. Han aparecido además unas recomendaciones alemanas y otras australianas.

Además, en España se ha realizado, mediante el uso de una patente francesa del material, el relleno de los pilares metálicos del Museo Reina Sofía. Por otro lado, las universidades politécnicas de Madrid, Barcelona y Ciudad Real, y sobre todo, la de Valencia han comenzado diversos trabajos relacionados con el UHPC.

3.1.2. ¿Por qué utilizar UHPFRC?

El UHPFRC (Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete), o simplemente UHPC, es un producto resultante de combinar las tres tecnologías más punteras utilizadas en el hormigón: alta resistencia, autocompactabilidad y empleo de fibras. Su proceso de elaboración requiere materias primas exclusivas tales como: fibras de alto límite elástico, aditivos de tercera generación, áridos con tamaño máximo reducido...; maquinaria y procesos no convencionales: alta energía de fabricación, curado al vapor...; y elevados niveles de control: agua, humedad, garantía de mantenimiento de espesores en elementos muy finos, proceso de vertido, orientación de fibras, no existencia de juntas frías...

Las repercusiones de estas propiedades para las aplicaciones estructurales son muy grandes y se enumeran brevemente a continuación:

- Aumento de la resistencia a la tracción del hormigón para resistir los esfuerzos secundarios que aparecen en los elementos estructurales tales como la retracción

o los esfuerzos debidos a sollicitaciones tangenciales. Esto permite la eliminación de la armadura de cortante y suprime los armados mínimos geométricos, con un ahorro considerable en el proceso de elaboración de ferralla.

- Elevada ductilidad proporcionada por las fibras que permite una elevada distribución de esfuerzos internos en los elementos elaborados dotando a las estructuras de un componente de seguridad adicional.
- Reducción de la fisuración. Aunque el proceso de fisuración es algo inevitable en un elemento pétreo como es el hormigón, las fibras contribuyen a que el proceso de fisuración sea un proceso distribuido en una región amplia del elemento. A diferencia del hormigón tradicional en el que aparecen un número máximo de fisuras visibles y medibles, en el UHPC se produce lo que se conoce con el nombre de “multifisuración”, esto es, el desarrollo de multitud de fisuras con un espaciamiento muy pequeño y una abertura mínima lo que implica un incremento notable de la durabilidad de la estructura.
- Como refuerzo a la idea expuesta en el punto anterior, cabe recalcar que la deformación necesaria para la aparición de una fisura visible en este material se encuentra en torno al 2,5-3 por mil. Teniendo en cuenta que la plastificación del acero se produce en este rango de deformaciones se puede decir que hasta que la armadura no está plastificada, es decir, hasta un nivel de esfuerzos cercanos al de agotamiento, la fisura no se abre en el hormigón, facilitando el cumplimiento de los Estados Límites de Servicio.
- La elevada resistencia a compresión del UHPC junto con su comportamiento dúctil permiten un mayor aprovechamiento del pretensado y una agilización de los procesos de prefabricación ya que tan sólo 24 horas después del hormigonado, el UHPC alcanza resistencias medias de unos 80 MPa. Es por ello, que el UHPC alcanza su máximo potencial en el desarrollo de aplicaciones prefabricadas y pretensadas.
- Disminución de las secciones de hormigón que suponen una disminución de volumen total de hormigón de entre el 60-75%. Esto tiene una gran repercusión en la sostenibilidad del material, ya que si bien el UHPC utiliza 3 veces más cantidad de cemento que el hormigón tradicional, como mínimo el volumen total se reduce en 3 veces por lo que se mantiene el volumen de cemento consumido. Esto junto con el empleo de subproductos industriales como la ceniza volante o el humo de sílice, contribuyen en cierta medida a la sostenibilidad. La reducción global de las necesidades de áridos es otro factor a tener en cuenta.
- La disminución de volumen trae consigo una reducción del peso total de los elementos. Esto supone una disminución de las necesidades de equipos de elevación además de los ahorros en cimentación que pueden ser enormes en terrenos de mala calidad ya que las exigencias de peso propio son como mínimo de 3 veces inferiores.

- La esbeltez de los elementos dotan a las soluciones en UHPC de un gran valor estético en contraposición a la robustez que ha caracterizado a las construcciones de hormigón. En una sociedad cada vez más preocupada de la estética de su entorno, el UHPC se convierte en una solución elegante y a su vez económica.
- La elevada presencia de materiales finos en la mezcla que constituye el UHPC le dota de propiedades autocompactantes que junto con la reducción de armado y la elevada resistencia hacen posible la fabricación de elementos de espesor reducido.
- La finura de los materiales hacen que los acabados de las superficies del UHPC imiten con extremada fidelidad las superficies de los materiales que hacen de encofrado pudiendo conseguir casi cualquier tipo de superficie eligiendo el correcto molde. Así, al valor estético de la esbeltez se une el valor estético del acabado superficial.
- La autocompactabilidad unida a la escasa fisuración hace del UHPC un material con una durabilidad extrema incluso en los ambientes más agresivos, como pueden ser en España, las zonas del litoral o de alta montaña. Además, en zonas urbanas es muy importante su resistencia a la orina de las mascotas, su inalterabilidad frente a los rayos UV, su elevada resistencia a impacto y su facilidad de atornillado.
- En general, se reducen los costes de mantenimiento de los elementos de UHPC y se prolonga la vida útil. Esto permite la reducción de los recubrimientos de las armaduras y de nuevo, la reducción de las secciones.

Por todo ello, la mayor parte de los investigadores están convencidos de que el mayor potencial del UHPFRC se encuentra en la prefabricación, ya que el nivel de control necesario es muy alto y la elevada resistencia a compresión del material a corto plazo permite aprovechar al máximo el pretensado aumentando la capacidad a tracción del material [Vande Voort 2008].

La extensión del UHPC fuera del ámbito de la investigación hacia la construcción queda muy limitada debido al desconocimiento por parte de diseñadores y constructores de su existencia y a la escasez de normativa para su aplicación y diseño. Un correcto diseño que explote al máximo las cualidades del material permite la reducción de gran cantidad de volumen del mismo, y por ende, de las operaciones necesarias para su fabricación y colocación. Incluso sin tener en cuenta los costes de mantenimiento, el UHPC se muestra competitivo en relación al resto de materiales de construcción.

3.1.3. Familias

El término UHPC se asocia a los hormigones con resistencia característica superior a 150 MPa en probeta cilíndrica, alto contenido de cemento y elevada compactación que le confiere una muy alta durabilidad [SETRA-AFGC]. Anteriormente se denominaba UHSC (Ultra High Strength Concrete), pero el primer término es más aceptado actualmente debido a las propiedades adicionales que posee además de la resistencia a compresión. La mayoría de los UHPC contienen fibras, denominándose así UHPFRC. Este nombre es el más

extendido en los últimos años. Otros sinónimos son UHPFC (Ultra High Performance Fibre Concrete) UHSFRC (Ultra High Strength), FRUHPC (Fibre Reinforced UHPC) o UFC, utilizado en Japón. Aquellos que además contienen dos o más tipos de fibras se incluyen dentro de la familia de los HFC (hybrid Fiber Concrete), y generalmente se utilizan cuando prima la obtención de una elevada resistencia a tracción-flexión y una mayor ductilidad.

Los hormigones con resistencia a compresión entre 110 y 150 MPa y propiedades comparables a las de los UHPFRC se denominan VHPFRC o HPFRC ([Very] High Performance FRC). Estos materiales, entre los denominados SCFRC (Self-Compacting FRC) y los UHPFRC, ofrecen un campo muy interesante de aplicaciones, ya que pueden proporcionar una muy alta resistencia a flexión con una resistencia a compresión suficiente para los requisitos de la aplicación. En la *figura 3.1* se puede ver de manera gráfica todos los diferentes tipos de hormigones existentes en una manera muy sencilla.

Además, aquellos hormigones que siendo ensayados a tracción directa experimenten una rama de endurecimiento se incluirán también en la familia de los HPFRCC (High Performance Fiber Reinforced Cement Composites). Muchos HFC pertenecen simultáneamente a la vez a la familia de los VHPFRC y los HPFRCC.

La gran mayoría de los UHPFRC que se utilizan en aplicaciones estructurales son productos patentados como Ductal®, BSI®, BCV®, o CEMTEC® resultantes de la investigación conjunta de universidades y empresas y que han sido utilizados en Japón, Francia, EEUU y Alemania, principalmente. Por otra parte, hay un número creciente de empresas que realizan dosificaciones propias de UHPFRC con los materiales disponibles en cada región, y adaptándolas a los requisitos de cada aplicación [Habel 2008; Voo 2008; Monai 2008; Fidjestol 2012].

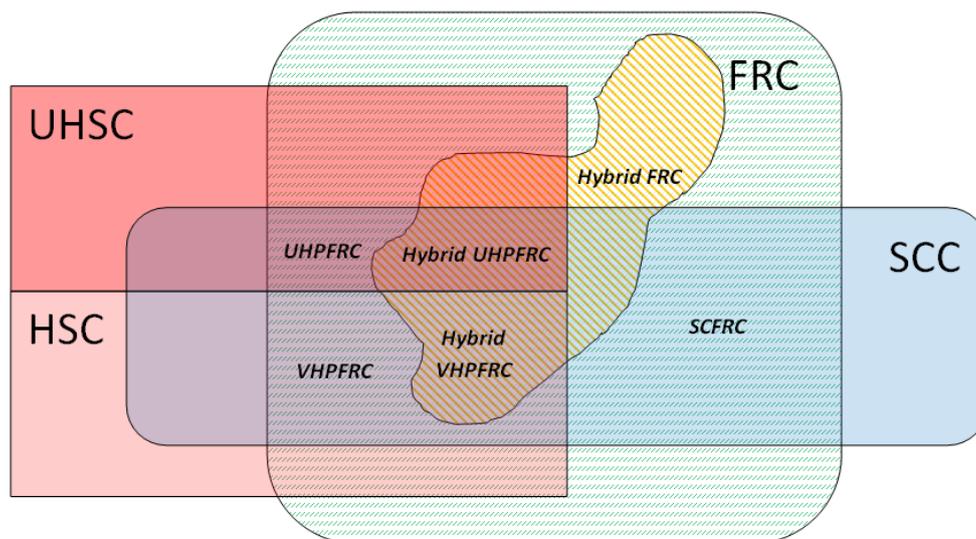


Figura 3.1.- Diferentes familias de hormigones en el entorno del UHPFRC [Camacho 2012]

3.1.4. Limitaciones y posibilidades de expansión

Existen diversas razones que actualmente están limitando la extensión y uso del UHPFRC en aplicaciones estructurales. En primer lugar, las propiedades tan variables entre los diferentes UHPC que se pueden encontrar en la bibliografía y el gran desconocimiento sobre los diferentes tipos de productos existentes y sus posibilidades de aplicación. No existe actualmente una clasificación clara de todos ellos. Esa falta de información y uniformidad no facilita el uso a los diseñadores y proyectistas.

Además, la gran mayoría de aplicaciones ejecutadas hasta hoy se han realizado con productos patentados. Estos productos tienen un precio de mercado muy elevado, haciendo que no sea fácil justificar económicamente la solución. Además, generalmente poseen propiedades mecánicas muy superiores a las exigencias reales de la aplicación con resistencias superiores a los 200 MPa que requieren procedimientos de curado especiales. Sin embargo, [Walraven 2012] considera que los VHPFRC con unos niveles de resistencia a compresión entre 120 y 140 MPa son los más óptimos teniendo en cuenta el peso, durabilidad, resistencia a la abrasión y coste.

La vía para el desarrollo del UHPC se fundamenta en dos pilares: La aparición de una normativa internacional que dé luz a los aspectos claves para la dosificación y el diseño del material; y el desarrollo de dosificaciones propias adecuadas a cada aplicación concreta, utilizando componentes accesibles y procesos viables en las empresas de prefabricados convencionales. El coste de elaborar un VHPFRC con dosificación propia y componentes locales es generalmente más razonable que el de los UHPFRC comerciales, consiguiendo unas características mecánicas similares y fabricándose en empresas de prefabricados tradicionales sin necesidad de una gran adaptación tecnológica.

El UHPFRC, en su perspectiva más global, tiene unas grandes perspectivas a largo-medio plazo pudiendo llegar a convertirse en el material de construcción del futuro contribuyendo a la sostenibilidad, seguridad y economía de las estructuras. Para ello es necesario que la investigación se centre en el desarrollo de códigos de diseño que estén soportados por una base científica sólida, que sean flexibles y transparentes, que sean un fiel reflejo del estado del conocimiento actual y que permitan, en la medida de lo posible, una armonización entre los diferentes materiales aparecidos. [Walraven 2012]

3.2. Guías de diseño disponibles para el UHPFRC

Hasta la fecha, no existe una normativa internacionalmente aceptada para la aplicación del UHPC. Sin embargo, sí que existen una serie de recomendaciones internacionales que ofrecen criterios a la hora de caracterizar las propiedades de cálculo del UHPC y criterios de diseño. Estas recomendaciones son:

- SETRA-AFGC Recommendations provisoires, 2002, Francia.

- DAfStB Sachstandbericht UHPC, Alemania.
- JSCE Recommendations UHSFRC, 2004, Japón.
- Univ. NSW Design Guide RPS, Australia.
- General Recommendation for all fibre concrete types in Model Code 2010.
- Recomendaciones de acuerdo con el fib TG 8.6.

De todas las recomendaciones existentes sólo las Recomendaciones de la SETRA-AFGC son de dominio público y pueden ser fácilmente encontradas. De las recomendaciones japonesas, sólo se ha encontrado un esbozo de lo que contiene, mientras que la normativa australiana y alemana se conocen por referencia a otros artículos.

3.2.1. Recomendación Francesa SETRA-AFGC

La primera publicación que ofrecía una recomendación para el diseño de elementos de UHPC fue la publicación de la SETRA-AFGC Recommendations provisoires en el año 2002. Las recomendaciones de la SETRA-AFGC se pueden dividir en 3 partes:

- La primera parte se centra fundamentalmente en la caracterización del UHPC.
- Una segunda parte describe los métodos de diseño de estructuras y el cálculo y la comprobación de los ELS y ELU.
- Una última parte se refiere a la durabilidad de estructuras de UHPC.

Estas recomendaciones están basadas en la experiencia ganada de las primeras aplicaciones industriales realizadas y en un período de investigación científica de 10 años. Esta recomendación, tenía por objetivo el constituir un documento base para el diseño con este material en las posibles aplicaciones que este material podía tener en la ingeniería civil.

3.2.2. Recomendación Japonesa

En [JSCE] se indica un esbozo de lo que el Comité del Hormigón de la Asociación Japonesa de Ingenieros Civiles (JSCE) ha publicado con el nombre de “Recommendations for Design and Construction of Ultra high Strength Fiber Reinforced Concrete Structures”. En estas recomendaciones se ofrece un procedimiento para evaluar el ELS y el ELU con la consideración de la resistencia a tracción aportada por las fibras en el UHPC. Además, indican una vida útil del material de 100 años en condiciones ambientales normales, diciendo que no son necesarias profundos estudios de durabilidad acerca del material.

3.2.3. Recomendación Australiana

La Universidad de New South Wales, Australia, ha publicado las recomendaciones “Design Guide for RPC (Reactive Powder Concrete) Prestressed Concrete Beams” con la ayuda de la constructora VSL International Ltd. y siguiendo la filosofía del Programa Australiano AS3600-1994 de desarrollo del UHPC. Este documento ofrece ejemplos y criterios para

caracterizar el comportamiento a compresión, cortante, torsión, límite de fisuración a flexión, flechas, comportamiento al fuego, fatiga, pérdidas de pretensado, zonas de anclajes... [Maten 2012].

3.2.4. Recomendaciones del Código Modelo 2010

Por su parte, el Código Modelo del 2010 ofrece unos criterios generales para caracterizar hormigones con fibras. En éste, el cálculo para el hormigón reforzado con fibras está integrado dentro del capítulo general de “structural concrete”. Por ello, se permite el cálculo de las fibras conjuntamente con la armadura activa o pasiva. Además, el método de caracterización de las fibras no tiene limitación en cuanto a la resistencia a compresión. Un aspecto adicional que añade es la clasificación del comportamiento en varias clases, en función de la resistencia residual a tracción en condiciones de servicio y de rotura. [Walraven 2012].

3.2.5. Recomendación del fib TG 8.6

El Grupo de Trabajo 8.6 del fib tiene como objetivo central la elaboración de unas recomendaciones para el diseño de las estructuras de UHPFRC. El borrador comienza dando información de las características físicas y mecánicas del UHPFRC dando una importancia especial a aquellos aspectos que acreditan a este material para el diseño de innovadores sistemas estructurales. Además, se trata de manera especial la fatiga de elementos esbeltos en los que las cargas variables pueden ser de orden muy superior a las cargas permanentes y, por tanto, pueden tener especial importancia estos fenómenos. También se trata de manera especial los temas de durabilidad: porosidad, distribución de poros, alcalinidad, difusión y permeabilidad, carbonatación, resistencia a sulfatos y ciclos hielo-deshielo... ya que estas propiedades pueden ser determinantes para la elección del material en ambientes o situaciones en los que la vida útil sea un factor decisivo. [Walraven 2012].

3.3. Tecnología del UHPFRC

Como se ha comentado en puntos anteriores, la gran mayoría de los UHPFRC que se utilizan en aplicaciones estructurales son productos patentados como Ductal®, BSI®, BCV®, o CEMTEC®. Sin embargo, existe un número creciente de empresas que realizan dosificaciones propias de UHPFRC con los materiales disponibles en cada región adaptando las exigencias del material a las exigencias estructurales que demanda la aplicación. Generalmente, la fabricación propia de UHPFRC da como resultado hormigones con las mismas características mecánicas, pero a un coste de producción más reducido. Como se mostrará a continuación, la fabricación de un UHPFRC en una empresa de prefabricados convencional es viable ya que las materias primas necesarias son de fácil adquisición y los equipos convencionales de amasado que disponen las empresas tradicionales de prefabricados son suficientes.

3.3.1. Materias primas y dosificación

La elaboración del UHPFRC requiere de las siguientes materias primas:

- Elevada cantidad de cemento.
- Adición activa.
- Fibras de alta límite elástico.
- Aditivos superplastificantes de tercera generación.
- Áridos silíceos de pequeños tamaños (<2 mm [JSCE]).
- Puede o no contener harina de cuarzo (filler silíceo).

En la UPV [Camacho 2012] se ha elaborado un estudio amplio de más de 110 dosificaciones, dentro del programa de Tesis Doctoral llevado a cabo por Esteban Camacho, a partir de las dosificaciones empleadas por diferentes autores y que han sido publicadas en congresos y revistas internacionales. Se ha analizado tanto la dosificación, sus propiedades en estado fresco y las resistencias a compresión. Debido a que no se utiliza un ensayo a compresión estándar en el UHPFRC, las resistencias a compresión han sido transformadas con factores de conversión [Graybeal 2006] a probeta cúbica de 100 mm. De su análisis se han obtenido muchas conclusiones, algunas de las cuales se resumen a continuación:

- En la gran mayoría de casos los UHPFRC tienen un tamaño máximo de árido inferior a 0.8 mm, si bien las mezclas con árido grueso tienen un tamaño máximo de árido de entre 5 y 8 mm. Estas últimas representan entorno a un 30% del total y siempre utilizan rocas de alta resistencia (basalto, diabasa, bauxita, cuarcita). Se utilizan generalmente dos tipos de arena. Las dosificaciones con árido grueso tienen en torno a un 20% menos de contenido de cemento y proporcionan resistencias comparables. Es necesario tener en cuenta los efectos del árido grueso en las propiedades en estado fresco, así como su interacción con las fibras [Martinie 2010].
- La proporción de humo de sílice y harina de cuarzo respecto al peso de cemento es de alrededor del 25%. Un 30% de las dosificaciones no contiene harina de cuarzo, por lo que aumentan el contenido de cemento u otras adiciones. En las *figuras 3.2 y 3.3* se muestra la distribución de frecuencias de los tres componentes para el conjunto de dosificaciones analizadas.

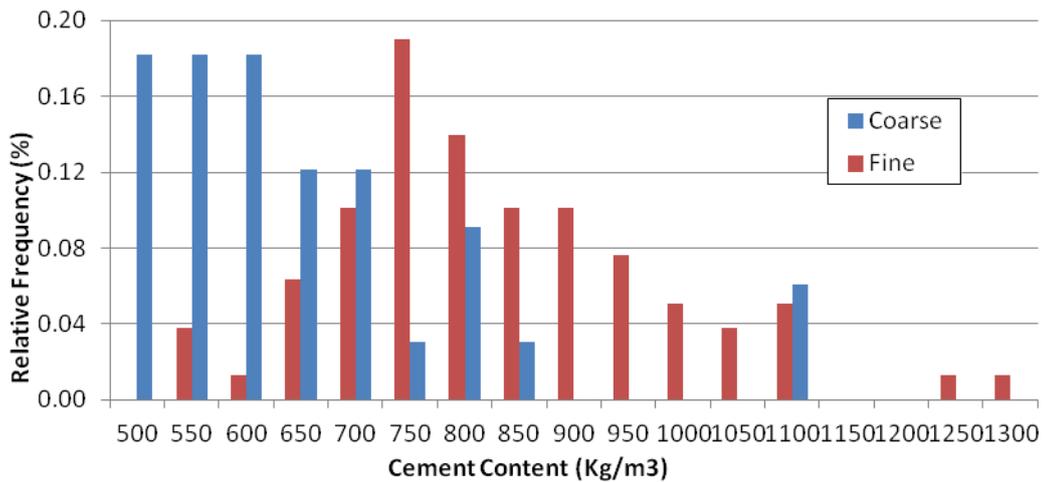


Figura 3.2.- Frecuencia relativa de distribuciones de cemento. En azul, mezclas con árido grueso; en rojo, mezclas sólo con fino [Camacho 2012]

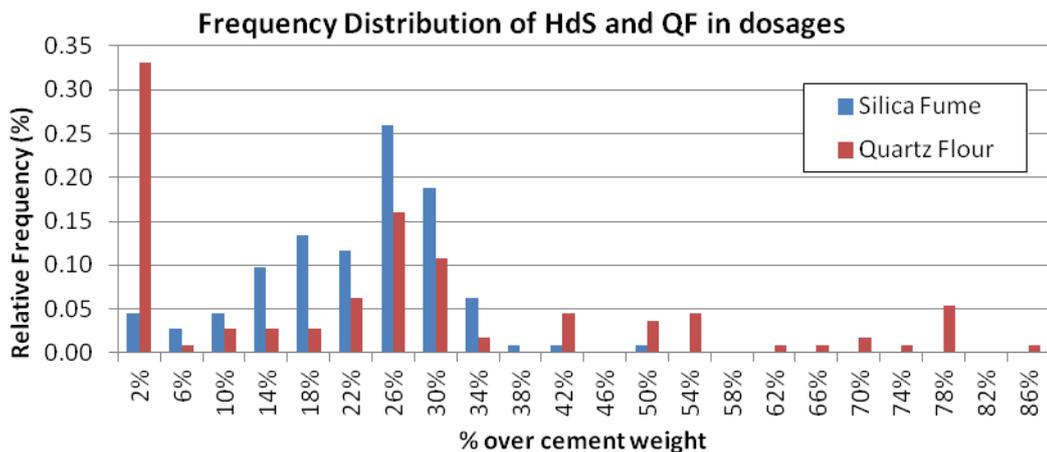


Figura 3.3.- Frecuencia relativa de contenido de humo de sílice y harina de cuarzo respecto al peso de cemento [Camacho 2012]

- La elección del tipo de cemento es fundamental. Habitualmente se recurre a cementos de clase resistente intermedia para reducir el calor de hidratación y la demanda de agua. El uso de cementos con bajo contenido en A3C puede incrementar la trabajabilidad y tiempo abierto, y favorecer una evolución de resistencias más repartida en el tiempo. Sin embargo, también otros cementos pueden ser adecuados combinados con la adición y PCE apropiados. En la figura 3.5 se muestra la demanda de agua y escurrimiento de las dosificaciones estudiadas en función del tipo de cemento según su categoría resistente. Nótese que para demandas de agua similares el escurrimiento es mayor para aquellas que utilizan cemento 42.5.

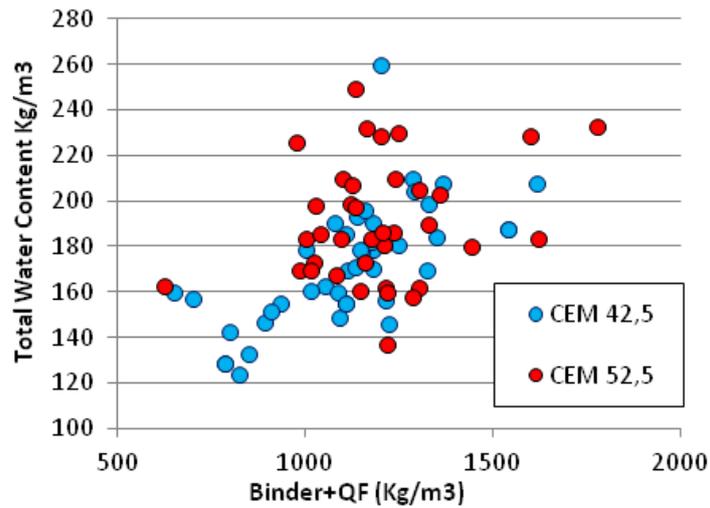


Figura 3.4.- Relación entre contenido de agua y binder de las mezclas estudiadas [Camacho 2012]

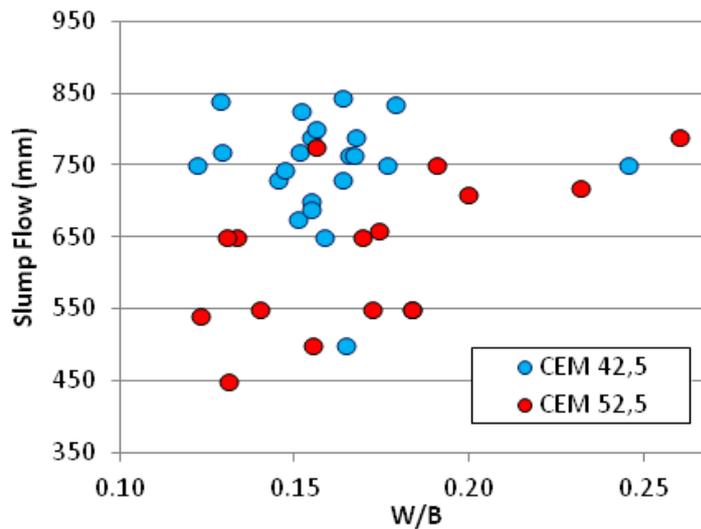


Figura 3.5.- Relación agua/binder y escurrimiento [Camacho 2012]

- La adición de harina de cuarzo (SiO_2 cristalina) a las dosificaciones permite reducir el contenido de cemento y complementar la curva granulométrica para los tamaños más pequeños. Tal y como se desprende de las figuras 3.6 y 3.7, resulta lógico incluirla como una parte del conglomerante, pues existe más correlación entre la resistencia a compresión y la relación Agua/Conglomerante al considerarla, especialmente si las dosificaciones están curadas al aire.

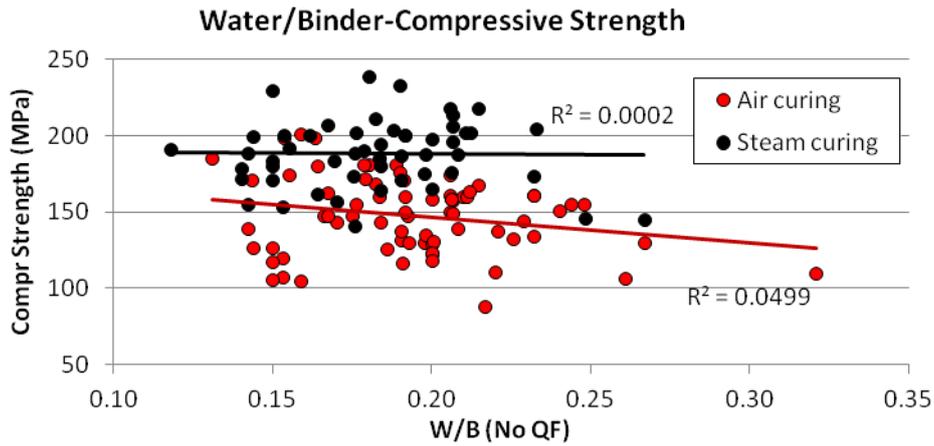


Figura 3.6.- Relación agua/binder (sin considerar la harina de cuarzo) y resistencia a compresión [Camacho 2012]

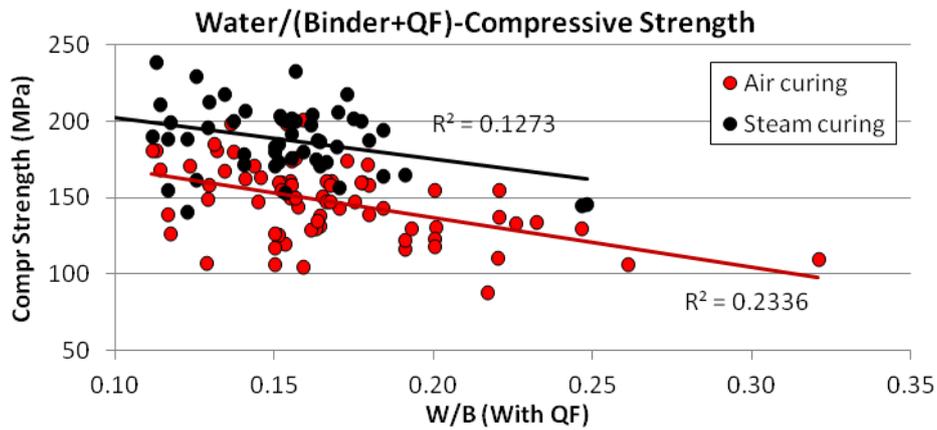


Figura 3.7.-Relación agua/binder resistencia a compresión [Camacho 2012]

Por otra parte, otra de las claves para obtener un UHPFRC adecuado es la optimización física del esqueleto granular, especialmente los materiales más finos. Las curvas propuestas por Fuller y Bolomey son efectivas en tamaños de entre $500 \mu\text{m}$ y el tamaño máximo, siendo inadecuadas para el UHPFRC, donde la mayoría de partículas tienen tamaño inferior. Adoptar estas curvas generaría dosificaciones de baja trabajabilidad y contenido de cemento. La formulación propuesta por Andreasen y Andersen [Andreasen 1930] para el ajuste granulométrico es un caso general de la curva de Fuller. El valor propuesto de q por Andreasen y Andersen para el que obtenían el valor de empaquetamiento óptimo es de 0.37, si bien para UHPFRC son adecuados valores de entre 0.2 y 0.35. (%PasaD: Porcentaje que pasa por el tamiz D).

$$P(D) = \left(\frac{D}{D_{max}} \right)^q$$

Posteriormente, Funk y Dinger [Droll 2004] modificaron este modelo para considerar el tamaño de las partículas más pequeñas, que hasta ahora era considerado cero. Este

modelo pasó a conocerse como el A&A modificado. Sin embargo, dado que el tamaño mínimo de las partículas en el UHPFRC se puede considerar de 0, la curva propuesta por Andreasen y Andersen parece la mejor opción. La siguiente ecuación muestra el modelo de ajuste modificado:

$$P(D) = \left(\frac{D^q - D_{\min}^q}{D_{\max}^q - D_{\min}^q} \right)$$

[Naaman 2010] obtiene que desde un punto de vista teórico utilizando la teoría de empaquetamiento, que lo óptimo es utilizar dos arenas en una proporción de 7:3 de arena gruesa frente a arena fina. Además, la relación de tamaños entre ambas debe ser aproximadamente 0.22.

El porcentaje en volumen utilizado de fibras y su esbeltez son parámetros que determinan el comportamiento a tracción del material además de su comportamiento en estado fresco. En la *figura 3.8* se muestra el factor de efectividad de fibra frente a la resistencia equivalente a flexión. El factor de efectividad de fibra se define como:

$$k = \frac{V_f \times l_f}{d}$$

k : factor de efectividad

V_f : %en volumen de fibra

l_f : longitud de fibra

d_f : diámetro de fibra

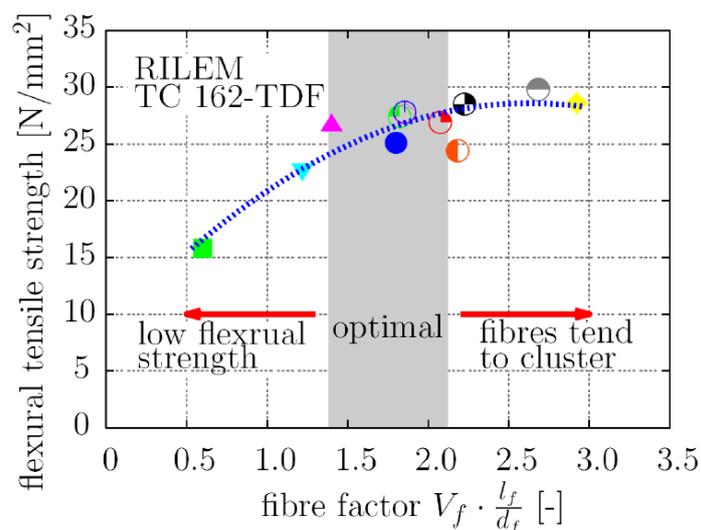


Figura 3.8.- Factor de fibra frente a resistencia equivalente a flexión para UHPC sin árido grueso [Viet 2012]

El factor de efectividad óptimo para el UHPC sin árido grueso se encuentra entre 1.5 y 2.25. Valores más bajos ofrecen una baja resistencia a flexión, mientras que valores más altos pueden complicar el proceso de amasado y propiedades del UHPC en estado fresco, tendiéndose a generar erizos de fibras.

Finalmente, uno de los aspectos más importantes a tener en cuenta en la dosificación de un UHPFRC es la compatibilidad entre cemento, adición activa y superplastificante. En [Hirschi 2008] se puede ver las diferencias de resistencia que se encuentran utilizando un aditivo u otro. Por ello, un estudio previo de compatibilidad es altamente recomendable antes de realizar una dosificación de UHPFRC.

3.3.2. Proceso de amasado

El alto contenido en finos y la necesidad de dispersar correctamente la adición y el PCE hacen que el UHPFRC requiera una elevada energía de amasado. Esto no requiere necesariamente una amasadora intensiva, aunque sí es recomendable, pero sí aplicar una gran cantidad de energía a lo largo del proceso de amasado.

Paralelamente a la elaboración del UHPFRC en la amasadora intensiva, en la UPV se han desarrollado pruebas con amasadoras no forzadas de baja energía. Para dosificaciones similares a las elaboradas en la amasadora EIRICH, el tiempo de amasado se multiplica por dos, la relación Agua/Conglomerante requiere un incremento del 10-15% y el rendimiento mecánico desciende entre un 5 y un 10%, proporcionando valores adecuados para muchas aplicaciones.

3.3.3. Fabricación en central

En la UPV se ha comprobado la viabilidad de la fabricación del UHPFRC en una central de prefabricados convencional, utilizando una mezcladora industrial. Para poder extrapolar los datos de las dosificaciones de laboratorio a la mezcladora industrial se han de tener en cuenta varios factores. En primer lugar, la diferencia de volúmenes entre amasadoras implica una reducción del nivel de control de las cantidades añadidas. Además, se tienen menos opciones para modificar los parámetros que controlan el amasado ya que la mezcladora industrial tiene una velocidad única de giro. A pesar de todo ello, se ha conseguido elaborar UHPFRC en una central de prefabricados. Los resultados así obtenidos muestran valores de propiedades en estado fresco y endurecido similares a los del UHPFRC elaborado en la UPV. En la *tabla 3.2* se pueden observar los diferentes valores de resistencia a compresión y desviación típica obtenidos en ambas condiciones de fabricación utilizando la misma dosificación.

<i>Días</i>	Condiciones en laboratorio		Empresa de prefabricados	
	<i>Valor medio (MPa)</i>	<i>Desviación típica (MPa)</i>	<i>Valor medio (MPa)</i>	<i>Desviación típica (MPa)</i>
1	79	3.3	71	9.3
2	103	2.9	100	2.2
7	128	2	122	3.4
28	150	5	150	2.7

Tabla 3.2.- Comparación de la resistencia en condiciones de laboratorio y en una empresa de prefabricados [López 2012]

3.3.4. Puesta del UHPC

Respecto al proceso de vertido, la elevada trabajabilidad del UHPFRC permite orientar las fibras en la dirección de avance del flujo. Así, una estrategia de vertido apropiada es aquella que incremente el factor de orientación de fibras y por tanto la resistencia a tracción. La orientación de fibras también se verá favorecida con elementos de reducido espesor gracias el efecto pared. En el caso de uso de hormigones híbridos, este efecto es más notable ya que el efecto pared es proporcional a la longitud de las fibras.

Además, los encofrados requieren una atención adicional con este material. La autocompactabilidad y, sobre todo, la elevada cantidad de finos presentes provocan que la superficie vista del hormigón “calque” la superficie del molde.

Por otro lado, en aquellos elementos de UHPFRC cuyas superficies puedan entrar en contacto con las personas se deberá procurar que ninguna fibra quede vista. Esto sólo se puede conseguir creando moldes cerrados y estancos. Sin embargo, siempre quedará una superficie libre por la que se vierte el material. En estas zonas tiene lugar la salida de aire debido a la autocompactabilidad del material. Por ello, se requiere un especial tratamiento para que su estética final sea adecuada acorde al resto del elemento fabricado. Una posibilidad que se plantea es recubrir la superficie con una capa de UHPC sin fibras de escasos milímetros mientras el UHPFRC no ha endurecido, garantizando la correcta adherencia y evitando la formación de una junta.

3.4. Caracterización

3.4.1. Compresión

La resistencia a compresión de un hormigón normal se encuentran en valores comprendidos entre 28 y 55 MPa aproximadamente; para un HAR los valores ascienden hasta un rango de 83 a 124 MPa. En el caso del UHPC las resistencias se mueven en el rango de a 150-220 MPa existiendo grandes diferencias dependiendo no sólo de las dosificaciones como ya se vio en anteriores puntos, sino por su tratamientos de curado y su porcentajes en fibras.

La rama elástica a compresión se mantiene hasta un nivel del 70-80% de la carga máxima (Spasojevic). En la *figura 3.9* se puede observar un diagrama a compresión típico del UHPC y su variación de ductilidad en función de la cantidad de fibras presentes.

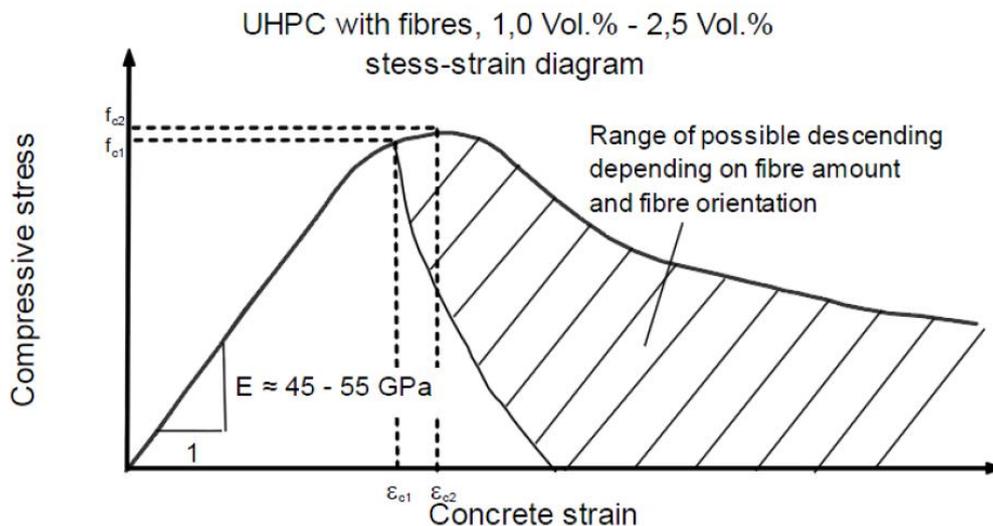


Figura 3.9.- Curva constitutiva a compresión el UHPC con diferentes porcentajes de fibras [Fehling 2004]

La deformación máxima puede llegar hasta niveles del 3.5-5 por mil [Spasojevic 2006]. Las recomendaciones de cálculo francesas y japonesas limitan el nivel de deformación máxima hasta un 3.5 por mil. En ellas se propone un diagrama constitutivo elástico perfectamente plástico, con el final de la rama lineal al 85% de la resistencia máxima a compresión (*Figura 3.10*).

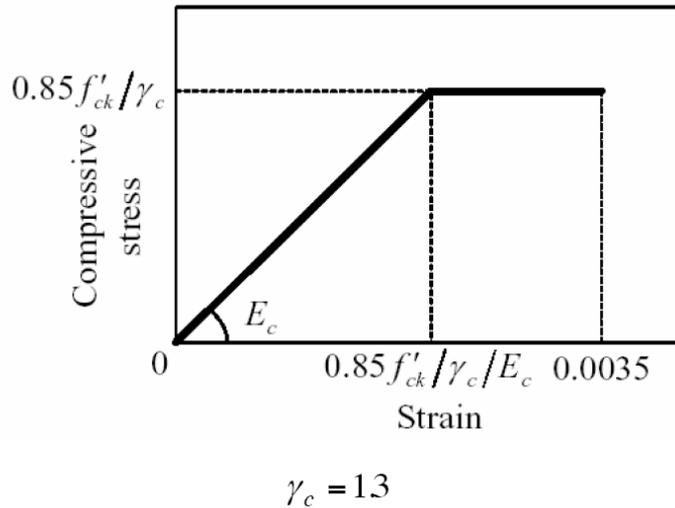


Figura 3.10.- Curva constitutiva propuesta por la SETRA-AFGC y JSCE

3.4.2. Tracción

En el caso de un UHPC sometido a un ensayo de tracción directa con un contenido de fibras de un 2%, la resistencia a tracción obtenida es del orden de 10-12MPa. Sin embargo, la matriz sin el acompañamiento de fibras es extremadamente frágil. El comportamiento constitutivo típico a tracción directa del UHPC reforzado con la suficiente cantidad de fibras para obtener endurecimiento tras la rotura de la matriz se puede observar en la Figura 9. En ella se pueden distinguir 3 fases (ver figura 3.11) claramente diferenciadas como son: una rama elástica, una rama de endurecimiento y una rama de ablandamiento tras la rotura.

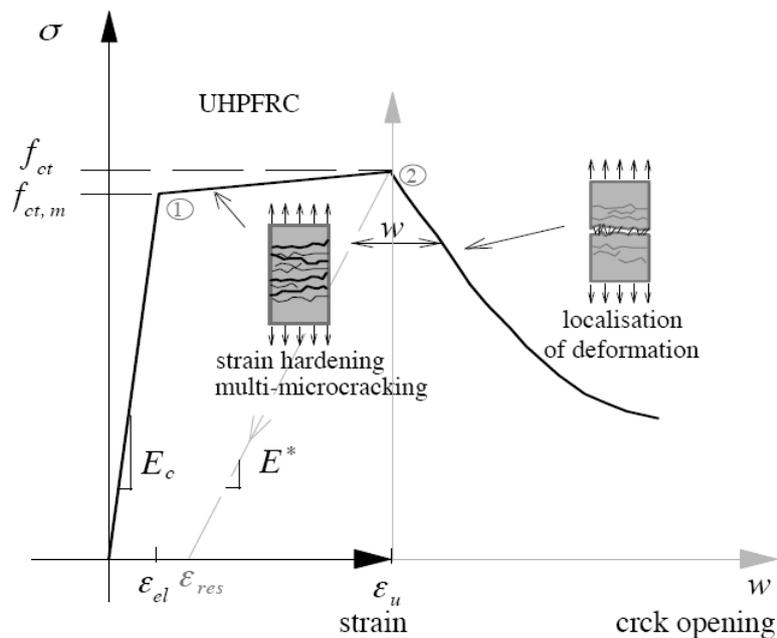


Figura 3.11.- Comportamiento a tracción directa del UHPFRC [Spasojevic 2006]

3.4.2.1. Rama elástica

La máxima tensión alcanzada en esta rama coincide con la rotura de la matriz, $f_{ct,m}$. La aparición de la primera fisura apenas se ve influenciada por la presencia de fibras. La mayor parte de la máxima tensión de tracción se alcanza en el régimen lineal, pero con una deformación muy escasa ($\epsilon_{el} \ll \epsilon_u$). No tienen lugar cambios microestructurales durante esta deformación y se puede considerar el material lineal y elástico con el módulo de elasticidad obtenido en compresión.

3.4.2.2. Rama de endurecimiento por deformación

El final del régimen elástico coincide con la aparición de la primera microfisura en aquella sección de menor resistencia. Con el incremento de las deformaciones más allá del nivel elástico, la tensión de tracción aumenta a un nivel no tan alto como lo hace en la rama elástica, o incluso llega a permanecer constante sin que haya un endurecimiento apreciable ($f_{ct} \geq f_{ct,m}$). El alto incremento de las deformaciones que caracterizan esta fase se debe a la formación de un alto número de microfisuras, de magnitud de micras. El proceso de microfisuración está constituido por gran cantidad de fisuras muy juntas entre ellas y cosidas por las fibras.

Para un típico UHPC, la deformación última, ϵ_u , antes del comienzo del ablandamiento cuando se alcanza la f_{ct} , puede tomar valores del 2-3.5%mil. En la determinación de estos parámetros afectan tanto la cantidad de fibras, como su esbeltez y su tipología.

En el caso de utilizar el UHPC con piezas armadas, la fase de endurecimiento tiene un papel muy importante en el ELS de los elementos diseñados. Cuando el UHPC alcanza la deformación asociada a la tensión máxima, ϵ_u , aproximadamente al 3 por mil, las armaduras B500SD comienzan su proceso de plastificación. La multifisuración del UHPC hace que hasta este nivel de deformación no aparezca ningún tipo de fisura visible en el material y por tanto, no es hasta el punto en el que las armaduras han plastificado hasta que comienza a abrirse una fisura. Por tanto, con el UHPC se consigue acercar el ELS al ELU.

3.4.2.3. Rama de ablandamiento

El final del endurecimiento coincide con el momento en que la sección no puede absorber mayor capacidad de carga, esto es, cuando la energía necesaria para crear una nueva fisura es superior a la energía necesaria para continuar desarrollando una fisura única. Para caracterizar la rama de ablandamiento se utiliza la relación, tensión/abertura de fisura. La pendiente de esta rama de caída depende, otra vez, de la cantidad, esbeltez y tipología de fibras utilizada.

3.4.2.4. Longitud característica

Con el fin de hacer más fácil el cálculo, las recomendaciones actuales, tanto las francesas como las japonesas, proponen el uso de una ley constitutiva tensión-deformación que incluya además la rama de ablandamiento. Sin embargo, esto sólo es un artificio matemático y no una característica intrínseca del material y en cualquier caso esta transformación debe estar referida a una cierta longitud del elemento en el que se le asigna a la región fisurada un comportamiento de deformación media.

Las recomendaciones francesas [SETRA-AFGC] introducen el concepto de longitud característica, l_c , para la transformación de la curva $\sigma(\omega)$ en la curva $\sigma(\varepsilon)$. Esta longitud característica depende del canto de la sección, y para secciones rectangulares y secciones en T, adopta un valor de $l_c = \frac{2}{3}h$, siendo h el canto de la sección. La transformación que se realiza es la siguiente.

$$\varepsilon = \omega/l_c + f_{ct}/(\gamma_c \cdot E_c)$$

En las recomendaciones Japonesas, se propone el concepto de longitud equivalente, L_{eq} , con el mismo objeto que en la recomendación francesa. Este valor, depende tanto del canto como de la geometría de la sección. A partir de simulaciones numéricas, el valor de longitud equivalente que proponen se indica en la ecuación 4.

$$L_{eq} = h \cdot 0.8 \cdot \left(1 - \frac{1}{\left(1.05 + 6 \cdot \frac{h}{l_{ch}}\right)^4}\right)$$

$$L_{ch} = G_F \cdot E_c / f_{ct}^2$$

$$G_F = \int_0^w \sigma(w)dw \approx 10 \frac{kN}{m} \quad [Spasojevic 2006]$$

Con esta formulación, los valores de longitud característica, sobre todo para espesores de pieza pequeños son más pequeños, y en consecuencia con la formulación japonesa se obtienen mayores valores de deformación.

3.4.3. Flexión

En un clásico ensayo a flexión de un elemento de UHPFRC, realizado a 3 ó 4 puntos, se pueden distinguir 3 zonas caracterizadas por su estado de fisuración y por la ley de tensiones existente en la sección más desfavorable (ver figura 3.12).

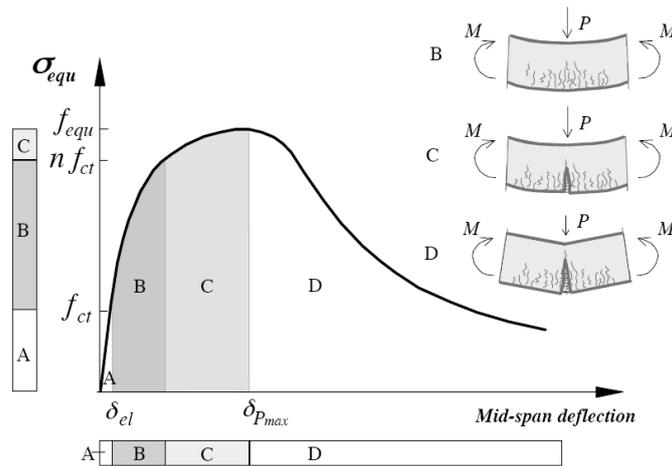


Figura 3.12.- Curva a tensión equivalente-flecha en un ensayo a flexión [Spasojevic 2006]

La zona "A" está caracterizada por un comportamiento elástico en toda la pieza (ver figura 3.13). El límite de esta región se alcanza cuando en la fibra más traccionada la deformación máxima a tracción alcanza el valor de la deformación elástica ϵ_{el} . En esta fase, se alcanza entre un 35-40% de la resistencia total a flexión y, aproximadamente, un 10% del a deformación máxima.

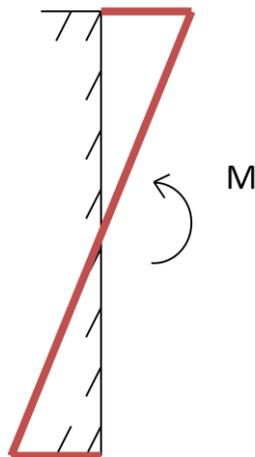


Figura 3.13.- Diagrama tensional en zona A

La zona "B" se caracteriza por un comportamiento no lineal con el desarrollo de un proceso de microfisuración cuando la deformación en la fibra más solicitada supera el valor elástico de la deformación a tracción. Esto da como resultado una distribución de esfuerzos asimétrica, con un desplazamiento de la fibra neutra respecto al centro de gravedad de la sección hacia la zona de compresión (ver figura 3.14). La zona de endurecimiento a flexión se puede dar incluso en materiales que no poseen un endurecimiento a tracción directa del material. Se distinguirá entonces entre endurecimiento por deformación o endurecimiento por deflexión a flexión del material.

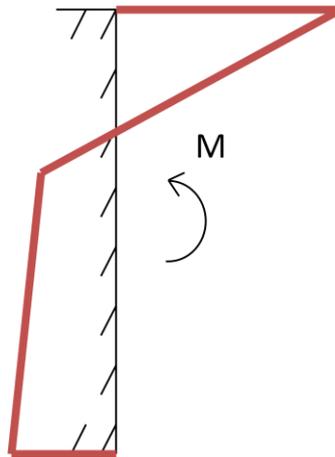


Figura 3.14.- Diagrama tensional en zona B

Cuando se alcanza la deformación asociada a la máxima tensión del, ϵ_u , comienza a generarse una macrofisura en la sección crítica. Debido a la distribución muy a menudo no uniforme de fibras, la aparición de la macrofisura en la zona más solicitada no siempre tiene lugar. Esta fase comprende las regiones "C" y "D" El comienzo de la fase "D" tiene lugar cuando se alcanza a flexión la carga que coincide con un estado en que en la sección crítica de rotura, la deformación a tracción máxima es superior a la deformación asociada a la máxima tensión (ver figura 3.15).

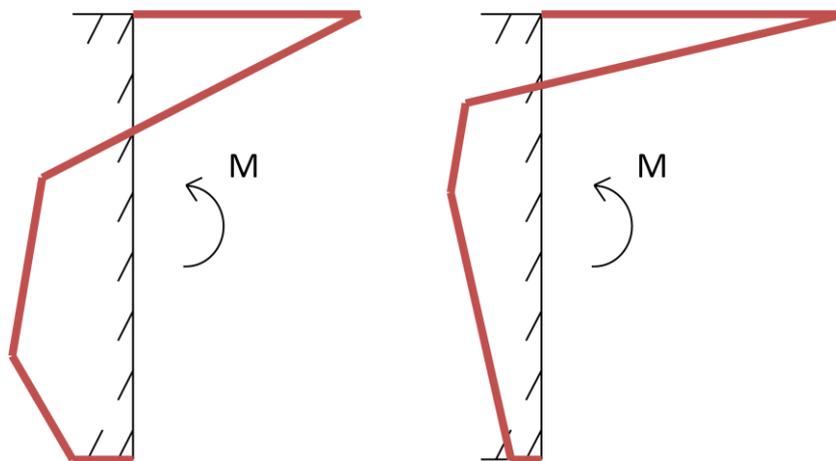


Figura 3.15.- Diagrama tensional en zona C (izquierda) y zona D (derecha)

3.4.4. Hormigones híbridos y monofibra

En los apartados anteriores se ha comentado que el comportamiento a tracción y flexión del UHPC depende en gran medida de la tipología de fibras utilizada. Existen una gran cantidad de modelos de fibras en función de su esbeltez, límite elástico y tipología: lisas, con ganchos y helicoidales. Algunos de los tipos más comunes de fibras empleados en el UHPC se pueden ver en la figura 3.16.



Figura 3.16.- Diferentes tipologías de fibras

En general, las fibras cortas actúan en la región “B” antes descrita, mientras que las fibras largas tienen un comportamiento más activo en las regiones “C” y “D”. La fibra fina ofrece una mayor capacidad del elemento a costa de una menor ductilidad; por su parte, una combinación de fibras cortas y largas ofrece una capacidad resistente similar pero con una mayor ductilidad y con un menor coeficiente de variación [Gröger 2012].

Esto hace que el hormigón híbrido sea quizás la opción más adecuada para muchos casos en la práctica ingenieril ya que posee un mayor control del proceso de fisuración y una mayor ductilidad (ver figura 3.17), sobre todo en elementos que carecen de refuerzo. Sin embargo, su principal inconveniente es mantener la trabajabilidad del hormigón a la vez que se evita la segregación de las fibras largas.

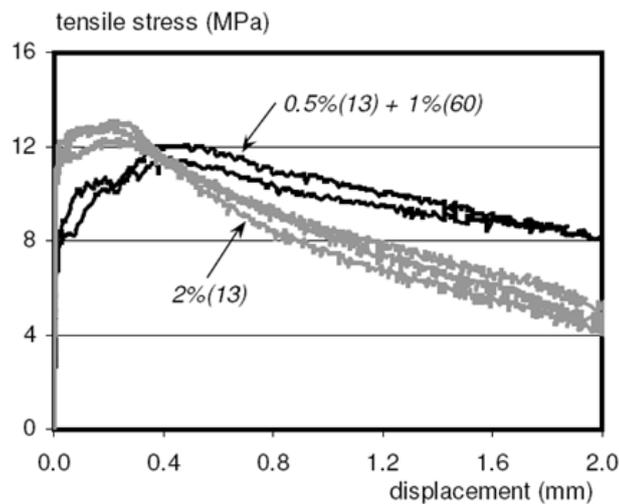


Figura 3.17.- Comparación de comportamiento a tracción en hormigones monofibra e híbridos (Markovic 2006)

En elementos de UHPC diseñados de tal forma que la ductilidad venga otorgada por las fibras se hace necesario el uso de UHPC de fibras híbridos para garantizar un comportamiento mucho más estable con una rama de ablandamiento con una pendiente poco acusada.

Los mayores problemas que presentan los hormigones híbridos se encuentran en su dosificación ya que las fibras largas poseen una mayor tendencia a la segregación que las pequeñas por lo que es necesario tener especial cuidado en la fabricación y puesta en obra.

3.4.5. Determinación del comportamiento a tracción del UHPC por medio del método inverso

Cuando se pretende caracterizar las propiedades a tracción del material, es muy frecuente el uso de ensayos de flexión en lugar de ensayos a tracción ya que son de más fáciles de realizar. Posteriormente, a estos análisis de flexión se le aplica un análisis inverso, es decir, se supone una ley de comportamiento del material y mediante un cálculo numérico se simula el ensayo carga-desplazamiento realizado. Variando los parámetros de la ley constitutiva se puede ajustar el modelo numérico al ensayo real.

Tomando como referencia las leyes constitutivas que se pueden ver en las *figuras 8 y 9*, en la UPV se ha propuesto una metodología muy rápida y sencilla de aplicar para la realización de este análisis inverso hasta el punto en el que se alcanza la carga máxima [López 2011]. Esta metodología consiste en la formulación analítica de la ley momento curvatura para la ley constitutiva del comportamiento del UHPC aproximada que se muestra en la *figura 3.18 y 3.19*. La ley tensión-deformación a tracción consta de tres ramas cada una de ellas de pendiente constante correspondientes a las fases de comportamiento lineal, de endurecimiento y ablandamiento del material. Para la ley a compresión se supone el material elástico y lineal. Esta hipótesis será válida siempre que se compruebe que en la modelización del ensayo la tensión en el hormigón no supere el 85% de la tensión de rotura (ver *figura 3.10*) o la deformación sea superior al 2.5-3 por mil. En las *figuras. 3.18 y 3.19* se muestran las ecuaciones constitutivas del material supuestas y los parámetros de los que depende el modelo. Todos los valores que se introducen en el modelo son considerados como positivos, independientemente de si se trata de compresiones o tracciones, o de si el módulo tangente es creciente o decreciente. Ya que los ensayos a flexión se realizan comúnmente sobre probetas prismáticas de sección transversal rectangular, de canto “a” y de ancho “b”, el modelo se ha realizado para este tipo de sección.

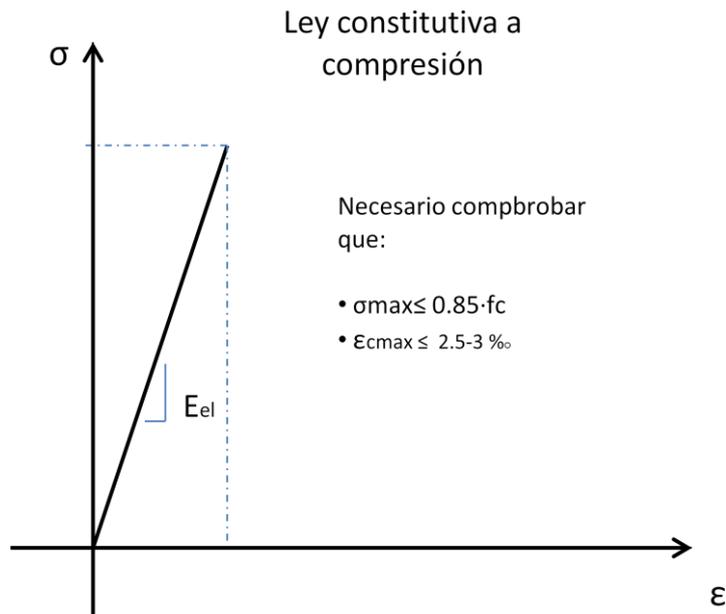


Figura 3.18.- Ley constitutiva del UHPC propuesta para el análisis inverso a compresión y limitaciones

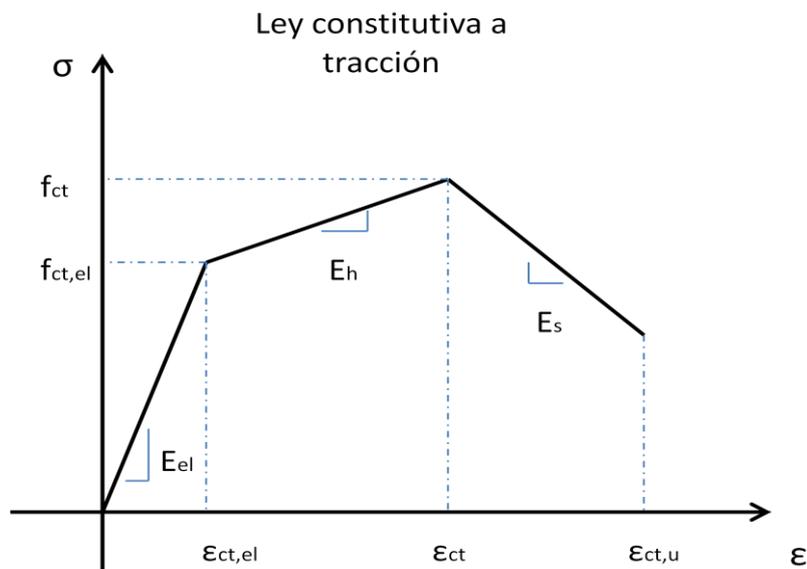


Figura 3.19.- Ley constitutiva del UHPC propuesta para el análisis inverso y parámetros del modelo a tracción

Para cada uno de los estados en los que se encuentre la viga obtendremos una ley momento-curvatura diferente cuya expresión se facilita en el presente apartado.

La metodología empleada para el cálculo de las expresiones analíticas consiste en definir dos variables para obtener una expresión general del axil y momento en la sección. Estas

dos variables han sido ε_2 y χ , siendo estas variables la deformación en la fibra más traccionada de la sección y la curvatura, respectivamente.

Debido a que el axil debe ser nulo, de las ecuaciones de axiles se obtiene el valor de la ε_2 en función de la χ . Sustituyendo en la expresión de momentos, se obtiene la ecuación que relaciona el momento en la sección con la curvatura de la misma en el ensayo de flexotracción. De esta forma se obtiene tres ecuaciones, una para cada dominio de la rama de tracción, por lo que es necesario definir los límites de curvatura en los que se aplican.

3.4.5.1. Elástico

En el régimen elástico, el plano de deformaciones es simétrico respecto al centro de gravedad de la sección (ver figura 3.20).

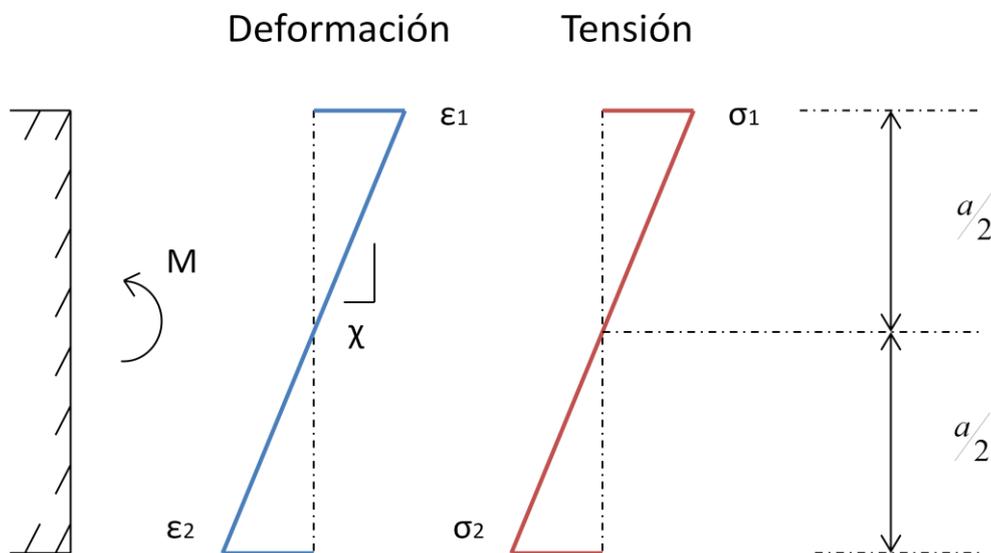


Figura 3.20.- Régimen elástico

Este régimen elástico se mantiene en la sección siempre que:

$$\sigma_2 \leq f_{ct,el}$$

$$\varepsilon_2 \leq \varepsilon_{ct,el}$$

En esta situación, la teoría elástica de vigas dice que:

$$M(\chi) = \frac{ba^3}{12} E\chi$$

El límite máximo de curvatura en el que se aplica esta ecuación es:

$$0 \leq \chi \leq \chi_1$$

$$\chi_1 = \frac{2\varepsilon_{ct,el}}{h}$$

3.4.5.2. Endurecimiento

En el régimen de endurecimiento, el eje neutro se sitúa por encima del centro de gravedad de la sección (ver figura 3.21).

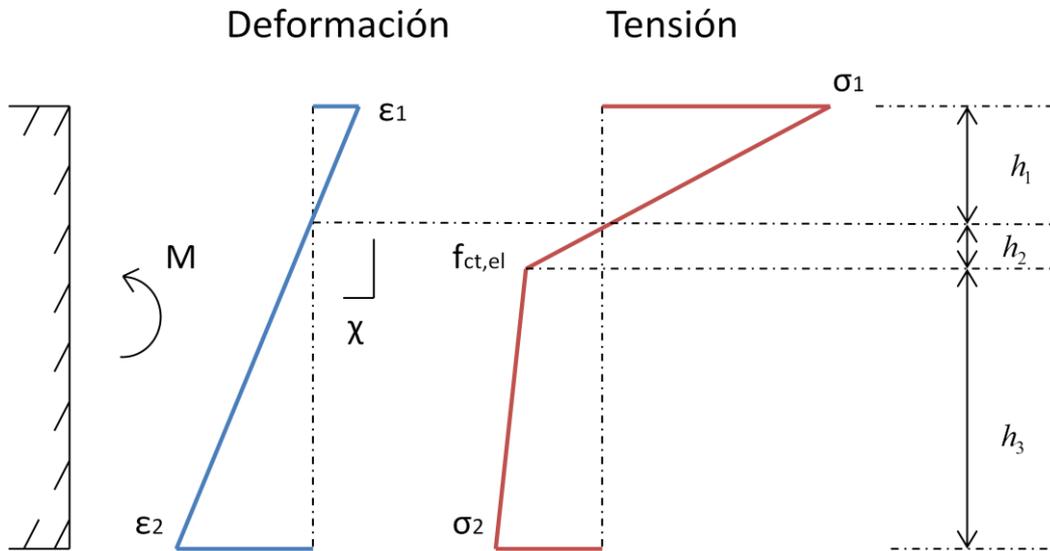


Figura 3.21. Régimen de endurecimiento

Este régimen de endurecimiento se mantiene en la sección siempre que:

$$f_{ct,el} \leq \sigma_2 \leq f_{ct}$$

$$\varepsilon_{ct,el} \leq \varepsilon_2 \leq \varepsilon_{ct}$$

Partiendo de las siguientes relaciones:

$$\sigma_1 = \varepsilon_1 \cdot E_{el}$$

$$\varepsilon_1 = a\chi - \varepsilon_2$$

Partiendo de la figura 3.21, se puede escribir lo siguiente:

$$h_1 = \varepsilon_1 / \chi$$

$$h_2 = \varepsilon_{ct,el} / \chi$$

$$h_3 = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_{ct,el}}{\chi}$$

$$\sigma_2 = f_{ct,el} + E_n(\varepsilon_2 - \varepsilon_{ct,el})$$

El sumatorio de axiles y momentos en la sección son función de la deformación en la fibra inferior y de la curvatura de la sección. Se pueden escribir de la siguiente forma:

$$N(\varepsilon_2, \chi) = \frac{h_1 \sigma_1 b - h_2 f_{ct,el} b - h_3 (f_{ct,el} + \sigma_2) b}{2} = 0$$

Resolviendo:

$$\varepsilon_2 = \frac{f_{ct,el} - E_h \varepsilon_{ct,el} + a E_{el} \chi - A}{E_{el} - E_h}$$

$$A = \sqrt{f_{ct,el}^2 - (E_{el} + E_h) f_{ct,el} \varepsilon_{ct,el} + 2a E_{el} f_{ct,el} \chi + E_{el} E_h (\varepsilon_{ct,el} - a \chi)^2}$$

El momento en la sección:

$$M(\varepsilon_2, \chi) = \frac{h_1 \sigma_1 b}{2} \left(a - \frac{h_1}{3} \right) - \frac{h_2 f_{ct,el} b}{2} \left(h_3 + \frac{h_2}{3} \right) - \frac{h_3^2 f_{ct,el} b}{2} - \frac{h_3^2 (\sigma_2 - f_{ct,el}) b}{6}$$

Finalmente, la expresión del momento en función de la curvatura queda:

$$M(\chi) = \frac{b}{6(E_{el} - E_h)^2 \chi^2} (B + C - D)$$

$$B = -2f_{ct,el}^3 + f_{ct,el}^2 [3(E_{el} + E_h) \varepsilon_{ct,el} + 2A]$$

$$C = E_{el} E_h (\varepsilon_{ct,el} - a \chi) (\varepsilon_{ct,el} + 2a \chi) [(E_{el} + E_h) (\varepsilon_{ct,el} - a \chi) + 2A]$$

$$D = f_{ct,el} (E + F)$$

$$E = E_{el}^2 (\varepsilon_{ct,el}^2 - 3a^2 \chi^2) + E_h \varepsilon_{ct,el} (E_h \varepsilon_{ct,el} + 2A)$$

$$F = E_{el} (E_h (4\varepsilon_{ct,el}^2 - 3a^2 \chi^2) + 2A (\varepsilon_{ct,el} - a \chi))$$

El este rango sólo es válido para los valores de curvatura que hagan cumplir que:

$$\varepsilon_{ct,el} \leq \varepsilon_2 \leq \varepsilon_{ct}$$

Estos valores son:

$$\chi_1 \leq \chi \leq \chi_2$$

$$\chi_2 = \frac{\sqrt{a^2 E_{el} [E_h (\varepsilon_{ct,el} - \varepsilon_{ct})^2 - f_{ct,el} (\varepsilon_{ct,el} - 2\varepsilon_{ct})] + a E_{el} \varepsilon_{ct}}}{a^2 E_{el}}$$

3.4.5.3. Ablandamiento

En el régimen de ablandamiento, el eje neutro se sitúa por encima del centro de gravedad de la sección (ver figura 3.22).

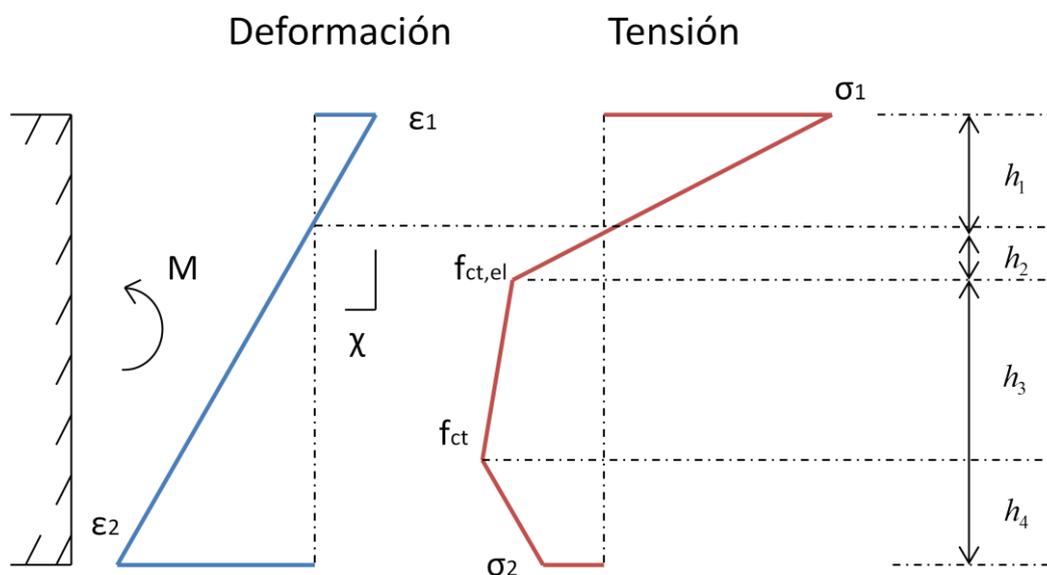


Figura 3.22.- Régimen de ablandamiento

Este régimen de endurecimiento se mantiene en la sección siempre que:

$$f_{ct} \leq \sigma_2$$

$$\varepsilon_{ct} \leq \varepsilon_2$$

Se puede escribir:

$$\sigma_1 = \varepsilon_1 E_{el}$$

$$\varepsilon_1 = a\chi - \varepsilon_2$$

Partiendo de la figura. 3.22, se puede escribir lo siguiente:

$$h_1 = \varepsilon_1 / \chi$$

$$h_2 = \varepsilon_{ct,el} / \chi$$

$$h_3 = \frac{\varepsilon_{ct} - \varepsilon_{ct,el}}{\chi}$$

$$h_4 = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_{ct}}{\chi}$$

$$\sigma_2 = f_{ct} + E_s(\varepsilon_2 - \varepsilon_{ct})$$

El sumatorio de axiles y momentos en la sección son función de la deformación en la fibra inferior y de la curvatura de la sección. Se pueden escribir de la siguiente forma:

$$N(\varepsilon_2, \chi) = \frac{h_1\sigma_1 b - h_2 f_{ct,el} b - h_3(f_{ct,el} + f_{ct})b - h_4(f_{ct} + \sigma_2)b}{2} = 0$$

Resolviendo:

$$\varepsilon_2 = \frac{f_{ct} + E_s \varepsilon_{ct} + a E_{el} \chi - \frac{1}{2} A^*}{E_{el} - E_s}$$

A^*

$$= \sqrt{4(f_{ct} + E_s \varepsilon_{ct} + a E_{el} \chi)^2 - 4(E_{el} + E_s)(a^2 E_{el} \chi^2 - f_{ct,el} \varepsilon_{ct} + f_{ct}(\varepsilon_{ct,el} + \varepsilon_{ct}) + E_s \varepsilon_{ct}^2)}$$

El momento en la sección:

$$M(\varepsilon_2, \chi) = \frac{h_1 \sigma_1 b}{2} \left(a - \frac{h_1}{3} \right) - \frac{h_2 f_{ct,el} b}{2} \left(h_3 + h_4 + \frac{h_2}{3} \right) - f_{ct,el} h_3 \left(\frac{h_3}{2} + h_4 \right) b - \frac{1}{2} (f_{ct} - f_{ct,el}) h_3 \left(h_4 + \frac{h_3}{3} \right) - \frac{h_4^2 \sigma_2 b}{2} - \frac{h_4^2 (f_{ct} - \sigma_2) b}{3}$$

Finalmente, la expresión del momento en función de la curvatura queda:

$$M(\chi) = \frac{b}{6(E_{el} - E_s)^3 \chi^2} (B^* + C^* - D^* + E^* + F^* - G^*)$$

$$B^* = E_{el} \left(f_{ct} + E_s \varepsilon_{ct} - a E_s \chi - \frac{1}{2} A^* \right) \left(f_{ct} + E_s \varepsilon_{ct} + 3a E_{el} \chi - \frac{1}{2} A^* \right)$$

$$C^* = 2E_s \left(-f_{ct} + E_{el} \varepsilon_{ct} - a E_{el} \chi + \frac{1}{2} A^* \right)$$

$$D^* = 3(E_{el} + E_s)^2 f_{ct,el} (\varepsilon_{ct,el} - \varepsilon_{ct}) (-2f_{ct} + E_{el} \varepsilon_{ct,el} + E_s \varepsilon_{ct,el} + E_{el} \varepsilon_{ct} - E_s \varepsilon_{ct} - 2a E_{el} \chi + A^*)$$

$$E^* = (E_{el} + E_s)^2 + f_{ct,el} \varepsilon_{ct,el} \left(-3f_{ct} + 2E_{el} \varepsilon_{ct,el} + 2E_s \varepsilon_{ct,el} - 3E_s \varepsilon_{ct} - 3a E_{el} \chi + \frac{3}{2} A^* \right)$$

$$F^* = (E_{el} + E_s)^2 (f_{ct,el} - f_{ct}) (\varepsilon_{ct,el} - \varepsilon_{ct}) \left(-3f_{ct} + E_{el} \varepsilon_{ct,el} + E_s \varepsilon_{ct,el} + 2E_{el} \varepsilon_{ct} - E_s \varepsilon_{ct} - 3a E_{el} \chi + \frac{3}{2} A^* \right)$$

$$G^* = 3 \left(f_{ct} - E_{el} \varepsilon_{ct} + a E_{el} \chi - \frac{1}{2} A^* \right) \left(E_{el} (f_{ct} + E_s (\varepsilon_{ct} - a \chi)) + \frac{1}{2} E_s A^* \right)$$

El este rango sólo es válido para los valores de curvatura que hagan cumplir que:

$$\varepsilon_{ct} \leq \varepsilon_2 \leq \varepsilon_{ct,u}$$

Siendo,

$$\varepsilon_{ct,u} \leq \varepsilon_{ct} + \frac{f_{ct}}{E_s}$$

Estos valores son:

$$\chi_2 \leq \chi_3$$

$$\chi_3 = \frac{\sqrt{-a^2 E_{el} \left[-f_{ct,el} \varepsilon_{ct} + f_{ct,el} (\varepsilon_{ct,el} + \varepsilon_{ct} - 2\varepsilon_{ct,u}) + E_s (\varepsilon_{ct} - \varepsilon_{ct,u})^2 \right] + a E_{el} \varepsilon_{ct,u}}}{a^2 E_{el}}$$

$$\varepsilon_{ct,u} \leq \varepsilon_{ct} + \frac{f_{ct}}{E_s}$$

3.4.5.4. Cálculo de la flecha

Definidas las curvaturas se pueden obtener los giros y flechas, teniendo en cuenta las condiciones de contorno de giro y flecha en los apoyos y punto central, de la siguiente forma:

$$\Delta\theta = \chi\Delta x$$

$$\Delta y = \theta\Delta x$$

De esta forma, con las expresiones anteriores y el procedimiento descrito se puede obtener la ley carga-desplazamiento para una viga de sección rectangular de dimensiones $a \times b$ con un diagrama trilineal, biapoyada y para cualquier condición de carga.

3.4.5.5. Parámetros de deformación

Los valores de deformación ε_{ct} y $\varepsilon_{ct,u}$ son parámetros ficticios que se establecen a partir de la abertura de fisura y la longitud característica. En la recomendación de la SETRA-AFGC se indica que la deformación ε_{ct} se corresponde con un valor de abertura de fisura de 0.3 mm. Teniendo en cuenta las consideraciones realizadas acerca de la longitud característica realizadas en 3.4.2.4, para una probeta de 100 mm de canto, el valor de ε_{ct} según las recomendaciones francesas y japonesas se indica en la *tabla 3.3*.

RECOMENDACIONES JAPONESAS			RECOMENDACIONES FRANCESAS		
ect	0.0080		ect	0.0045	
w	0.3	mm	w	0.3	mm
h	100	mm	h	100	mm
Leq	37.31	mm	lc	66.67	mm
Lch	5000				
Gf*	10	N/mm			
Ec*	50000	N/mm ²			
fct*	10	N/mm ²			

Tabla 3.3.- Valores de ect según las recomendaciones francesas y japonesas para un probeta de 100 mm de canto, una resistencia a tracción de 10 MPa y un módulo elástico de 50 GPa.

3.4.5.6. Justificación de la ley lineal a compresión

Para que la ley constitutiva a compresión del material pueda ser utilizada, es necesario que se cumplan las dos hipótesis mencionadas anteriormente:

- $\varepsilon_1 \leq 2.5-3 \text{ ‰}$
- $\sigma_{\max} = E_{el} \cdot \varepsilon_1 \leq 0.85 \cdot f_c$

En la figura 3.23, se presenta, para la formulación desarrollada, las gráficas momento/curvatura y deformación máxima de compresión frente a la curvatura. Estas gráficas se han calculado para los valores que se muestran en la figura 3.23, utilizando el valor de ect propuesto por la recomendación japonesa.

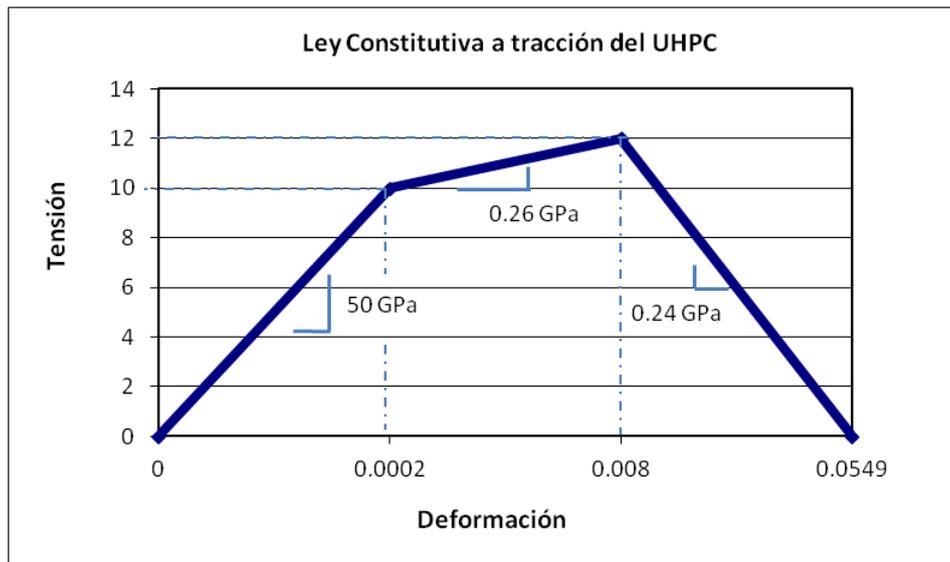


Figura 3.23.- Ley constitutiva a tracción del UHPC (no escalada).

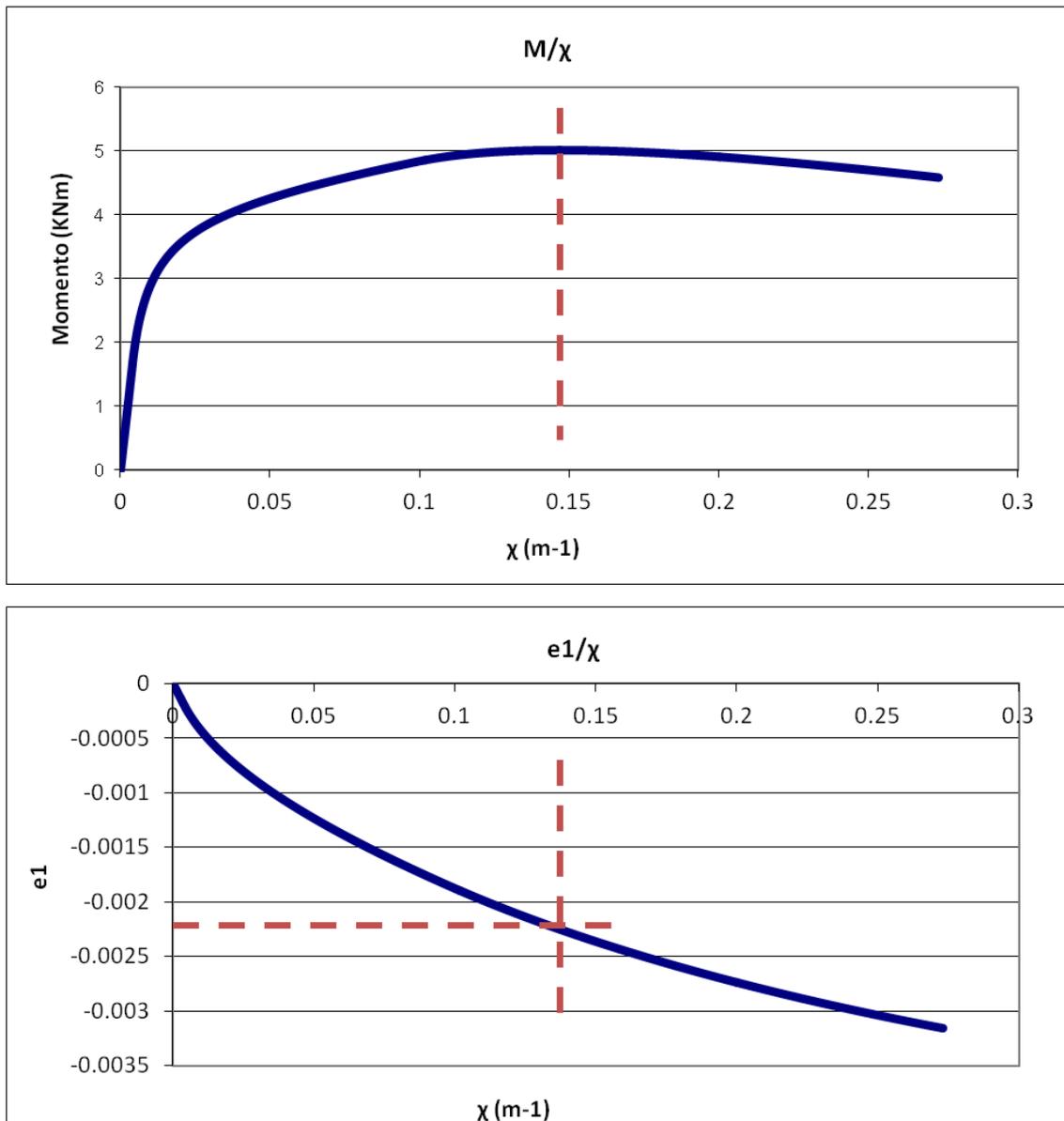


Figura 3.24. Diagramas $(M - \chi)$ y $(\varepsilon_1 - \chi)$ para una sección de 100×100 mm con las propiedades de la tabla 3.3

De estos gráficos se desprende que para el máximo momento en la sección, la deformación en la zona más comprimida $\varepsilon_1 = 2.35\%$. Para un módulo elástico de 50 GPa, la tensión máxima es de $\sigma_1 = 117 \text{ MPa} \geq 0.85f_c = 127.5 \text{ MPa}$.

Algunas consideraciones acerca del modelo se presentan a continuación:

- Conforme aumenta el canto y la resistencia a tracción, el momento máximo se alcanza con una deformación de compresión menor.
- Al aumentar el valor de deformación, el momento máximo se alcanza con una deformación de compresión.

- Para cantos de probeta mayores de 100 mm, el modelo utilizado se encuentra en su límite de validez y se sería recomendable utilizar un modelo que incluyera una rama plástica a compresión.

3.4.6. Módulo elástico

Debido a la elevada compacidad que posee el UHPC, su módulo elástico es mayor que en los hormigones convencionales o de alta resistencia. Las recomendaciones de la SETRA-AFGC proponen un valor de 55 GPa.

Por otro lado, diferentes autores ha intentado correlacionar el módulo elástico a partir de la resistencia media a compresión. Algunas de esas correlaciones se muestran a continuación:

$$E = 4150 \cdot \sqrt{f_c} \quad (\text{Saritharan 2003})$$

$$E = 3840 \cdot \sqrt{f_c} \quad (\text{Graybeal 2007})$$

$$E = 16364 \cdot \ln(f_c) - 34828 \quad (\text{Ma 2002})$$

$$E = 19000 \cdot \sqrt[3]{\frac{f_c}{10}} \quad (\text{Ma 2004})$$

3.4.7. Retracción

3.4.7.1. Retracción autógena

La retracción autógena se debe al fenómeno químico de hidratación del cemento que provoca que el volumen total de los productos hidratados de cemento y humo de sílice sea aproximadamente un 8% inferior al volumen inicial de los componentes.

Durante la fase plástica del material, la retracción autógena queda inhibida hasta que los áridos de la mezcla quedan inmovilizados en la pasta. En ese momento, el esqueleto rígido restringe la libre retracción de la pasta, por lo que al reducir su volumen crea huecos de aire en la matriz. A consecuencia de ello, la humedad relativa en los poros decrece rápidamente en lo que se conoce como autodesecación [Loukili 1999]. Esto causa un aumento de la tensión capilar en los poros del UHPC y es esta la que conduce a la retracción de la matriz. Cuando la humedad relativa descendiendo hasta aproximadamente el 73-75% la retracción autógena se detiene [Loukili 1999, Habel 2006] como se muestra en la *Figura 3.25*. Estos estudios se han realizado sobre una tipología de UHPC desarrollada [Aarup 2006] llamada CRC que utiliza una cantidad de cemento de unos 774 kg y relación agua-conglomerante 0.17, y en el que se han obtenido unos valores de retracción autógena no superiores a 500×10^{-6} .

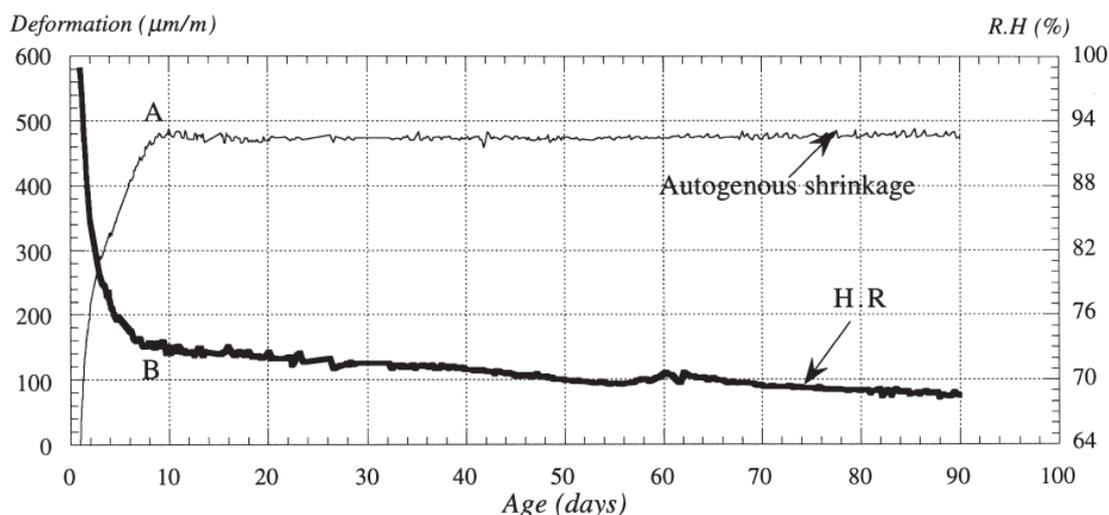


Figura 3.25.- Desarrollo de la retracción autógena [Loukili 1999]

3.4.7.2. Retracción de secado

Este tipo de retracción se debe a la reducción de volumen de la matriz por la pérdida de agua al medio debido a la evaporación. Cuando el agua comienza a evaporarse por los poros capilares en el hormigón, la presión disminuye induciendo tensiones de tracción en los poros que causan la retracción del hormigón.

Según [Habel 2006], la retracción de secado ocurre durante los primeros 20 días alcanzando valores máximos de 80×10^{-6} . En cambio, [Cheyrezy 2001] hablan de valores que llegan hasta los 170×10^{-6} . En cualquier caso, los valores son muy pequeños comparados con la retracción autógena, debido a que el UHPC posee una relación agua/cemento muy pequeña en su mezcla.

3.4.7.3. Retracción global

En la Figura 3.26 se muestra una gráfica obtenida de [Vande Voort 2008], recopiladas de diferentes autores, en la que se pueden observar distintos valores de retracción global obtenidos por diferentes autores tanto a 7 como a 90 días medidos desde las 24 horas del hormigonado. La recomendación de la SETRA-AFGC propone un valor de la retracción global del UHPC de 550×10^{-6} en caso de que no se disponga de valores experimentales.

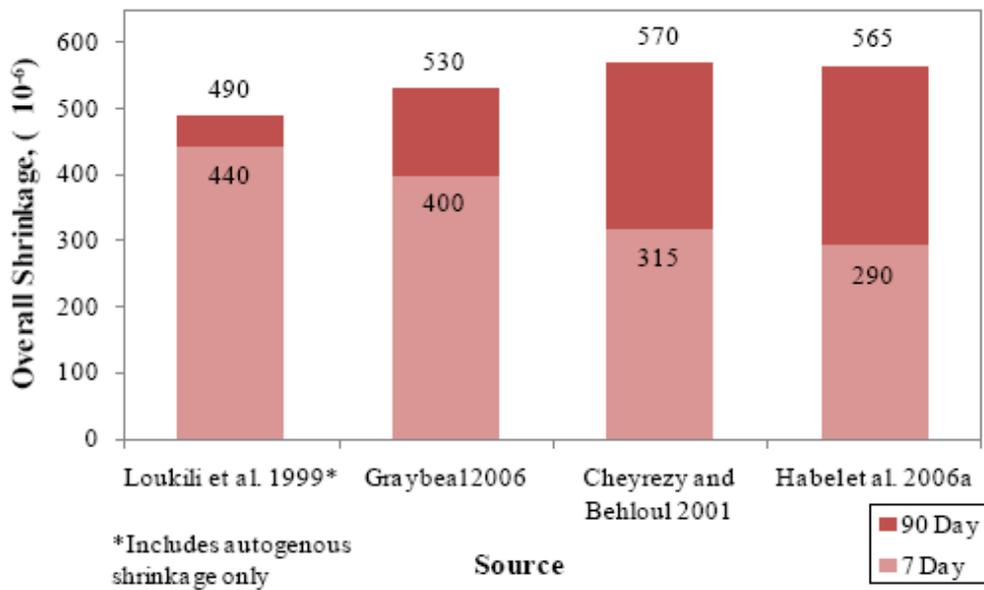


Figura 3.26.- Retracción para el UHPC sin tratamiento especial de curado a partir del primer día tras el hormigonado

3.4.8. Fluencia

La fluencia se define como la deformación en el tiempo que se añade a la deformación inicial instantánea para obtener la deformación total ante una determinada sollicitación. Este aspecto se tiene en cuenta mediante el denominado coeficiente de fluencia. Al igual que en un hormigón normal, el coeficiente de fluencia depende en gran medida de la edad del hormigón en el momento de aplicación de la carga. En [AFGC-SETRA] se proponen los coeficientes de fluencia mostrados en la *tabla 3.4* para UHPC sin ningún tratamiento térmico. Con tratamiento térmico, el coeficiente de fluencia se puede ver reducido hasta un valor de 0.2.

Edad del Hormigón en la Puesta en Carga	Fluencia específica a tiempo infinito $\mu\text{m}/\text{m}/\text{Mpa}$	Coficiente de Fluencia
1 día	46.9	2.27
4 días	37.2	1.80
7 días	32.5	1.57
28 días	22.2	1.08

Tabla 3.4. Coeficientes de fluencia para el UHPC (SETRA-AFGC)

3.5.Celosías de UHPC

3.5.1. Introducción

En comparación con las vigas de alma llena, las vigas en celosía ahorran una gran cantidad de material y permiten reducir el peso propio. Sin embargo, este tipo de sistemas estructurales han sido únicamente prolíferos en materiales como acero y madera. Mediante el uso de estos materiales, diferentes elementos se unían mediante sistemas de unión rápidos, sencillos y avalados por la experiencia, como son las uniones atornilladas y, en el caso del acero, también las uniones soldadas. Por ello, se pueden encontrar multitud de ejemplos de vigas en celosía en nuestro entorno: naves industriales, pasarelas, cubiertas, edificación...

A modo genérico, y sin profundizar en el tema, las vigas en celosía se clasifican por la disposición del alma. Todas ellas constan de dos cordones, uno comprimido y otro traccionado, y un conjunto de montantes y/o diagonales, alternativamente comprimidas y traccionadas, que resisten el cortante y proporcionan el rasante necesario para poder transmitir la sollicitación a los cordones. Se distinguen 4 tipos básicos de geometrías utilizadas para su clasificación: celosías Howe, Pratt, Warren y Vierendel.

La celosía tipo Howe es la de menos aplicación en estructuras de madera y acero (ver *figura 3.27*). Consta de un conjunto de montantes y diagonales, dispuestos de tal forma que las diagonales trabajan a compresión y los montantes a tracción. La consecuencia de ello es un aumento innecesario de la longitud de pandeo de los elementos comprimidos.

La celosía tipo Pratt (ver *figura. 3.27*) mejora esta situación, funcionando de manera inversa a la celosía tipo Howe. Este tipo de celosía, junto con la Warren, es el más extendido en todo el mundo, sobre todo, en aplicaciones industriales en los que la estética no juega un papel demasiado importante.

La celosía Warren en su forma más básica, propone un sistema de triangulación sin montantes (ver *figura. 3.27*). Su funcionamiento no es tan bueno como la Pratt ya que aumenta las longitudes de pandeo de los elementos traccionados. Sin embargo, este tipo de triangulación conduce hacia una mejora de la estética.

En estos tres tipos de celosía, los nudos pueden constituirse como nudos articulados, manteniendo en todo momento el isostatismo del sistema estructural y facilitando el cálculo. Esto no ocurre en la viga tipo Vierendel (ver *figura. 3.27*) en la que no existen diagonales. En este caso, los nudos de la estructura deben de ser rígidos. El funcionamiento de este tipo de viga es mucho menos eficiente, ya que hace trabajar a los elementos a flexión, aumenta la deformabilidad de la viga.

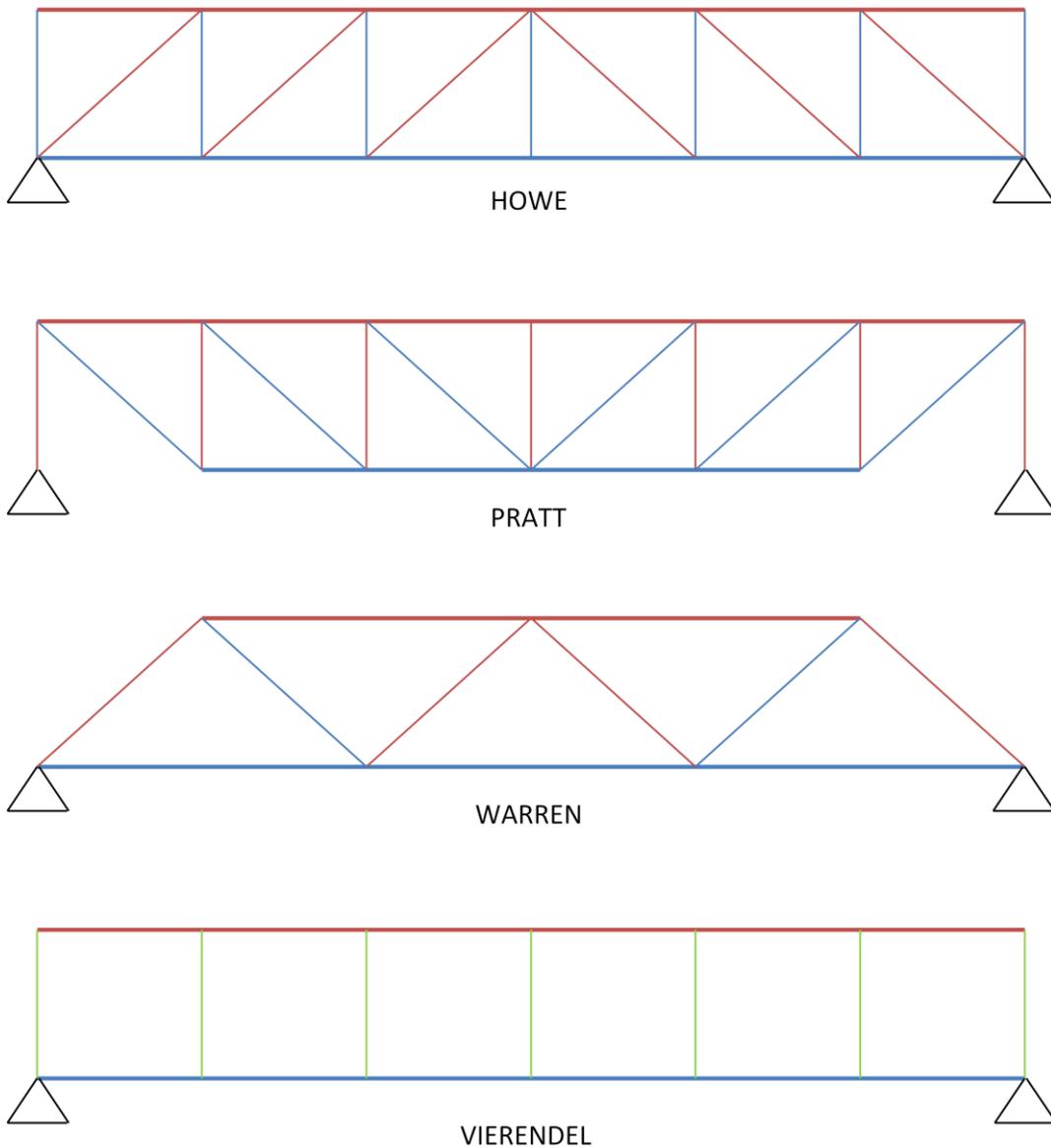


Figura 3.27.- Tipologías de vigas en celosía de canto constante. En rojo barras, comprimidas; en azul, barras traccionadas; en verde, barras a flexión.

Las vigas trianguladas no sólo tienen estas tipologías. Así, si triangulamos un arco puede funcionar como viga (ver *figura. 3.28*). Además, existen soluciones intermedias que se conocen generalmente como cerchas que poseen un canto variable, pero no es el antifunicular de las cargas. Algunas tipologías de cerchas se muestran en la *figura 3.28*.

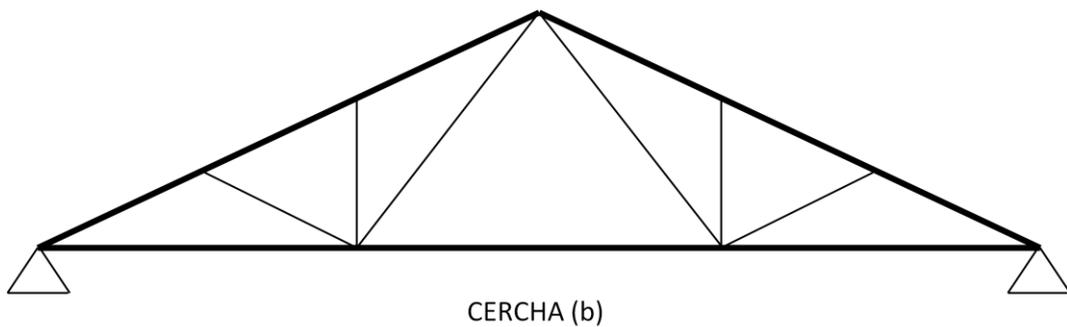
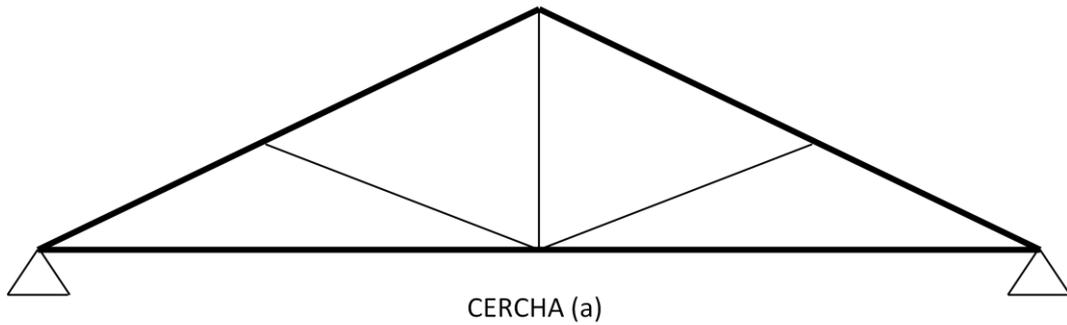
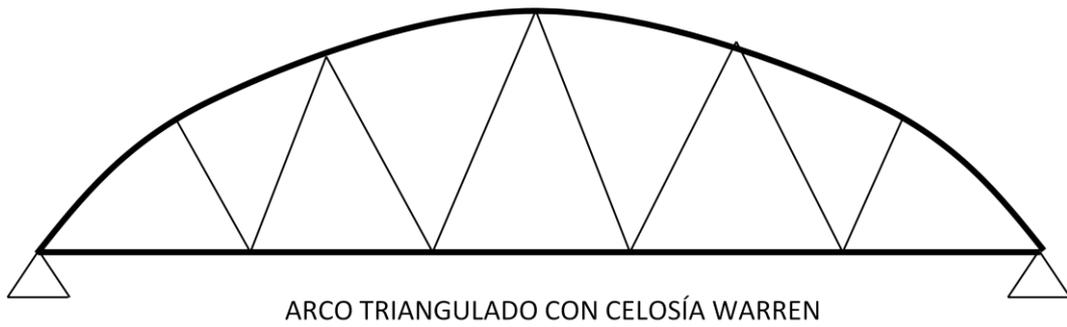


Figura 3.28.- Tipologías de cercha

Sin embargo, aunque existen, las celosías de hormigón armado son muy poco frecuentes, a pesar de que el hormigón armado está extendido como material de construcción por todo el mundo. Tal vez, esto se debe al elevado nivel de complejidad necesario para la fabricación de un molde o a la dificultad de realizar conexiones rápidas y seguras entre elementos que sean similares a las realizadas en acero o madera.

Muy diferente puede llegar a ser la situación del UHPC en el campo de las estructuras trianguladas. Ya en el congreso de Kassel de 2004, [Jungwirth. et al 68] a partir de unos ensayos de tracción directa y de adherencia con barras, planteó la idoneidad del UHPC como material para un elemento estructural de tipo celosía (ver *figura. 3.29*). Planteó que se necesitaría una cantidad de refuerzo muy reducido, únicamente en los elementos traccionados, e indicó que la fisuración y pérdida de rigidez en estos elementos de UHPC sería muy reducida.

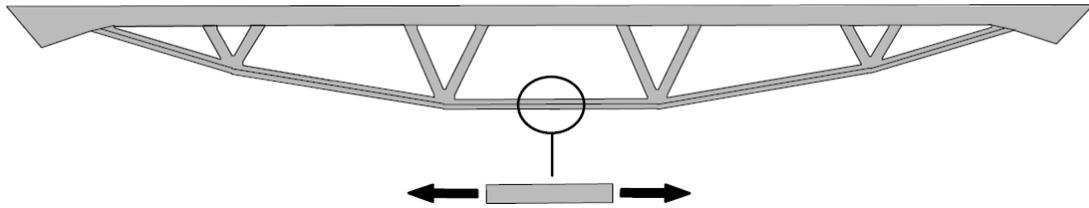


Figura 3.29.- Esquema estructural propuesto por [Jungwirth 2044]

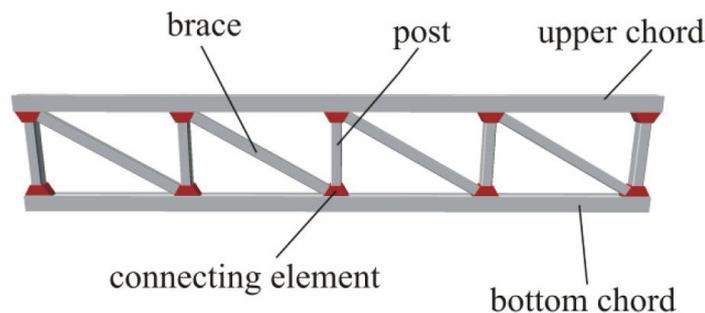
Con la intención del desarrollo e industrialización de este tipo de estructuras, la tecnología está avanzando. Actualmente, existen varias líneas de investigación para la mejora de moldes y para la unión sencilla entre elementos de UHPC que van a permitir el desarrollo de celosías construidas con este material. En los siguientes apartados se muestran varias vigas trianguladas que se han construido con UHPC utilizando diferentes metodologías constructivas.

3.5.2. Celosías a base de elementos prefabricados

Desde la Universidad de Leipzig, el Instituto de Hormigón Estructural y Materiales de Construcción ha desarrollado la primera celosía de UHPC mediante elementos prefabricados aislados que son conectados mediante elementos específicos de unión desarrollados y mediante el uso de pretensado [Viet 2008]. En su documento recoge literalmente la motivación de su proyecto: *“Este proyecto surge de la idea de que es necesario desarrollar nuevos sistemas y diseños estructurales alejados de los convencionales en hormigón armado para que el material pueda ser competitivo y se aprovechan todas sus cualidades y propiedades mecánicas”*.

Separando los elementos que constituyen la celosía y mediante el desarrollo de sistemas de unión fiables, se puede conseguir una gran flexibilidad para el transporte y ensamblaje de los elementos. Además, si estos elementos y piezas de unión se fabrican en una central, se asegura que el control de los procesos de fabricación sea de elevada calidad.

La construcción de este tipo de celosía consiste en la fabricación separada de cordones, montantes, diagonales y piezas de conexión (ver figura. 3.30).



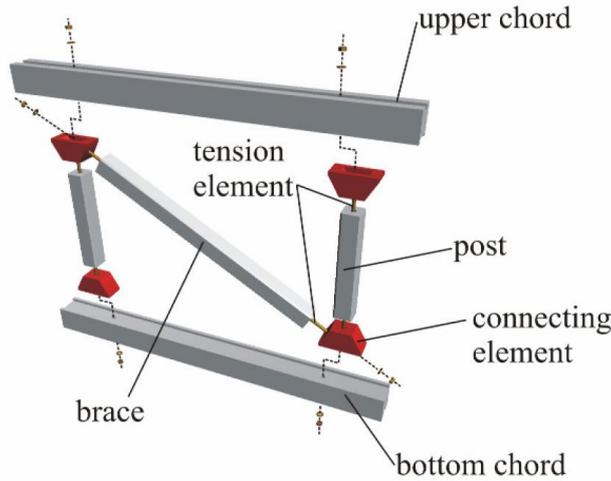


Figura 3.30.- Elementos y conexión del sistema propuesto [Viet 2008]

Los elementos más delicados de este sistema son los elementos de conexión, que están sometidos a esfuerzos de axil, corte y flexión. La pieza de unión se puede observar en la figura 3.31. En ella, se puede observar el modo de fallo obtenido de ensayos previos y la necesidad de refuerzo pasivo para evitar el fallo. La forma de conexión se realiza mediante pretensado de los elementos traccionados y vía contacto de los elementos comprimidos. La transmisión del rasante se realiza por el rozamiento que se moviliza entre el cordón y el elemento de unión debido a la fuerza normal a la junta transmitida por el pretensado. En la figura. 3.31 se aprecian los orificios por donde se introduce el pretensado y por el que se conecta la diagonal comprimida.

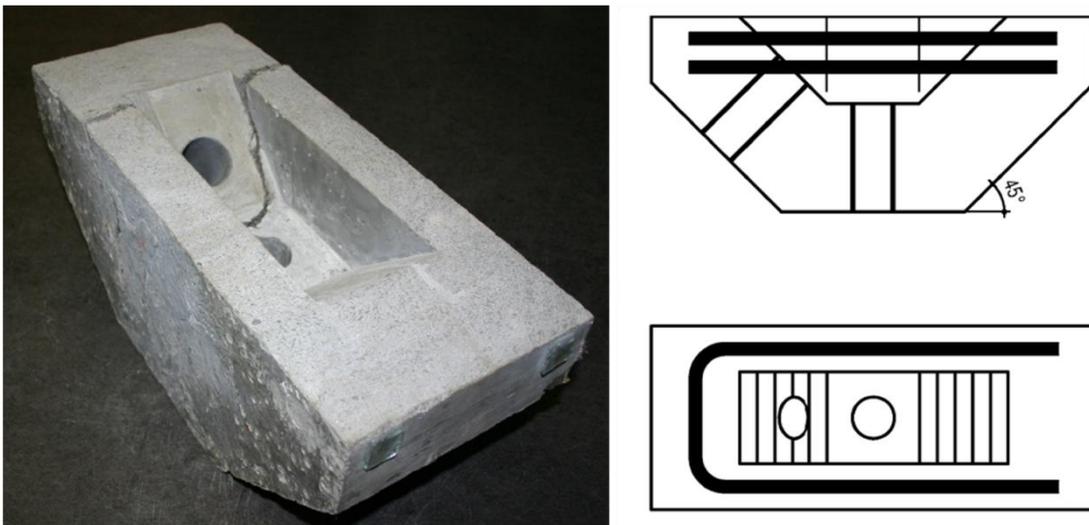


Figura 3.31.- Elemento de conexión, rotura sin refuerzo pasivo y refuerzo propuesto

En la figura 3.32 se muestra la celosía tipo Howe tras el proceso de montaje. En esta caso, se ha optado por la compresión en las diagonales, ya que el proceso de pretensado de de los montantes traccionados para conectar los dos cordones es mucho más sencillo de esta

forma. El principal inconveniente es el aumento de la esbeltez de la diagonal comprimida y un mayor riesgo de los fenómenos de segundo orden. El problema que puede tener este sistema de fabricación puede ser la tolerancia de fabricación de los elementos y las posibles deformaciones y tensiones que induzcan durante el montaje.

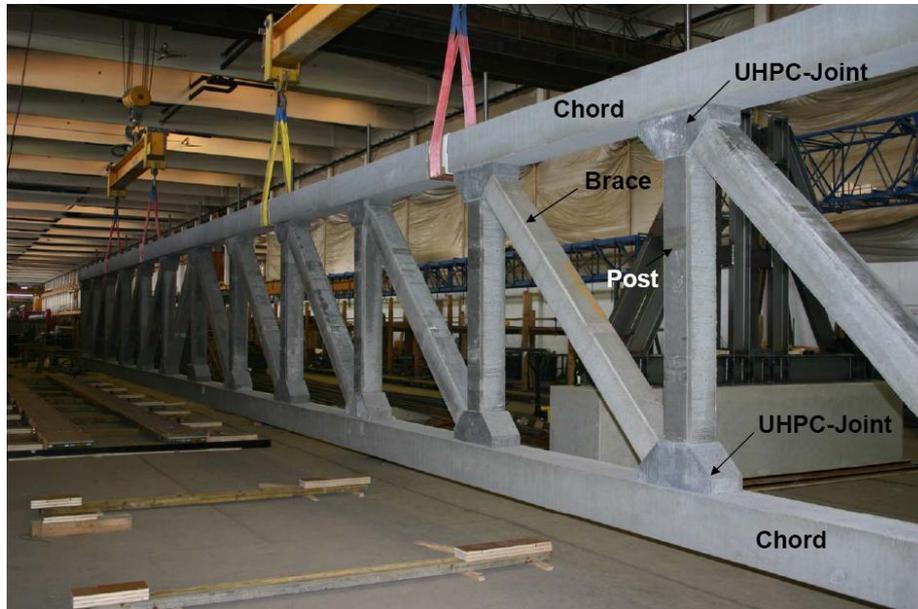


Figura 3.32.- Celosía de UHPC tipo Howe fabricada por ensamblaje de elementos

3.5.3. Celosías hormigonadas en una fase

La principal desventaja de las celosías que se fabrican en una sola pieza en central es la elaboración de un molde que pueda ser reutilizado un número suficiente de veces para ser rentabilizado. Por otro lado, el transporte hasta el lugar de colocación puede ser un problema si se trata de elementos muy largos. Sin embargo, la ligereza de estas estructuras facilitarían este proceso.

Poca información se encuentra disponible acerca del proceso de fabricación y elaboración de moldes de este tipo de celosías, ya que el proceso no se encuentra industrializado. Sin embargo, desde el año 2006, el Centro de Estructuras y Tecnología Arquitectónica (C.A.S.T.) de la Universidad de Manitoba (Canadá) [West 2006] ha desarrollado un sistema sencillo para la fabricación de moldes que permitan la fabricación de piezas aligeradas de hormigón, que se puede industrializar y cuyo uso se pueda rentabilizar para todo tipo de vigas, y no sólo para la de grandes luces.

Los moldes están constituidos por tres elementos rígidos, fabricados en madera (ver figuras. 3.33 y 3.34). Un elemento central que da forma a la celosía, en caso de ser curva; y dos elementos laterales en el que se adhieren los aligeramientos.

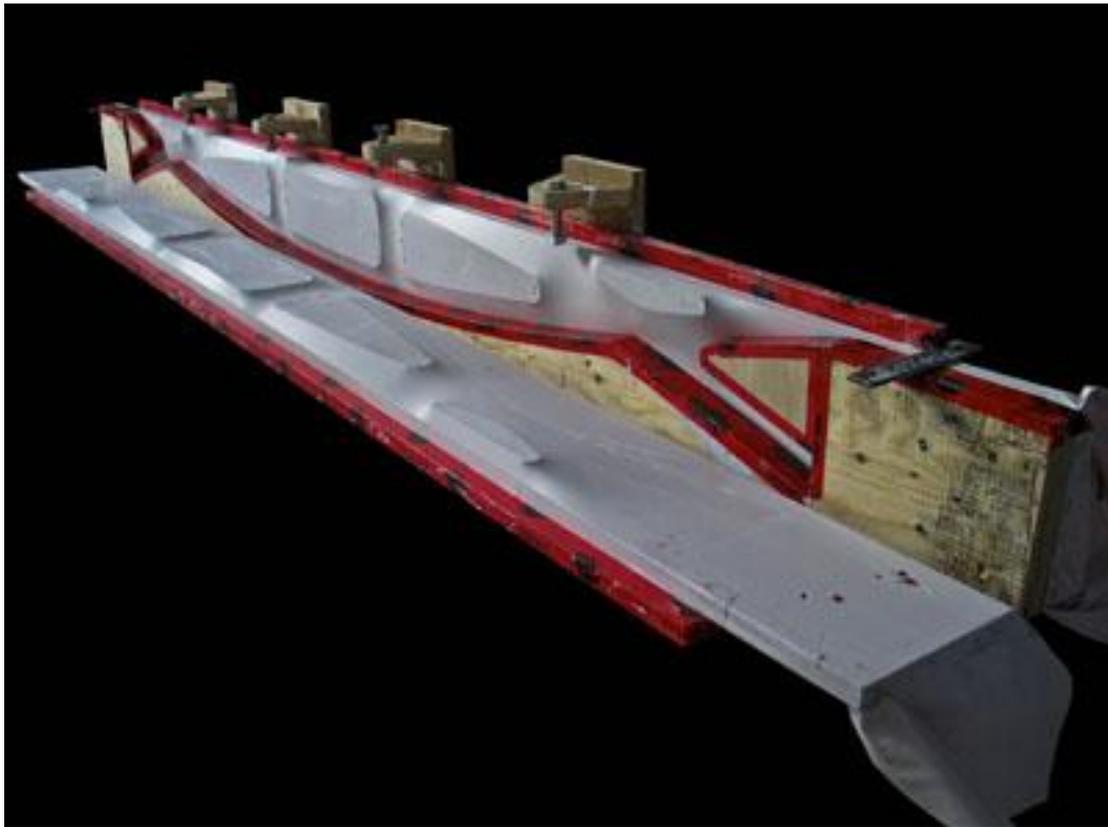


Figura 3.33.- Molde para una celosía de hormigón [West 2006]

La parte innovadora que presentaba este sistema en el 2006, era el recubrimiento de los aligeramientos con una lámina de polipropileno o polietileno (ver *figura. 3.34*). Este tipo de superficie correctamente colocada y tensada puede ser reutilizada en diversas puestas, mientras que la base de madera permanece siempre inalterada por el hormigón. Con estas láminas, que tienen un precio muy reducido, se consigue una mejora de la calidad de la superficie, especialmente si se utiliza UHPC. Además, las curvas generadas mejoran la estética global de la solución, consiguiendo una estructura que no se puede conseguir ni con acero, ni con madera ni siquiera a base de elementos conectados de hormigón. Además, las propiedades resistentes del UHPC hacen que la cantidad de refuerzo utilizado sea mínimo, pudiéndose conseguir con un buen diseño que éste sea sólo necesario en cordones y diagonales traccionadas.



Figura 3.34.- Detalle de la pieza lateral y la lámina plástica [West 2006]

En la *figura. 3.35* se puede observar una viga aligerada fabricada con hormigón convencional utilizando este sistema de producción que únicamente está reforzada con armadura activa en el cordón traccionado. El empleo del UHPC, permitiría la reducción de las secciones y el peso total del elemento. Tal vez, para el UHPC, esta tipología de viga no sea la más eficiente. Sin embargo, el sistema de producción podría mantenerse.



Figura 3.35.- Celosía Vierendel de hormigón pretensado [West 2006]

Las sencillez de este sistema de producción unido al uso UHPC pueden ofrecer una elevada eficiencia estructural y una agradable apariencia estética. Alguno de los diseños posteriores de celosías llevadas a cabo por el grupo se pueden observar en la *figura 3.36* y *3.37*.



Figura 3.36.- Celosía Vierendel de hormigón pretensado [West 2006]



Figura 3.37.- Diseños de celosías en hormigón [West 2006]

3.5.4. Diagonales comprimidas

Cuando se pretende realizar una celosía de UHPC reduciendo al máximo el volumen de refuerzo y de material utilizado puede aparecer un problema de estabilidad en los elementos comprimidos. Dado que la resistencia a compresión del hormigón es muy elevada, diseñar con unos valores de cálculo tan elevadas puede dar lugar elementos a compresión de gran esbeltez en los que los fenómenos de segundo orden puedan ser importantes.

3.5.4.1. Formulación propuesta por Aarup

En [Rom 2005] se ha llevado a cabo un estudio con 61 soportes con diferente esbeltez, diferente cuantía de armadura y diferente porcentaje volumétrico de fibras. Los soportes han sido hormigonados con CRC un material muy parecido al UHPC que se propone en este trabajo. En todos los ensayos propuestos, los resultados que se obtienen de la formulación propuesta son conservadores. Las siguientes ecuaciones muestran el ajuste para el cálculo del axil último, con carga centrada.

$$N_{cr} = \min \left\{ \begin{array}{l} \beta \frac{\sigma_{cr}}{f_c} \left(1 + \frac{E_s A_s}{273 f_c A_c} \right) f_c A \\ \beta \left(\frac{\sigma_{cr}}{f_c} + \frac{f_s A_s}{f_c A_c} \right) f_c A \end{array} \right.$$

$$\frac{\sigma_{cr}}{f_c} = \frac{1}{\sqrt{1 + \alpha^2}}$$

$$\alpha = \frac{\lambda^2 f_c}{\pi^2 E_c}$$

$$\lambda = \frac{l_c}{r_g}$$

- l_c : Longitud de pandeo
- r_g : Radio de giro
- f_c : Resistencia a compresión uniaxial del UHPC
- σ_c : Tensión de compresión en el UHPC
- A : Área
- A_s : Área del refuerzo
- A_c : Área de UHPC
- E_c : Módulo de elasticidad del UHPC
- E_s : Módulo de elasticidad del refuerzo

$$\beta = \left(0.95 - \frac{A_s}{A}\right) \text{ si } \alpha < 1.5$$

$$\beta = 0.95 \text{ si } \alpha \geq 1.5$$

3.6. Puentes triangulados de hormigón

3.6.1. Puentes triangulados en hormigón convencional

En la bibliografía internacional nada se ha encontrado de pasarelas cuya estructura resistente esté constituida por una celosía de hormigón armado. Generalmente, en este tipo de estructuras se busca ligereza y esbeltez, por lo que el hormigón armado en este tipo de tipología no es el más adecuado. Sin embargo, sí que se han encontrado dos puentes de carretera construidos en la década de los años 20' en los que se observa una clara inspiración de las tendencias de la estructura metálica.

Estos dos puentes son, el Pont de la Rue Lafayette (1928) constituido por dos vanos de 72 y 77 m de longitud cada uno, cuya estructura resistente está constituida por dos vigas en celosía de hormigón armado con tablero inferior y sin arriostramiento superior diseñada por el ingeniero francés A. Caquot (ver *figuras 3.38 y 3.39*).

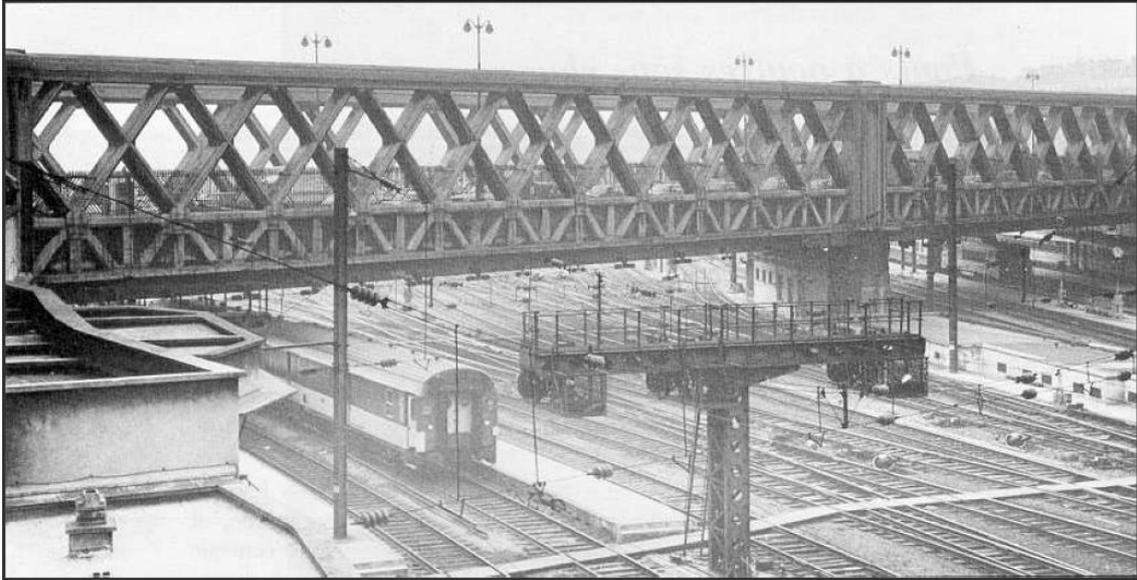


Figura 3.38.- Pont de la Rue Lafayette. Vista general [Monleón 2005]



Figura 3.39.- Pont de la Rue Lafayette. Detalle de la celosía de hormigón armado [Monleón 2005]

Otro de los puentes estandartes de las celosías de hormigón armado lo constituye el Pont d'Ivry-sur-Seine construido en 1930 con una luz de 134.6m. En él se puede ver la clara inspiración en la estructura metálica (ver *figura 3.40*).



Figura 3.40.- Pont d'Ivry-sur-Seine [Monleón 2005]

Aunque no se trata de una tipología viga, y las diagonales funcionan todas ellas a compresión transmitiendo las cargas del tablero a un arco de hormigón armado, los puentes diseñados por el ingeniero francés Freysinett del Boutiron, sobre el río Allier, y el del Veurdre proponen un sistema con los tímpanos de un arco aligerado conformando una triangulación. En las *figuras 3.41 y 3.42* se puede ver el puente del Boutiron, del año 1912, formado por arcos triarticulados de 77 diseñados para hacer trabajar a la hormigón a 10 MPa, cuando años antes no se sobrepasaba los 2.5 MPa en hormigón.



Figura 3.41.- Puente del Boutiron, vista general [Monleón 2005]



Figura 3.42.- Puente del Boutiron, detalle de la triangulación y la articulación sobre las pilas [Monleón 2005]

Con el paso de los años, las estructuras de hormigón derivaron hacia otras tipologías, sobre todo tras la aparición del hormigón pretensado. Las celosías de hormigón armado suponían un sobrecoste de encofrados y mano de obra, con el problema del control de

fisuración en los elementos traccionados. El pretensado uno a uno de los elementos traccionados de una celosía es prácticamente inviable y para que en el hormigón armado se pueda controlar la fisuración, se necesitan secciones muy grandes y fuertemente armadas. Por todo ello, los puentes viga en celosía de hormigón armado o pretensado no son frecuentes a lo largo del siglo XX y tampoco en el siglo XXI.

3.6.2. Pasarelas trianguladas y de almas aligeradas en UHPC

Las primeras aplicaciones en UHPC tuvieron lugar en el ámbito del diseño y construcción de pasarelas. Desde la construcción de la pasarela de Sherbrooke en 1997 [Blais 1999] hasta las pasarelas recientemente construidas, se ha visto una gran mejora en el diseño, optimización de las propiedades mecánicas del UHPC y de la tecnología de construcción. Cada vez más, los diseñadores se han atrevido con diseños cada vez más esbeltos gracias a un mejor entendimiento del material y a la experiencia ganada a lo largo de los años.

El puente de Sherbrooke, de 60 metros de longitud de vano principal, es una viga en celosía con sección en forma de V (ver *figura. 3.43*) En ella, tanto el cordón traccionado como las diagonales están pretensadas para garantizar un estado de descompresión en cualquier momento de la vida útil de la pasarela. Además, las diagonales se diseñaron en tubos de acero inoxidable rellenos de UHPC para evitar problemas de pandeo y para alcanzar una mayor resistencia a compresión y ductilidad. A pesar de ser el primer diseño de pasarela en UHPC (ver *figura. 3.44*) y de haberse calculado de una manera muy conservadora, el peso propio de la pasarela es de tan sólo 4.4 kN/m². [Adeline 1998].

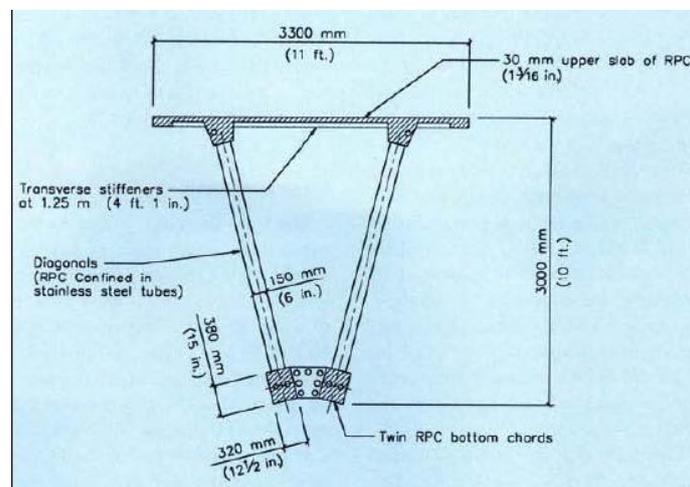


Figura 3.43.- Sección en V del puente de Sherbrooke, 1997 [Vande Voort 2008]

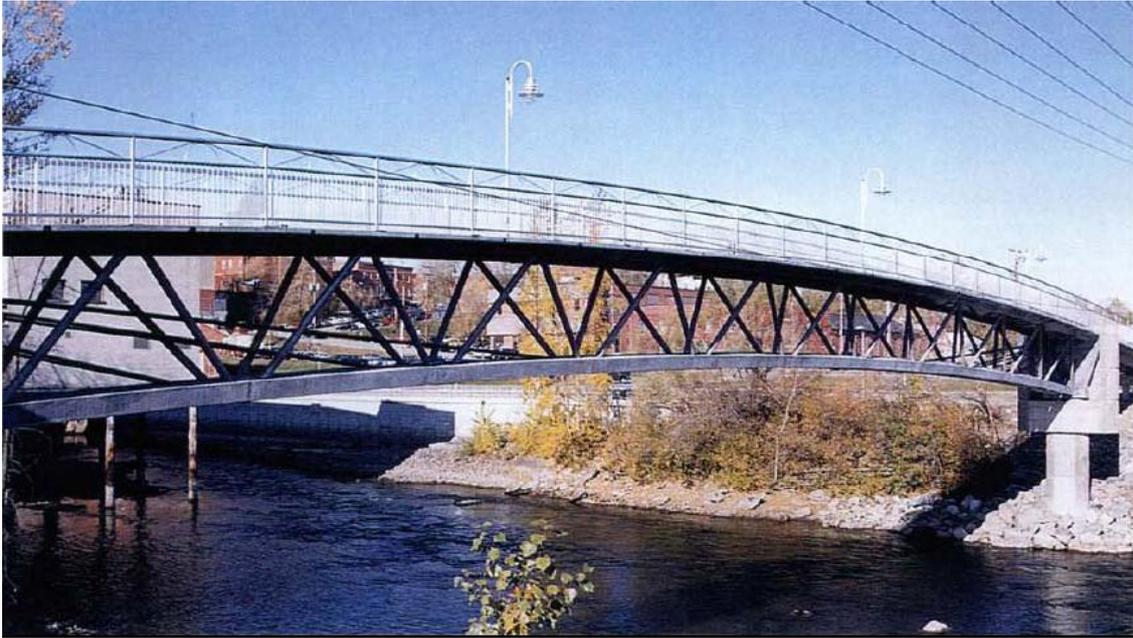


Figura 3.44.- Vista del puente de Sherbrooke, 1997

En el año 2002, la pasarela Sakata Mirai de 49.2 m de luz realizada en Japón, fue ejecutada manteniendo un peso propio de 4.6 kN/m². Se trata de una pasarela tipo viga, con una sección en cajón y tablero superior. Las almas se encuentran aligeradas en centro luz debido a las menores necesidades de cortante y poseen un espesor de tan sólo 8 cm. (ver *figuras. 3.45 y 3.46*) [Tanaka 2009].



Figura 3.45.- Sección central (izquierda) y en apoyos (derecha) de la pasarela Sakata Mirai [Tanaka 2009]



Figura 3.46.- Vista de la pasarela Sakata Mirai [Tanaka 2009]

En el año 2007, se completó la pasarela sobre el río Fulda en Kassel. Se trata de una pasarela de estructura híbrida y triangulada. En ella, la triangulación inferior, en acero, sustenta un tablero fabricado en UHPC. Posee una luz libre máxima de 36 m. En las *figuras 3.47 y 3.48* se puede apreciar una sección de la pasarela y una vista de la pasarela triangulada. [Fehling 2004].

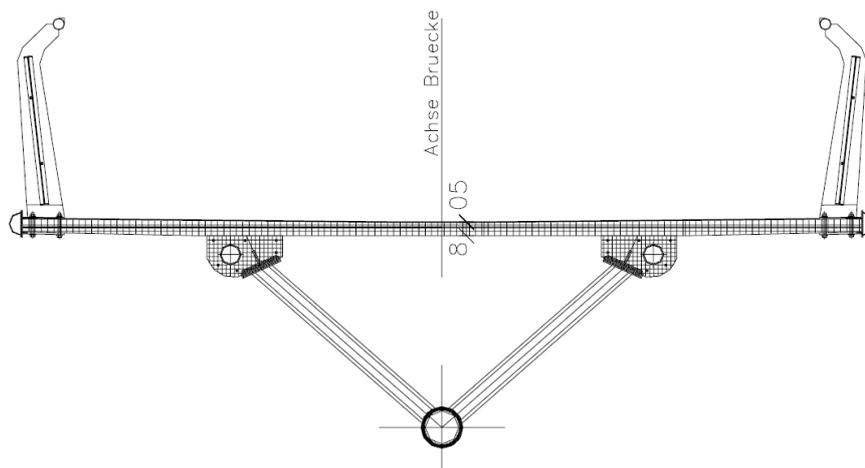


Figura 3.47.- Sección de tablero de la pasarela sobre el río Fulda (Kassel) [Fehling 2004]



Figura 3.48.- Vista de la pasarela sobre el río Fulda [Fehling 2004]

Para finales de 2012 se espera la construcción de la pasarela que va a constituir el mayor esfuerzo, hasta la fecha, por el desarrollo de las estructuras trianguladas para pasarelas peatonales en UHPC. Se trata de la pasarela sobre el Barranco de las Ovejas (Alicante), diseñada y calculada por el equipo de la UPV de UHPC.

El diseño de esta pasarela consiste en una sección en artesa de 43.5 m de longitud, con un vano efectivo de 42.8 m y un canto variable desde 1,34 m en apoyos hasta 2.02 m en centro luz. La gran innovación de este diseño es el aligeramiento de las almas de la artesa generando una celosía tipo Warren modificada en la que varían la longitud e inclinación de las diagonales para adaptarse a las necesidades de cortante a lo largo de la pasarela. Ambas celosías se encuentran unidas mediante el tablero en su parte intermedia y mediante una tercera celosía en su parte inferior (ver *figura. 3.49*) [López 2012].

Debido a este diseño, el cordón superior de las celosías queda sin arriostrar a lo largo de toda la longitud de la pasarela sirviendo de barandilla para los peatones. Sin bien este diseño no es el más eficiente desde un punto de vista global de la estructura, con él se ha conseguido una agradable estética visual aprovechando al máximo las oportunidades que ofrece este material en el diseño y concepción estructural.

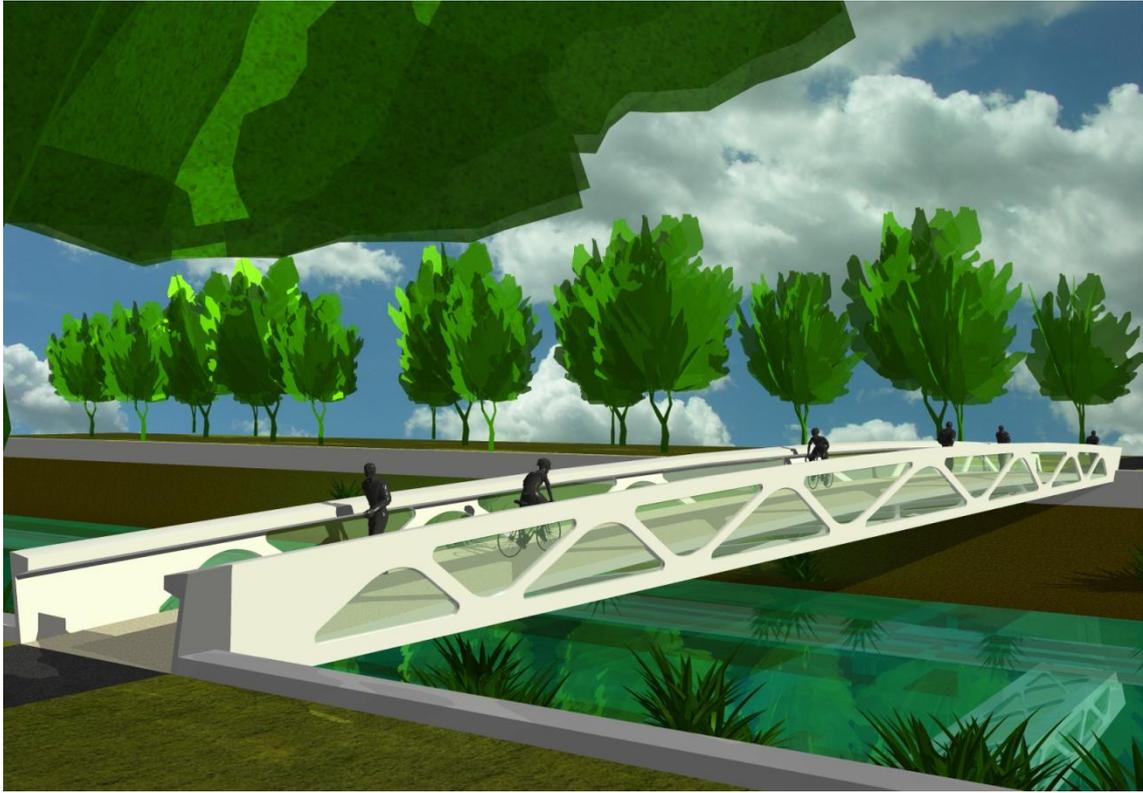


Figura 3.49.- Proyecto de pasarela sobre el Barranco de las Ovejas (Alicante)[López 2012]

CAPÍTULO IV

4. Estudio experimental

En este capítulo se realiza en primer lugar una justificación del ensayo realizado en base a todo lo desarrollado en el capítulo anterior. A continuación, se muestran los resultados de la caracterización, tanto en estado fresco como en estado endurecido, de las propiedades del material empleado. A continuación, se describe la geometría y armado de la viga en celosía diseñada, así como el proceso de fabricación. Finalmente, se concluye el capítulo con la descripción de las diferentes fases de ensayo programadas, de la instrumentación realizada en cada una de ellas, de los resultados obtenidos y del análisis de éstos.

4.1. Justificación del estudio experimental

Tras el proceso de documentación del capítulo 3 queda demostrado que el UHPC por sus propiedades mecánicas es un material con un gran potencial para su uso en la fabricación de celosías y cerchas debido a su elevada resistencia a compresión, ductilidad y comportamiento en servicio. Algunas líneas de investigación se han preocupado de la fabricación de moldes económicos, mientras que otras lo han hecho de los métodos de ensamblaje de los diferentes elementos que componen una celosía. Sin embargo, estas investigaciones son muy escasas y poco profundas, por lo que todavía muy poco se conoce del comportamiento estructural de una celosía de UHPC, de sus problemas y sus causas de rotura.

Para numerosas aplicaciones ingenieriles, como pueden ser las pasarelas, campo en el que las aplicaciones en UHPC se han centrado, la estética es un factor muy importante. En cualquier caso y siempre que la estética sea un factor decisivo, la realización de una celosía por medio de la conexión de diagonales, montantes y cordones ofrece una estética mucho más industrial y menos agradable. Otros problemas como las tolerancias de fabricación y el estudio de las piezas de conexión podrían suponer una desventaja de este tipo de fabricación.

Por su parte, es cierto que las celosías que se fabrican en una única pieza o fase de hormigonado ofrecen una mejora de la estética, siempre y cuando se disponga de un molde adecuado. Sin embargo, la fabricación de este tipo de molde requiere un proceso complejo que incrementa el coste por metro cuadrado del encofrado.

En cualquiera de los dos casos, las celosías de UHPC presentan grandes incógnitas en cuanto a su funcionamiento. Por su elevada esbeltez, los problemas que en ellas se pueden encontrar cabe esperar que sean muy parecidos a aquéllos propios de las celosías metálicas. Algunos de los problemas que se podrían encontrar serían:

- Pandeo de los elementos comprimidos.
- Pandeo lateral de las vigas con gran canto.
- Fisuración de los elementos traccionados.
- Comportamiento de los nudos: resistencia y fisuración.
- Transmisión del rasante desde las diagonales a los cordones.
- Comportamiento de las zonas de apoyo.

Con el objeto de realizar una primera aproximación a estos problemas potenciales que se pueden encontrar en una celosía de UHPC y que todavía no han sido resueltos en este tipo de estructuras, se ha planteado en este trabajo el diseño, fabricación y ensayo de una celosía de UHPC que permita discernir cuáles de estos fenómenos pueden ser o no un problema. Si bien este trabajo no pretende ser más que una aproximación al problema y a la identificación de los fenómenos que pueden determinar su diseño.

4.2. Descripción de la celosía

4.2.1. Justificación de la geometría adoptada

La celosía se ha diseñado con el fin de poder observar los siguientes fenómenos:

- Plastificación de las diagonales traccionadas para observar cómo se produce el fenómeno de la microfisuración en una celosía.
- Hormigonado en dos fases, para el estudio de la transmisión de rasantes en la zona de apoyos por la junta de hormigonado; sección fuertemente pretensada para acentuar este fenómeno.

- Zona de apoyo: entrega reducida y anclaje del tirante para la desviación de la biela de apoyo.
- Diagonales comprimidas débiles, sin utilizar ningún tipo de refuerzo y de una esbeltez elevada buscando un fallo a compresión de las mismas.
- Secciones reducidas, para ahorrar el máximo material posible y asegurar que el hormigonado de éstas con UHPC es posible.
- Cordón comprimido con la suficiente rigidez para evitar posibles fenómenos de inestabilidad lateral.

Persiguiendo estos objetivos se ha diseñado la celosía cuya geometría, armado, molde y fabricación se desarrolla en los siguientes apartados.

4.2.2. Geometría

La celosía diseñada consiste en una celosía Warren con un total de 4 diagonales comprimidas y 2 diagonales traccionadas con una inclinación aproximada de 41° . El canto total es de 1.02 m, con una longitud total de 6.6 m. En la *figura 4.1* se observa el diseño del alma del a celosía. En rojo se indican las diagonales que trabajan a compresión y en azul las diagonales a tracción.

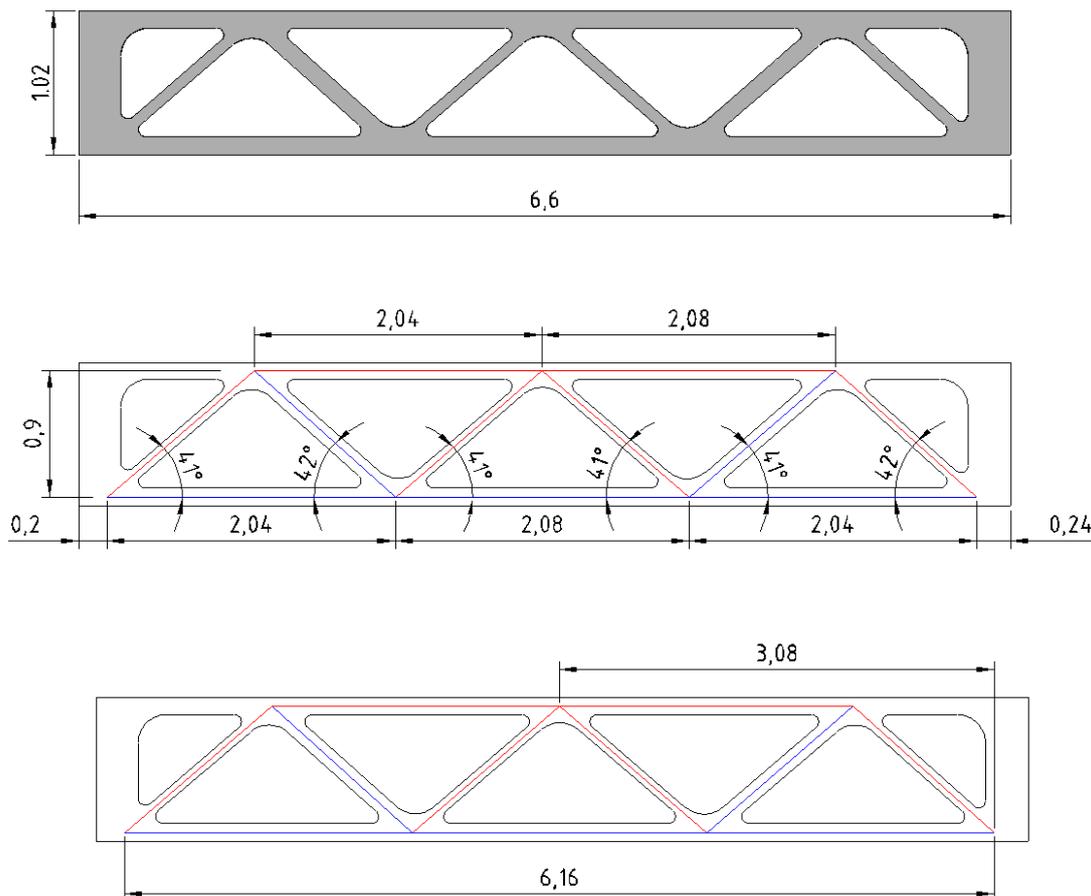


Figura 4.1.- Alzado de la celosía

La sección transversal tiene una disposición en doble T. El cordón inferior tiene unas dimensiones de 0.36x0.13 m. Debido al proceso de hormigonado, el cordón inferior ha quedado finalmente con un canto de 0.14 m en el ala que se hormigonó en segunda fase (ver *figura 4.2*). Por su parte, el cordón superior posee unas dimensiones de 0.24x0.12 m. El ancho del alma, que se corresponde con el ancho de las diagonales, es constante y de valor 0.12 m. En la *figura 4.2* se muestra la sección transversal de la celosía en diferentes zonas. Las diagonales comprimidas se diseñaron con un canto de 0.08m y las traccionadas con uno de 0.12. La longitud de las diagonales comprimidas es de 1.38 m, por lo que su esbeltez mecánica resulta de $\lambda_m = 59.8$, considerando una longitud de pandeo igual a la longitud de la barra.

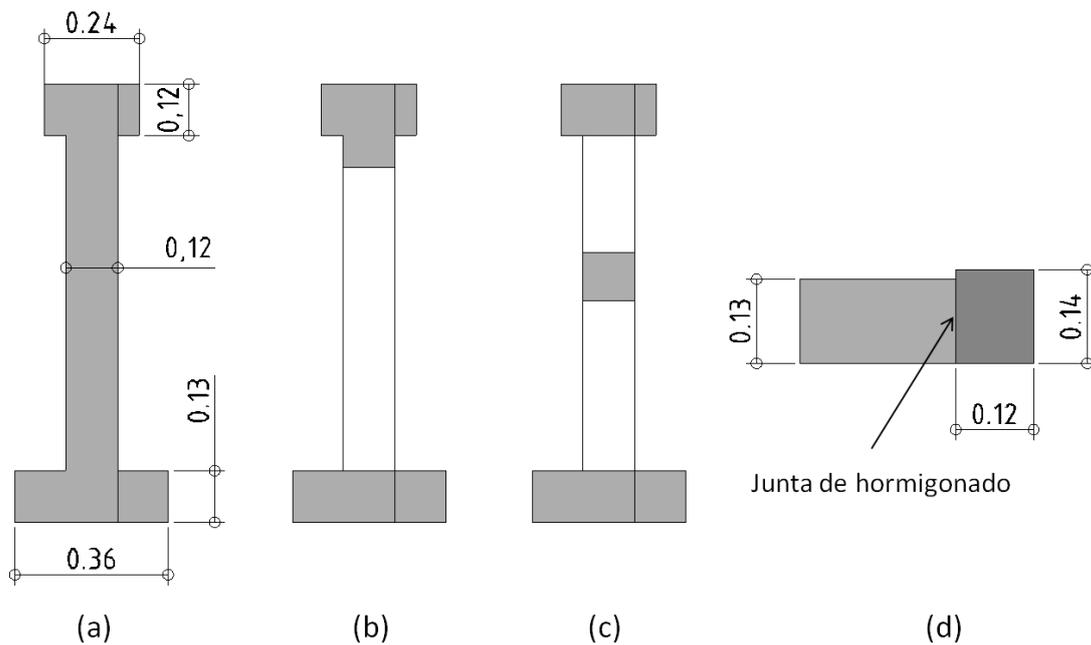


Figura 4.2.- Secciones transversales de la celosía; sección por apoyos (a); sección por un nudo (b); sección mitad de una diagonal (c); detalle de la geometría final del cordón inferior

En la *figura 4.3 (izquierda)* se observa una vista de la celosía hormigonada. En la que se pueden ver los elementos que la componen: cordones y diagonales. En la *figura 4.3 (derecha)* se ve la sección transversal en la que se puede apreciar los cables de pretensado y la junta de hormigonado que se describe en apartados posteriores.



Figura 4.3.-. Detalle del alzado (izquierda) y la sección transversal de la celosía (derecha)

4.2.3. Armado

El armado de la celosía está altamente condicionado por la intención de generar una junta de hormigonado para el estudio de la transmisión del esfuerzo rasante a lo largo de la junta en el apoyo. Si se hubiera decidido no crear esta junta, la armadura de rasante empleada no hubiera sido necesaria y sólo se habría colocado la armadura activa en el cordón inferior y la armadura pasiva en las diagonales traccionadas.

En el cordón inferior se han colocado 8 cordones de pretensado Y 1860 S7 de 15.2 mm de sección de 140 mm² de sección con la intención de que en fase de rotura el hormigón entrara en un estado de descompresión. Los 8 cordones se distribuyen de manera simétrica en las alas del cordón inferior. El recubrimiento mecánico de los cables de la esquina inferior exterior es de 3 cm, estando todos los cables separados una distancia de 5 cm en vertical y horizontal unos de otros (ver figura 4.4b). La fuerza inicial en la bancada de cada uno de los cables fue de 190 kN.

Las diagonales traccionadas contienen 3Ø25. El posicionamiento centrado de tres barras en una sección cuadrada es difícil. Finalmente, tras su colocación, se han medido las posiciones de las barras, resultando la geometría indicada en las figuras 4.4.a y 4.4.b.

Por su parte, el cordón superior contiene 4Ø12 para la correcta colocación de la armadura de rasante y para resistir los esfuerzos de flexión en los extremos (ver figura 4.4.c).

Además, en la zona de apoyos, para garantizar un correcto apoyo de la biela de compresión y anclaje del tirante se han dispuesto en las zonas de las almas 2Ø25 en cada uno de los apoyos (ver figura 4.5.) situados a 16 cm del borde del apoyo. Estos redondos se han doblado en forma de L, para garantizar su anclaje y facilitar el apoyo de la biela de compresión que llega al apoyo.

Las longitudes de anclaje de las barras se han sobreestimado siguiendo los criterios de cálculo de la EHE-08.

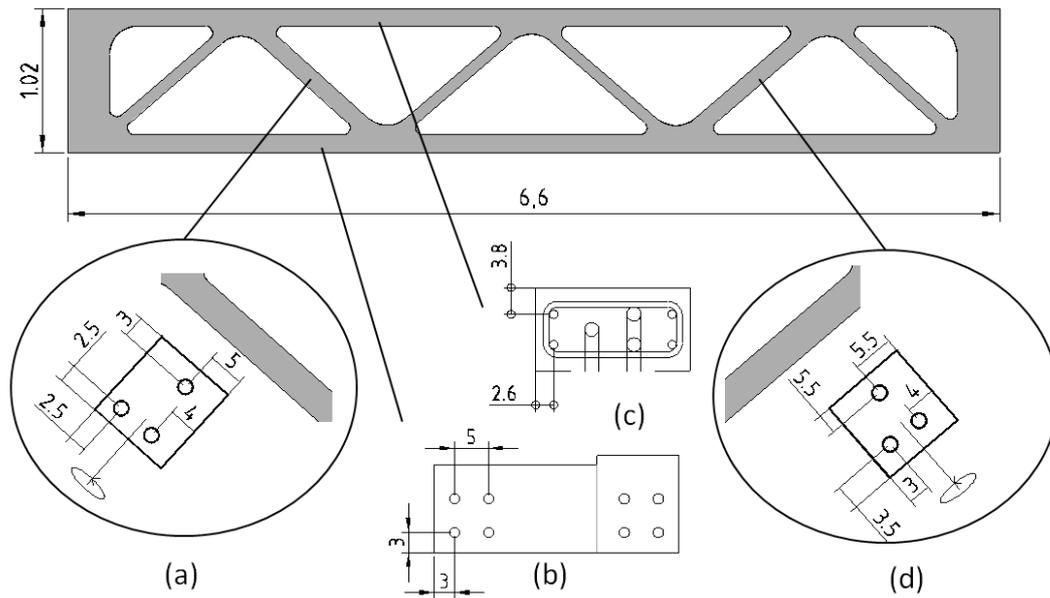


Figura 4.4.- Detalle de la posición de las armaduras: (a) (d) diagonales traccionadas; (b) cordón inferior; (c) cordón superior

El esquema de las armaduras, tanto de las longitudinales como de las transversales para el rasante, se representa en la figura 4.5. La armadura de rasante está constituida por cercos de dos ramas de $\phi 10$. Para la estimación de las necesidades de refuerzo de rasante se ha realizado un análisis lineal mediante elementos tipo *shell* que se desarrolla en el apartado 5.7. La armadura de rasante dispuesta se ha representado fielmente en la figura 4.5

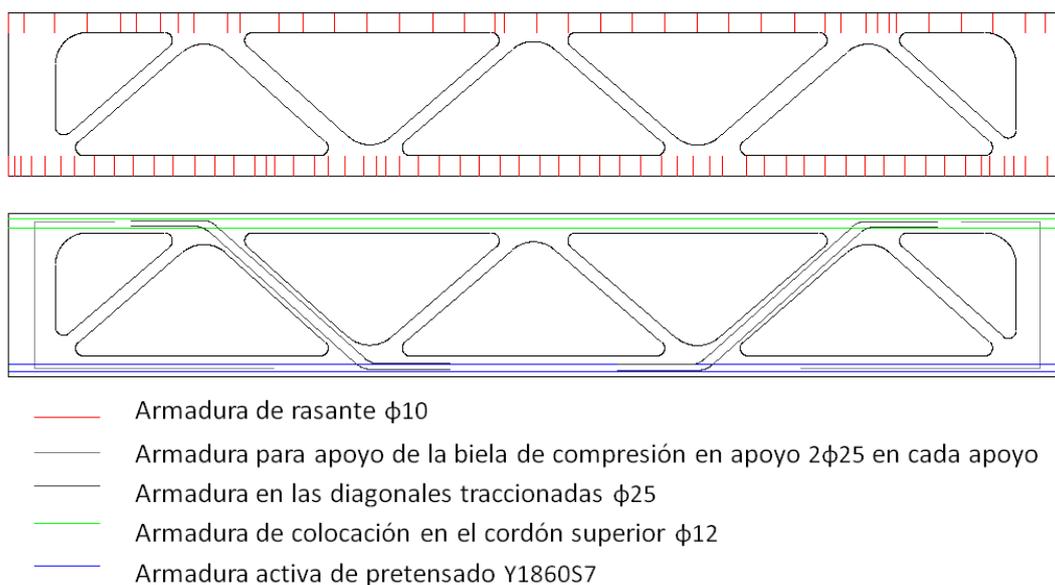


Figura 4.5.- Alzado del armado y tipología de barras

En la *figura 4.6* (izquierda) se aprecia una vista global y detallada de la zona de apoyo. Se pueden observar los 2 \varnothing 25 que desvían la compresión de la biela al apoyo; los 8 cordones de pretensado; la elevada concentración de armadura de rasante; y la diagonal comprimida de descarga al apoyo sin ningún tipo de refuerzo. A la derecha se pueden observar los 3 \varnothing 25, y el escaso recubrimiento y espacio disponible para el hormigonado.

En la *figura 4.7* se observa el detalle de un nudo en el cordón inferior en el que confluyen la diagonal comprimida y la traccionada. Además, se puede observar el detalle de armado del cordón superior, la armadura de rasante y los 4 \varnothing 12 dispuestos.



Figura 4.6.- Detalle del armado en la zona de apoyos (izquierda); detalle de armado de la diagonal traccionada (derecha)



Figura 4.7.- Detalle de un nudo en el cordón inferior (izquierda); detalle de la colocación de la armadura en el cordón superior (derecha)

4.2.4. Molde

Para poder fabricar la celosía en dos fases, dejando una junta de hormigonado en una de las alas, tanto del cordón comprimido como traccionado, ha sido necesario hormigonar la celosía con el plano que define el alma de la celosía paralelo al suelo. En la *figura 4.8* se presenta un esquema del molde utilizado y su evolución en función de las fases de hormigonado hasta la extracción de la pieza.

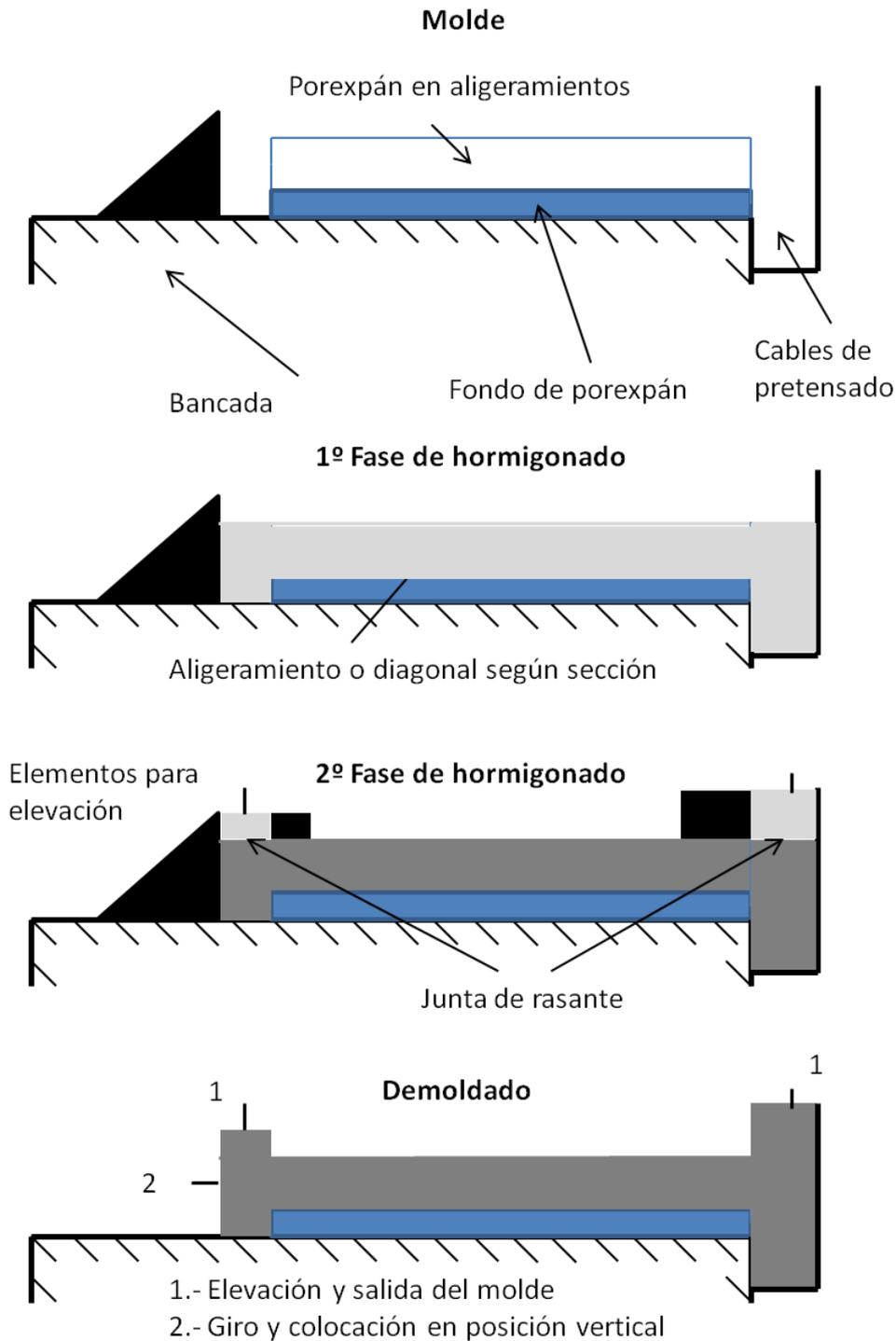


Figura 4.8.- Detalle del molde empleado

El principal condicionante para la elección y fabricación del molde ha sido el establecimiento de una junta de hormigonado. Se ha pensado en todo momento en la economía de medios y en ningún momento se ha tenido en cuenta la posibilidad de obtener una buena estética final de la celosía una vez ésta estuviera desmoldada. En las *figuras 4.9, 4.10 y 4.11* se muestran algunas imágenes del molde, de los anclajes para la elevación de la celosía y de su manipulación.



Figura 4.9.- Molde antes y después de la colocación de la ferralla

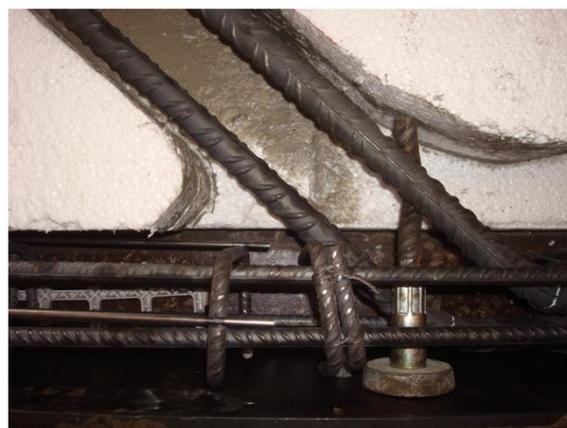


Figura 4.10.- Anclaje y sujeción de los pernos de elevación



Figura 4.11.-. Extracción del molde y elevación hasta posición vertical de la celosía

4.2.5. Fabricación

El hormigonado de la celosía se planteó en dos días. En el primero de ellos tendría lugar el hormigonado de la primera fase, tal y como se indica en el esquema de fabricación del apartado 4.2.4. Para evitar que después del amasado, el hormigón estuviera en el interior del sistema de vertido durante toda la puesta, se decidió realizar dos amasadas. De esta forma, a la vez que se colocaba la primera amasada, se iba preparando la segunda, coordinando el proceso de fabricación y vertido. En esta primera fase, una parte del ala de los cordones inferiores y el total del alma fueron hormigonados.

El segundo día de amasado tuvo lugar transcurridas las 24 horas desde el inicio de la fabricación en el día previo. En este segundo día se hormigonó el resto de la celosía, vertiendo el material sobre el hormigón ya endurecido del día anterior y creando una junta de hormigonado. Este segundo día de fabricación sólo se realizó una amasada.

En los días previos a la fabricación, se realizó en Prevalesa S.A. todo el acopio de materiales necesarios: cemento, arenas, humo de sílice, fibras y aditivo (ver *figura 4.12 izquierda*). Los materiales se dosificaron manualmente. Las arenas empleadas venían ensacadas y con una humedad garantizada del 0% por lo que no fueron necesarias correcciones de humedad. Los únicos elementos que se dosificaron de manera electrónica fueron el agua y el aditivo. Debido a que en el UHPC la cantidad de agua es muy pequeña y debe de estar totalmente controlada, se optó por tirar de forma electrónica, aproximadamente el 90% del agua total y manualmente el resto, ya que en cada golpe de tecla podían introducirse de 2 a 3 litros de agua. A diferencia del agua, el aditivo se controlaba de manera muy precisa, por lo que se decidió dosificar de manera electrónica en su totalidad. En la *figura 4.12 (derecha)* se observa los mandos de control de la amasadora utilizada.

Una vez se habían pesado todos los componentes se introducían en la mezcladora (ver *figura 4.13*). Finalizado el proceso de amasado una vez las fibras largas se hubieron dispersado y mezclado de manera homogénea en la mezcla, el hormigón se descargó sobre

una máquina específica para el vertido de hormigón, denominada “speedy” (ver *figura 4.14*). Este tipo de máquina ofrece un gran control del vertido y evita la segregación del hormigón, mostrándose como un sistema mucho más adecuado que el tradicional vertido con cuba, en el que transcurrido un cierto período de tiempo, las fibras tienden a acumularse en el fondo de ella.



Figura 4.12.- Acopio de materiales en fábrica y mesa para la dosificación de agua y aditivo

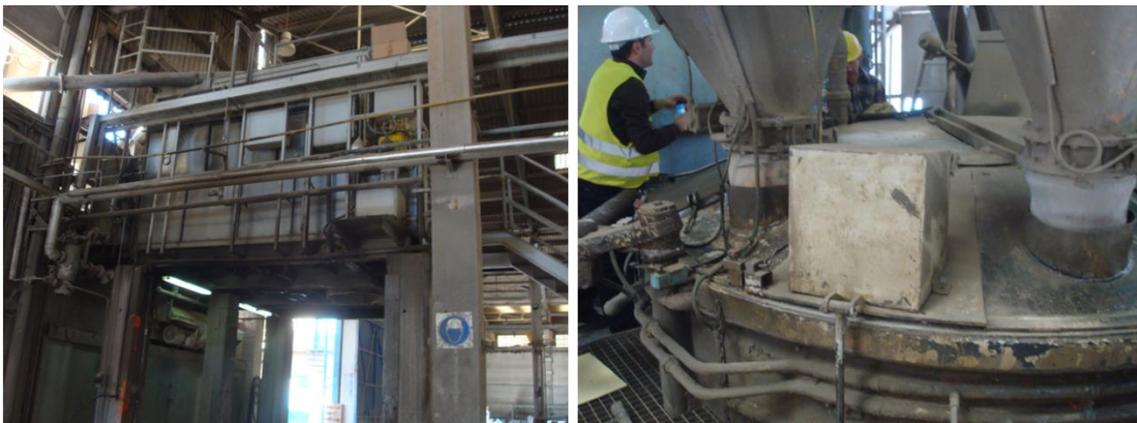


Figura 4.13.- Mezcladora y dosificación manual de los componentes



Figura 4.14.- Fabricación del hormigón y dispersión de las fibras largas (izquierda); máquina speedy para vertido de hormigón

Una vez el hormigón se encontraba cargado en la “speedy” se vertió parte del material para la caracterización del mismo (realización del ensayo de escurrimiento y fabricación de probetas); el resto se llevó a la celosía.

El vertido del hormigón resultó cómodo en las diagonales, en la zona de apoyos del alma y en las alas de los cordones fabricadas en una segunda fase. Sin embargo, el proceso fue bastante laborioso en la zona de los cordones debido a la gran cantidad de cercos existentes para resistir el rasante en la junta de hormigonado. En estas zonas fue necesario picar el hormigón para introducirlo hasta el fondo ya que la longitud de las fibras largas (30 mm) eran en muchas zonas mayores que la separación entre barras, por lo que el hormigón tendía a embozarse.

En la *figura 4.15* se muestran un conjunto de imágenes de la puesta en obra del hormigón. Se puede apreciar la facilidad del hormigón para fluir en las diagonales, así como la necesidad de que fuera picado en los cordones.

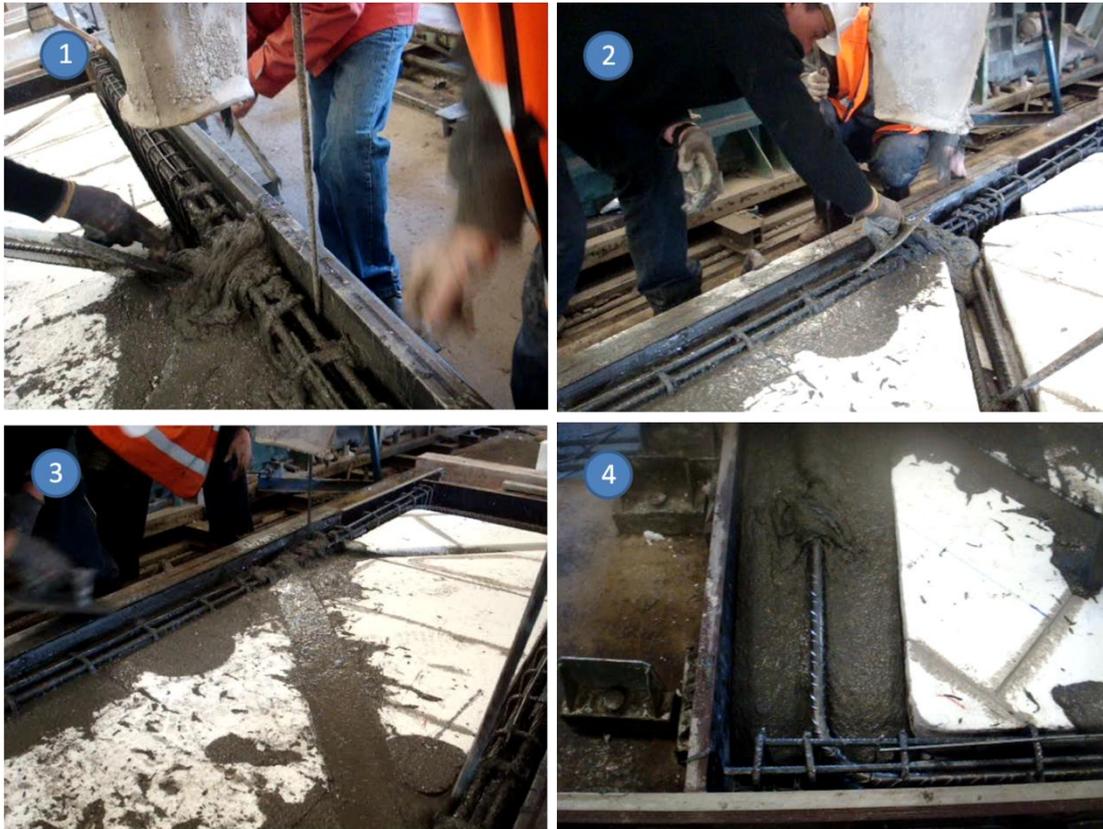




Figura 4.15.- (1) Picado del cordón inferior; (2 y 3) Puesta de la diagonal traccionada; (4) Puesta de la zona de alma de apoyos; (5 y 6) Puesta de la segunda fase del cordón inferior

Tras la fabricación y destesado, la viga se desmoldó. El porexpán que quedó adherido al hormigón se eliminó por medio de ácido. En las *figuras 4.16 y 4.17* se muestra la viga una vez desmoldada antes y después de ser limpiada con ácido para eliminar el porexpán.



Figura 4.16.- Celosía tras el desmoldado y destesado antes de eliminar el porexpán



Figura 4.17.- Celosía tras el desmoldado y destesado después de eliminar el porexpán

4.3. Caracterización de materiales

4.3.1. UHPFRC

4.3.1.1. Dosificación

La dosificación utilizada para la fabricación de la celosía es una de las dosificaciones tipificadas en la UPV como una dosificación de alta gama. Posee una resistencia a compresión a 28 días, en laboratorio, superior a 150 MPa con una composición híbrida de fibras y una elevada fluidez y tiempo abierto. Las características más detalladas de su dosificación se encuentran en la *tabla 4.1*. El aspecto de los materiales empleados se puede ver en las *figuras 4.18* y *4.19*.

DOSIFICACIÓN "F3-HY"	
Familia de Hormigón	UHPFRC
Propiedades técnicas	Alta Resistencia, autocompactante y de fibras híbrido
Precio en el Mercado español	840 €/m ³

Dosificación		
Componentes	Tipo	Contenido/m ³
Cemento	52.5 R/SR, Lafarge	1000 Kg/m ³
Adición activa	Elkem® 940-U (No condensado)	150 Kg/m ³ (15% s/peso cemento)
Arena 1; Arena 2**	0-0.8 mm; 0.8-2 mm	610.1 Kg/m ³ ; 406.8 Kg/m ³
Aditivo (PCE)	Sika Viscocrete® 20 HE	34.5 Kg/m ³ (3% sobre el peso de conglomerante)
Agua total		201.2 litros
Fibra 1; Fibra 2	OL-13/0.16; RC-80/30-BP (Dramix®)	78.1 Kg/m ³ ; 78.1 Kg/m ³
W/B ratio	0.175	
W/C ratio	0.201	
PVF	60.1%	
D10	4 μm	
D90	1.5 mm	
Vol. de partículas finas	50%	

Tabla 4.1. Dosificación del UHPC



Figura 4.18.- Aspectos del cemento (izquierda) y del humo de sílice (derecha)



Figura 4.19.- Aspectos de las arenas (izquierda) y fibras (derecha) empleados

Sin embargo, el paso de la amasadora utilizada en el laboratorio a la mezcladora de la central de prefabricados no fue un paso evidente. Es por ello que la primera dosificación realizada, siguiendo la dosificación obtenida de los ensayos en laboratorio dio como resultado un hormigón algo menos homogéneo y con una ligera tendencia a la segregación. Este proceso pudo deberse a una menor capacidad para controlar el vertido de los componentes (ver apartado 4.2.5) o a la menor energía de la mezcladora por kilo de hormigón.

Por ello, se decidió cambiar la dosificación en la segunda amasada. Se optó entonces por cambiar la relación de arena fina/arena gruesa, manteniendo igual la cantidad total de arena por metro cúbico. Así, en la segunda amasada se pasó de un relación Fina:Gruesa de 2:3, a una relación 1:1. Con ello se consiguió una mejora en el aspecto del hormigón.

En la tercera amasada, se consideró que se podría mejorar aún más el aspecto y se decidió cambiar de nuevo la proporción de arenas a una proporción 3:2, colocando más arena fina para dar mayor estabilidad al hormigón. Esta última dosificación es aquella cuya dosificación se ha mostrado en la *tabla 4.1*.

4.3.1.2. Ecurrimiento

En estado fresco, para que el hormigón se pueda colocar fácilmente en espesores tan reducidos es necesario que tenga unas propiedades de fluidez adecuadas. Para caracterizar el material que se utilizó en el hormigonado de la celosía se realizó el ensayo de escurrimiento según la norma UNE-EN-12350-8 para cada una de las tres amasadas. Los resultados para las amasadas se muestran en la *tabla 4.2*.

Un buen indicativo de que el hormigón es adecuado, es el aspecto que de la “galleta” que genera tras el ensayo de escurrimiento. En la *figura 4.20*, se pueden observar los ensayos de escurrimiento para cada una de las amasadas. En ellas se observa cómo el aspecto del cono mejora progresivamente conforme se aumenta la cantidad de arena fina. Aunque la tercera amasada ofrece un mejor aspecto, se observa una correcta distribución del árido y las fibras en las tres amasadas. Eso indica que el hormigón es adecuado para su colocación en el elemento.

Propiedades en estado fresco		
Propiedades	Norma	Valor
Tiempo abierto		15 min - 40 min aprox.
Ecurrimiento- T500	UNE-EN-12350-8	
Amasada 1		700 mm.- 4.5 segundos
Amasada 2		730 mm.- 3.8 segundos
Amasada 3		740 mm.- 4.0 segundos

Tabla 4.2.- Propiedades del ensayo de escurrimiento para la tercera amasada





Figura 4.20.- Preparación del ensayo de escurrimiento y ensayos para las diferentes amasadas

4.3.1.3. Ensayos a compresión

Para la realización de los ensayos a compresión se ha utilizado la prensa de IBERTEST (ver figura 4.21) de 3000 kN de capacidad que aplica una velocidad constante de carga de acuerdo con las normativas vigentes.

El uso de probetas cilíndricas 150x300 mm es poco recomendable para este tipo de material. Por un lado, la prensa podría no tener la capacidad suficiente para la ruptura de la muestra. Por otro, la capa de azufre que se utiliza para el refrentado es susceptible de romper a una carga inferior a la de la probeta introduciendo una variabilidad alta en los resultados. Debido a las altas resistencias, la gran mayoría de los ensayos a compresión con UHPC que se encuentran en la bibliografía internacional se han realizado sobre probetas cúbicas de 100 mm de arista (ver figura 4.21).

Debido a determinados problemas de vertido, en la tercera amasada no se pudo realizar ningún tipo de probetas, por lo que la resistencia a compresión del hormigón de esta amasada no se encuentra caracterizada. Para cada una de las restantes amasadas se fabricaron 8 probetas cúbicas de 100 mm de lado. Una pareja de probetas de cada amasada se ensayó a 1, 3, 7 y 28 días. Los resultados se muestran en la tabla 4.3. Además, las probetas utilizadas para la determinación del módulo elástico fueron sometidas también a un test de compresión a 28 días.

Resistencia a compresión					
Parámetro	Elemento	Norm	Día	Value (MPa)	Desv.(MPa)
Resistencia a compresión (Amasada 1)	Cubo L=100 mm	UNE-EN 12390-3	1	55.05	2.56
			3	98.51	1.08
			7	103.18	2.55
			28	129.62	7.76

Resistencia a compresión (Amasada 2)	Cubo L=100 mm	UNE-EN 12390-3	1	57.6	1.60
			3	101.98	0.65
			7	109.56	2.32
			28	147.24	6.50
Resistencia a compresión (Amasada 2)	Cilíndrica 150x300 mm	UNE-EN 12390-3	1		
			3		
			7		
			28	143.79	0.29

Tabla 4.3.- Resultados a compresión de las probetas cúbicas



Figura 4.21.- Prensa IBERTEST para ensayos a compresión (izquierda); probetas cúbicas elaboradas (derecha)

4.3.1.4. Módulo elástico

Se ha determinado el módulo elástico a los 28 días en la misma prensa utilizada para los ensayos de compresión (IBERTEST 3000 KN). El ensayo se ha llevado a cabo de acuerdo con la norma UNE-83316:1996 en tres probetas cilíndricas 150x300 mm que se fabricaron para la segunda amasada. El resumen de los resultados se muestra en la tabla 4.4.

Módulo elástico					
Parametro	Probeta	Norma	Días	Valor (MPa)	Desv. Típ. (MPa)
Módulo de Young (E_{el})	Cilíndrica. 150x300 mm	UNE-83316	28	49410	1194

Tabla 4.4.- Resumen de los resultados del módulo elástico

4.3.1.5. Ensayos a flexión

Para la caracterización a tracción del material se realizaron ensayos a flexión a 4 puntos sobre probetas prismáticas 100x100x500 mm que fueron hormigonadas en las mismas condiciones en las que se hormigonaron las diagonales de la celosía. La dimensión de las probetas es acertada para la caracterización del comportamiento de las diagonales, pues tienen un canto similar.

El ensayo a flexión se realizó con una luz de 0.45 m y una distancia de las cargas a los apoyos de 0.15 m. Bajo la probeta se dispusieron dos captadores de desplazamiento para medir el desplazamiento vertical bajo el punto central.

Se ensayaron un total de 5 probetas, 3 de ellas correspondientes a la primera amasada y 2 de ellas correspondientes a la segunda amasada. El resumen de los resultados se muestra en la *tabla 4.5*. Las curvas tensión lineal equivalente-desplazamiento se muestran en la *figura 4.22*. Se puede observar en ella la baja variabilidad, sobre todo entre probetas de la misma amasada.

Tensión lineal equivalente en el ensayo a flexión de 4 puntos					
Parámetro	Elemento	Norma	Días	Valor (MPa)	Desv. Típ (MPa)
Resistencia a flexión	Prisma 100x100x500 mm	UNE-EN 12390-5	28	28.56	1.94

Tabla 4.5.- Resumen de los resultados a flexión

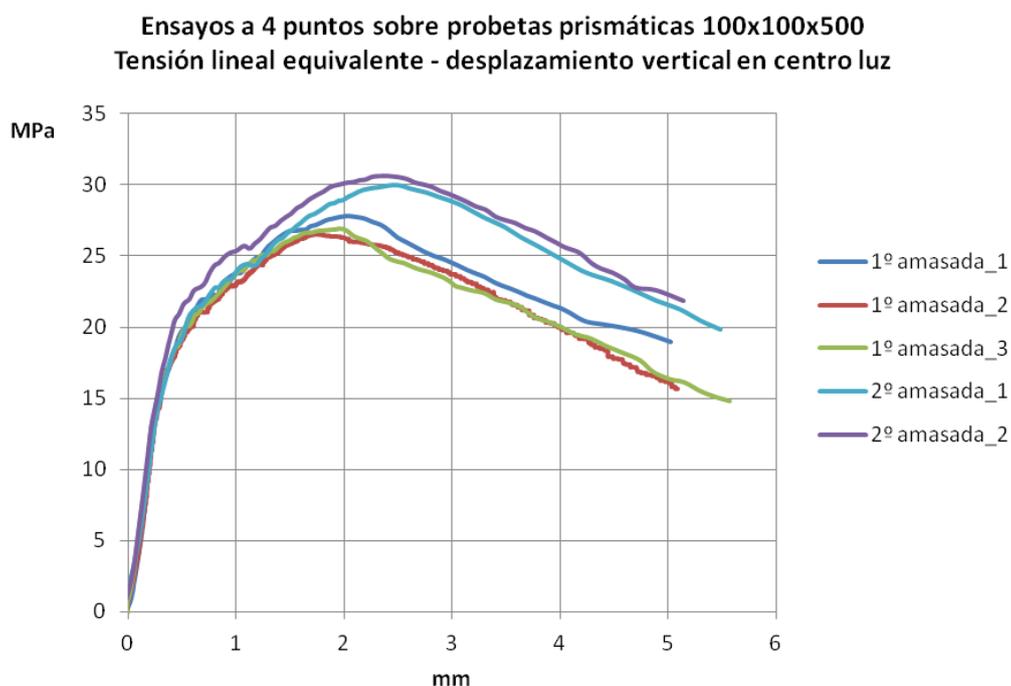


Figura 4.22.- Curvas tensión lineal equivalente – flecha en centro luz de los ensayos a flexión

4.3.1.6. Caracterización del comportamiento a tracción. Análisis inverso

A partir de los ensayos a flexión realizados, aplicando la formulación desarrollada en el apartado 4.4.5 y adaptando el cálculo de la flecha a las características del ensayo, se ha aplicado un análisis inverso a cada una de las probetas ensayadas a flexión. Los ajustes y leyes constitutivas a tracción obtenidas se muestran en las figuras 4.23-4.27. En la tabla 4.6 se presenta un cuadro resumen de las propiedades a tracción más significativas, indicándose el valor medio obtenido y la desviación típica.

Análisis inverso					
Parámetro	Valor medio (MPa)	Desviación típica (MPa)	Parámetro	Valor medio (MPa)	Desviación típica (MPa)
$f_{ct,el}$	8.82	0.11	E_{el}	44000	0
f_{ct}	11.6	0.70	E_h	646	174.61
ε_{ct}	0.0045	0	E_s	205	19.87

Tabla 4.6.- Resumen de las propiedades a tracción del material determinadas por el método inverso

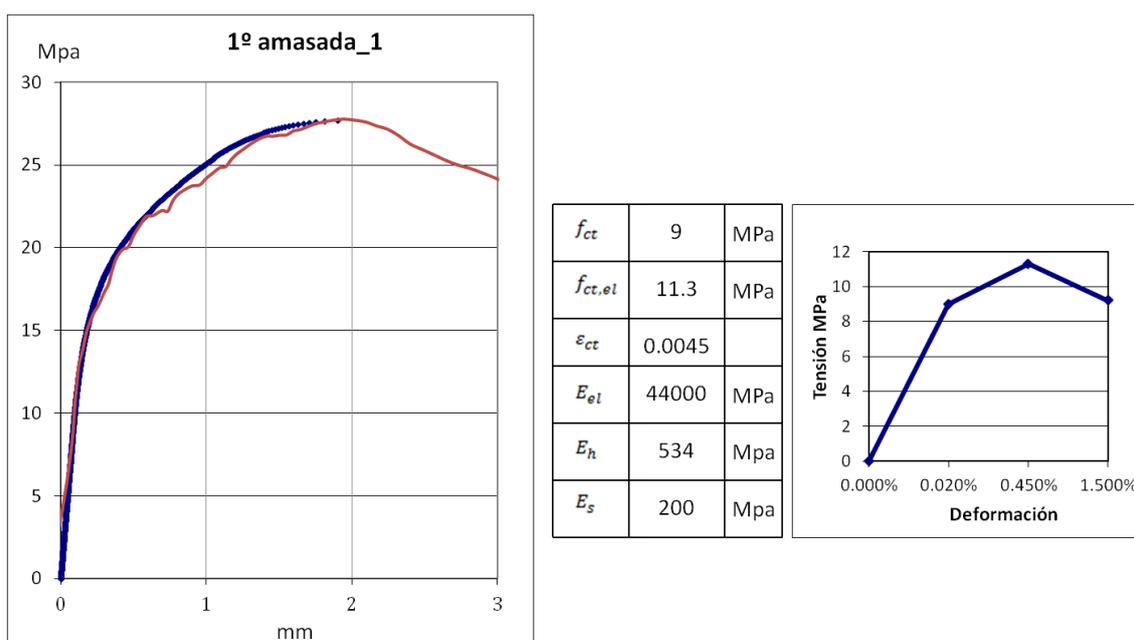
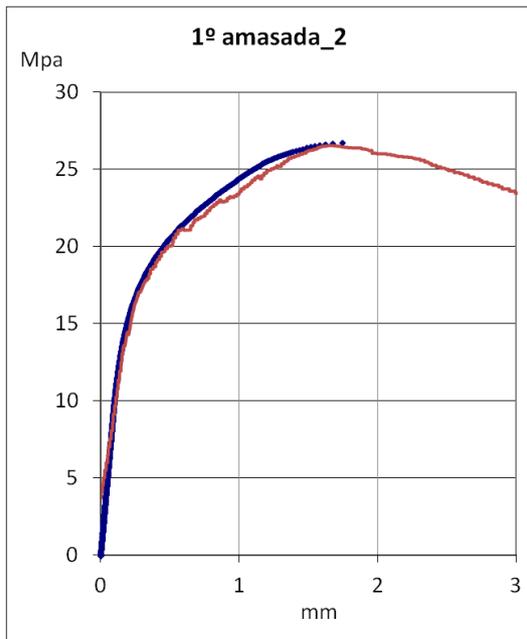


Figura 4.23.- Ajuste por el método inverso de la probeta 1 de la amasada 1. (Ley tensión-deformación escalada)



f_{ct}	8.8	MPa
$f_{ct,el}$	11	MPa
ε_{ct}	0.0045	
E_{el}	44000	MPa
E_h	511	Mpa
E_s	238	Mpa

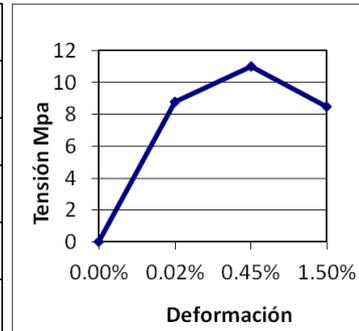
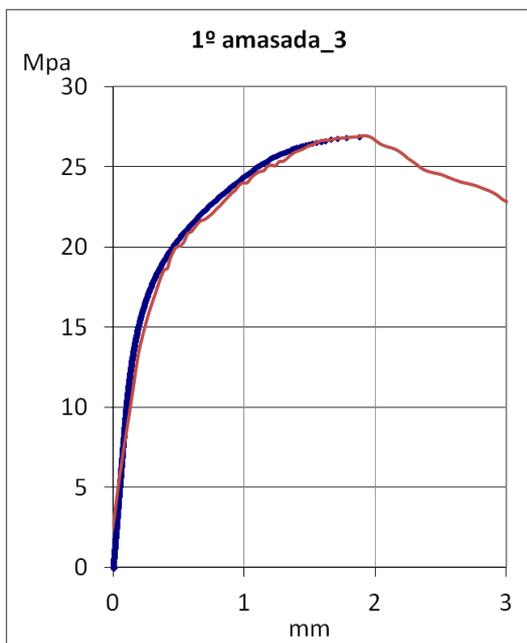


Figura 4.24 Ajuste por el método inverso de la probeta 2 de la amasada 1. (Ley tensión-deformación escalada)



f_{ct}	8.8	MPa
$f_{ct,el}$	11	MPa
ε_{ct}	0.0045	
E_{el}	44000	MPa
E_h	511	Mpa
E_s	209	Mpa

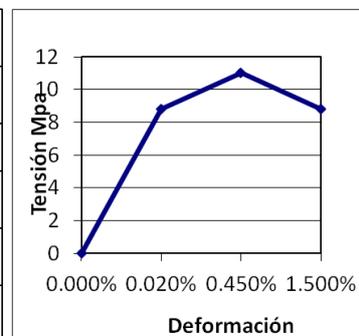
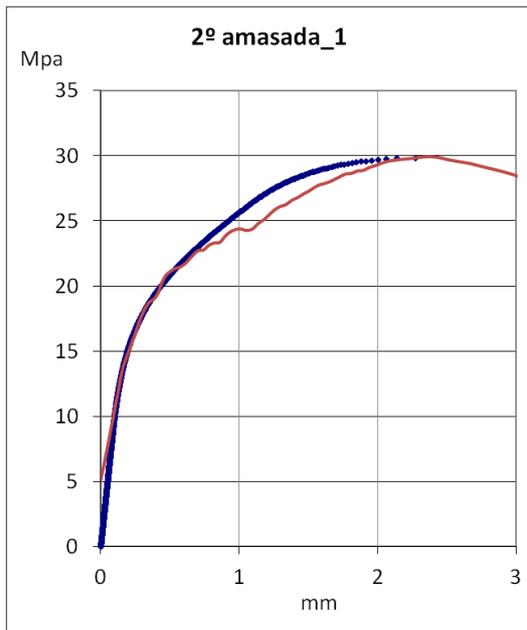


Figura 4.25 Ajuste por el método inverso de la probeta 3 de la amasada 1. (Ley tensión-deformación escalada)



f_{ct}	8.7	MPa
$f_{ct,el}$	12.3	MPa
ϵ_{ct}	0.0045	
E_{el}	44000	MPa
E_h	837	Mpa
E_s	190	Mpa

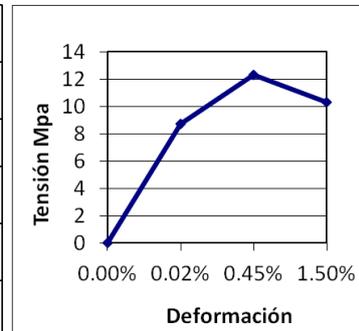
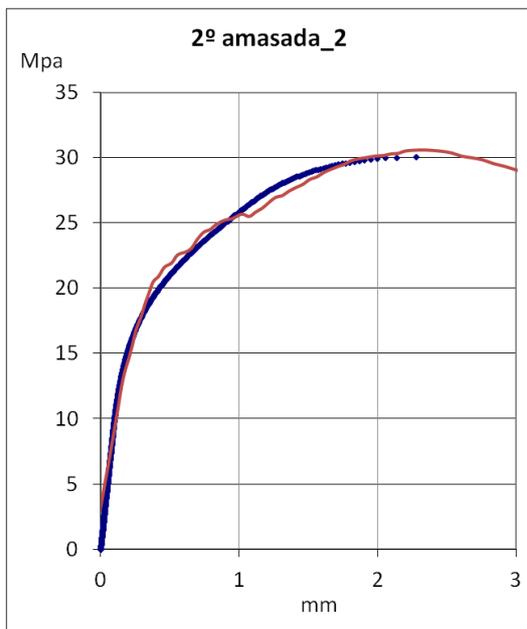


Figura 4.26 Ajuste por el método inverso de la probeta 1 de la amasada 2. (Ley tensión-deformación escalada)



f_{ct}	8.8	MPa
$f_{ct,el}$	12.4	MPa
ϵ_{ct}	0.0045	
E_{el}	44000	MPa
E_h	837	Mpa
E_s	190	Mpa

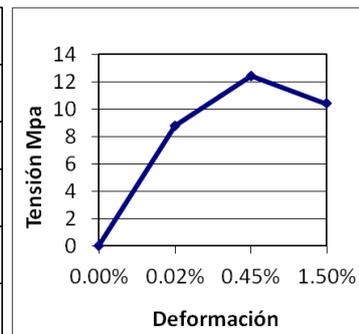


Figura 4.27 Ajuste por el método inverso de la probeta 2 de la amasada 2. (Ley tensión-deformación escalada)

De los resultados del análisis inverso realizado se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- La metodología propuesta por la UPV para la determinación de la ley a tracción a partir de un ensayo de flexión a 4 puntos ofrece buenas aproximaciones de la curva teórica a la experimental. Además, es rápida y fácil de implementar. Sería

necesario la realización de un test a tracción, para confirmar la validez de los resultados obtenidos.

- La dispersión de los resultados es baja para el ensayo a flexión de cuatro puntos del UHPC. El único valor con una variación mucho mayor es el módulo tangente de la rama de endurecimiento. Esta variabilidad se encuentra fundamentalmente entre los ensayos de las amasadas 1 y 2 siendo muy baja entre los ensayos de la misma amasada (ver *tabla 4.7*).

Análisis inverso (Amasada 1)					
<i>Parámetro</i>	<i>Valor medio (MPa)</i>	<i>Desviación típica (MPa)</i>	<i>Parámetro</i>	<i>Valor medio (MPa)</i>	<i>Desviación típica (MPa)</i>
$f_{ct,el}$	8.87	0.12	E_{el}	44000	0
f_{ct}	11.1	0.17	E_h	518	13.27
ε_{ct}	0.0045	0	E_s	215	19.86
Análisis inverso (Amasada 2)					
<i>Parámetro</i>	<i>Valor medio (MPa)</i>	<i>Desviación típica (MPa)</i>	<i>Parámetro</i>	<i>Valor medio (MPa)</i>	<i>Desviación típica (MPa)</i>
$f_{ct,el}$	8.75	0.07	E_{el}	44000	0
f_{ct}	12.35	0.07	E_h	837	0
ε_{ct}	0.0045	0	E_s	190	0

Tabla 4.7.- Resumen de las propiedades a tracción del material determinadas por el método inverso para cada una de las amasadas

- Los módulos elásticos utilizados son un 9% inferiores a los calculados mediante los ensayos en probeta cilíndrica.
- La deformación pico a tracción utilizada coincide con la indicada en las recomendaciones SETRA-AFGC para una longitud característica de $\frac{2}{3}h$.

4.3.2. Acero de refuerzo pasivo

Las propiedades de los aceros pasivos B500SD utilizadas en la elaboración de la celosía fueron obtenidas por cortesía de PREVALESA S.L. Estas propiedades se resumen en la *tabla 4.8*.

\varnothing (mm)	f_{sy} (MPa)	f_{su} (MPa)
10	500-625	575-844
12	563	666
25	500-625	575-843

Tabla 4.8.- Características mecánicas de las barras corrugadas de acero

4.3.3. Acero para armaduras de pretensado

Las propiedades de los aceros de pretensado Y1860S7 utilizados en la elaboración de la celosía fueron obtenidas por cortesía de PREVALESA S.L. Estas propiedades se resumen en la *tabla 4.9*.

Propiedad	Valor	Ud.
\varnothing	15.2	mm
Sección	139.52	mm ²
f_{py} (MPa)	1801	N/mm ²
f_{pu} (MPa)	1939	N/mm ²
E_p (MPa)	195000	N/mm ²

Tabla 4.9.- Características mecánicas de los cordones para armadura de pretensado utilizados

4.4. Descripción de los ensayos

Para analizar el comportamiento de la celosía se llevaron a cabo dos tipos de ensayos. Ambos ensayos se instrumentaron para poder obtener diferentes resultados acerca del comportamiento en cada uno de ellos. El primero de ellos consistió en la transmisión del pretensado en la bancada donde se fabricó la celosía; el segundo de ellos fue el ensayo a 3 puntos con carga vertical centrada. En los dos siguientes apartados se describen los ensayos realizados y la metodología empleada para su ejecución.

4.4.1. Destesado

Transcurridos 4 días desde el hormigonado de la celosía tuvo lugar la transferencia del pretensado. En la *figura 4.28* se muestra el estado de los gatos hidráulicos que mantenían la tensión en los cables tras quitar los collarines de seguridad. De manera progresiva se fue eliminando la tensión de los cables hasta que quedó finalmente transferida al hormigón. Es interesante en esta fase poder medir la longitud de transmisión del pretensado, así como estimar las pérdidas de pretensado producidas.



Figura 4.28.- Sistema de pretensado y estado de los gatos hidráulicos tras quitar los collarines de seguridad (cilindros en rojo).

4.4.2. Ensayo a 3 puntos

Transcurridos los 28 días desde la fabricación de la primera fase de hormigonado de la celosía, tuvo lugar el ensayo de la misma. El ensayo planteado se eligió con el objetivo de poder observar en él los siguientes fenómenos:

- Comportamiento a compresión elementos comprimidos.
- Fisuración de los elementos traccionados.
- Comportamiento de los nudos: resistencia y fisuración.
- Transmisión del rasante desde las diagonales a los cordones.
- Comportamiento de las zonas de apoyo.

Se colocó la viga simplemente apoyada en dos rodillos con una luz libre de 6.16 m. Para colocar los apoyos, se trazó la línea media de las diagonales comprimidas más extremas y del cordón traccionado; en la intersección de ambas se colocó el apoyo. Este hecho es muy importante para evitar la aparición de fenómenos tensionales no deseados. Debido a ciertas imperfecciones de fabricación, el apoyo se ubicó a 0.2 m de un apoyo y a 0.24 m del otro. La carga se colocó a una distancia igual de cada uno de los apoyos, quedando totalmente centrada en el nudo central.

En la *figura 4.29* se puede ver el esquema del ensayo realizado. En la *figura 4.30* se observa una vista general previa al ensayo y en la *figura 4.31* se aprecia el detalle de carga del gato en la viga y la definición de la ubicación del apoyo.

Debido al previsible fallo frágil a compresión en alguna de las diagonales comprimidas, lo más deseable era un control de aplicación de la carga por desplazamiento del nudo central. Sin embargo, la elevada rigidez a flexión de la pieza provocó que para el menor desplazamiento controlable, el incremento de carga fuera demasiado elevado. Por ello, se realizó un control del ensayo por carga.

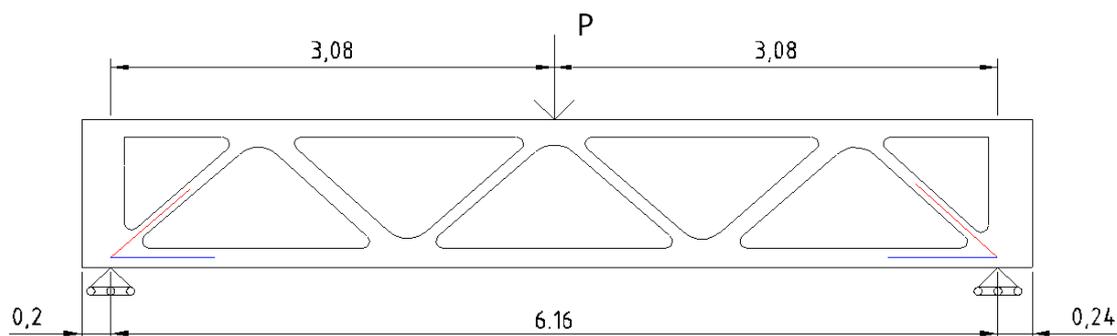


Figura 4.29.- Esquema del ensayo



Figura 4.30.- Vista general del ensayo



Figura 4.31.- Sistema de carga (izquierda); metodología para la ubicación del apoyo de la celosía (derecha)

4.5. Instrumentación

4.5.1. Destesado

La instrumentación que se llevó a cabo durante el destesado fue muy básica con la intención de poder estimar los siguientes parámetros:

- Pérdidas de pretensado hasta el momento del ensayo.
- Pérdidas diferidas en el hormigón.
- Penetración del cable.
- Longitud de transmisión del pretensado.

4.5.1.1. Estado de la armadura activa antes de la transferencia

Para poder obtener las pérdidas de pretensado en el momento previo a la transferencia se colocaron dos abrazaderas al cable antes de transferir el pretensado, midiéndose con precisión de milímetros la longitud inicial. Posteriormente tras la transferencia, se realizó una nueva medición (ver figura 4.32). La longitud inicial medida es de $L_o = 1.241m$. El tramo de cable analizado, al encontrarse libre, nos permite conocer la tensión del cable antes del tesado.

Determinación de la tensión del cable introducida al hormigón

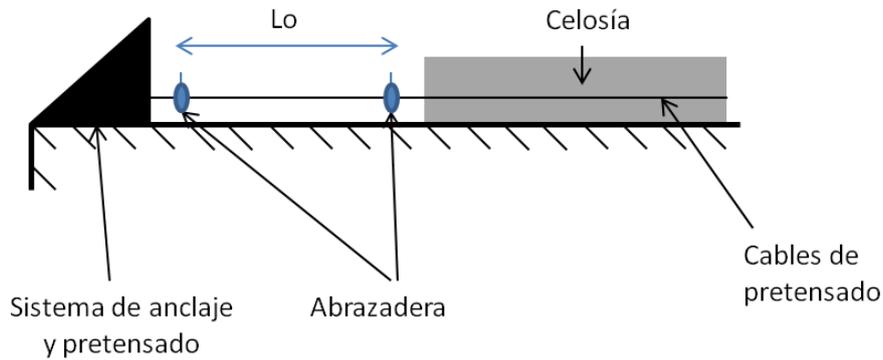


Figura 4.32.- Sistema para la determinación de la tensión del cable introducida al hormigón

4.5.1.2. Penetración del cable

Para poder medir la penetración del cable, es necesario conocer en primer lugar la deformación del acero antes de la transferencia para conocer el acortamiento elástico. Este dato, se puede conocer a partir del sistema del apartado anterior.

Con el fin de medir la suma del acortamiento elástico del cable y la penetración en el hormigón, se dispusieron dos captadores de desplazamiento en dos cables de pretensado diferentes (ver. figura 4.33). Con estos datos es posible determinar la penetración de la armadura en el hormigón.

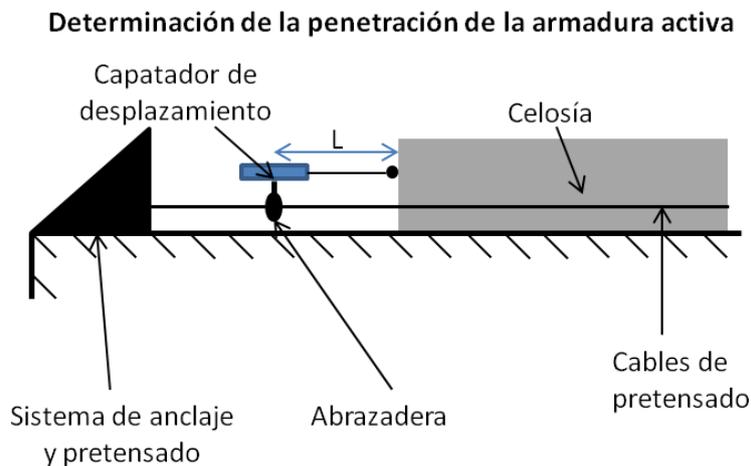


Figura 4.33.- Sistema para la medida de la penetración del cable

La distancia desde la abrazadera a la pared del hormigón para los dos captadores fue de 130 mm y 160 mm para cada uno de los captadores empleados respectivamente.

4.5.1.3. Longitud de transmisión y deformaciones diferidas

Para poder establecer la longitud de transmisión se colocaron puntos Demek a lo largo de, aproximadamente, el primer metro en ambos lados de la viga. Sólo se colocaron en una de las caras, ya que la otra cara permanecía como fondo de molde. En la *figura 4.34* se puede observar la disposición de los puntos Demek en uno de los cordones.

Además, midiendo de nuevo los Demek a 28 días, justo antes del ensayo de la celosía se pueden obtener las deformaciones diferidas que se han producido en el hormigón, es decir, la suma de las deformaciones por fluencia y retracción lo que permite estimar las pérdidas de pretensado diferidas en el momento del ensayo a 3 puntos.



Figura 4.34.. Disposición de puntos Demek en el cordón inferior

4.5.2. Ensayo a 3 puntos

El ensayo a tres puntos se instrumentó con captadores de desplazamiento y galgas extensiométricas con el objetivo de controlar los siguientes fenómenos:

- Deformación de las diagonales en el plano de flexión.
- Determinación indirecta de la curvatura en las diagonales por diferencia entre las deformaciones de las fibras superiores e inferiores contenidas en el plano de flexión.
- Deformación de los cordones en el plano perpendicular al de flexión de la celosía para poder establecer si existe o no flexión .
- Determinación indirecta de la curvatura en los cordones para detectar posibles fenómenos de inestabilidad lateral en la celosía.
- Desplazamiento en centro luz del cordón inferior.
- Desplazamiento vertical de los nudos extremos superiores.
- Desplazamiento lateral de los nudos extremos superiores.

Con ese fin se dispusieron un total de 14 galgas extensiométricas para hormigón y un total de 9 captadores de desplazamiento, 2 de ellos de 50 mm (C7 y C8) y el resto de 125 mm. En las *figuras 4.35 y 4.36* se muestra el esquema de colocación y la numeración utilizada para identificar cada uno de los elementos de medida utilizados.

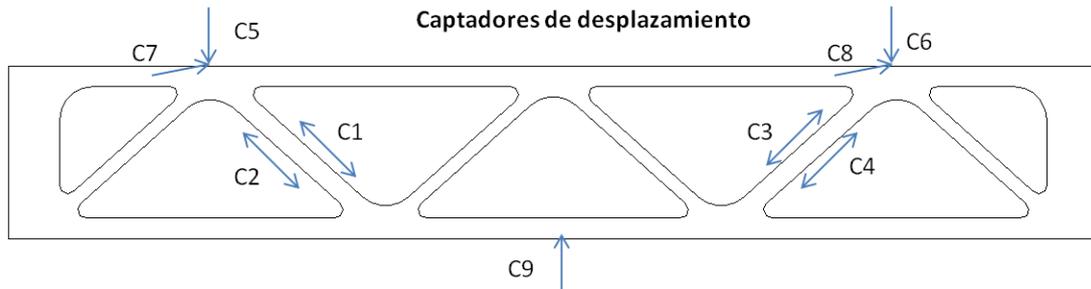


Figura 4.35.- Numeración y disposición de los captadores de desplazamiento

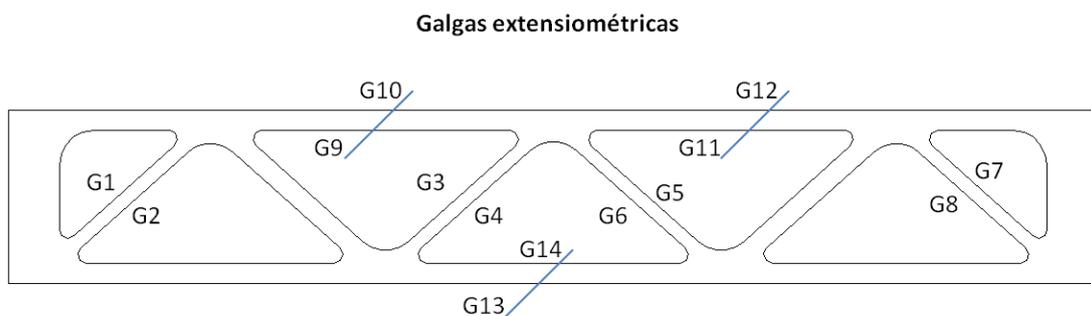


Figura 4.36.- Numeración y disposición de las galgas extensiométricas

Los captadores C5, C6 y C9, se utilizaron para medir las flechas verticales; el C7 y C8, para medir los posibles movimiento laterales existentes; el C1, C2, C3 y C4, se utilizaron para medir deformaciones en las diagonales traccionadas. Por ello es necesario dar la separación inicial de los puntos que se están midiendo. Esta separación se muestra en la *tabla 4.10*.

	C1	C2	C3	C4
L_o (mm)	228	232	219	220

Tabla 4.10.- Separación entre los puntos de medida de los captadores C1, C2, C3 y C4

En la *figura 4.37* se muestran algunas imágenes generales y detalles de los captadores y galgas colocadas en la viga.



Figura 4.37 (1) Vista general de G11, C3, C6 y C8; (2) Detalle de C1; (3) Detalle de G1; (4) Detalle de G9.

4.6. Resultados

4.6.1. Destesado

4.6.1.1. Pérdidas hasta la transferencia

Tras la transferencia del pretensado a la viga, se midió una longitud final entre abrazaderas de $L_f = 1,233 \text{ m}$ (ver figura 4.32). La deformación del cable en el momento del tesado ε_o y previa al destesado ε_p teniendo en cuenta la longitud inicial L_o del apartado 4.5.1.1 es:

$$\varepsilon_o = \frac{P_o}{E_p A_p} = 6.96\text{‰}$$

$$\varepsilon_p = \frac{|L_f - L_o|}{L_o} = 6.45\text{‰}$$

De 4.3.3 se conoce que:

$$E_p = 195000 \text{ MPa}$$

$$A_p = 140 \text{ mm}^2$$

Por lo que la tensión previa a la transferencia de pretensado en las armaduras activas era de:

$$\sigma_p = 1257 \text{ MPa}$$

El axil introducido por cada uno de los cordones de pretensado es de

$$N_p = 176 \text{ kN}$$

4.6.1.2. Penetración del cable

Los datos medidos por el captador de desplazamiento muestran la suma de la penetración del cable y del acortamiento elástico del acero en el tramo medido. Por tanto, a las medidas del captador es necesario restar el parámetro de acortamiento elástico del cable. Así, la penetración del cable queda como:

$$\text{Penetración} = \text{Valor medido} - \varepsilon_p L$$

En la *figura 4.38*, se aprecian el desplazamiento medido por los captadores tras la transferencia del pretensado y la corrección realizada para el cálculo de la penetración del cable. Se puede ver que la penetración de los dos cables medidos es prácticamente la misma, con un valor medio de penetración de 1,05 mm.

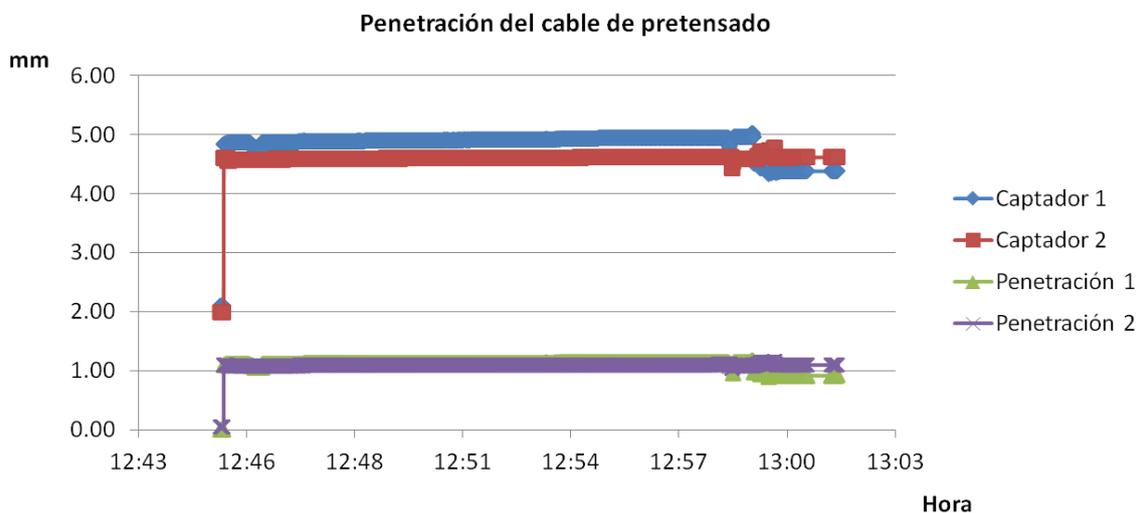


Figura 4.38.- Penetración del cable de pretensado

4.6.1.3. Longitud de transmisión

De manera inmediata, tras el destesado de los cables y la transferencia del pretensado al hormigón, se realizaron unas nuevas medidas de los puntos Demek. La diferencia en estas medidas nos ofrece unos valores de deformación de la cara exterior del cordón inferior. La

representación de estos valores de deformación en ambos extremos se ha realizado en la *figura 4.39*. Los valores en ambos extremos son muy similares y muestran que a partir de aproximadamente los 0.35 m se regulariza la deformación, con lo que se puede considerar que se ha transmitido por completo el pretensado. La deformación para esa regularización alcanza un valor medio del $\varepsilon_{el} = 0.8\%$, que nos da una estimación del acortamiento elástico producido en el cordón.

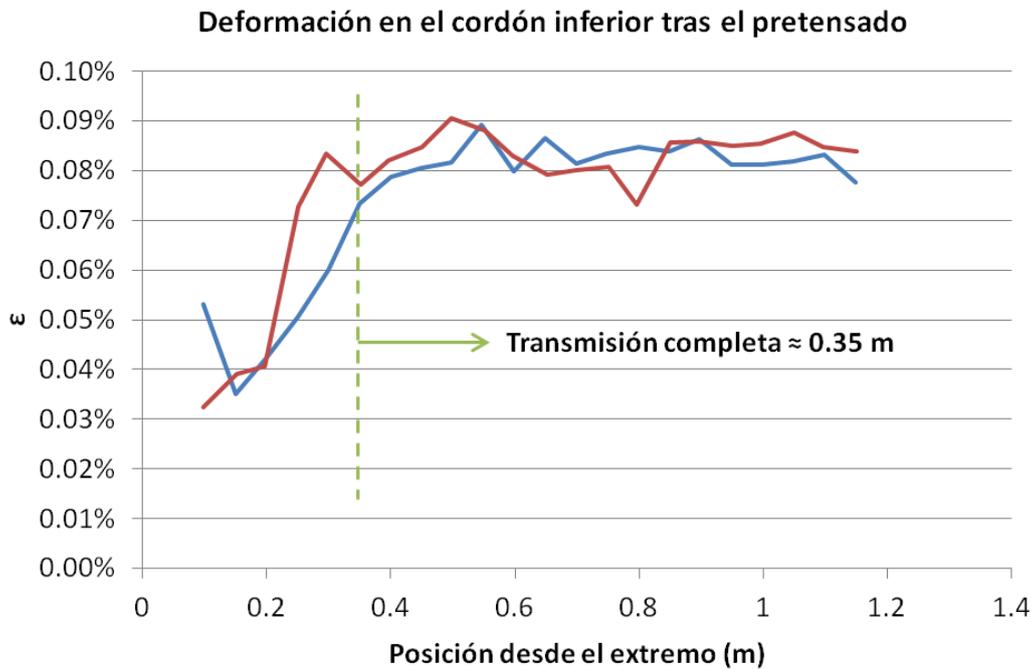


Figura 4.39.- Deformación en el cordón inferior tras el destesado

4.6.1.4. Deformaciones diferidas

Los puntos Demek se volvieron a medir de nuevo minutos antes del ensayo. La diferencia entre la medición de los puntos Demek antes del ensayo y tras la transferencia nos da como resultado las deformaciones diferidas del cordón comprimido. Los resultados que se obtuvieron se muestran en la *figura 4.40* que ofrecen una deformación diferida del cordón inferior de aproximadamente el $\varepsilon_{dif} = 1\%$, que se trata de un valor lógico para el UHPC.

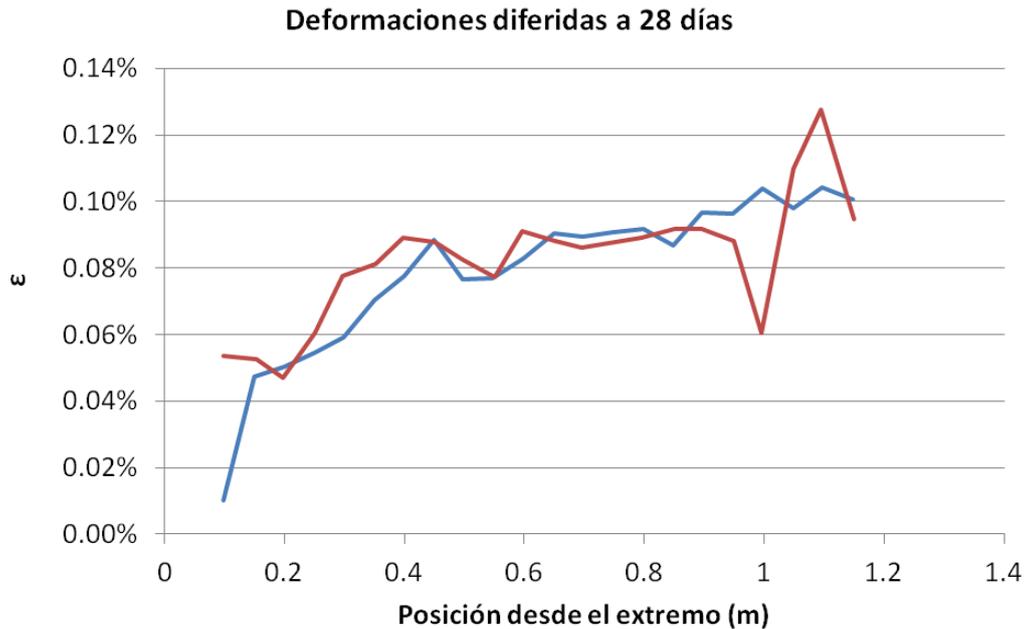


Figura 4.40. Deformación en el cordón inferior tras el destesado

4.6.1.5. Análisis de resultados

4.6.1.5.1. Longitud de transmisión

La longitud de transmisión se ha estimado en tan sólo 0.35 m. El apoyo en un extremo se encuentra a tan sólo 0.2 m y 0.25m en el otro, por lo que a la vista de los resultados, la armadura de apoyo de la biela colocada en el alma de la celosía es necesaria para el correcto funcionamiento del anclaje del tirante inferior.

4.6.1.5.2. Deformaciones diferidas

Si tenemos en cuenta que la propuesta por la SETRA-AFGC para valor específico de fluencia para la puesta en carga a 4 días es de $37.2 \frac{\mu m}{m \cdot MPa}$ y para la retracción total de $525 \frac{\mu m}{m}$. La tensión de pretensado medio fue de unos 30 MPa en el cordón inferior, por lo que un valor estimado de la deformación diferida total sería de 1.641‰. Por tanto, se puede afirmar que los valores obtenidos de un 1‰ son valores lógicos.

4.6.1.5.3. Pérdidas de pretensado hasta el inicio del ensayo

La deformación total sufrida por el cordón inferior desde la transferencia hasta el momento del ensayo es la suma de las deformaciones debidas al acortamiento elástico del hormigón tras el tesado y de las deformaciones diferidas hasta los 28 días. Al inicio del ensayo, la fuerza de pretensado será, de manera aproximada, el resultado de restar a la fuerza inicial de pretensado (190 kN), todas las pérdidas producidas: pérdidas hasta la transferencia, pérdidas tras el tesado y pérdidas diferidas debidas a la retracción y a la fluencia del hormigón.

$$\Delta\varepsilon \approx (\varepsilon_o - \varepsilon_p) + \varepsilon_{el} + \varepsilon_{dif} = 2.31\%$$

Siendo $\varepsilon_o, \varepsilon_p$ la deformación calculada en el apartado 4.6.1.1 y $\varepsilon_{el}, \varepsilon_{dif}$ las deformaciones calculadas en 4.6.1.3. y 4.6.1.4. Por tanto, la pérdida de pretensado en cada cordón de pretensado es de:

$$\Delta P_o \approx \Delta\varepsilon \cdot E_p \cdot A_p = 63.1 \text{ kN}$$

Estas pérdidas estimadas totales, suponen un 33.2 % de la fuerza inicial de pretensado de las armaduras. Las pérdidas iniciales de pretensado son del 19.9% respecto a la fuerza de pretensado inicial. Las pérdidas diferidas desde la transferencia hasta el momento del ensayo a 28 días son del 16.6% sobre el valor del pretensado tras la transferencia.

4.6.2. Ensayo a 3 puntos

4.6.2.1. Evolución del ensayo

El ensayo de la celosía se realizó de manera progresiva con una duración total de una hora. En la *tabla 4.11* se muestran los escalones de carga analizados y las apreciaciones cualitativas más importantes.

Carga (Ton)	Observaciones
10	El primer escalón de carga se aplicó de forma muy lenta, vigilando los desplazamientos laterales C7 y C8, por temor a un posible movimiento lateral de la celosía
20	No se observa ningún tipo de fisuración en los elementos de la celosía. Comienza un pequeño desplazamiento lateral que se estabiliza en 1 mm continuando el ascenso de carga
40	No se observa ningún tipo de fisuración incluso mojando su superficie
60	Se aprecian las primeras fisuras en las diagonales traccionadas que son sólo visibles humedeciendo la superficie (ver <i>figura 4.41</i>)
80	Comienza a desarrollarse un proceso de microfisuración elevado en las diagonales traccionadas (ver <i>figura 4.42</i>)
108	Aparece una fisura que cruza la sección en la diagonal comprimida bajo el apoyo (ver <i>figura 4.43</i>). Tuvo lugar una descarga de la celosía hasta las 50 Ton. Al recuperar la carga, todos los elementos de la celosía volvieron a su estado de deformación anterior a la descarga, lo que muestra un funcionamiento altamente lineal
115	La flecha en la celosía se hacía evidente a simple vista (ver <i>figura 4.44</i>)
117	Rotura frágil de la celosía por una de las diagonales comprimidas del apoyo a través de una fisura inclinada en la zona media-superior de la diagonal. Previo a la rotura, no se había observado ningún tipo de fisuración en esa diagonal.

	<p>Tuvo lugar una fuerte explosión, pero debido a las fibras el material no se dispersó.</p> <p>Junto con esta rotura, tuvo lugar la rotura del cordón superior a tracción, la rotura de la base de la diagonal y del cordón inferior</p>
--	---

Tabla 4.11.- Descripción cualitativa de los fenómenos observados durante el incremento de carga en el ensayo de la celosía

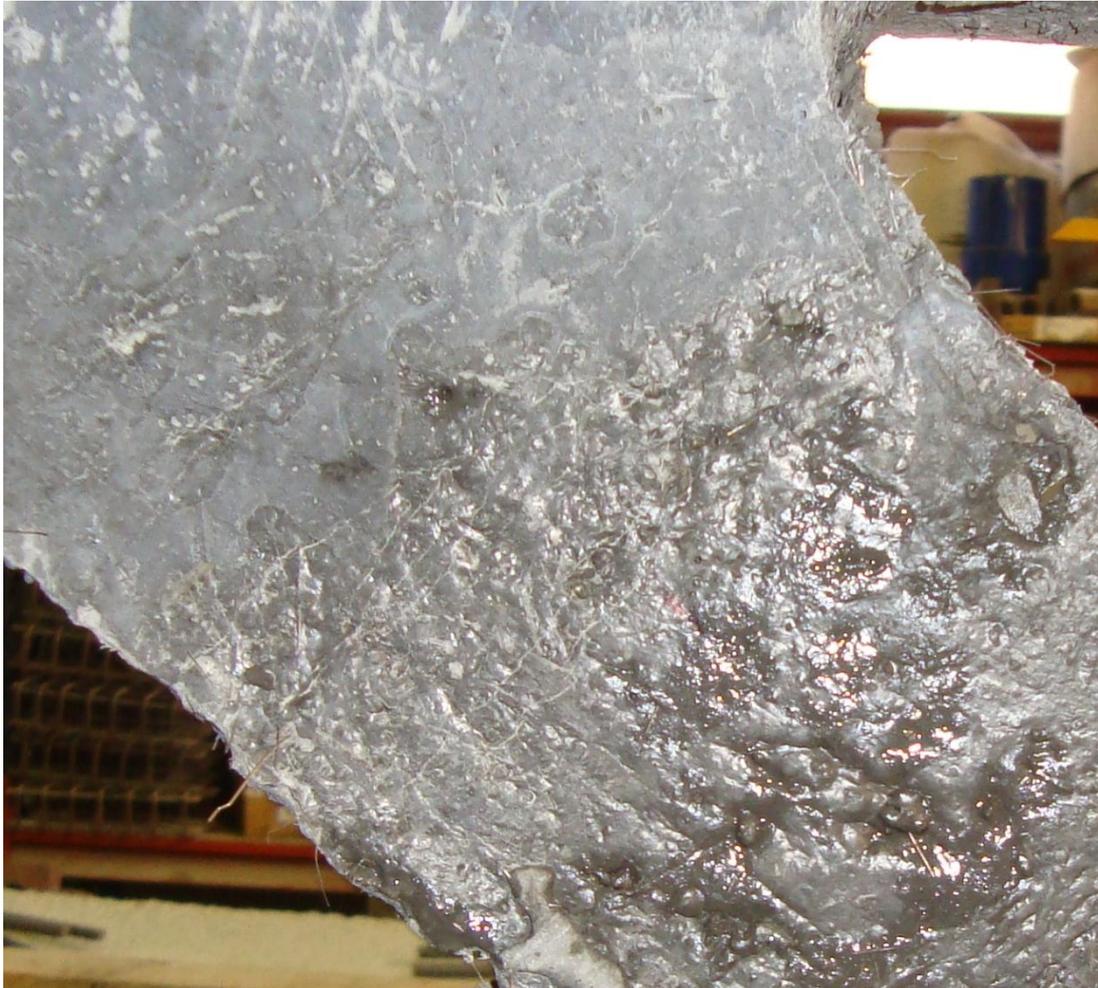


Figura 4.41.- Aparición de las primeras microfisuras visibles con una carga de 60 Ton en la unión de la diagonal traccionada con el cordón superior tras humedecer la superficie.



Figura 4.42.- Carga de 80 Ton: Desarrollo del proceso de fisuración en la zona superior (1) e inferior (2) de la diagonal traccionada; (3) Aparición de la primera fisura visible sin humedecer la superficie.



Figura 4.43.- Carga de 100 Ton: Única fisura visible en las diagonales comprimidas durante todo el proceso (diagonal comprimida central)



Figura 4.44.- Deflexión de la celosía con una carga de 115 Ton de 3.7 cm en el punto central previa a la rotura.

4.6.2.2. Rotura

La rotura de la celosía (ver *figura 4.45*) tuvo lugar en una de las diagonales comprimidas del apoyo generando un fuerte estallido y un tipo de rotura frágil. A priori es difícil identificar cuál fue el fenómeno desencadenante de la rotura ya que tras ésta se observaron que tres elementos habían roto:

- Rotura de la diagonal comprimida mediante una fisura inclinada en la parte media-superior de la misma. (ver *figura 4.46*).
- Rotura de la base de la diagonal comprimida en su unión al cordón traccionado, presumiblemente por flexión y rotura del cordón traccionado (ver *figura 4.47 (izquierda)*).
- Rotura de la parte superior del cordón comprimido debido a la elevada flexión existente en esa zona (ver *figura 4.47 (derecha)*).



Figura 4.45.- Vista global del fallo: Rotura de la diagonal en su zona central y en la base; rotura del cordón superior. Deflexión en la viga tras la rotura



Figura 4.46.- Detalle del fallo por la sección central de la diagonal comprimida de apoyo



Figura 4.47.- Detalle de la rotura en la base de la diagonal comprimida (izquierda); detalle de la rotura en el cordón superior (derecha)

En el apartado 5 de este documento, se ha llevado a cabo un análisis numérico en el que se pretende, entre otros objetivos, determinar cuál fue el desencadenante el colapso de la celosía.

En la siguiente secuencia de imágenes de la figura 4.48 se muestra de manera secuencial el proceso de rotura. En ella se observa que la fisura que aparece en la diagonal comprimida aparece en la cara superior en el centro de ella, propagándose hacia la zona superior.



Inicio de la fisura

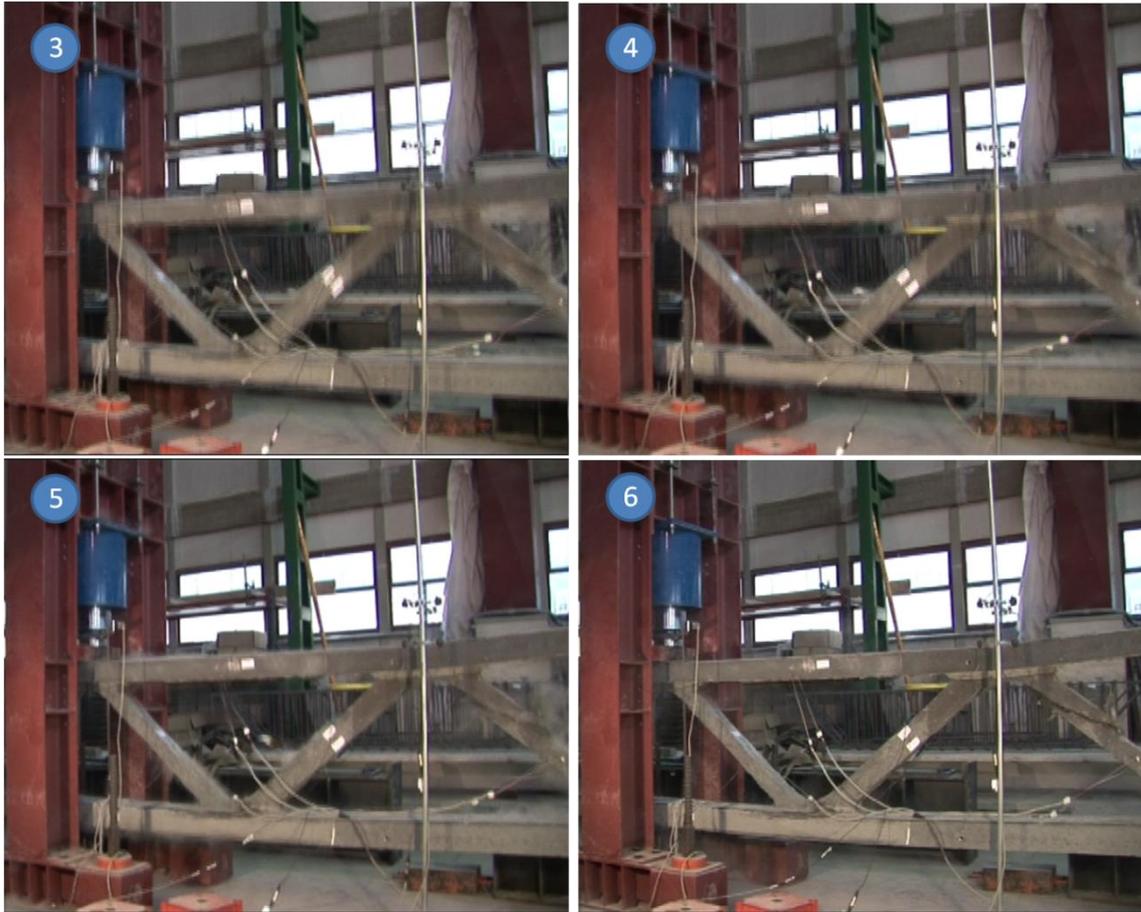


Figura 4.48.- Secuencia de imágenes de la rotura de la celosía. (1) Momento previo a la rotura; (2) Descenso importante del nudo y aparición de la primera fisura en la zona central de la diagonal; (3,4,5) Propagación de la fisura; (6) Estado final tras la rotura

4.6.2.2.1. Hipótesis de rotura en la diagonal comprimida

La rotura en la diagonal comprimida puede deberse a una combinación axil-flector unida a ciertas imperfecciones iniciales que puede dar lugar a un incremento de los esfuerzos de primer orden, desencadenando una rotura del hormigón. En ausencia de flectores y considerando la estructura articulada, el esfuerzo en esta diagonal en rotura es aproximadamente de:

$$N_c \approx \frac{P_{max}}{2 \sin 41^\circ} = 891 \text{ kN}$$

Este axil, en una sección de 0.12x0.08 cm, da una tensión de unos 92 MPa, por lo que la existencia de fenómenos de segundo orden o un fallo inicial en otro elemento parece la causa de este fallo.

4.6.2.2.2. Hipótesis de fallo del tirante en la zona de apoyo

El fallo en el tirante se puede producir por un fallo en el apoyo de la biela de compresión, un fallo de anclaje o bien una pérdida de la capacidad a tracción. La tensión necesaria en el

tirante para desviar la compresión hacia el apoyo en el momento de la rotura es de aproximadamente:

$$N_t \approx \frac{P_{max}}{2 \tan 41^\circ} = 673 \text{ kN}$$

Teniendo en cuenta que el pretensado ancla completamente a unos 35 cm del apoyo se puede considerar que en el apoyo sólo existe el refuerzo pasivo y el hormigón. La máxima carga admitida por los 2 ϕ 25 antes de plastificar se puede estimar en unos 564 kN. Si el pretensado en esos 25 primeros centímetros no aporta la compresión necesaria o el propio hormigón, se generaría una fisura en el cordón inferior. Sin embargo, la sección de hormigón es de 0.0468 m² que con una deformación del 2.5 por mil se puede encontrar a una tensión de tracción de 7 MPa, contribuyendo con un axil de 327 KN. Por ello, parece que a priori, el fallo no se ha producido por una falta de capacidad del tirante.

Este fallo, daría lugar a un incremento de la deformación en la zona de apoyo por la aparición de una macrofisura en el cordón inferior que provocaría un incremento de la flexión en la base de la diagonal, una mayor inestabilidad en el cordón y un incremento del flector en el cordón superior. Como en las fotos realizadas no se observa el comportamiento de la zona de apoyo, se mantiene esta hipótesis como una de las posibles causas de rotura.

4.6.2.3. Adquisición de los datos de los aparatos de medida

Los resultados de los captadores de desplazamiento y de las galgas extensiométricas se muestran en los siguientes apartados. La designación de los aparatos de medida coincide con los indicados en el apartado 5.5.2.

Los resultados de los captadores de desplazamiento C1 y C4 y de la galga extensiométrica G2 no se muestran debido a fallos en los aparatos de medida. El captador de desplazamiento C5 tuvo un fallo de medida a mitad del ensayo. La galga G14 falló cuando la deformación era del 3‰ a tracción.

4.6.2.3.1. Medidas de desplazamiento

Se muestran los desplazamiento verticales en los nudos superiores de la celosía, C5 y C6, (ver *figura 4.49*); los desplazamientos laterales en esos mismo nudos, C7 y C8, (ver *figura 4.50*) y el desplazamiento vertical del cordón inferior en centro luz, C9, (ver *figura 4.51*).

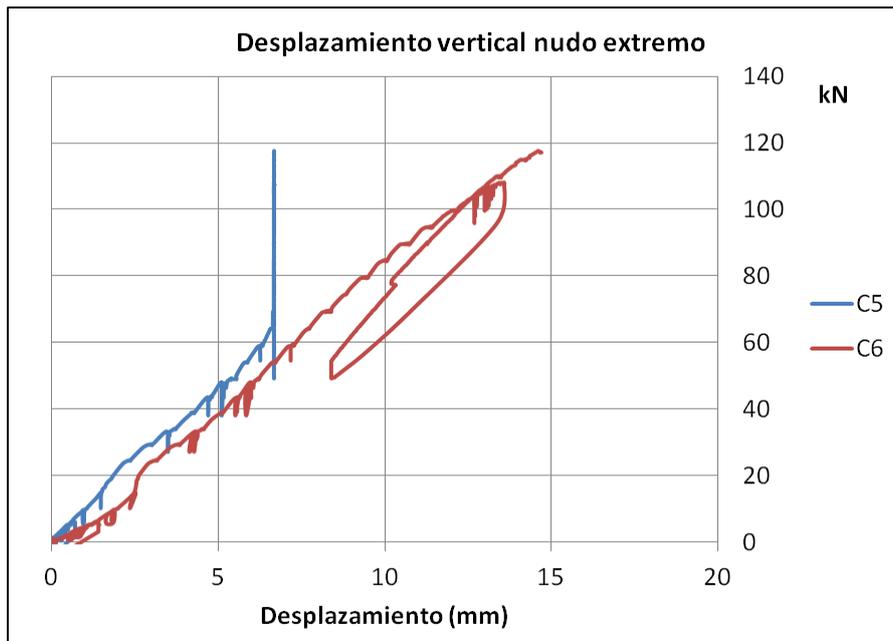


Figura 4.49.- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior

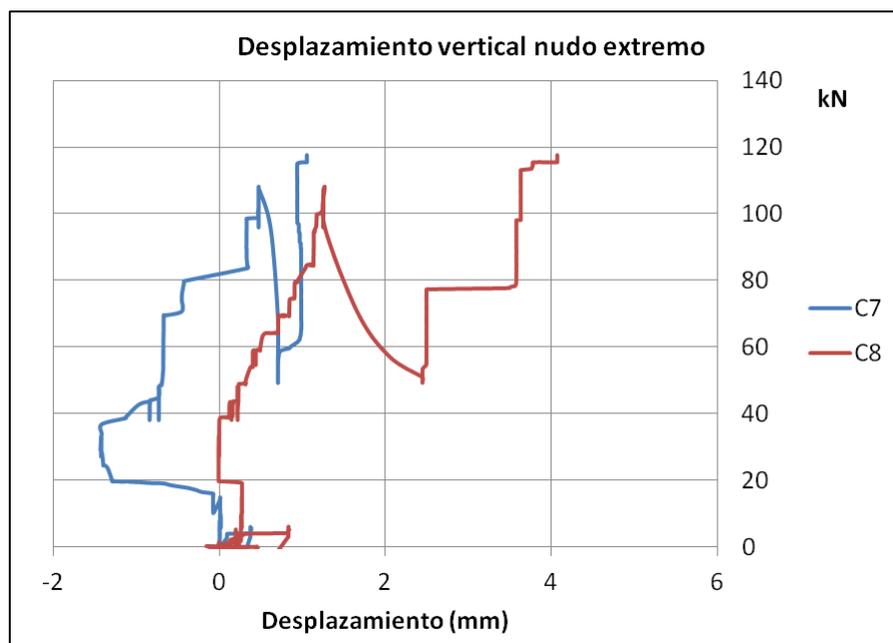


Figura 4.50.- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior

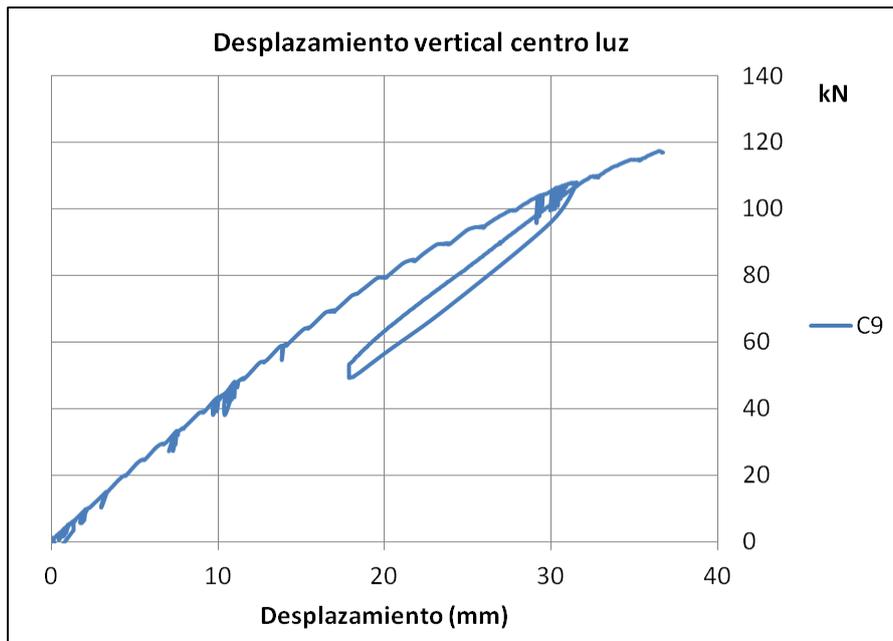


Figura 4.51.- Desplazamiento vertical del cordón inferior en centro luz

4.6.2.3.2. Elementos traccionados

Se muestran las deformaciones en las diagonales traccionadas, C2 y C3 (ver figuras 4.52 y 4.53) y las deformaciones del cordón traccionado en centro luz, G13 y G14 (ver figura 4.54).

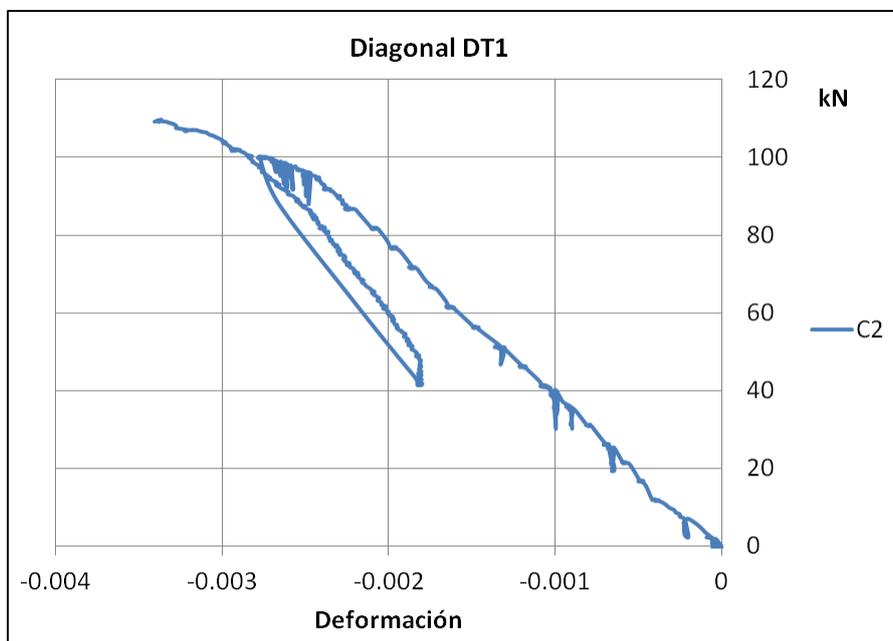


Figura 4.52.- Deformación en la diagonal DT1 (C2)

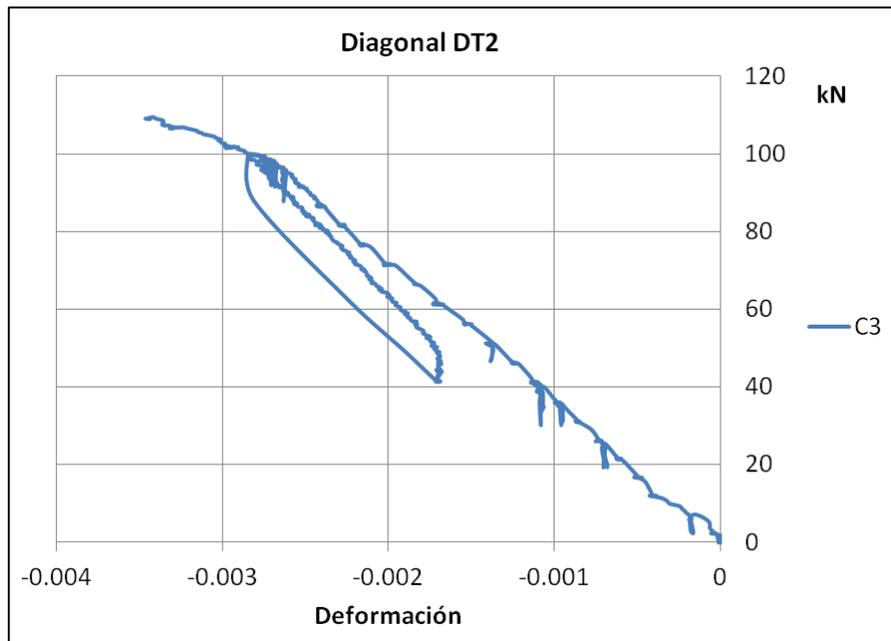


Figura 4.53.- Deformación en la diagonal DT2 (C3)

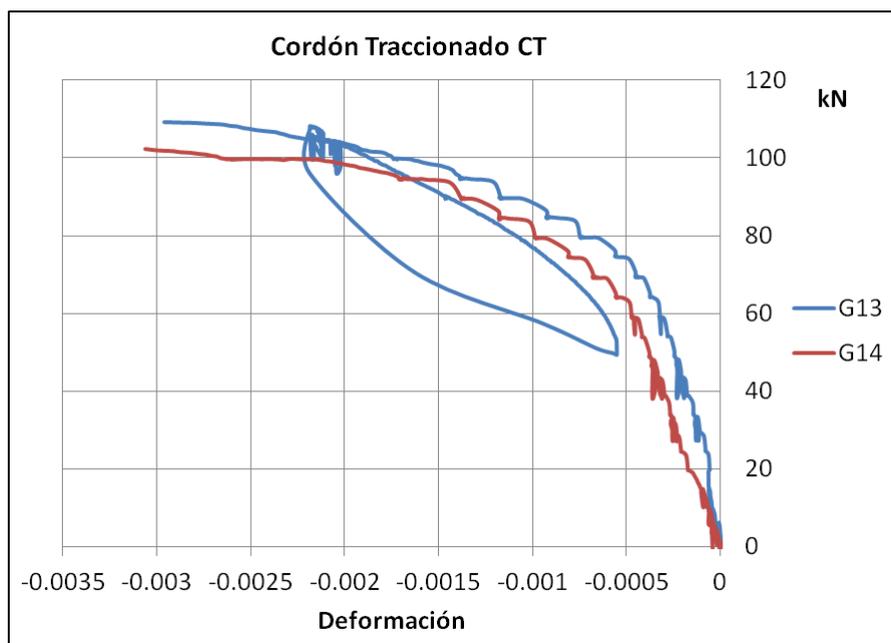


Figura 4.54.- Deformación del cordón traccionado en centro luz (G13 y G14)

4.6.2.3.3. Elementos comprimidos

Se muestran las deformaciones en las diagonales comprimidas, G1, G3, G4, G5, G6, G7 y G8 (ver figuras 4.55-4.58) y las deformaciones del cordón comprimido en ambos lados, G9, G10, G11 y G12 (ver figuras 4.59 y 4.60).

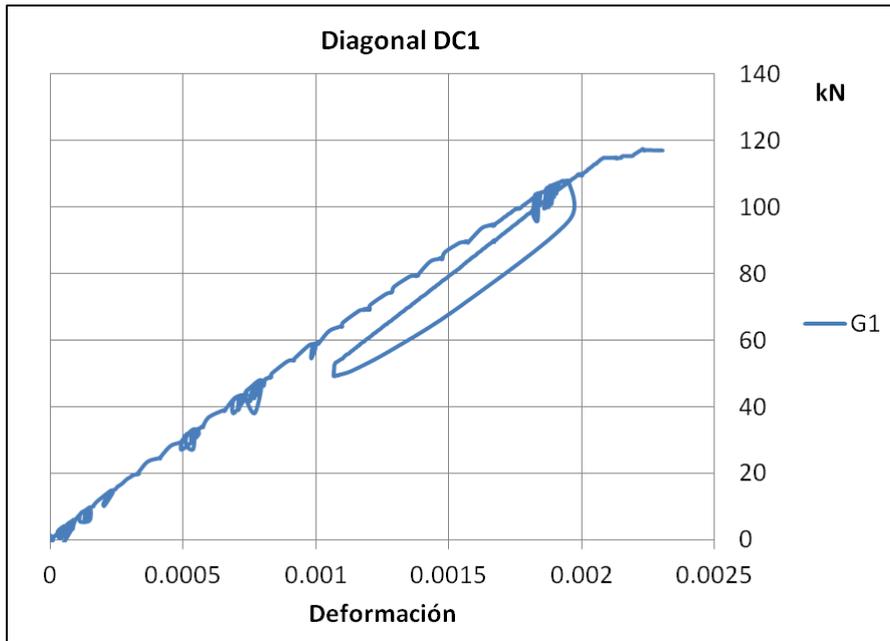


Figura 4.55.- Deformación en la diagonal DC1 (G1)

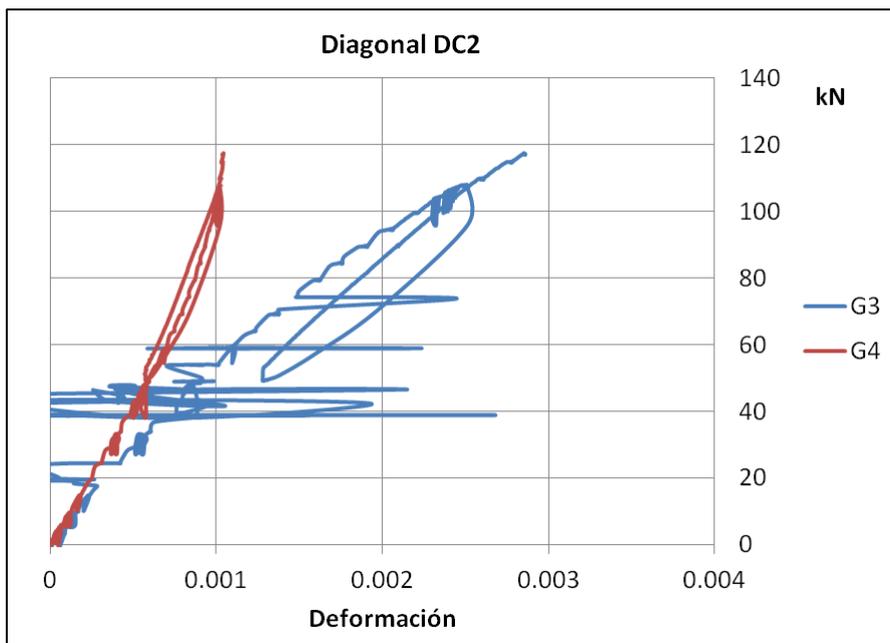


Figura 4.56 Deformación en la diagonal DC2 (G3 y G4)

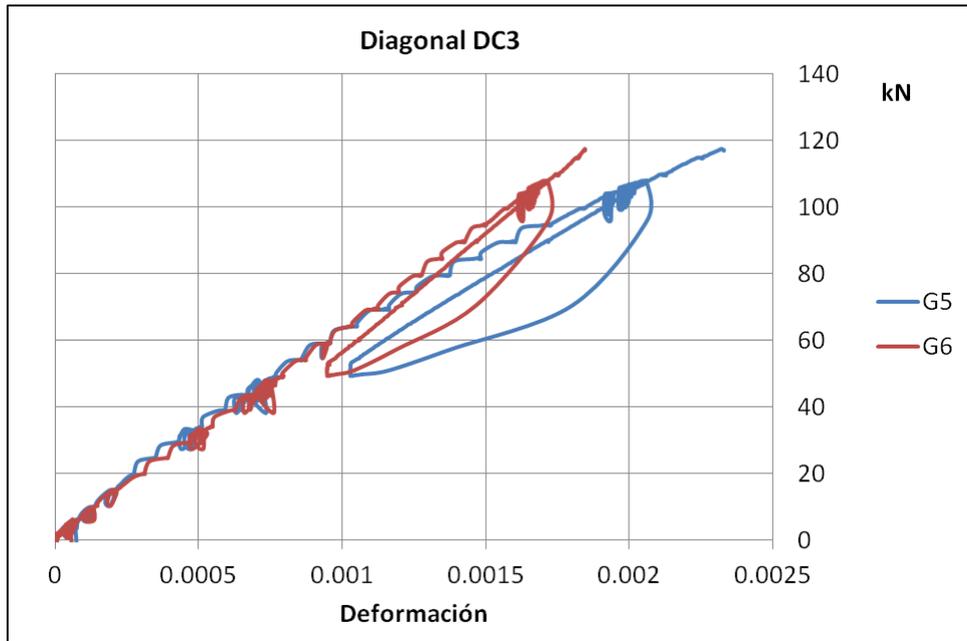


Figura 4.57.- Deformación en la diagonal DC3 (G5 y G5)

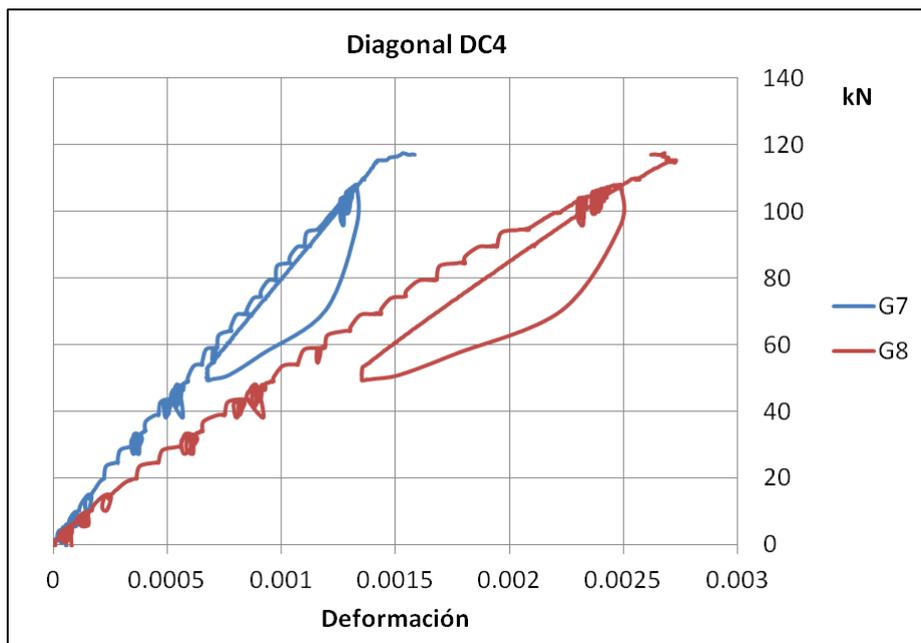


Figura 4.58.- Deformación en la diagonal DC4 (G7 y G8)

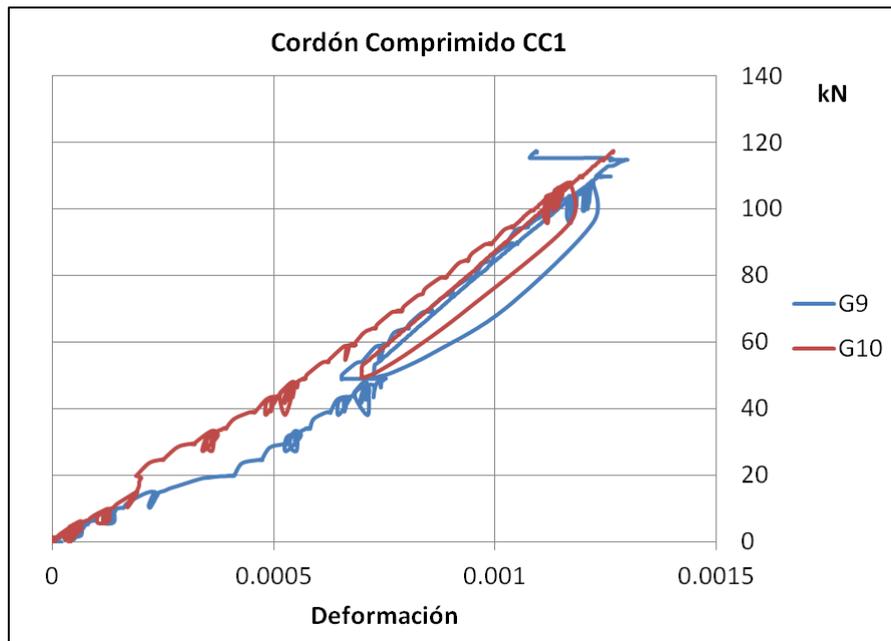


Figura 4.59.- Deformación en el cordón comprimido CC1 (G9 y G10)

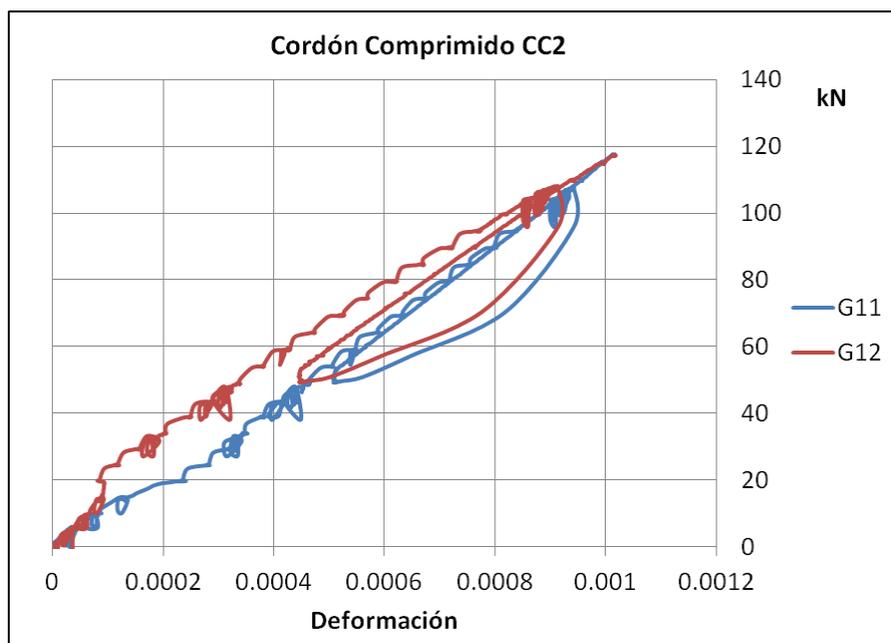


Figura 4.60.- Deformación en el cordón comprimido CC2 (G11 y G12)

4.7. Interpretación de resultados

Tras la observación y breve análisis de los ensayos realizados a la celosía, de su evolución, tanto temporal como del proceso de carga hasta la rotura, de su forma de rotura y de la representación de los datos adquiridos por los aparatos de medida empleados se pueden obtener las siguientes conclusiones:

- Se ha de evitar el fallo frágil en los elementos comprimidos. Para ello, es necesario un estudio más profundo del comportamiento de las diagonales comprimidas en este tipo de celosías de manera que permita obtener con seguridad la carga última que son capaces de resistir. De esta forma, conociendo la carga última de las diagonales comprimidas se puede diseñar el refuerzo pasivo de las traccionadas para que el fallo tenga lugar en esta zona dando lugar a una rotura dúctil.
- Las diagonales traccionadas se encontraban en una fase de plastificación con una deformación del 3.5 ‰ previa a la rotura. Sin embargo, durante todo el proceso de ensayo, la fisuración en ella era muy reducida; las fisuras hasta una carga muy avanzada no eran visibles, lo que muestra un muy buen comportamiento a servicio.
- El cordón traccionado muestra una deformación de compresión inicial de aproximadamente el 0.5 ‰. La deformación en rotura de el cordón comprimido se estima en un 2.5-3 ‰ sin ningún tipo de fisuración visible en el cordón. Por ello, el criterio de dimensionamiento propuesto por la EHE-08 para este material de garantizar el estado de descompresión por motivo de durabilidad queda muy del lado de la seguridad.
- Los resultados mostrados por las galgas extensiométricas muestran la aparición de unos momentos en la sección central de las diagonales comprimidas. Su justificación requiere de un estudio numérico más avanzado que tenga en cuenta posibles excentricidades en las uniones de los nudos, aunque es posible que las curvaturas aparecidas requieran un análisis que incluya una no linealidad geométrica, no sólo mecánica.
- Se requiere una mayor profundización en la estimación de las longitudes de transferencia del pretensado en el UHPC ya que es un factor muy importante a la hora de determinar las entregas necesarias o el refuerzo pasivo que en su caso sería necesario para asegurar el funcionamiento del tirante y un correcto apoyo de la biela.
- La zona de apoyo ha tenido un comportamiento satisfactorio con un correcto funcionamiento de la armadura ubicada en el alma para desviar la biela de compresión hasta el momento de la rotura, no queda claro si la rotura se debe a un fallo del anclaje o a una rotura a compresión de la diagonal de apoyo.
- Los nudos de la estructura han tenido un comportamiento correcto sin observarse ningún tipo de fisuración.
- Las pérdidas de pretensado se han estimado ofreciendo unos resultados razonables.
- Las deformaciones diferidas del hormigón hasta los 28 días del ensayo estimadas ofrecen resultados razonables en comparación con los valores de fluencia y retracción propuestos por la SETRA-AFGC.

- Tanto en el cordón inferior como en el superior, los resultados muestran que no han existido momentos transversales significativos, por lo que se justifica la realización de un modelo numérico en el plano de la celosía.
- El modo en el que se ha dimensionado la armadura de rasante en la junta de hormigonado ha sido adecuado y, tal vez, demasiado conservador. No se ha observado ningún tipo de fisuración en la junta, ni en el destesado de los cables ni en la etapa final del ensayo.

CAPÍTULO V

5. Estudio numérico

En este capítulo se desarrolla un modelo numérico mediante el método de los elementos finitos (MEF) para reproducir numéricamente el ensayo de la celosía realizado. Para ello se comienza describiendo el MEF utilizado; se continúa con una justificación del elemento finito empleado para la simulación de la celosía; se describe el modelo realizado así como su adecuación al ensayo realizado; tras la elaboración del modelo se representan las gráficas de los resultados obtenidos y su comparación con las obtenidas experimentalmente. Se realiza una breve discusión acerca del colapso de la celosía y, finalmente, se describe el modelo lineal básico empleado para el cálculo de las tensiones tangenciales en la junta de rasante y su armado.

5.1.FEDEASLab

El modelo numérico de la pasarela se ha realizado mediante el programa para el análisis lineal y no lineal de estructuras denominado FEDEASLab-Release 2.6 , desarrollado por Filip C. Filippou dentro del Departamento de Ingeniería Civil y Medio Ambiente de la Universidad de California, Berkeley.

Tradicionalmente, los programas comerciales y los más utilizados para la resolución del estado tenso-deformacional de una estructura utilizan los métodos de rigidez o de

interpolación de desplazamientos. A grandes rasgos, estos métodos parten, como su nombre indica de una interpolación de los desplazamientos a lo largo de cada uno de los elementos, de manera que dados unos desplazamientos nodales se puede conocer fácilmente el campo de desplazamientos y de deformaciones de cualquier punto interior del elemento. Obtenida la deformación seccional se pueden obtener los esfuerzos en ella, y por integración de diferentes puntos de control se obtiene la matriz de rigidez del elemento y las fuerzas nodales internas. La diferencia entre las fuerzas nodales internas y las externas dará como resultado un residuo que será necesario reducir hasta un determinado valor proponiendo unos nuevos desplazamientos nodales siguiendo una determinada estrategia.

Desde la Universidad de California, Filippou ha liderado un programa para el desarrollo de los métodos de flexibilidad aplicados al cálculo de estructuras. Esta preocupación por el desarrollo de una formulación en flexibilidad se basa en que los elementos finitos basados en una formulación en flexibilidad son mucho más precisos y adecuados para predecir el comportamiento no-lineal de estructuras [Spacone 1996].

En [Neuerhofer, 1998], se compara el funcionamiento de los elementos finitos formulados en rigidez y en flexibilidad con un comportamiento de sección no lineal. Debido a que la formulación en flexibilidad se basa en funciones exactas para la interpolación de esfuerzos a lo largo del elemento, la solución ofrece un error numérico que puede reducirse aumentando los puntos de integración o el número de elementos. En el caso de los elementos formulados en rigidez, la interpolación de las funciones de los desplazamientos requiere una discretización mucho más grande y un tiempo y proceso de cálculo mayor.

5.2. Justificación del tipo de elemento finito

La versión disponible del programa FEDEASLab-Release 2.6 contiene una biblioteca con numerosos elementos finitos. Entre ellos, han sido especialmente útiles los dos siguientes:

- “NLDF2dFrm_NLG”. Elemento finito barra 2D con comportamiento Bernoulli de 6 gdl y con la posibilidad de introducir un comportamiento no lineal en la sección formulado en rigidez.
- “NLdirFF2dFrm_NLG”. Elemento barra 2D con comportamiento Bernoulli con la posibilidad de introducir un comportamiento no lineal en la sección formulado en flexibilidad.

Además, se ha incluido un nuevo elemento finito tipo barra 2D con comportamiento Bernoulli, con no linealidad del material pero de 7 gdl, compatible con el funcionamiento global del FEDEASLab, que se ha denominado “NLDF2dFrm_NLG_7gdl”. La discusión acerca de la conveniencia de utilizar un tipo de elemento finito u otro para la modelización de la viga se realiza en los siguientes apartados.

En la celosía ensayada, las leyes de esfuerzos al no considerar el peso propio, serán constantes para los axiles y lineales para los flectores en la situación de equilibrio. Para comprobar cuál de los elementos finitos disponibles es el más adecuado, se ha decidido reproducir numéricamente un ensayo en el que se tenga un axil constante y una variación lineal del momento flector. Para ello, se ha elegido el ensayo de una viga biapoyada con carga en centro luz (axil nulo y variación lineal del flector).

Los resultados teóricos se han obtenido mediante las ecuaciones y la metodología desarrollada en 3.4.5. Se ha considerado una viga de sección rectangular de 0.1x0.1 m y una longitud de vano de 0.48 m. Las propiedades constitutivas del material utilizadas han sido las correspondientes a las indicadas en la *figura 4.25*.

En las *figuras 5.1, 5.2 y 5.3*, se muestran los resultados teóricos exactos para la carga y flecha máxima, la deformación ε_0 y la curvatura χ .

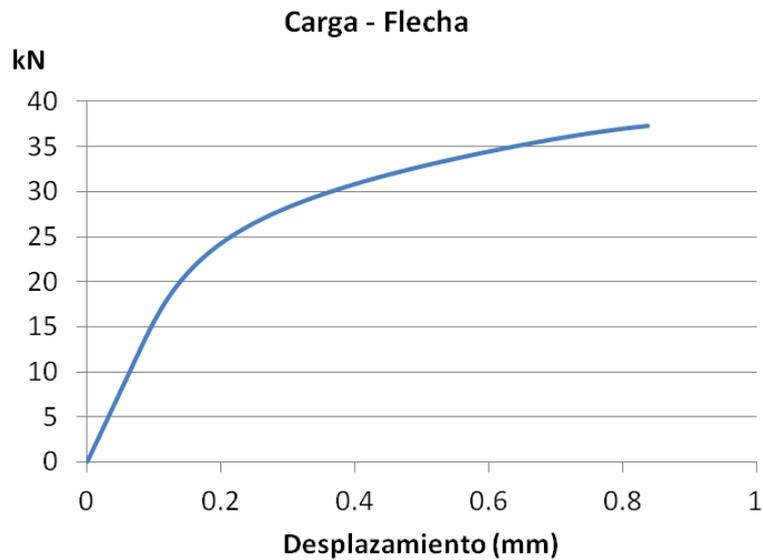


Figura 5.1.- Relación carga – flecha teórica exacta

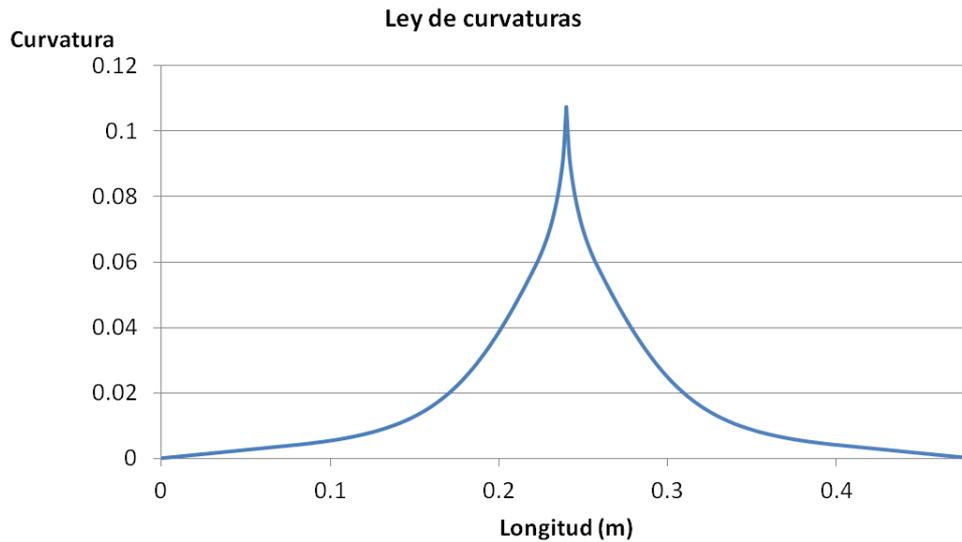


Figura 5.2.- Ley de curvaturas teórica exacta en el momento de la rotura

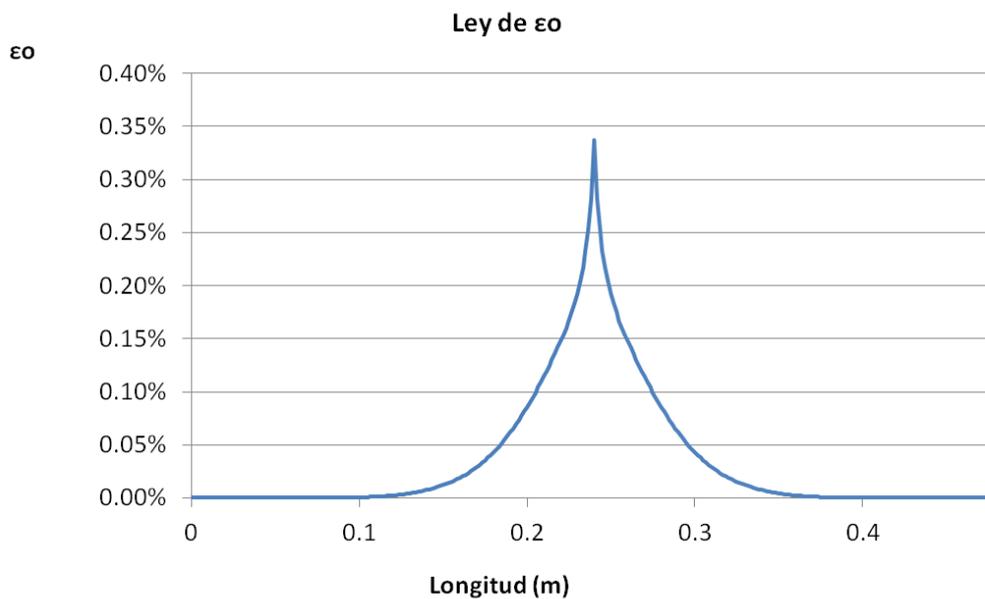


Figura 5.3.- Ley de deformaciones teórico exacta en el momento de la rotura

5.2.1. NLDF2dFrm_NLG

En este tipo de elemento finito, la función de interpolación de la curvatura χ es lineal, mientras que la función de interpolación de la deformación ε_0 , es constante.

Si representamos en un gráfico la función teórica que describe la deformación ε_0 al variar la curvatura en la viga propuesta, se obtiene la gráfica de la figura 5.4. En ella se puede

observar que la relación ε_0/χ , es prácticamente lineal, excepto en la zona inicial en la que se mantiene el régimen lineal y la ε_0 tiene un valor nulo mientras aumenta la curvatura.

Por tanto, el grado de interpolación de ambas deformaciones seccionales debería ser el mismo. Esta es una de las razones por lo que se espera que este elemento no funcione correctamente con un número reducido de elementos.

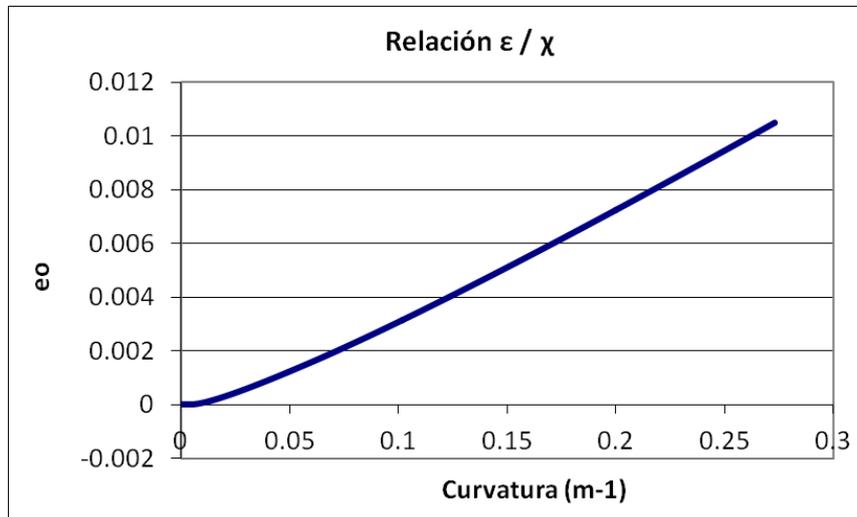


Figura 5.4.- Relación ε_0/χ . Valores positivos de ε_0 indican deformaciones de tracción

Por otro lado, lo mismo ocurriría con la curvatura. Se sabe que en una viga biapoyada con carga central, la variación del momento es lineal. En la figura 5.2 se muestra la relación teórica M/χ . Si el momento aumenta de forma lineal, la curvatura aumenta siguiendo una curva cuya pendiente es más acusada conforme se acerca al momento máximo (ver figura 5.5). Por tanto, una variación lineal de la curvatura no parece tampoco adecuada para representar este tipo de ensayo con pocos elementos.

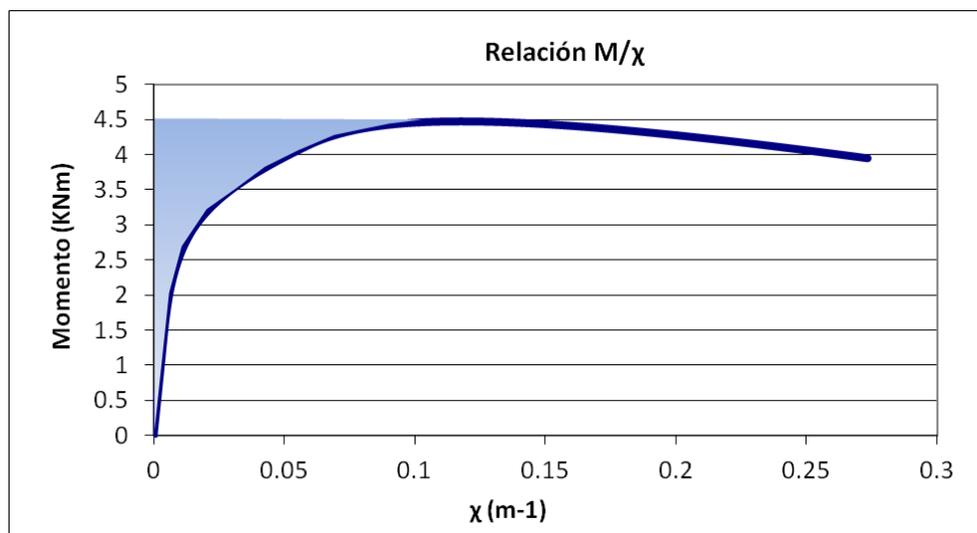


Figura 5.5.- Relación M/χ .

Se han llevado a cabo tres modelizaciones numéricas del ensayo a tres puntos con 2, 6 y 24 elementos finitos. En cada elemento se han utilizado 3 puntos de integración, pues se ha observado que un aumento de los mismos no produce una mejora de la solución. En la *figura 5.6* se representa la ley carga-flecha en centro luz en cada uno de los ensayos y su comparación con la teórica. En las *figura 5.7*, *5.8*, *5.9* y *5.10*, se pueden ver respectivamente, las leyes de curvatura, deformación en la fibra del centro de gravedad, flectores y axiles para el desplazamiento correspondiente a la carga teórica máxima.

De los gráficos se desprende que el elemento finito empleado no es muy adecuado para el modelado numérico del UHPC bajo este tipo de esfuerzos:

- La carga última obtenida para las tres modelizaciones ha sido superior a la teórica, con un desplazamiento asociado a esta carga mayor que el teórico.
- En todos los casos, las leyes de curvaturas, deformaciones, axiles y flectores se encuentran más cerca del valor teórico conforme se aumenta el número de elementos. Sin embargo, un número tan grande puede llegar a ser inviable computacionalmente.

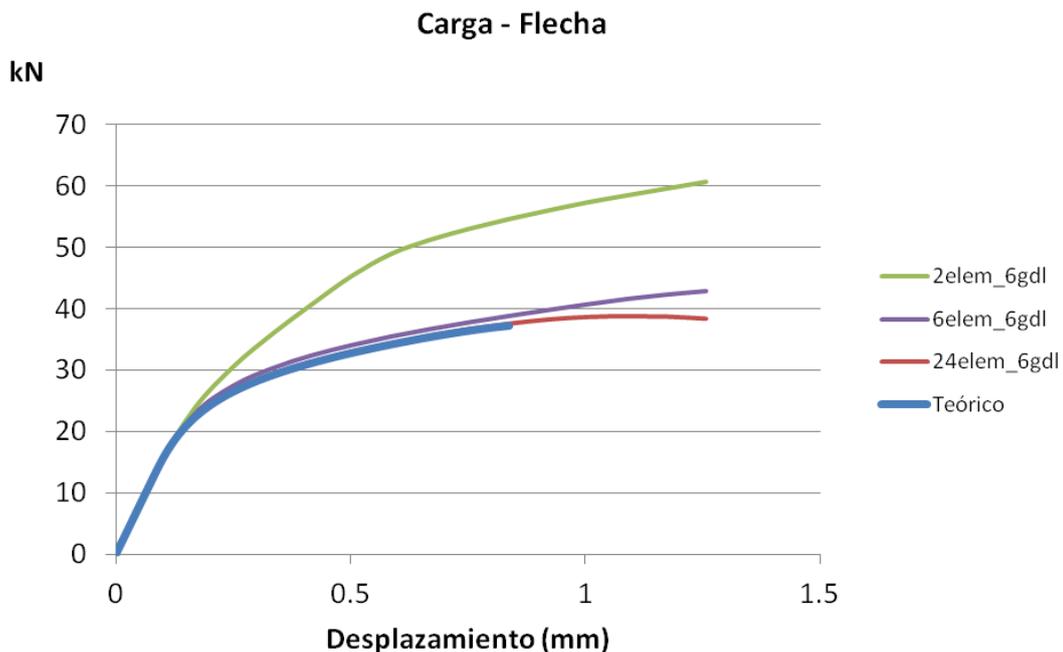


Figura 5.6.- Carga frente a desplazamiento en el punto medio (6 gdl)

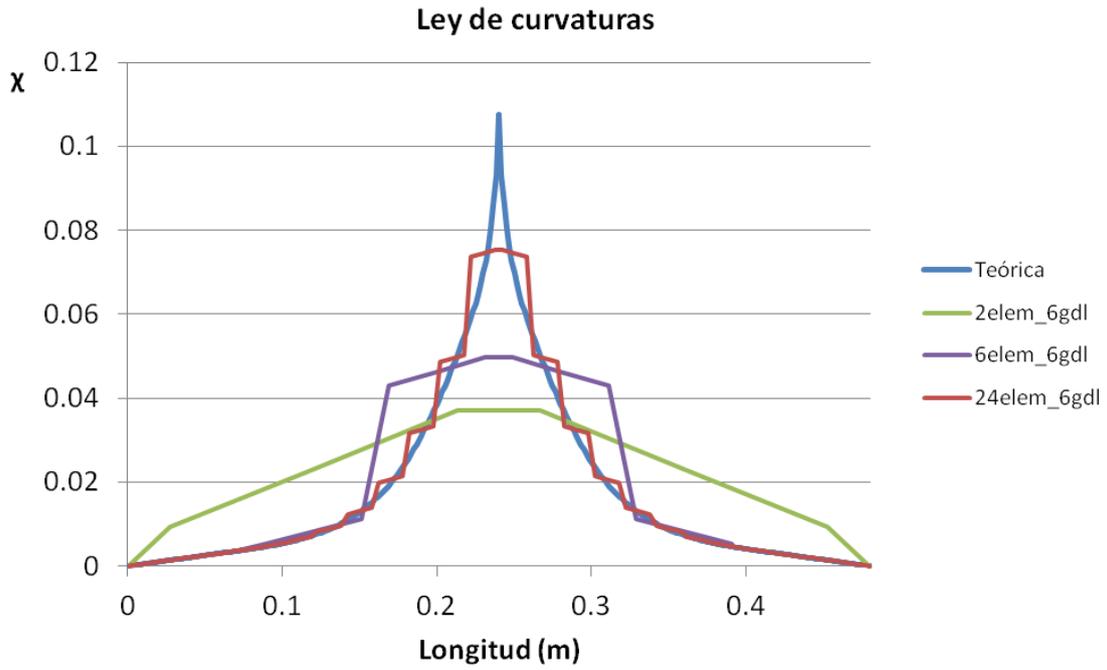


Figura 5.7.- Ley de curvatura para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (6 gdl)

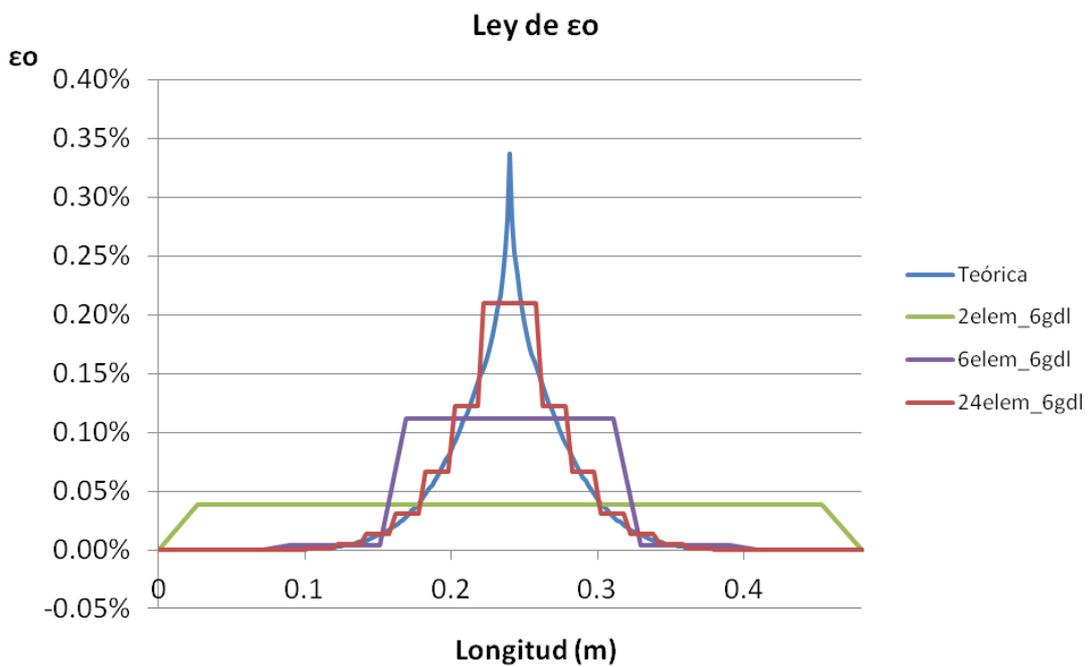


Figura 5.8.- Ley de deformaciones para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (6 gdl)

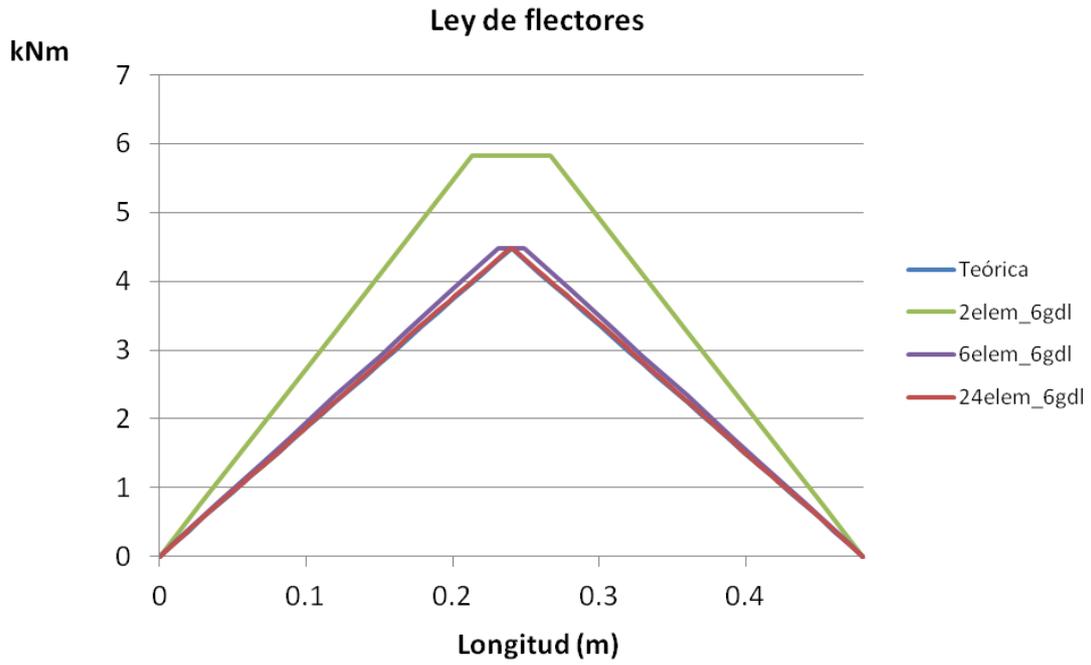


Figura 5.9.- Ley de flectores para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (6 gdl)

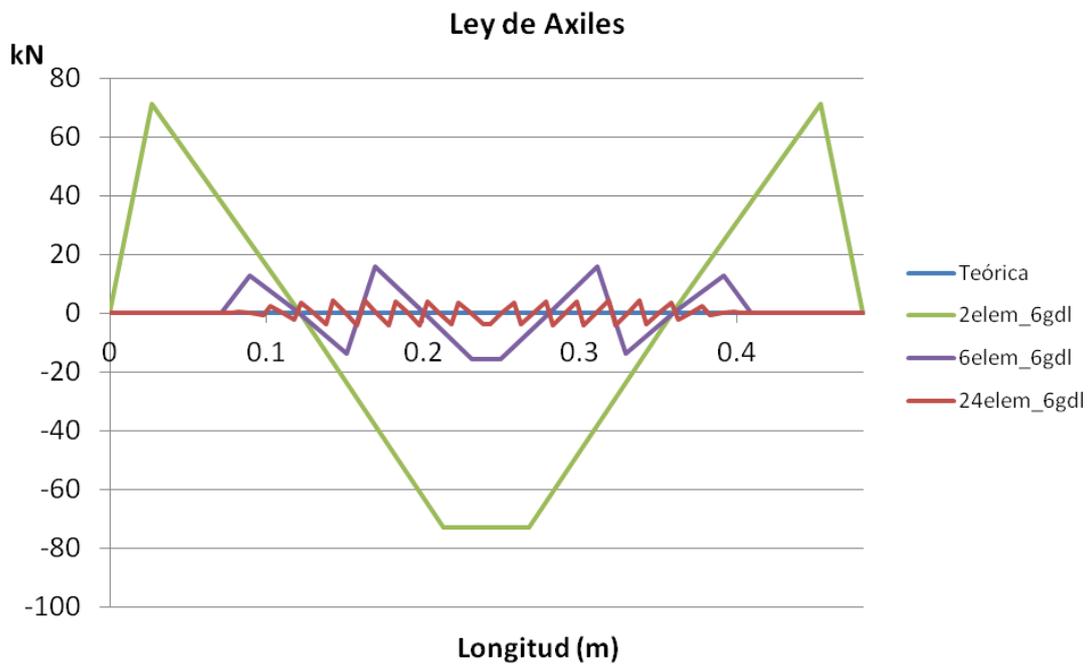


Figura 5.10.- Ley de axiles para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (6 gdl)

5.2.2. NLDF2dFrm_NLG_7gdl

El elemento de 7gdl a diferencia del de 6gdl, tiene una interpolación a lo largo del elemento de la deformación lineal. Por ello, tanto la curvatura como la deformación tienen el mismo grado de interpolación lo que es adecuado según la *figura 5.4*. Sin embargo, para una variación lineal del flector, tanto la curvatura como la deformación no varían de forma lineal. Por tanto, a priori, el elemento finito puede tener problemas para reproducir con fidelidad las regiones próximas a los momentos máximos.

Se ha llevado a cabo el mismo proceso realizado en el apartado 5.2.1., realizando diferentes modelizaciones numéricas con diferente número de elementos finitos. En la *figura 5.11* se representa la ley carga-flecha en centro luz en cada uno de los ensayos y su comparación con la teórica. En las *figura 5.12*, 5.13, 5.14 y 5.15, se pueden ver respectivamente, las leyes de curvatura, deformación en la fibra del centro de gravedad, flectores y axiles para el desplazamiento correspondiente a la carga teórica máxima.

De los gráficos se desprende que este elemento finito tampoco es muy adecuado para el modelado numérico del UHPC bajo este tipo de esfuerzos:

- Se nota una clara mejoría respecto al elemento de 6 gdl. La interpolación lineal de la deformación, conduce un menor residuo en el valor de los axiles y a un cálculo más exacto del estado seccional.
- La última modelización, con 24 elementos, se reproduce prácticamente la carga última y desplazamiento último.
- Sin embargo, el tiempo de cálculo es muy elevado.

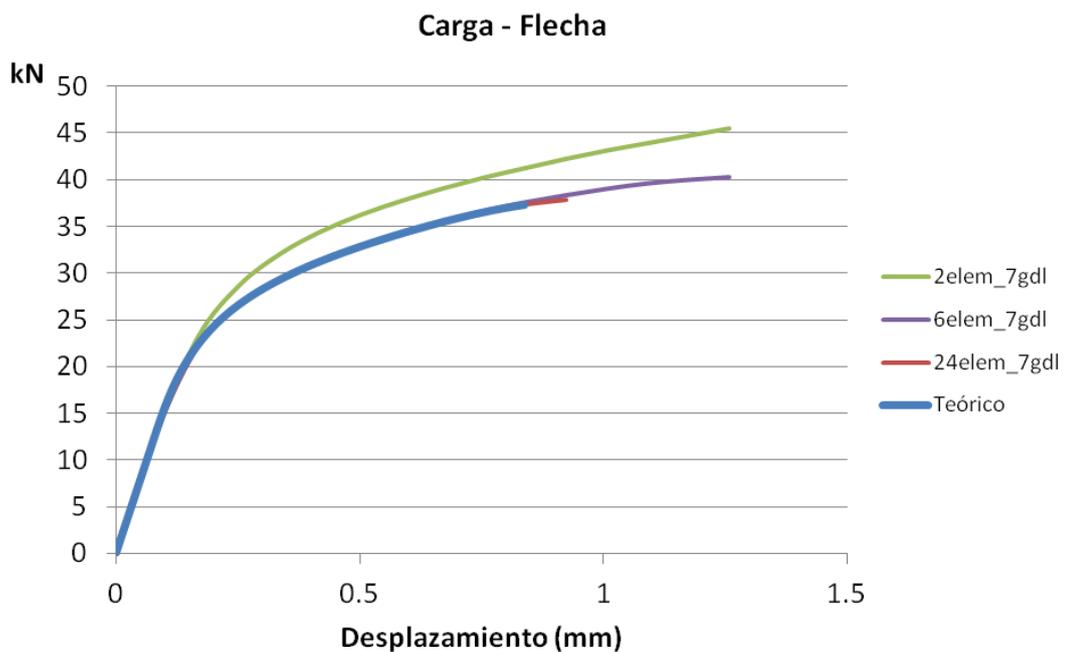


Figura 5.11.- Carga frente a desplazamiento en el punto medio (7 gdl)

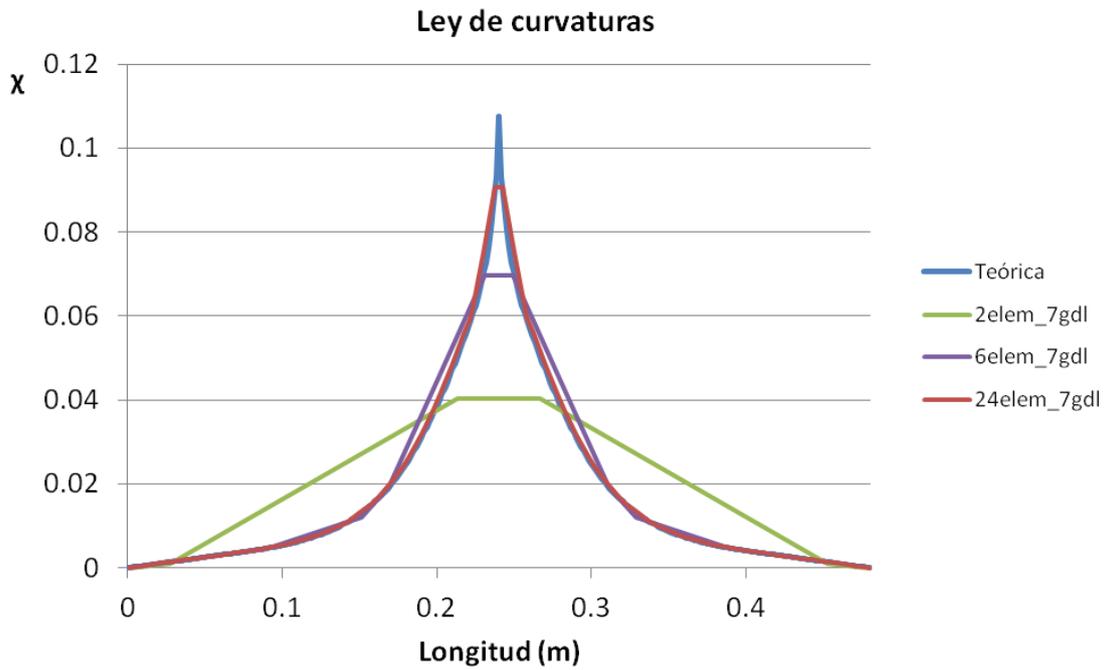


Figura 5.12.- Ley de curvatura para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (7 gdl)

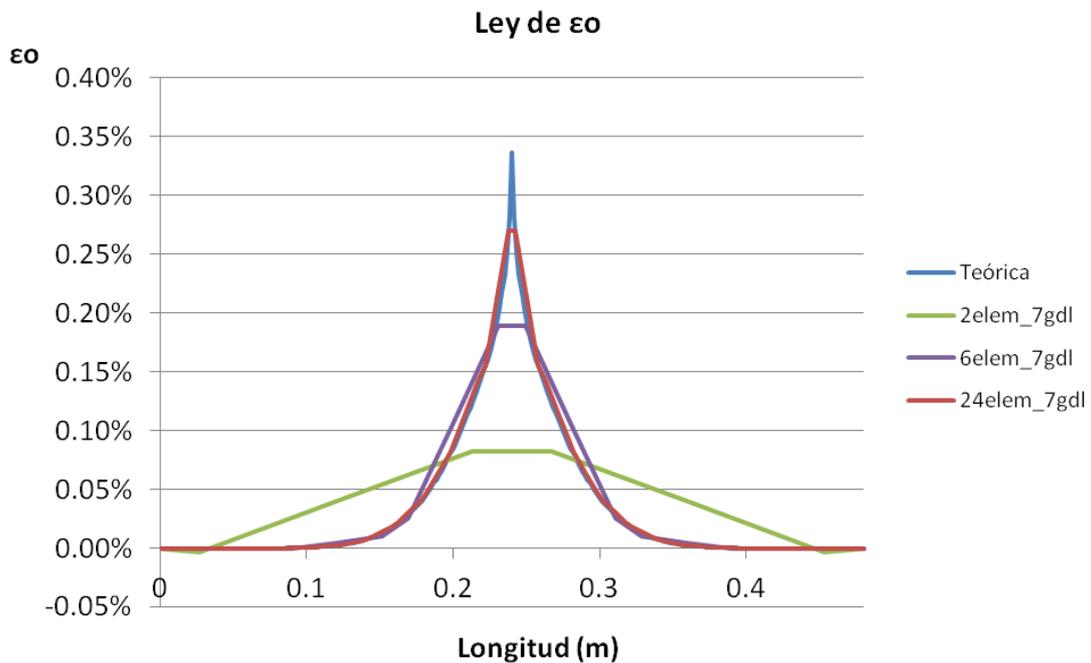


Figura 5.13.- Ley de deformaciones para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (7 gdl)

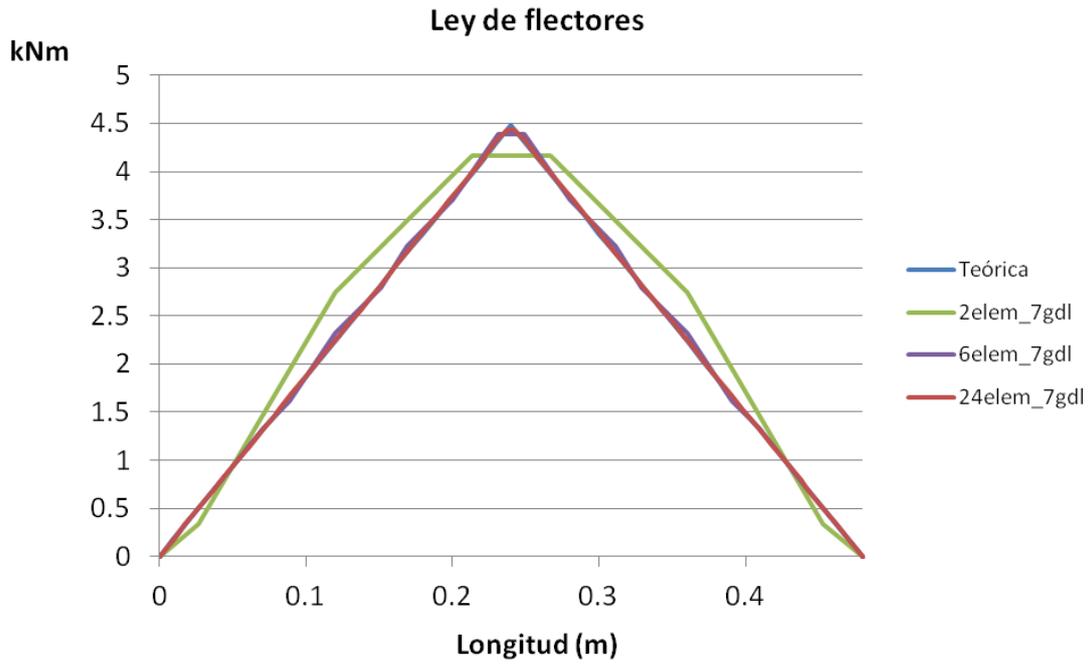


Figura 5.14.- Ley de flectores para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (7 gdl)

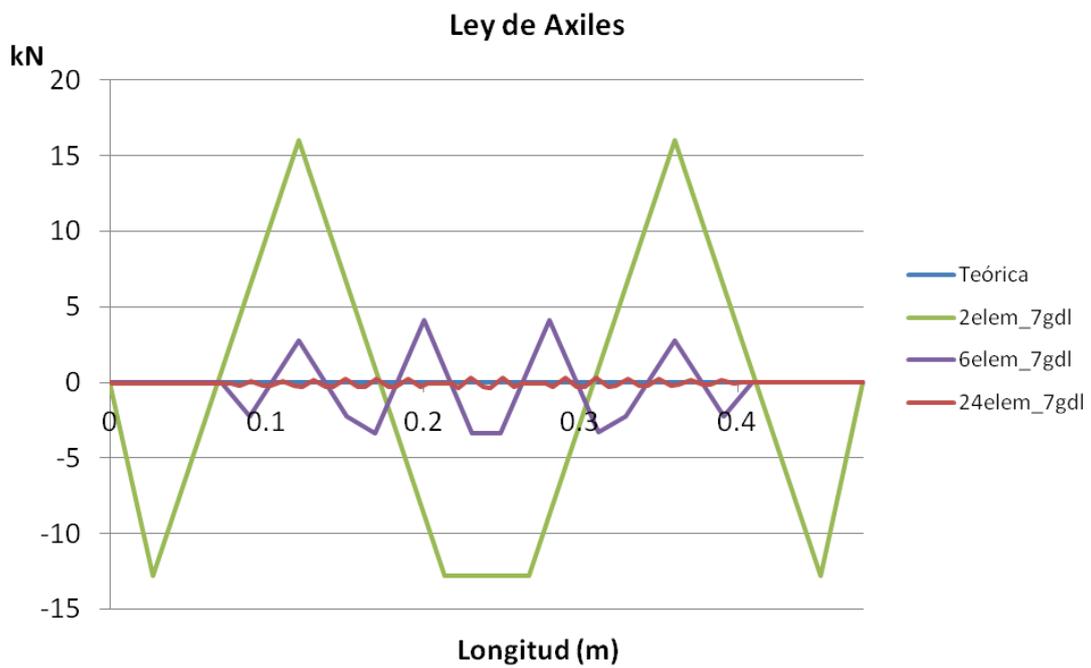


Figura 5.15- Ley de axiles para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (7 gdl)

5.2.3. NLdirFF2dFrm_NLG

Se han llevado a cabo tres modelizaciones numéricas del ensayo a tres puntos, todas ellas con 2 elementos finitos ya que no es posible utilizar sólo uno porque es necesario crear un nudo central para introducir la carga y obtener desplazamientos. En cada elemento se ha utilizado un número variable de puntos de integración, 4, 7 y 15, respectivamente. En la *figura 5.16* se representa la ley carga-flecha en centro luz en cada uno de los ensayos y su comparación con la teórica. En las *figuras 5.17, 5.18, 5.19 y 5.20*, se pueden ver respectivamente, las leyes de curvatura, deformación en la fibra del centro de gravedad, flectores y axiles para el desplazamiento correspondiente a la carga teórica máxima.

De la comparación de este elemento finito con el resto, se puede concluir que el elemento finito que trabaja en flexibilidad, es mucho más exacto con menor esfuerzo computacional. Además, se observa que con el uso de 15 puntos de integración, la reproducción del ensayo es exacta, coincidiendo con la formulación analítica propuesta.

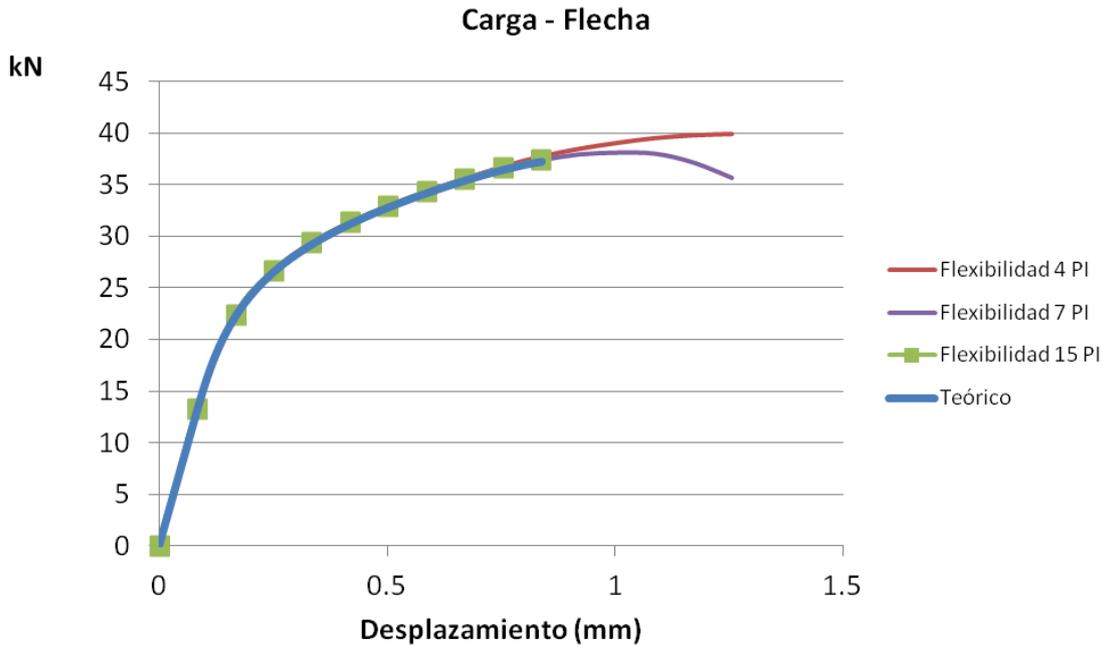


Figura 5.16.- Carga frente a desplazamiento en el punto medio (Flexibilidad)

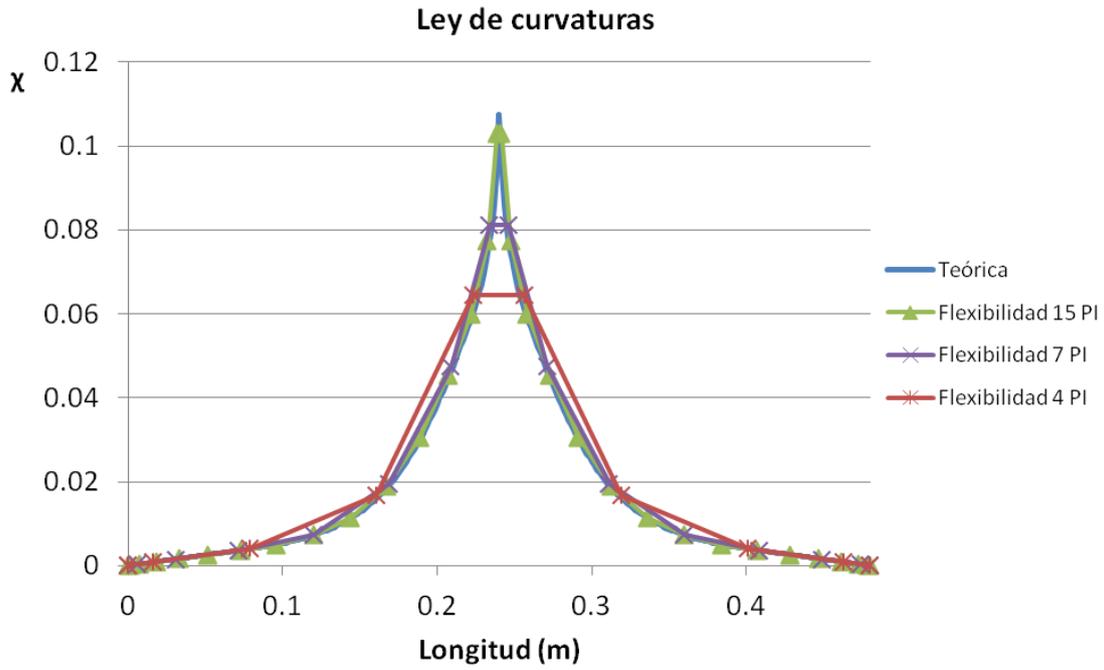


Figura 5.17.- Ley de curvatura para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (Flexibilidad)

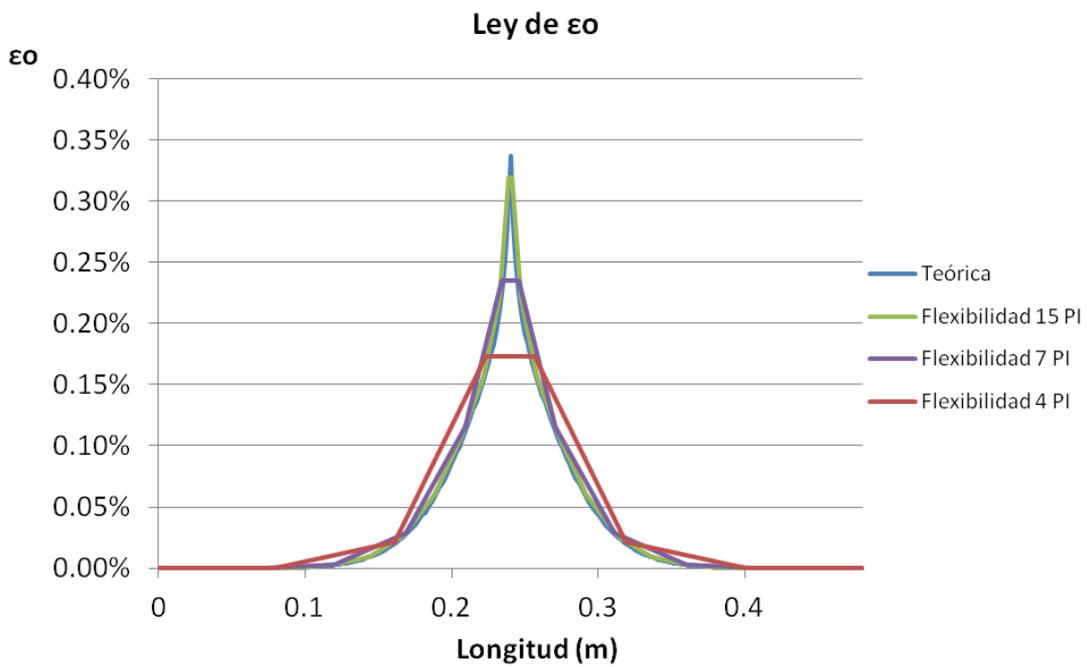


Figura 5.18.- Ley de deformaciones para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (Flexibilidad)

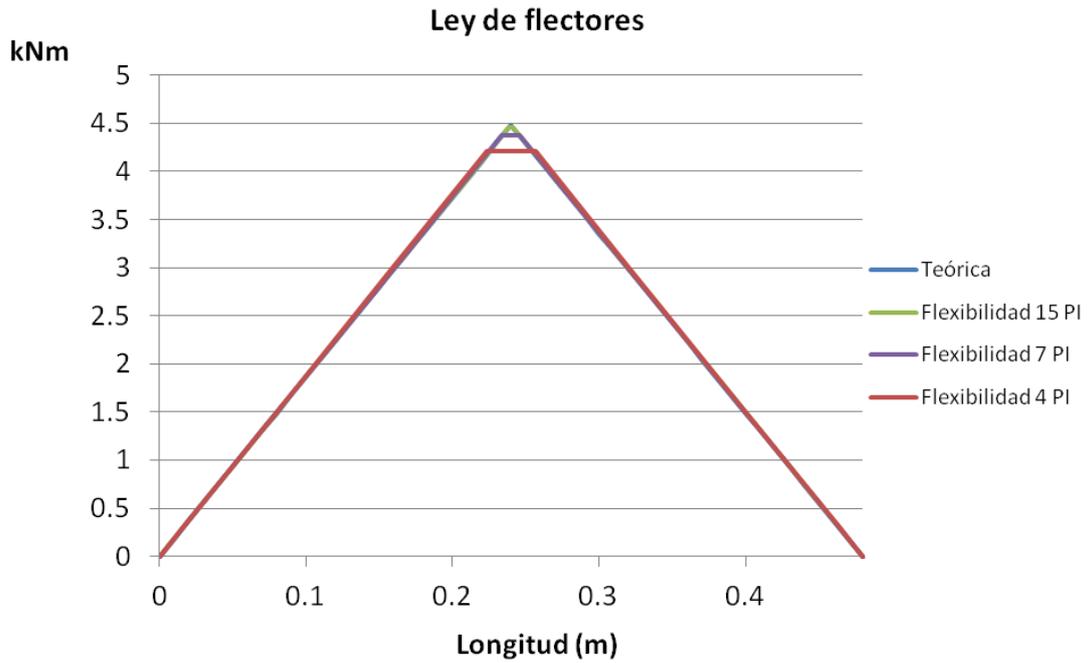


Figura 5.19.- Ley de flectores para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (Flexibilidad)

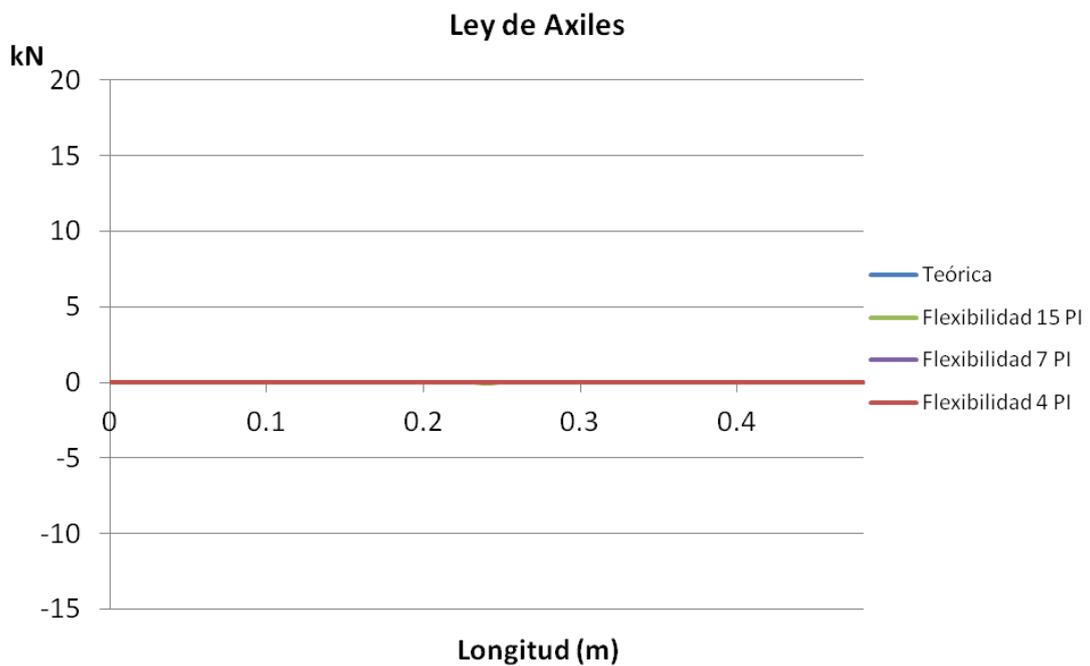


Figura 5.20- Ley de axiles en para el desplazamiento correspondiente a la carga máxima teórica (Flexibilidad)

5.2.4. Resultados y Conclusiones

En la *tabla 5.1* se muestra un resumen de los valores de carga máxima y desplazamiento asociado en cada una de las modelizaciones realizadas con los diferentes elementos finitos.

	Carga máxima (kN)	Error (%)	Desplazamiento asociado (mm)	Error (%)
Teórico	37.28	-	0.838	-
2elem_6gdl	60.62*	62.6	1.257*	50
6elem_6gdl	42.86*	15.0	1.257*	50
24elem_6gdl	38.77	4.0	1.089	30
2elem_7gdl	45.43*	21.9	1.257*	50
6elem_7gdl	40.31*	8.1	1.257*	50
24elem_7gdl	37.84	1.5	0.922	10
Flexibilidad 4 PI	39.86*	6.9	1.257*	50
Flexibilidad 7 PI	38.12	2.2	1.006	20
Flexibilidad 15 PI	37.34	0.2	0.838	0

*Indica que para el desplazamiento máximo impuesto de 1.257 mm, no se ha alcanzado la carga máxima. Por tanto, se ofrece una cota inferior del error.

Tabla 5.1- Carga máxima y desplazamiento asociado de las diferentes modelizaciones numéricas con los diferentes tipos de elementos finitos

A tenor de los resultados obtenidos, se decide emplear el elemento formulado en flexibilidad con 15 puntos de integración debido a las siguientes razones:

- Mayor exactitud en la determinación de la carga última y desplazamiento asociado
- Menor número de elementos finitos y mayor facilidad de modelado
- Tiempo de cálculo muy inferior a cualquiera de los métodos de rigidez

5.3. Alcance del modelo

Para la simulación numérica del ensayo realizado se ha planteado un modelo numérico plano mediante el uso de elementos finitos de tipo barra 2D formulados en flexibilidad y con un comportamiento de Euler-Bernoulli, que parece adecuado en una estructura en la

que sus elementos trabajan fundamentalmente a tracción y compresión. La elección de un modelo 2D en lugar de 3D se justifica tras observar los resultados de las galgas G9-G14, en las que no se aprecia un flexión lateral significativa.

Este modelo numérico va a permitir la obtención de esfuerzos, deformaciones y desplazamientos en cada uno de los elementos en el punto deseado y para cada estado de carga. Por lo tanto, podrá ser capaz de simular cada una de las mediciones obtenidas en el ensayo experimental por medio de los captadores de desplazamiento y las galgas extensiométricas.

El modelo tendrá en cuenta la presencia de ligeras excentricidades en los nudos a partir del uso de *joint offsets* cuyo empleo viene implementado en la formulación del elemento finito. Con ello se pretende conseguir una mejor aproximación del fenómeno.

Se pretende simular únicamente el ensayo a 3 puntos, dejando de lado la modelización numérica del destesado y de los fenómenos reológicos. Se supondrá una deformación de neutralización de la armadura activa constante en todo el cordón traccionado.

Al tratarse de un modelo unidimensional, no se podrá analizar el estado de la junta de rasante. Sin embargo, en el apartado 5.7 se muestra el análisis lineal realizado y la comparación entre el armado teórico según criterios de la EHE-08 y el utilizado en la junta de hormigonado.

5.4. Descripción del modelo

5.4.1. Geometría

El modelo de barras propuesto contiene un total de 14 nodos y 20 barras dispuestos según la geometría indicada en 4.2.2. En la *figura 5.21* se muestra el esquema de nodos y barras introducido en el programa FEDEASLab. Los nodos se indican con su respectiva numeración dentro de un círculo azul, mientras que la numeración de las barras se indica en recuadros rojos. A excepción de los nodos 2, 3, 7, 10 y 11, el resto de los nodos dispuestos coinciden con nudos de la estructura a excepción.

Los nodos 2 y 11 marcan el inicio de la transmisión del pretensado; los nodos 3 y 10 delimitan la zona en la que se encuentra anclado el refuerzo pasivo de apoyo; el nodo 7 se coloca para poder conocer la flecha en la sección de centro luz del cordón traccionado. Los nodos 2 y 3 se encuentran a 15 y 80 cm del nodo 1, respectivamente. Por su parte, los nodos 17 y 16 se encuentran a 11 y 76 cm del nodo 1, respectivamente.

Además, se pudo apreciar tras el desencofrado de la celosía que las líneas medias de las diagonales que confluyen en los nudos, no lo hacían directamente en el nudo sino que presentaban una ligera excentricidad. Esta excentricidad se midió en cada uno de los nudos (ver *figura 5.22*) y los resultados se trasladaron al modelo mediante el empleo de

nudos de dimensión finita (*joint offsets*). En la *figura 5.22* se pueden observar los diferentes nudos de la estructura en los que se pudo apreciar una excentricidad de las diagonales en su confluencia en el nudo. La numeración de las imágenes de la *figura 5.22* coincide con los nudos de la *figura 5.21*. La posición de los nudos se marcó en la celosía y coincide con el punto medio de los segmentos mostrados en verde en la *figura 5.22*. En el nudo 8, la excentricidad medida es nula.

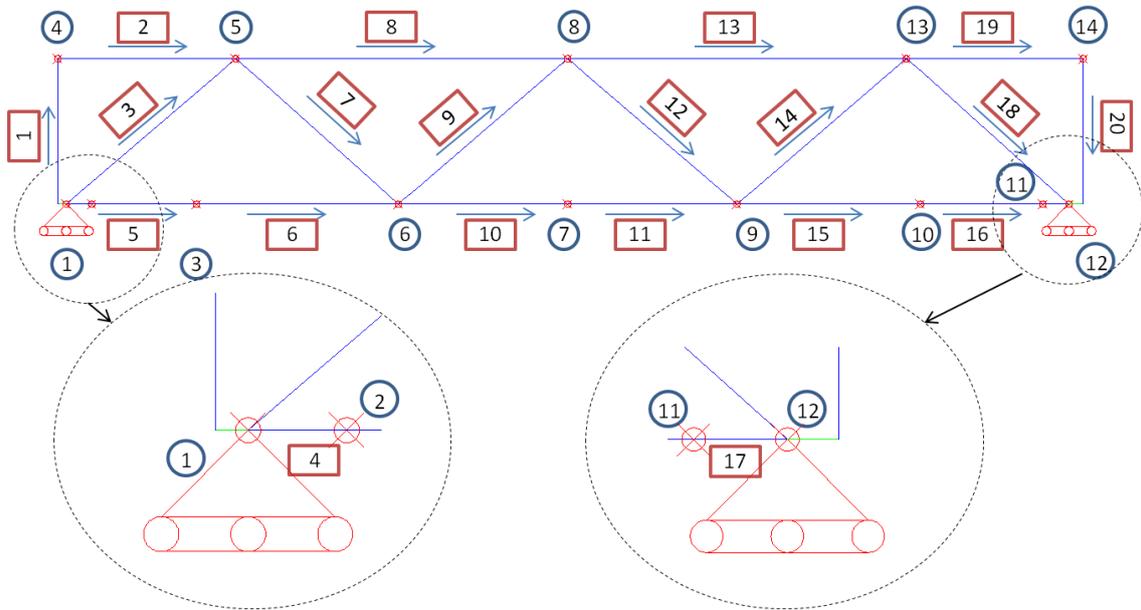
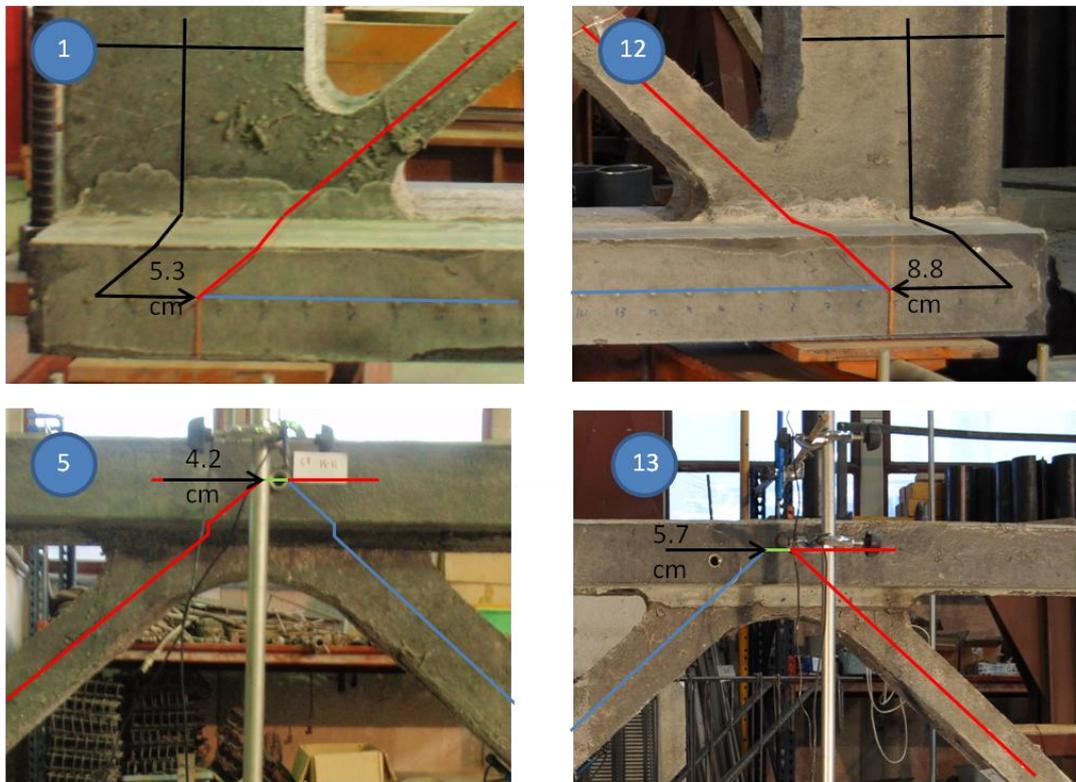


Figura 5.21- Geometría del modelo numérico implementado en FEDEASLab



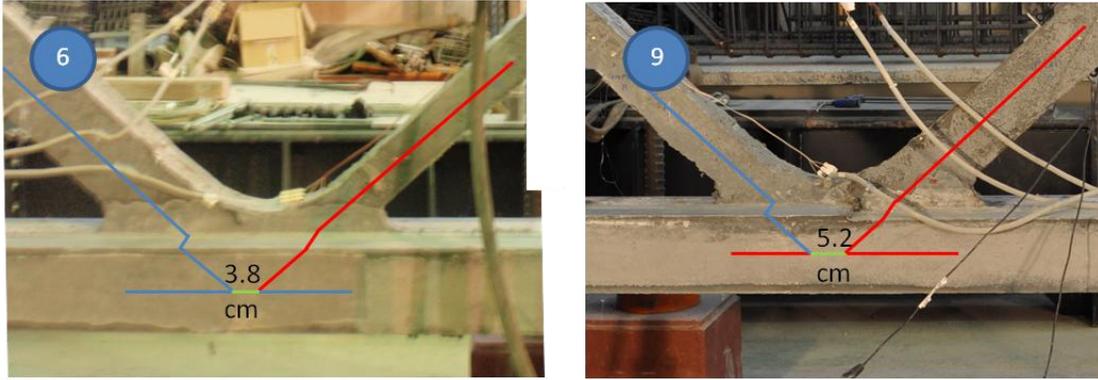


Figura 5.22- Geometría del modelo numérico implementado en FEDEASLab

5.4.2. Secciones

Para el cálculo se han utilizado un número total de 7 secciones diferentes.

- Sección tipo 1: barras del cordón comprimido (2, 8, 13, 19)
- Sección tipo 2: barras del cordón traccionado que sólo tienen armadura activa (6, 10, 11, 15)
- Sección tipo 3: barras del cordón traccionado que contienen únicamente refuerzo pasivo (4, 17)
- Sección tipo 4: barras del cordón traccionado que contienen tanto refuerzo pasivo como activo (5, 15)
- Sección tipo 5: barras de las diagonales traccionadas (7, 14)
- Sección tipo 6: barras de las diagonales comprimidas (3, 9, 12, 18)
- Sección tipo 7: barras extremas (1, 20)

La geometría y armado empleado en cada una de esas secciones tipo se indican en la *tabla 5.2* y se corresponden con los datos de 4.2.2 y 4.2.3. Debido a que el cálculo se ha hecho en el plano de la celosía, las armaduras que se encontraban en una misma banda horizontal se han agrupado en el centro de la sección con la cota correspondiente a la banda.

SECCIONES TIPO				
SECCIÓN	GEOMETRÍA (m)	ARMADO		
		x	y	Cuantía
S1	0.24x0.12	0.12	0.03	2Φ12
		0.12	0.09	2Φ12
S2	0.36x0.135	0.18	0.03	560 mm ²
		0.18	0.08	560 mm ²
S3	0.36x0.135	S2 + S4		
S4	0.36x0.135	0.18	0.00675	2Φ25
S5	0.12x0.12	0.06	0.03	2Φ25
		0.06	0.1	1Φ25
S6	0.12x0.08	-		
S7	0.12x0.30	-		

*Todas las secciones son rectangulares. Los valores de “x” e “y” se han dado desde la esquina inferior izquierda de la sección.

Tabla 5.2- Geometría de las secciones y armado utilizado

5.4.2.1.UHPC

En el apartado 4.3.1.3 se han obtenido las resistencias a compresión medias de las diferentes amasadas. Para el cálculo se va a utilizar la resistencia media a compresión de la amasada de menor resistencia, esto es, se va a utilizar una resistencia máxima de 130 MPa. A partir de un nivel de resistencia de 0.7 la carga máxima se considera un cambio en la rigidez de la ley constitutiva a tracción hasta llegar a una deformación máxima del 0.004. Los valores elegidos son acordes con las propiedades caracterizadas del material y están dentro de los valores típicos del UHPC. La ley constitutiva a compresión propuesta se muestra en la *figura 5.23*.

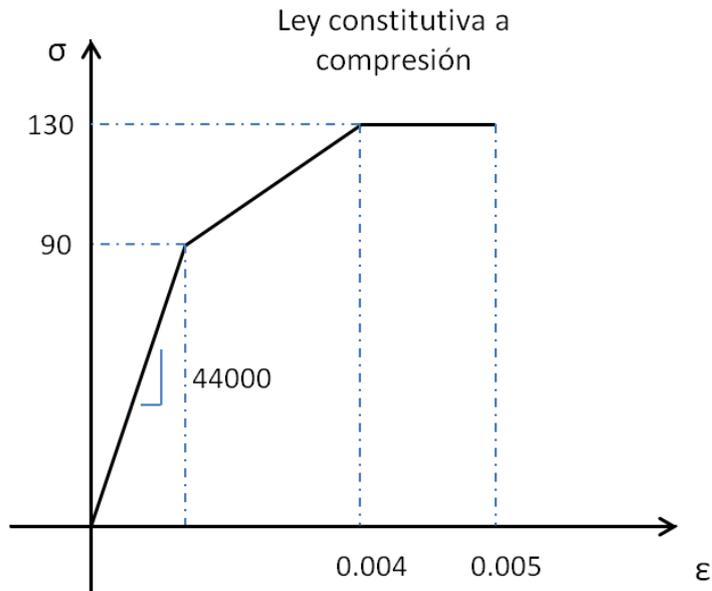


Figura 5.23- Ley constitutiva a compresión utilizada en el modelo numérico

La ley constitutiva a tracción se ha establecido a partir de los valores de tensión medios caracterizados en el apartado 4.3.1.6. En este caso, la deformación para tensión máxima se ha establecido en 0.0035. Los valores de la ley constitutiva a tracción utilizados en el modelo numérico se muestran en la figura 5.23.

Sin embargo, los valores de la figura 5.23 no han sido los realmente utilizados, sino que los valores de tensión se han afectado por un coeficiente de orientación de fibras, tal y como se propone en la recomendación de la SETRA-AFGC para tener en cuenta la diferencia de orientación de fibras entre las probetas y la estructura real. Se ha utilizado un coeficiente de orientación de fibras $k = 1.30$.

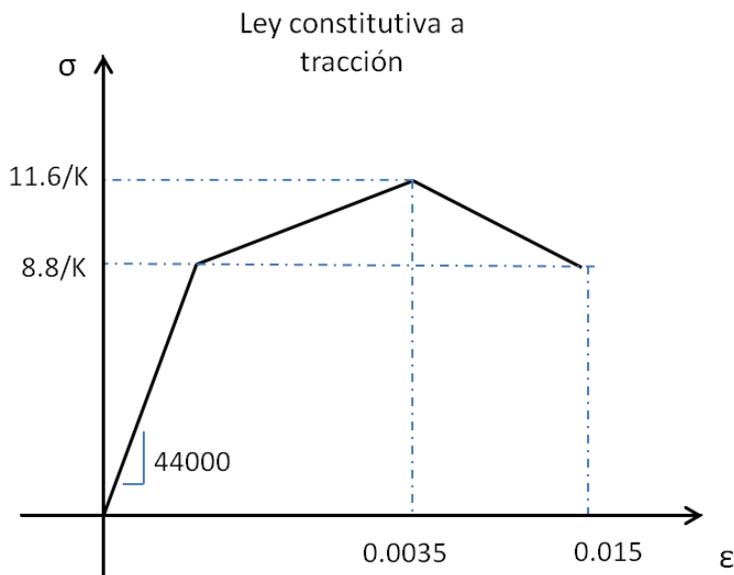


Figura 5.23- Ley constitutiva a tracción utilizada en el modelo numérico

5.4.2.2. Acero pasivo

Los datos que se han obtenido de la armadura pasiva utilizada en el armado de la celosía no son muy útiles para la realización del modelado numérico ya que ofrecen un rango muy amplio de la tensión de plastificación del acero para los diferentes diámetros (4.3.2.) Por ello, y tras una serie de ajustes en el modelo numérico se ha decidido utilizar un límite elástico para el acero B500SD de 560 MPa con un módulo de elasticidad de 200 GPa. En el modelo numérico se ha utilizado un modelo constitutivo para el acero elástico perfectamente plástico, con una ligera pendiente de 2 GPa para la rama plástica evitando así inestabilidades numéricas.

5.4.2.3. Acero activo

En el caso de las armaduras activas, los datos obtenidos en 4.3.3 son suficientes para obtener un diagrama aproximado del comportamiento constitutivo de estos elementos. Se ha considerado un límite elástico de 1801 MPa con un módulo elástico de 195 GPa. Al igual que en el acero pasivo, se ha considerado un diagrama constitutivo elástico perfectamente plástico con una ligera pendiente también de 2 GPa.

5.4.3. Deformación de neutralización de la armadura activa

Un parámetro importante para utilizar en el cálculo es el valor de la deformación de neutralización de la armadura activa. Inicialmente, antes de realizar la transferencia, la armadura activa se encontraba con una deformación del 6.45‰ (ver 4.6.1.1). La variación de la deformación de neutralización se debe a las deformaciones diferidas, retracción y fluencia (ver 4.6.1.3), y a la relajación de la armadura activa. La variación debida a las deformaciones diferidas se ha estimado en un 1‰. Por su parte, para calcular la debida a la relajación se ha utilizado el artículo 38.9 de la EHE-08. Se puede obtener una relajación a 28 días de $\rho = 1.87\%$. La variación de la deformación de neutralización según la EHE-08 se obtiene como:

$$\Delta\varepsilon_r = \chi_r \rho \frac{\sigma_p}{E_p} = 0.8 \cdot 0.0187 \cdot \frac{1357}{195000} = 0.1\text{‰}$$

Por tanto, la deformación de neutralización utilizada es de:

$$\varepsilon_{po} = 6.45 - 1 - 0.1 = 5.35\text{‰}$$

5.4.4. Parámetros generales del modelo e hipótesis de carga

Se ha utilizado un elemento en flexibilidad tipo NLdirFF2dFrm_NLG con 15 puntos de integración por elemento. El criterio de parada utilizado en cada iteración ha sido un número máximo de iteraciones por paso de 50 o un error mínimo de 10E-19. No se ha considerado la no-linealidad geométrica.

Se ha impuesto una carga máxima en el nodo 8 de 1300 kN, en la dirección de la gravedad, con un total de 40 escalones de carga igualmente espaciados. Esta carga de 1300 kN se corresponde con la carga de rotura de previamente calculada.

Dado que en el momento de colocación de los elementos de medida el pretensado ya se encontraba transmitido, es necesario llevar a cabo dos hipótesis de carga. La primera de ellas, sin ningún tipo de carga, sólo con la predeformación del pretensado. En segundo lugar, la carga central. Los resultados finales que se utilizan para comparar con las mediciones serán la diferencia entre estas dos hipótesis de carga.

Cuando se realiza el análisis de la situación del tesado de una celosía, se puede observar cómo el cordón comprimido apenas queda traccionado lo que permite utilizar el pretensado de manera muy efectiva sin utilizar un pretensado de compensación para disminuir las tracciones en el cordón superior. Este hecho es de gran relevancia y permite un mejor aprovechamiento del pretensado longitudinal.

5.5.Resultados.

Una vez introducido el modelo en el programa FEDEASLab tal y como se ha descrito en los apartados anteriores, se han obtenido los resultados que se muestran en los siguientes apartados.

5.5.1. Medidas de desplazamiento

En los nodos 5 (C5), 7 (C9) y 13 (C6) se han registrado los desplazamientos en los estados convergidos para cada uno de los escalones de carga. Estos resultados se muestran en las *figuras 5.24 y 5.25*. En ellas se puede observar cómo los resultados de flechas que ofrece el modelo dan un comportamiento más rígido de la estructura.

En centro luz (ver *figura 5.24*), el modelo capta esa pequeña variación de rigidez en la estructura conforme se incrementa la carga permaneciendo prácticamente paralela a la curva experimental. Sin embargo, los resultados experimentales en los nudos extremos del cordón superior (ver *figura 5.25*) ofrecen un diagrama carga-flecha casi lineal en todo el proceso de carga, mientras que en el modelo numérico se pueden observar dos tramos lineales. En ambas gráficas, el cambio de pendiente se produce a las 80 Ton, momento en el que el cordón traccionado entra en estado de descompresión, perdiendo rigidez el total de la estructura.

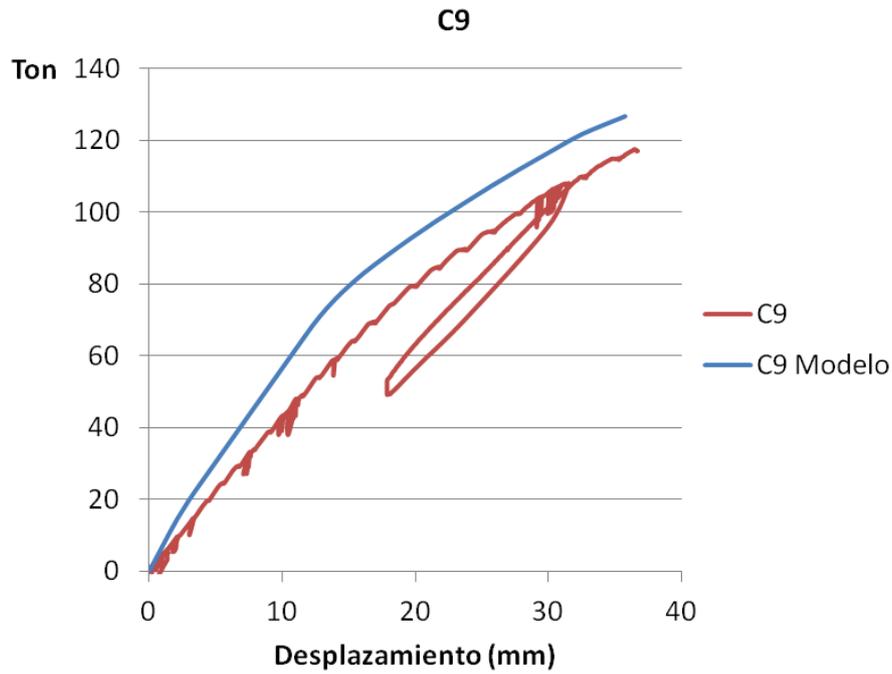


Figura 5.24- Desplazamiento vertical del cordón inferior en centro luz (experimental y modelo numérico)

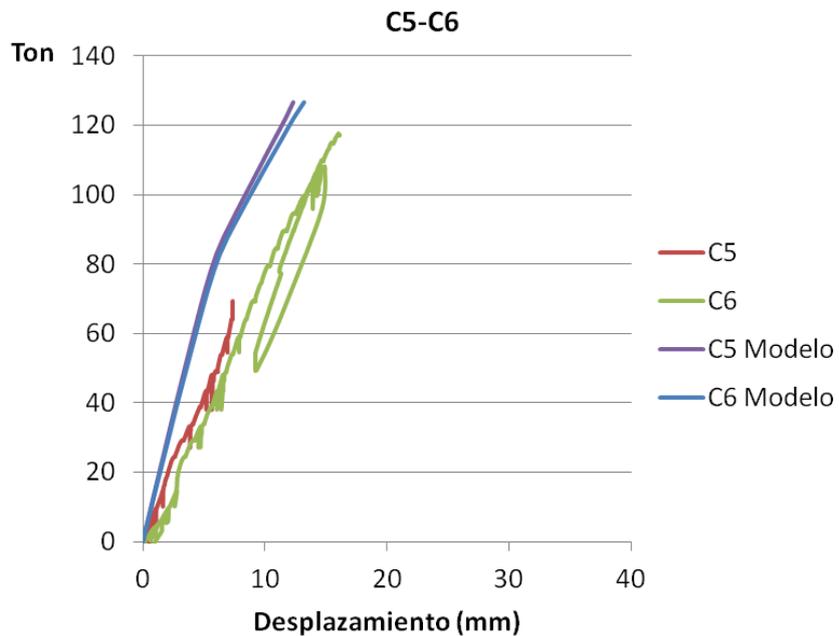


Figura 5.25- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

De la comparación entre los resultados experimentales y de los proporcionados por el modelo numérico resulta preocupante la diferencia existente en la rigidez inicial previa a la fisuración del cordón traccionado. En la *figura 5.26* se ha representado el desplazamiento relativo entre el nodo 7 y el promedio de los nodos 13 y 15. En esta figura se observe una superposición de los valores lo que nos lleva a pensar que las diferencias de rigidez que se observan entre las medidas experimentales y los resultados numéricos se deben a fenómenos de asientos en los apoyos que no han sido registrados y que parece haber tenido una seria influencia en los resultados de los desplazamientos.

Por ello, para próximos experimentos se hace necesario el control, mediante captadores de desplazamiento, del movimiento vertical que puedan tener los apoyos que permitan una corrección real de los desplazamientos medidos en los puntos interiores de los elementos ensayados.

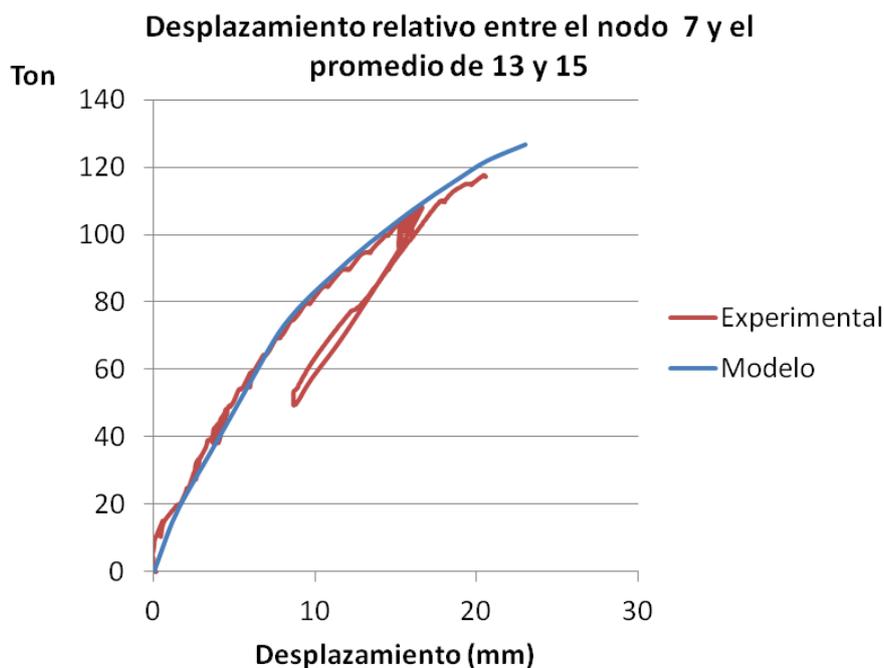


Figura 5.26- Desplazamiento relativo entre el nudo 7 y el promedio de los nodos 13 y 15 (experimental y modelo numérico)

5.5.2. Elementos traccionados

Las medidas a tracción se encontraban ubicadas en el punto medio del cordón inferior, que se corresponde con el nodo 7 el modelo, y en las diagonales traccionadas, que son las barras 7 y 14 del modelo numérico.

En el cordón traccionado, los valores de deformación representados en la *figura 5.27* se han obtenido como el valor medio de los valores obtenidos en los 3 últimos puntos de integración de la barra 10 y los tres primero puntos de integración de la barra 11.

En el caso de las diagonales traccionadas, la deformación y curvatura en la línea media se han obtenido como la media de los tres puntos de integración centrales de la barra. Debido a que los captadores se encontraban en las fibras extremas de la sección ha sido obtener los valores de deformación en estas fibras. Para ello se ha empleado la siguiente ecuación:

$$\varepsilon^* = \varepsilon_o \mp \chi \frac{h}{2}$$

En la *figura 5.27* se puede observar como el modelo reproduce exactamente el comportamiento medido en la celosía. Entre las 70-80 Ton, comienza el estado de descompresión del cordón con una pérdida importante de rigidez cuando se sobrepasa la tensión de rotura de la matriz a tracción. A partir de un nivel de carga de 100 Ton, cuando el hormigón se encontraba con una deformación a tracción de aproximadamente el 1.5 por mil, las galgas dejaron de medir. Sin embargo, hasta ese punto el modelo reproduce el comportamiento y muestra la tendencia que hubiera tenido en caso de una correcta medición hasta el final del ensayo. De estos resultados se deduce que la deformación del hormigón en el momento de la rotura en el cordón traccionado era de un 3 por mil y, sin embargo, ningún tipo de fisuración fue visible durante en el ensayo.

En las *figuras 5.28 y 5.29* se puede observar como el modo de rotura obtenido del modelo: rotura por tracción en la diagonales traccionadas con un nivel de carga de 130 Ton. Sin embargo, hasta la plastificación de las armaduras, la curva del modelo se mantiene paralela a la curva experimental. La principal diferencia entre ambas curvas se encuentra en el origen, donde el modelo alcanza una carga mayor antes de la fisuración. Esto no lleva a pensar que la resistencia a tracción de la matriz posee un valor inferior al estimado de los ensayos a flexión en el apartado 4.3.1.6.

Del modelo también se puede deducir, que aunque la carga de colapso de la estructura se obtuvo en 117 Ton debido a un fallo en la región de las diagonales comprimidas, el fallo de los tirantes estaba muy próximo, por lo que todos los elementos de la triangulación estaban trabajando cerca del máximo de su capacidad.

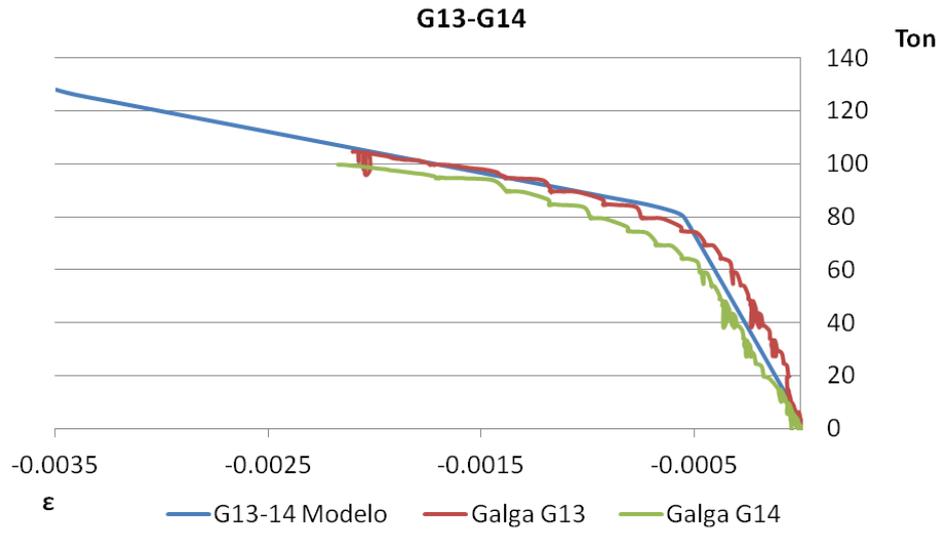


Figura 5.27- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

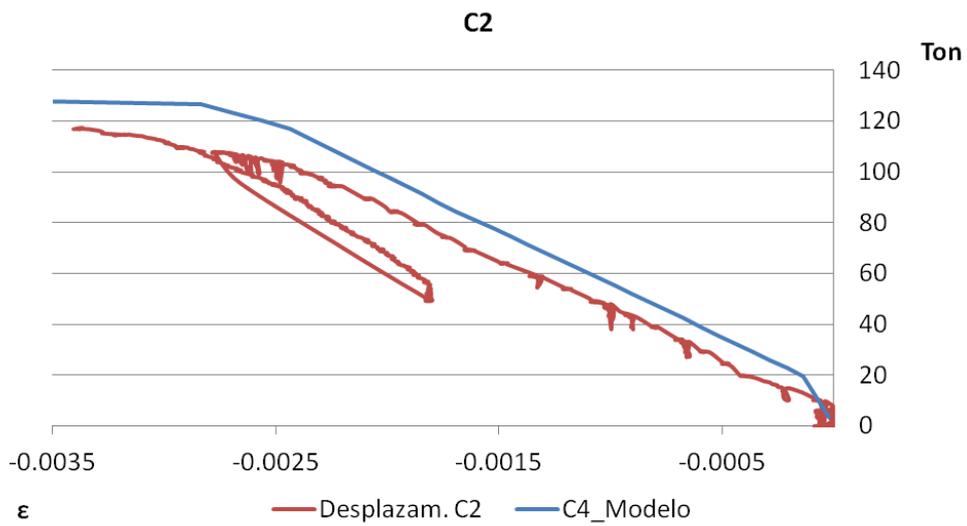


Figura 5.28- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

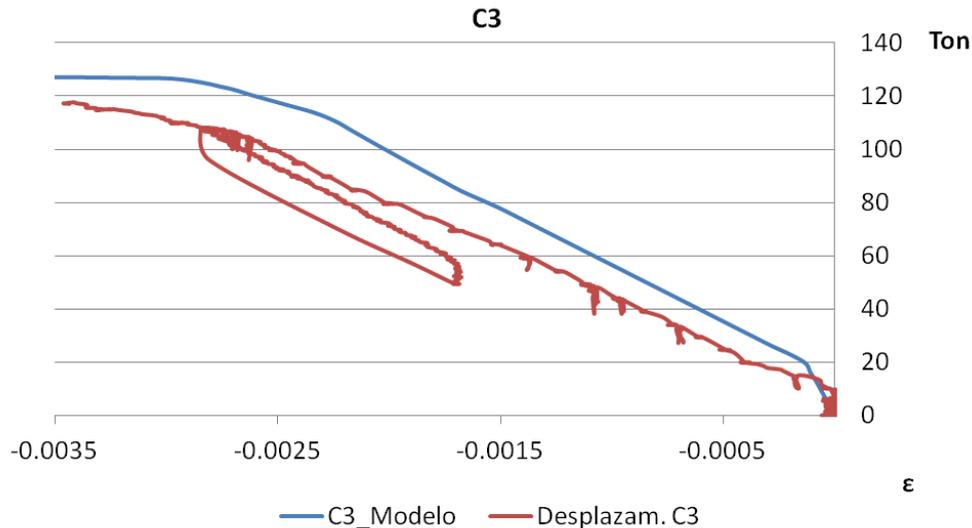


Figura 5.29- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

5.5.3. Elementos comprimidos

Los elementos comprimidos de los que se tienen resultados se corresponden con los puntos centrales de las barras 3 (G1), 9 (G3-G4), 12 (G5-G6), 18 (G7-G8) correspondientes a las diagonales y las barras 8 (G9-G10), 13 (G11-G12) correspondientes al cordón comprimido.

En el caso de las diagonales comprimidas, al igual que en las traccionadas, los valores de la deformación en la línea media se han tenido que trasladar a la fibra externa mediante la misma expresión de 5.5.2.

Los resultados mostrados en el cordón comprimido se corresponden con el valor medio de los 3 puntos de integración centrales de las barras 8 y 13 del modelo.

En las figuras 5.30-33 se puede observar la aproximación del modelo a los resultados experimentales obtenidos. En ellas se observa una buena aproximación de las barras 3 y 12 (ver figuras 5.29 y 5.31); la curvatura obtenida es muy parecida a la experimental y de valor pequeño que se manifiesta por la proximidad de las deformaciones entre las dos fibras extremas. Sin embargo, en las barras 9 y 18, aparece una diferencia de deformación entre las fibras extremas que el modelo no es capaz de reproducir. Por esto, podemos llegar a la conclusión que en estas dos barras, 9 y 18, tuvieron lugar unos efectos no lineales geométricos de segundo orden que amplificaron los momentos de primer orden de la estructura que no han sido detectados en el modelo.

En las figuras 5.34 y 5.35 se muestran los resultados de los cordones comprimidos. En ellos se observa como en ambos cordones las dos medidas de las galgas muestran resultados similares lo que indica que no ha existido flexión transversal significativa. También se

observa que los resultados obtenidos del modelo en la barra 13 superponen perfectamente los resultados experimentales. Sin embargo, esto no ocurre en la barra 8 donde los resultados experimentales muestran una menor rigidez.

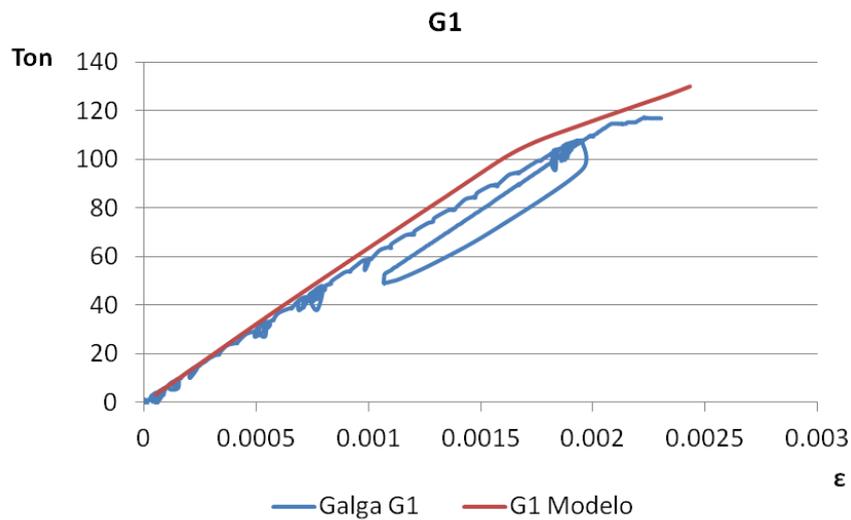


Figura 5.30- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

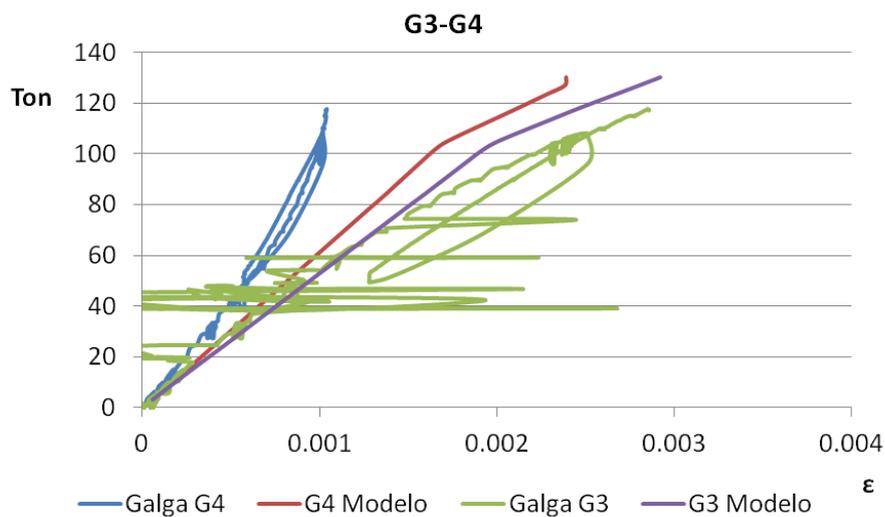


Figura 5.31- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

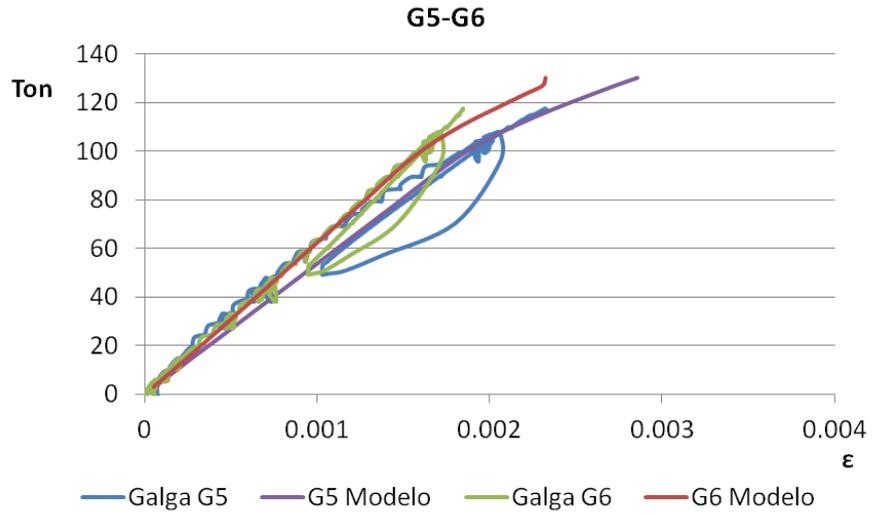


Figura 5.32- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

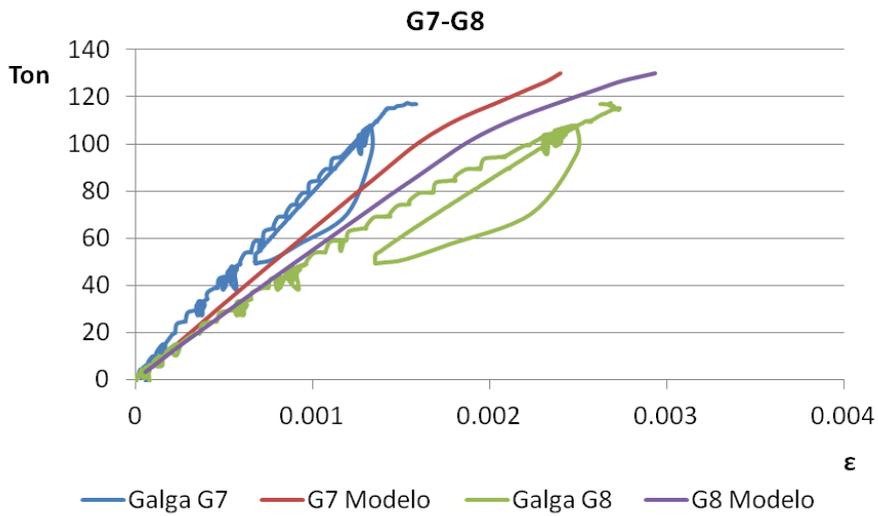


Figura 5.33- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

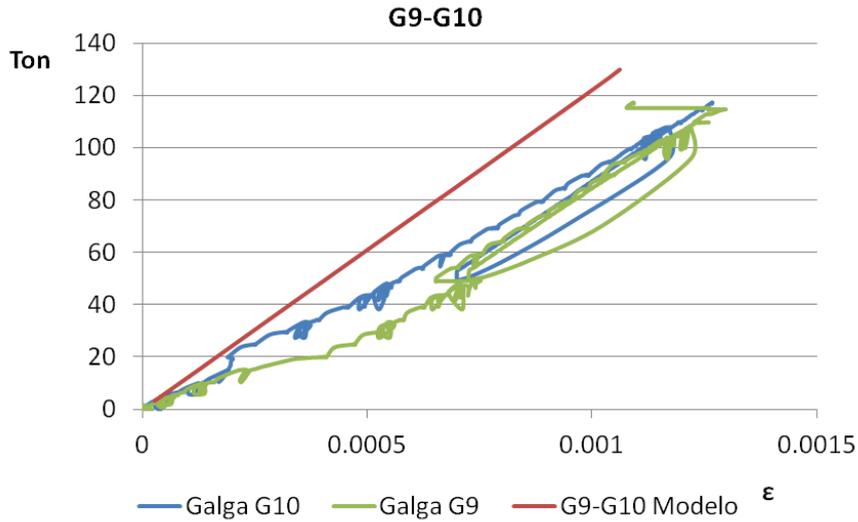


Figura 5.34- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

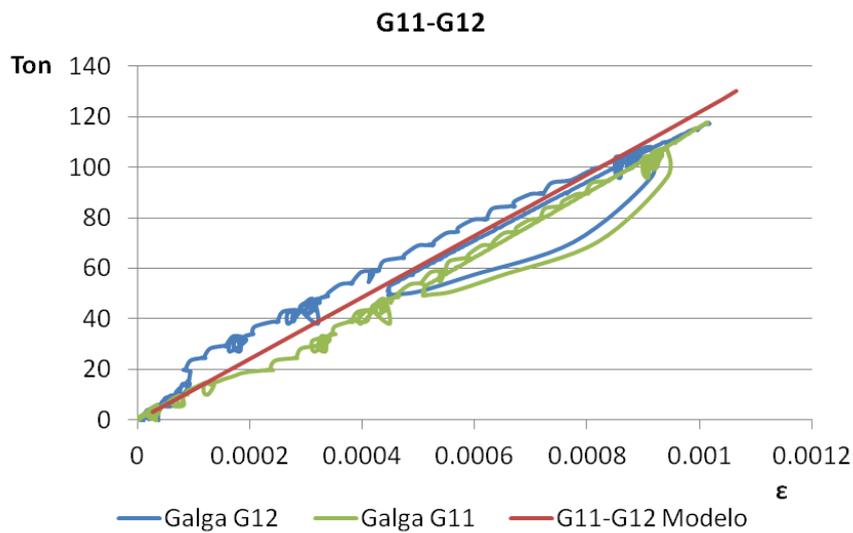


Figura 5.35- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

5.6. Análisis de la rotura

En los siguientes apartados se va a analizar el estado tanto del cordón traccionado en la zona de apoyo como el de la diagonal comprimida en el momento en que se alcanzan las 117 Ton en el modelo numérico implementado. Con este se pretende establecer y justificar la causa de la rotura de la celosía.

5.6.1. Cordón traccionado en zona de apoyos

Una de los posibles fallos que se había barajado es la rotura del cordón traccionado en la zona de apoyos. En esta zona, considerando que el pretensado se transmite en una longitud de 35 cm, sólo se encuentra trabajando el UHPC y la armadura pasiva. Esta armadura pasiva se puede considerar bien anclada en el extremo por su disposición en L que favorece el apoyo de la biela. Además, la longitud es la propia longitud del alma, de 0,90 m, suficientes para anclar los 2 ϕ 25.

Considerando que la disposición de armado es correcta y la longitud de anclaje suficiente, en la región del apoyo se puede considerar la actuación de las armaduras pasivas. Según el modelo, para una carga en centro luz de 117 Ton, el estado de deformaciones cordón traccionado se muestra en *figura 5.36*. Del análisis se ha obtenido que para la carga de colapso, la deformación en la fibra media en la que se encontraban las armaduras era del 0.0015, un valor lejano a la plastificación por lo que esta zona estaba trabajando correctamente. El valor del axil estimado en la sección es de 638 KN.

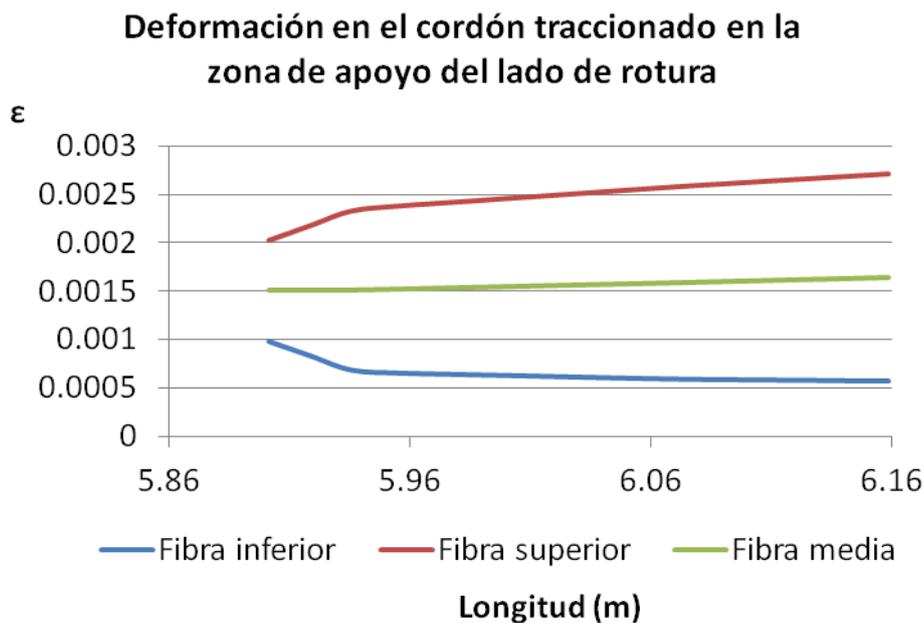


Figura 5.36- Deformación en diferentes fibras del cordón traccionado en la zona de apoyo para la carga experimental de rotura

Por tanto, se descarta el fallo del anclaje en el apoyo de la armadura de tracción y queda como fallo más evidente la rotura de la diagonal comprimida.

5.6.2. Diagonal comprimida

En el momento de la rotura, se ha estimado en el modelo numérico que el axil de la diagonal comprimida en la que tiene lugar el fallo (barra 18) en el momento del fallo es de 852 KN.

Según los resultados experimentales de G7 y G8, en el momento de la rotura las deformaciones en estas fibras eran de $\varepsilon_{inf} = .0027$ en la fibra inferior, y de $\varepsilon_{sup} = 0.0014$ en la fibra superior. De estos resultados se puede obtener una curvatura de $c = 0.01625$. En la *figura 5.37* se muestra la relación entre la deformación en las fibras superior e inferior y el momento resistido para un axil de 852 KN. En ella se observa como la deformación medida en las fibras superior e inferior coincide con la teórica obtenida para un momento en la sección central de valor 1.64 KNm. Teniendo en cuenta que el modelo numérico ofrecía un valor del flector en el centro de 0.77 KNm, la excentricidad adicional es:

$$e_a = \frac{M_{\text{último}} - M_{\text{elástico}}}{N} = 0.001 \text{ m}$$

Se trata de un valor muy pequeño, que engloba tanto las imperfecciones geométricas como los efectos de segundo orden.

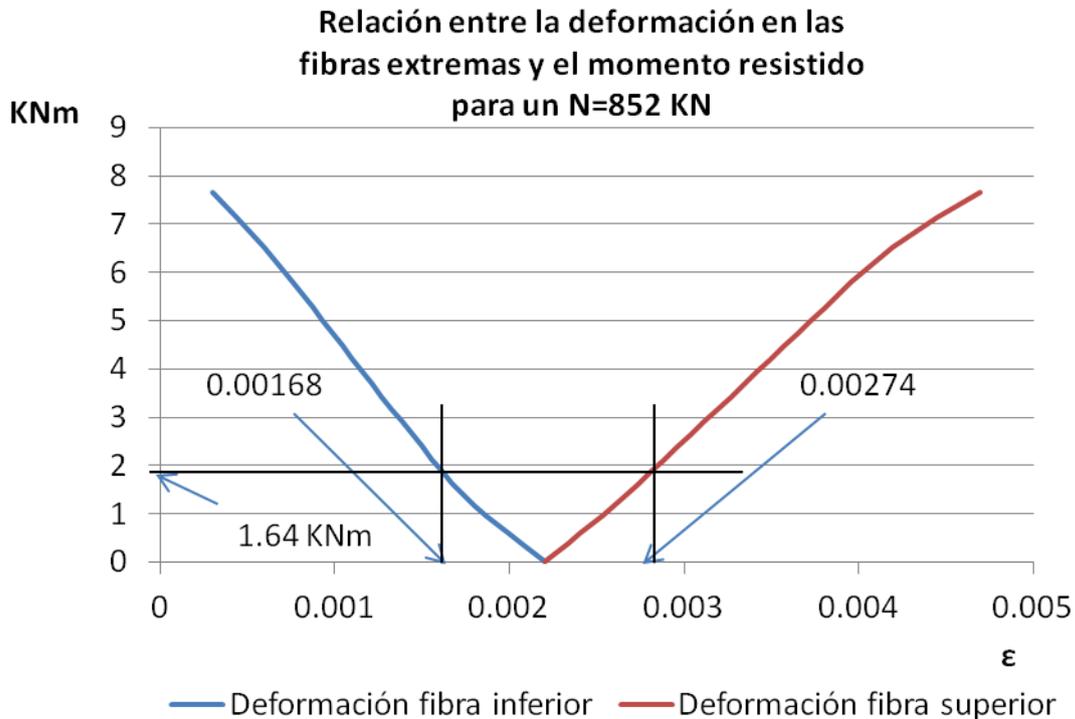


Figura 5.37- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

Además, para el flector de segundo orden estimado, si obtenemos la ley momento-curvatura para un axil de 852 KN (ver *figura 5.38*) se obtiene una curvatura de 0.014, valor muy cercano al valor de la curvatura experimental ($c = 0.016$). Esto indica, que el valor de axil obtenido del modelo es un axil próximo al existente y que la ley tensión deformación a compresión utilizada es adecuada.

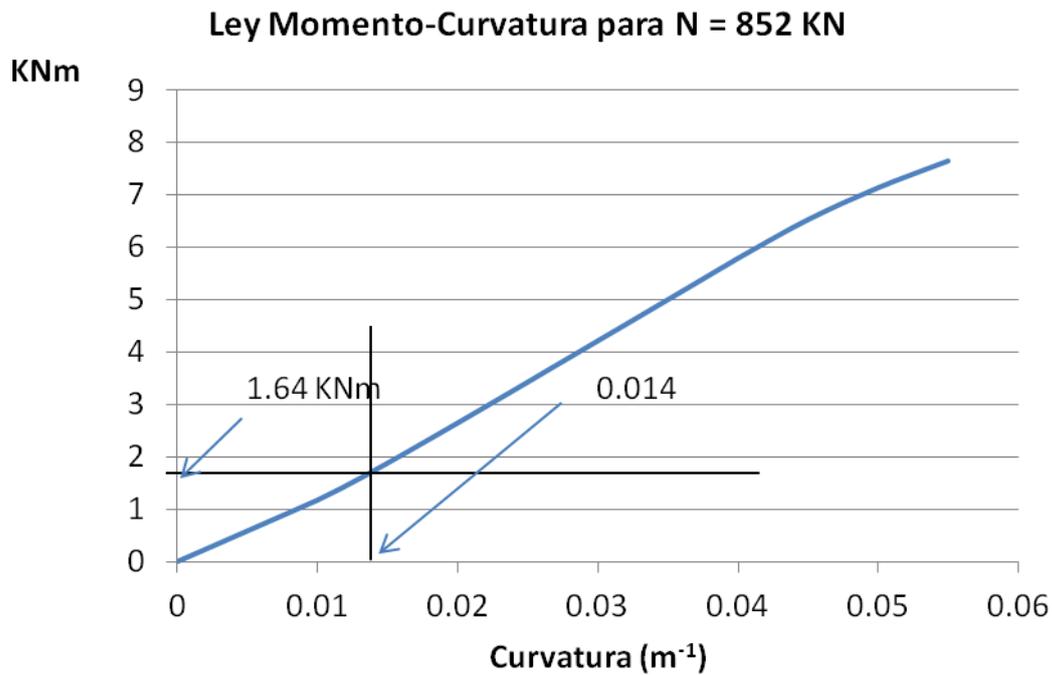


Figura 5.38- Desplazamiento vertical de los nudos extremos del cordón superior (experimental y modelo numérico)

En la *figura 5.39* se puede observar las diversas iteraciones que se han realizado en el programa Matlab para obtener los diferentes escalones del diagrama Momento-Curvatura, mostrándose los valores de deformación en la sección y el estado tensional utilizando la ecuación constitutiva de la *figura 5.23*. En ella, los valores positivos indican compresiones tanto en las deformaciones como en las tensiones.

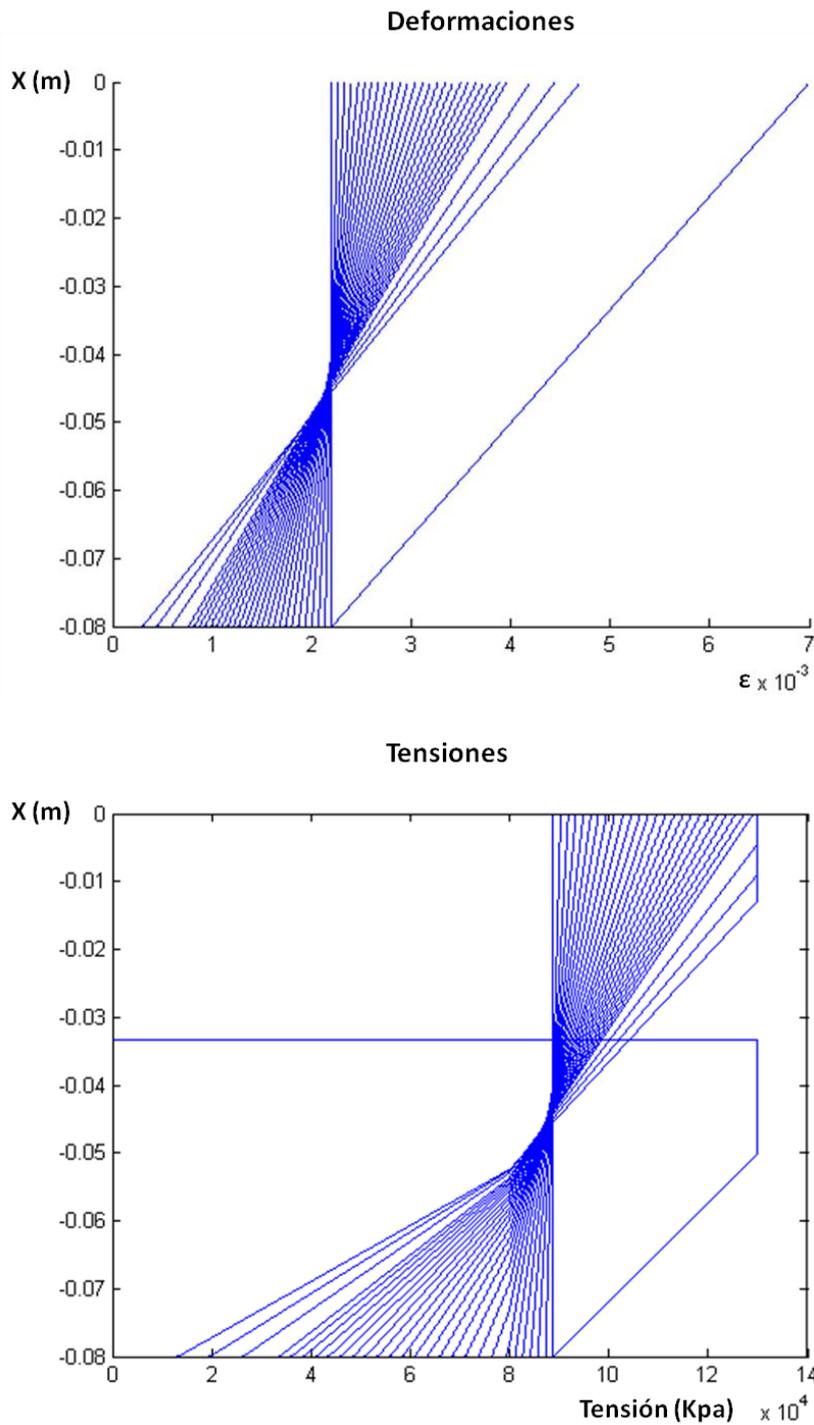


Figura 5.39- Cálculo del diagrama Momento-Curvatura. Estado tensodeformacional en cada escalón.

5.6.2.1. Comprobación según la recomendación de la SETRA-AFGC

Si se conocieran el valor de axil y el momento de diseño, se realizaría una comprobación en ELU siguiendo las recomendaciones de la SETRA-AFGC. Para un soporte comprimido, la recomendación francesa establece la tensión del Pivote C en un valor de:

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_{bc}}{E} = \frac{0.6 \cdot f_c}{E} = \frac{0.6 \cdot 130}{44000} = 0.00177$$

A una profundidad de una de las fibras extremas de:

$$x_c = \left(1 - \frac{1000\sigma_{bc}}{3E}\right)h = 0.033 \text{ m}$$

$$h = 0.08 \text{ m}$$

En nuestro caso, se conoce el valor de las deformaciones en rotura de la diagonal comprimida y se pueden comparar con la hipótesis de rotura propuesta. En rotura, se ha obtenido que la deformación en la fibra x_c es de:

$$\varepsilon_{xc} = \varepsilon_{sup} - \chi \cdot x_c = 0.0023$$

Siendo ε_{sup} el valor de la deformación en la fibra más comprimida en la situación de rotura calculado en el apartado 5.6.2.

Comparando los dos valores de deformación obtenidos se puede concluir que el valor de deformación máxima que propone la SETRA-AFGC se encuentra del lado de la seguridad.

5.6.2.2. Comparación de la resistencia a compresión del soporte con la formulación de [Rom 2005]

Siendo la formulación propuesta por [Rom 2005] se ha calculado el axil último para un soporte esbelto de UHPC sin ningún tipo de refuerzo. El valor obtenido es de 810 KN, tan sólo un 5% inferior al valor experimental obtenido. Este tipo de formulación no tiene en cuenta las excentricidades en extremos del soporte como hacen los métodos tradicionales de cálculo de soportes esbeltos.

$$N_{cr} = \beta \cdot \frac{\sigma_{cr}}{f_c} f_c A = 0,95 \cdot 0.6831 \cdot 130000 \cdot 0,0096 = 810 \text{ KN}$$

$$\frac{\sigma_{cr}}{f_c} = \frac{1}{\sqrt{1 + \alpha^2}} = 0.683$$

$$\alpha = \frac{\lambda^2 f_c}{\pi^2 E_c} = 1.069$$

$$\lambda = \frac{l_c}{r_g} = 59.76$$

$$l_c = 1.38 \text{ m}$$

$$r_g = 0.023094 \text{ m}$$

$$f_c = 130 \text{ MPa}$$

$$A = 0.0096 \text{ m}^2$$

$$A_s = 0 \text{ m}^2$$

$$E_c = 44000 \text{ MPa}$$

$$\beta = 1.5$$

5.6.3. Conclusiones

Tras el análisis de la rotura de la diagonal comprimida, se pueden extraer diversas conclusiones al respecto:

- La rotura de la celosía se ha debido al colapso de la diagonal comprimida de apoyos.
- La rotura de la diagonal comprimida se ha debido a la aparición de esfuerzos de segundo orden que no han podido ser captados por el modelo numérico. Su estimación se ha realizado en base a las mediciones de las galgas extensiométricas.
- Obtenidos los esfuerzos de segundo orden, la comprobación de ELU propuesta por la SETRA-AFGC propone unos valores conservadores para el pivote C
- La formulación propuesta por [Rom 2005] ofrece una buena aproximación para el dimensionamiento de soportes esbeltos de UHPC que se puede adaptar a los soportes incluidos en celosías de hormigón.
- Las ecuaciones constitutivas a compresión propuestas han tenido una gran aproximación a los fenómenos medidos.

5.7. Modelo numérico lineal para el cálculo del rasante en la junta de hormigonado

El modelo numérico descrito en los puntos anteriores no incluye el comportamiento de la junta de construcción generada y, por tanto, nada se puede saber a partir de él del campo de tensiones que se genera en ella. Para poder intuir las tensiones máximas en esta región se ha elaborado un modelo lineal en el programa comercial SAP2000. Una vez obtenidas las tensiones tangenciales y normales en la junta, se ha utilizado el modelo de cálculo para juntas de hormigonado propuesto en el Artículo 47º para obtener el armado necesario con esa distribución de tensiones. Por último, se ha comparado el armado dispuesto con el teóricamente necesario siguiendo el articulado de la EHE-08. La justificación del empleo de un análisis lineal se basa en el hecho de que durante el ensayo no apareció ningún tipo de fisuración a lo largo de la junta y por tanto, hace pensar que los esfuerzos obtenidos pueden ser en cierta medida aproximados.

La celosía se ha modelado mediante el uso de elementos finitos tipo "Shell", con un coeficiente de Poisson de 0.2. En la *figura 5.40* se puede ver el modelo realizado para la aproximación de las tensiones en la junta de hormigonado. La subdivisión del cordón traccionado y comprimido se ha realizado de tal forma que tanto la junta de hormigonado como la posición del pretensado constituyen una línea de nodos.



Figura 5.40- Esquema del modelo de elementos finitos lineal utilizado en SAP2000 para la estimación de las tensiones en la junta de hormigonado

Para calcular las tensiones máximas se han considerado dos hipótesis de carga. La primera de ellas coincide con el momento de la transmisión del pretensado. Se ha introducido el pretensado como una fuerza equivalente en los extremos. En 4.6.1.4.1 se estimó la longitud de transmisión en 0.35 m. Por ello, para transmitir el pretensado se ha considerado éste distribuido de forma lineal en los primeros 0.35 m de la viga en cada uno de los extremos. El valor del pretensado introducido coincide con la fuerza de pretensado inicial menos las pérdidas hasta la transferencia y las pérdidas iniciales (4.6.1.1 y 4.6.1.3). Por tanto, el valor de pretensado introducido es de 154.2 kN en cada cable.

La segunda de las hipótesis de carga coincide con una carga en el nudo central de la celosía igual a la carga de rotura, 1170 kN y un valor de pretensado igual al pretensado existente justo al inicio del ensayo (4.6.1.4.3) de 126.9 kN, distribuidos de la misma manera que en el anterior caso de carga.

En la *figuras 5.41 y 5.42* se pueden ver los resultados de las tensiones tangenciales y normales en la junta de hormigonado en cada una de las hipótesis consideradas en la primera mitad de la viga.

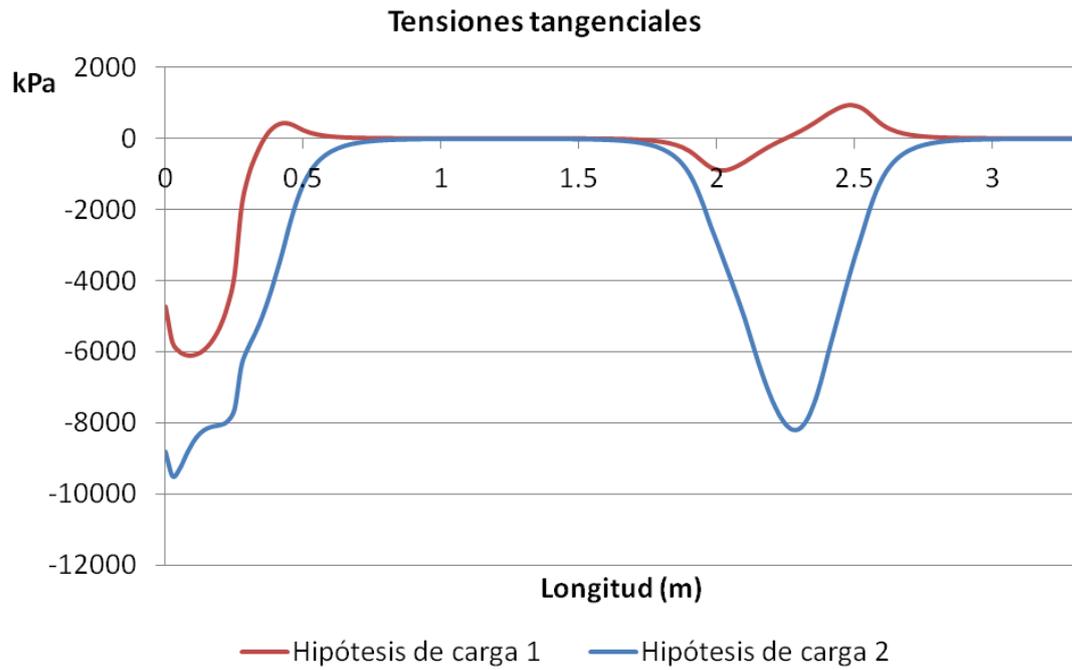


Figura 5.41- Tensiones tangenciales en la junta de hormigonado para las dos hipótesis de carga

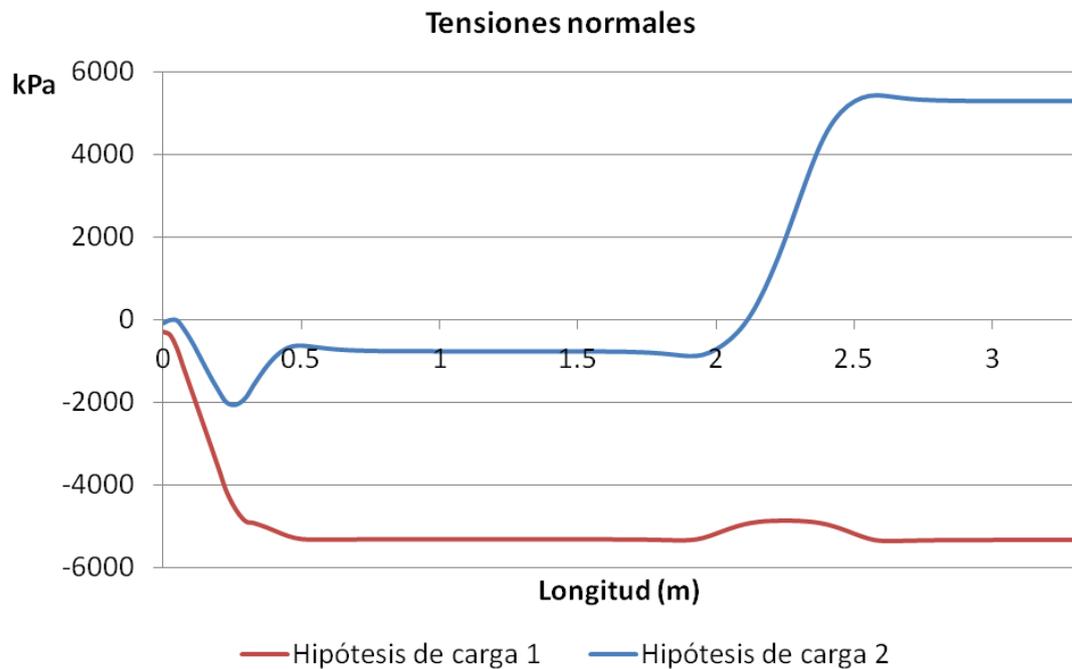


Figura 5.42- Tensiones normales en la junta de hormigonado para las dos hipótesis de carga

Siguiendo el Artículo 47º de la EHE-08, utilizando un parámetro de rugosidad de la junta de $\eta=1$ y con armadura perpendicular a la misma se tiene que:

$$A_{st} = \frac{\tau_{r,d}}{f_{y\alpha,d}} h$$

Siendo,

A_{st} : cuantía de armadura por unidad de longitud

$\tau_{r,d}$: Tensión rasante de cálculo

$f_{y\alpha,d}$: 550 MPa

h : 0.15 m

Se ha considerado el mismo valor para la plastificación del acero que en el modelo numérico de barras de 5.4. La tensión de rasante se ha obtenido como la suma cuadrática de las tensiones normales de tracción y tangenciales. Se ha tomado la tensión más desfavorable de las dos hipótesis de carga. Se ha obviado el efecto favorable de las tensiones normales de compresión.

Con esta formulación, se pueden obtener unas necesidades de armado que se comparan con la armadura de rasante dispuesta en la celosía en la *figura 5.43*. En esa se puede observar la separación de $\emptyset 10$ dispuestos en dos ramas en la junta que son necesarios a lo largo de la longitud de la viga y la armadura que realmente se ha dispuesto. Para hacer más sencillo el gráfico, se muestra solamente la armadura necesaria en la mitad de la viga y se ha representado la armadura dispuesta desde cada uno de los apoyos hasta el centro.

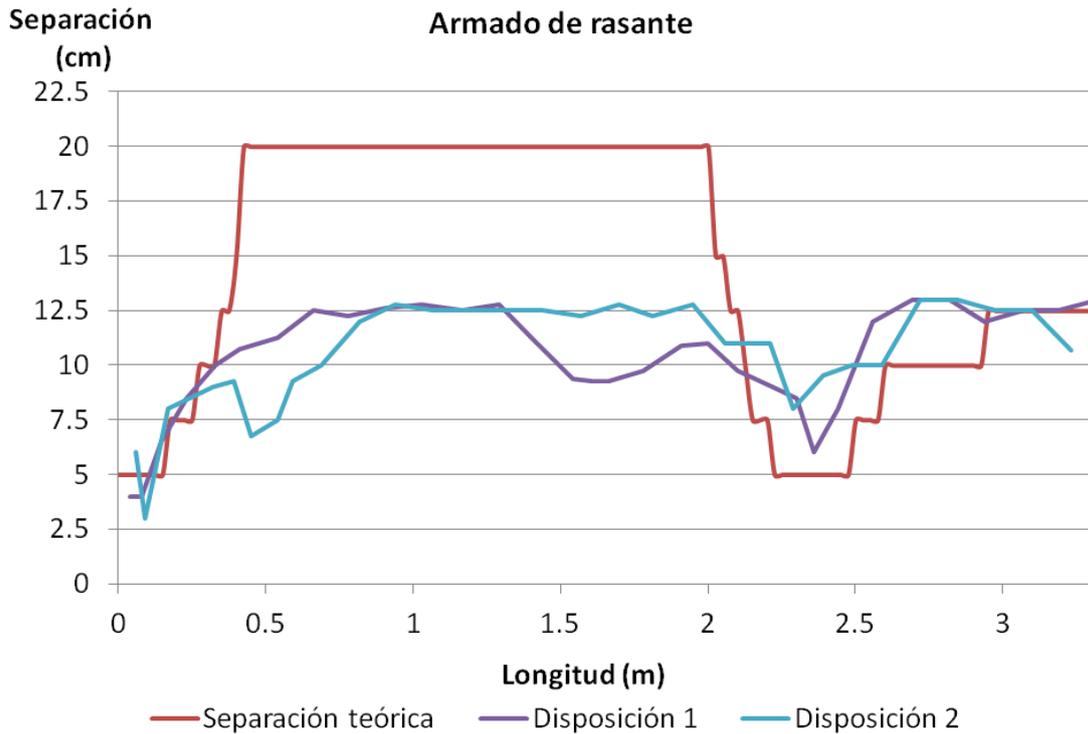


Figura 5.43- Separación teórica de la armadura de rasante y separación dispuesta en la celosía

Siguiendo la formulación de la EHE-08, se ha obtenido la separación de la armadura de rasante necesaria. Actualmente, no se tienen datos de la capacidad resistente de una junta de hormigonado de UHPC, ni tampoco existe ningún tipo de formulación. Sin embargo, el empleo de una gran cantidad de finos en la pasta y la rugosidad que le dan las fibras a la superficie de hormigonado hacen, probablemente, que la resistencia de la junta sea muy superior a una junta tradicional de hormigón armado. Por tanto, es muy posible que mediante este procedimiento se esté infravalorando la resistencia de la junta y aumentando innecesariamente la cantidad de armado. Poder reducir esta cuantía es muy importante ya que facilitaría en gran medida el proceso de puesta en obra del hormigón.

Estas hipótesis se fundamentan en el hecho de que en el ensayo de la celosía ningún tipo de fisuración fue visible en la junta de hormigonado. Esto permite pensar que la junta no ha llegado a plastificar en ningún punto, y por tanto, la propia junta podría estar colaborando junto con el armado a resistir los esfuerzos.

CAPÍTULO VI

6. Conclusiones

Como respuesta a los objetivos planteados en el Capítulo I y como resumen de los resultados del estudio, se plantean a continuación de las conclusiones más relevantes obtenidas del estudio experimental y modelo numérico de la celosía realizada en UHPC. Estas conclusiones se han dividido en dos bloques. Por un lado, se describen las conclusiones que hacen referencia al comportamiento estructural de la celosía y la aptitud del UHPC para formar parte de este tipo de elementos. Por otro lado, se muestran aquellas que hacen especial hincapié en el desarrollo del modelo numérico que ha pretendido representar los resultados experimentales obtenidos.

6.1. Celosías de UHPC

Las conclusiones relativas al comportamiento estructural de la celosía y acerca de la aptitud del UHPC para formar parte de este tipo de elementos se describen de manera breve y esquemática en los siguientes párrafos.

La fabricación de celosías de UHPC hormigonadas de manera continua sin ningún tipo de unión un juntas se convierte en un proceso de fácil estandarización en una central de prefabricados convencional sin la necesidad de una readaptación tecnológica para la fabricación y puesta del UHPC.

El UHPC consigue eliminar los problemas que habían tenido la celosías que utilizaban hormigón convencional, a saber: elevada robustez de las soluciones; problemas de fisuración en los elementos traccionados; elevada cantidad de armado y puesta del hormigón; necesidad de pretensado en elementos traccionados con un incremento de la complejidad del proceso de fabricación.

Se consigue un importante ahorro de material y de peso, explotando al máximo las cualidades del material a tracción y compresión. A compresión se han obtenido resistencias de los elementos de hasta 90 MPa. A tracción, los elementos han mostrado un gran comportamiento en servicio con una elevada capacidad para distribuir y controlar la fisuración. El diseño de la celosía permite un máximo aprovechamiento del pretensado en el cordón traccionado ya que no se transmiten apenas tensiones de tracción al cordón superior evitando el pretensado de compensación en éste. Esto reduce la cantidad de acero y permite un cómodo hormigonado de la celosía por el cordón superior.

El dimensionamiento del pretensado buscando garantizar un estado de descompresión en el cordón traccionado es muy conservador y desaprovecha las propiedades a tracción del material. Se ha observado que hasta una deformación del 3-3.5 ‰ no aparece un proceso de fisuración visible en el UHPC. Es necesario establecer qué nuevos límites se pueden establecer garantizando la durabilidad de las armaduras activas.

Por su parte, los nudos de la estructura han mostrado un buen comportamiento en todo el proceso de caga hasta la rotura sin apreciarse ningún tipo de fisuración a pesar de no contener ningún tipo de refuerzo.

Un preciso dimensionamiento de la zona de apoyos se hace necesario para poder disminuir al mínimo la entrega de este tipo de vigas. En relación al funcionamiento de la zona de apoyo se han obtenido algunas conclusiones. En primer lugar, se ha estimado una longitud de transmisión del pretensado de 35 cm con una penetración del cable de 1,05 mm. Por otro lado, el anclaje en L de la armadura pasiva para el apoyo de la biela de compresión ha funcionado correctamente sin la aparición de ningún tipo de fisuración en la zona de anclaje.

El porcentaje de pérdidas totales a 28 días de de la armadura activa habiendo sido tesada cerca del 70% de la carga último ha sido del 33.2 %.

Las deformaciones diferidas obtenidas están en el rango de las esperadas utilizando las recomendaciones de la SETRA-AFGC.

La junta de hormigonado ha tenido un correcto funcionamiento durante todo el ensayo por lo que el procedimiento para la estimación de los esfuerzos y el refuerzo necesario es válido y conservador. Este tipo de juntas requieren un estudio mucho más profundo para saber la contribución en la junta del UHPC. Esto podría reducir el refuerzo en estas zonas y

permitir un hormigonado más cómodo. En cualquier caso, parece lo más lógico la fabricación de este tipo de celosías en una sola fase sin ningún tipo de junta.

6.2. Modelo numérico

En este apartado se muestran aquellas conclusiones que hacen especial hincapié en todo lo referente al desarrollo del modelo numérico. Al igual que en el apartado anterior se presentan de forma breve en los siguientes párrafos.

El elemento finito en flexibilidad del FEDEASLab es mucho más apto para describir el comportamiento del UHPC que los formulados en rigidez. El elemento finito en flexibilidad ha sido mucho más rápido y preciso que los elementos en rigidez de 6 y 7 nodos.

Las leyes de cálculo obtenidas mediante el análisis inverso de probetas prismáticas 100x100x500 son aptas para la determinación del estado tensional de estructuras con UHPC. Tal y como se indica en las recomendaciones de la SETRA-AFGC el factor de orientación de fibras “K” juega un papel muy importante. Sin embargo, a diferencia de la propuesta de estas recomendaciones, en este estudio se ha obtenido una mejor aproximación afectando también la resistencia a tracción de la matriz por el coeficiente de orientación de fibras. El valor utilizado para este coeficiente ha sido de 1.30 frente al 1.25 de las recomendaciones.

El modelo ha captado con una gran aproximación el comportamiento de los elementos traccionados, tanto de los cordones como de las diagonales.

El modelo numérico realizado es incapaz de recoger los efectos de segundo orden que han aparecido en las diagonales comprimidas debidos a la no linealidad geométrica y a las imperfecciones de la fabricación. Se ha observado como una excentricidad adicional de tan sólo 1 mm es determinante para el fallo. Esto muestra la necesidad de estudios que incluyan la no linealidad geométrica e imperfecciones de elementos de UHPC contenidos en celosías. Por otro lado, la formulación propuesta en [Rom 2005] ha dado un resultado muy aproximado a la carga última de las diagonales comprimidas.

CAPÍTULO VII

7. Líneas futuras de investigación

Durante la realización de este trabajo han surgido ciertas dudas en la forma de abordar determinados problemas que no aparecen resueltas por el estado científico actual. Algunas de estas no sólo se refieren al comportamiento de la celosía, sino al propio comportamiento del material. Todos estos problemas se han recogido de forma esquemática en este capítulo con el que se intenta dar una idea acerca de las próximas investigaciones necesarias para la correcta caracterización del UHPC y de las celosías fabricadas con él.

7.1.UHPC

La determinación del comportamiento constitutivo a tracción del UHPC mediante ensayos a flexión y un posterior análisis inverso está siendo un tema en el que diversos autores están trabajando. Para caracterizar el comportamiento tensión-deformación se utilizan ensayos a cuatro puntos. Sin embargo, no existe un criterio unificado en cuanto a cantos y luces. Además, la deformación pico del diagrama tensión-deformación depende del canto a partir de un concepto denominado longitud característica que no está del todo claro. Además, múltiples leyes tensión-deformación pueden ajustarse al mismo ensayo variando esta deformación. Por ello, se hacen necesarios unos criterios para la realización del

análisis inverso que estén basados en leyes a tracción obtenidas de ensayos a tracción directa.

Otro de los temas de investigación que es necesario desarrollar es el valor del coeficiente "K" obtenido en diferentes elementos estructurales, con diferente armadura y utilizando diversos sistemas de vertido. Caracterizar todo ello y asignar un coeficiente "K" si la necesidad de elaborar un elemento a escala real es algo necesario.

En el ensayo de la cerca se ha detectado que el modelo numérico, utilizando la rigidez obtenido de los análisis inversos, ha dado unas flechas inferiores a las experimentales. El estudio de la deformación de los elementos de hormigón puede ser un campo de estudio en el que nada todavía se ha realizado en UHPC.

Un aspecto crucial para el desarrollo de elementos de UHPC es la consecución de unos acabados superficiales de calidad. Esto conduce al estudio de diversas técnicas para evitar que cualquier fibra quede vista y pueda pinchar a cualquiera que toque su superficie. Además, los materiales finos del UHPC pueden imitar cualquier superficie, por lo que el estudio de los diversos materiales que pueden formar parte de las paredes de encofrado puede resultar interesante.

7.2.Celosías de UHPC

El ensayo de la celosía ha hecho evidente una falta de estudio en el funcionamiento de las diagonales comprimidas que forman parte de una celosía de UHPC. Es necesario poder establecer unos criterios de esbeltez y una forma adecuada para poder estimar los esfuerzos de segundo orden que permitan un cálculo correcto de la celosía para evitar el fallo frágil de estos elementos.

En el ámbito de las celosías, el estudio de la estabilidad lateral de ellas puede ser un factor muy importante en el caso de celosías no arriostradas. Por ello, un estudio acerca de ello sería recomendable en vigas de gran luz sin arriostramiento.

Las zonas de apoyo y entrega constituyen una de las zonas más importantes. El poder reducir al mínimo la entrega necesaria para el correcto anclaje del cordón traccionado es conveniente en el diseño de este tipo de elementos.

Además, teniendo en cuenta el funcionamiento de las diagonales y una vez conocido el comportamiento de los elementos comprimidos se puede optimizar la disposición de las diagonales de la celosía de tal modo que se aproveche al máximo las propiedades del material y se consiga ahorrar la mayor cantidad de volumen de material necesario.

CAPÍTULO VIII

8. Bibliografía

- Aarup, B. 2006 *CRC- Applications of Fibre Reinforced High performance Concrete*. CRC Technology, Denmark
- Acker, P., Behloul, M., 2004. *DUCTAL® Technology: a Large Spectrum of Properties, a Wide Range of Applications*. Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete. Kassel, September 13-15, 2004.
- Adeline, R., Lachemi, M., Blais, P.Y. 1998. *Design and behaviour of the Sherbrooke footbridge*. Proceedings of the International Symposium on High Performance and Reactive Powder Concretes, 1998. Sherbrooke University, p.59-63.
- Ahlbron, T., Steingber, E., 2012. *An Overview of UHPC Efforts through the North American Working Group*. Proceedings of the 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for high performance construction Materials. Kassel, March 7-9, 2012
- Andreasen, A., Andersen, J. 1930. Über die Beziehung zwischen Kornabstufung und Zwischenraum in Producten aus losen Körnern (mit einigen Experimenten)

- Blais, P.Y., and M. Couture. 1999. *Precast, Prestressed Pedestrian Bridge – World's First Reactive Powder Concrete Structure*. PCI Journal, Sept., Vol 44, No. 5: 60-71.
- Camacho, E., López, J.A., Serna, P. 2012 *UHPRC: De los componentes a la estructura*. 54º Congreso Brasileño del Hormigón IBRACON. 8-11 Octubre
- Cheyrezy, M., Beholoul, M. 2001. *Creep and Shrinkage of Ultra-High Performance Concrete. Creep, Shrinkage and Durability Mechanisms of Concrete and other Quasi-Brittle Materials*- Proceedings of the Sixth International Conference CONCREEP-6@MIT, Cambridge, MA, USA, 20-22 August. Ed. By Ulm, F.-J., Bazant, Z.P., and F.H. Wittmann. Elsevier: 527-538
- Droll, K. 2004 *Influence of additions on ultra high performance concrete grain size optimisation*. Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete. Kassel, September 13-15, 2004.
- Fehling, E., Bunje, K., Leutbecher, T. 2004. *Design relevant properties of hardened Ultra High Performance Concrete*. Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete. Kassel, September 13-15, 2004.
- Fehling, E., Schmidt, M., Bunje, K., Schreiber, W.; *Ultra High Performance Composite Bridge across the River Fulda in Kassel – Conceptual Design, Calculations and Invitation to Tender*. 2004. Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete. Kassel, September 13-15, 2004.
- Fidjestol, P., Thorsteinse, R.T., Svennevig, P. 2012. *Making UHPC with Local Materials. The Way Forward*. Proceedings of the 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for high performance construction Materials. Kassel, March 7-9, 2012
- Graybeal, B., Marshall, D., 2006. *Cylinder or Cube. Strength Testing of 80 to 200 MPa Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete*. ACI Materials Journal nº 105-M69.
- Graybeal, B. 2007. *Compressive Behavior of Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete*. ACI Materials Journal, Mar.-Apr.: 146-152.
- Gröger, J., Viet Tue, N., Wille, K. *Bending Behaviour and Variation of flexural Parameters of UHPRC*. Proceedings of the 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for high performance construction Materials. Kassel, March 7-9, 2012
- Hirschi, T., Wombacher, F. 2008. *Influence of different superplasticizers on UHPC*. Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra High Performance Concrete. Kassel, March 5-7, 2008.

- Habel, K., Charron, J.P., Braike, S., Hooton, D., Gauvreau, P., Massicotte, B. 2008. *UHPFRC mix design in central Canada*. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol 35, 2008.
- Habel, K., Charron, J.P., Denarié, E., Brühwiler, E. 2006. *Autogenous deformations and viscoelasticity of UHPFRC in structures. Part I: Experimental Results*
- JSCE. *Guidelines for the Design and Construction of Ultra High Strength Fibre Reinforced Concrete (draft)*.
- Jungwirth, J., Muttoni, A. 2004. *Structural Behaviour of Tension Members in UHPC*. Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete. Kassel, September 13-15, 2004.
- López, J.A. 2011. *Diseño de un muro de contención de tierras para la defensa de taludes en Jávea (Alicante) mediante el uso de Hormigón de Muy Alto Rendimiento*. Proyecto Final de Carrera.
- López, J.A., Serna, P., Camacho, E. 2012. *Structural Design and Preliminary Calculations of a UHPFRC Truss Footbridge*
- Loukili, A., Khelidj, A., Richar, P. 1999. *Hydration kinetics, change of relative humidity, and autogenous shrinkage of ultra-high-strength concrete*. Cement and Concrete Research 29 (1999) 577-584
- Ma, J., and H. Schneider. 2002. *Properties of Ultra-High-Performance Concrete*. Leipzig Annual Civil Engineering Report (LACER), No. 7: 25-32.
- Markovic, I. 2006. *High performance hybrid reinforced fibre concrete. Development and utilization*. PhD-Thesis, Delft university of Technology, January 2006
- Ma, J., Orgass, M., Dehn, F., Schmidt, D., and N.V. Tue. 2004. *Comparative Investigations on Ultra-High Performance Concrete with and without Coarse Aggregates*. Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete. Kassel, September 13-15, 2004.
- Martinie, L., Rossi, P., Roussel N. 2010. *Rheology of fiber reinforced cementitious materials: classification and prediction*. Cement and Concrete Research 40 (2010) 226-234
- Maten, R.N. 2011. *Ultra High Performance Concrete in Large Span Shell Structures*. Master Thesis, TU Delft.
- Monai, B., Schnabl, H., 2008. *Practice of UHPC in Austria*. Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra High Performance Concrete. Kassel, March 5-7, 2008.

- Monleón, S. 2005. Cuadernos de Panorámica General de Puentes. Cuadernos I y II
- Naaman, A.E., Wille, K. 2010. *Some correlation between high packing density, ultra-high performance, flow ability, and fiber reinforcement of a concrete matrix*. BAC2012. Congresso Ibérico sobre betão auto-compactável. Guimarães. 1-2 Julio 2010.
- Neuenhofer, A, Filippou, F.C. 1997. *Evaluation of Nonlinear Frame Finite-Element Models*
- Rom, L., Ellegaard, P., Aarup, B. 2005. *Slender CRC Columns*. Nordic concrete Research, no.34. 2nd issue, 2005. www.crc-tech.com
- SETRA-AFGC. 2002 *Ultra High Performance Fiber Reinforced Concretes. Interim Recommendations*.
- Spacone, E., Ciampi, V, Filippou, F.C. 1994. *Mixed Formulation of nonlinear beam finite element*. Computers&Structures Vol. 58, No. 1, pp. 71-83, 1996.
- Spasojevic, A. 2006. *Possibilities of Innovation in Bridge Design*. École Polytechnique Fédérale de Lausanne, IS-Beton
- Sritharan, S., Bristow, B., and V. Perry. 2003. *Characterizing an Ultra-High Performance Material for Bridge Applications under Extreme Loads*. Proceedings of the 3rd International Symposium on High Performance Concrete, Orlando, Florida.
- Tanaka, Y., Maekawa, K., Kameyama, Y., Ohtake, A., Musha, H., Watanabe, N. 2009. *Innovation and application of UFC bridges in Japan*. BFUP 2009/UHPFRC2009 Proceedings.
- Vande Voort, T., Suleiman M., Sritharan S. 2008. *Design and Performance Verification of Ultra-High Performance Concrete Piles for Deep Foundations (Final report of project entitled Use of Ultra-High Performance Concrete in Teotechnical and Substructure Applications)*. Center of Transportation Research and Education, Iowa State University.
- Viet, N., Küchler, M., Henze, S. 2008. *Modulare truss construction made of ultra high performance concrete*. The 3rd ACF International Conference-ACF/VCA 2008
- Voo, Y.L., Poon, W.K. 2008. *Experimental study on structural behavior of steel fiber reinforced DURA@y875 prestressed bridge girders*. Technical Report, n^o TR-0004. March 2008. DURA TECHNOLOGY SDN BHD PERAK, Malaysia.
- Walraven, J. 2012. *On the way to international design recommendations for Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete*. Proceedings of the 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for high performance construction Materials. Kassel, March 7-9, 2012

West, M. 2006. *Flexible fabric molds for precast trusses*. BFT International. University of Manitoba. http://www.umanitoba.ca/cast_building/research/fabric_formwork/trusses.html