

**ANÁLISIS TEÓRICO Y EXPERIMENTAL DE LA CAPACIDAD
A CORTANTE EN FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA**

Aurelio Domínguez Álvarez

UNIVERSIDAD DE SEVILLA

ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE ARQUITECTURA

DEPARTAMENTO DE ESTRUCTURAS DE EDIFICACIÓN E INGENIERÍA DEL TERRENO

Abril de 2015

AUTOR: Aurelio Domínguez Álvarez

DIRECTORES: Narciso Jesús Vázquez Carretero y David Izquierdo López

A mi padre

AGRADECIMIENTOS

A M^ª Carmen Andrade Perdrix y Luis Vega Catalán por obligarme a empezar con esto
Al Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja por todo lo aprendido
Al personal de la Nave de Ensayos del Torroja por su implicación
A los Fabricantes del Sello CIETAN en general, y a la empresa CÁNDIDO ZAMORA, S.A: en particular
A Pablo Anaya Gil por su ayuda desde la distancia
A Francisco Javier León González por orientarme al comienzo de todo
A Alejandro Pérez Caldentey por su dedicación en un momento muy difícil del trabajo
A Narciso Jesús Vázquez Carretero por conseguir que completara el trabajo
A David Izquierdo López porque siempre ha estado ahí
A mi familia por todo su apoyo, sobre todo a mi madre
A mi hermano Álvaro por darme siempre unos pasos que seguir
Y a Paloma, Álvaro y Juan Aurelio, porque sin ellos nada de esto tendría sentido

ABSTRACT

It is quite common that the precast prestressed concrete products for floor systems, made either with extruding or laying machine, have no transverse reinforcement. These products are mainly completed with a concrete compression slab in order to get a composite structural section.

Although there are plenty of codes and quality guidelines for precast floor systems, it is usually limited to the precast sector. In fact the studies and research advances are focused on industrial improvement, quality and safety. Structural researches develop I-beams, trough-beams or poststressed ties, with high impact in the building sector.

For example, important researches have been made in shear resistance due to compression trusses on big prestressed I-beams with slim web and transversal reinforcement, where shear collapse is completely different from beams for beam-and-block floor systems.

This analysis deals with composite sections with no transverse reinforcement. Shear resistance depends on oblique tensile in the web and fragile break, normally originated from cracks in the weakest fibre.

Since the first researches of Professors Lahuerta and Torroja¹, codes in Spain have always considered shear resistance in prestressed concrete beams for beam-and-block floor systems as double than usual concrete sections with no transverse reinforcement.

This criteria has been maintained through the years and in several versions of the National Codes for precast floor systems: EF-88³, EF-96⁴ and EFHE⁵ in 2003 with small changes. In all of them shear resistance depended exclusively on concrete resistance and on the size of the transverse section, not considering the steel or prestressed contribution. Formulation was both used for positive and negative flexion.

Hollow core slabs, quite common in Europe, had a specific formula for isostatic and not reaching decompression members, developed from elastic criteria. For negative flexion or cracking regions, general expression should be applied.

For the rest of precast concrete elements (pre-slabs, elements with several nerves,...) with no specific formulation, general expressions shall be applied too.

According with recent tendencies of shear analysis in Codes, researches focus on a unique and general expression which would predict shear resistance in every kind of section and/or element, whatever the size, geometric dimensions, reinforcement steel or concrete are. In addition, since the first versions of Eurocodes for concrete, National Codes trend to converge with main European's guidelines. Therefore, shear resistance expression for cracked regions in the Spanish Instruction EHE-08⁶ is the same that can be found in the Eurocode 2⁷. However, the Spanish EHE-08 includes specific criteria in order to apply general expressions for prestressed beams for beam-and-block floor systems. It is so, because predictions used to be more than half the value of real experiences provided by tests.

The problem of monolithism in the composite section must be considered in all these analysis as it is essential in the response of the whole section.

But there are still many aspects of the construction systems that affect the behaviour of the section due to shear resistance, that are not considered in general expressions, such as direct/indirect support, transference length, reinforcement overlap in indirect support, spam continuity, concrete filling up near the support,...

With such an assorted casuistry and the increase of research about shear resistance in concrete members, a deep and huge reflection and a rational reorganization of parameters and expression would be desirable. Furthermore considering that quite often real design situation does not suits theory or code guidelines. This situation can lead to confusion, wrong interpretation or even lack of safety in structures.

For these analysis more than 190 tests on beams for beam and block floor systems have been used. This information comes from shear resistance inspection on precast products of Manufacturers with the CIETAN Quality Mark, and was developed in the Construction Science Institute Eduardo Torroja.

This test has been carried out for more than 40 years, according to CIETAN regulations, which were partially based on European codes. Since 2003 a specific protocol for shear tests on beams for beam-and-block floor systems was included as an annex in EFHE Spanish Instruction.

The CIETAN database also includes shear resistance tests on hollow core slabs without topping, that have not been considered in this analysis, but that could form an interesting starting point for further investigation on fully prestressed precast concrete elements shear resistance.

In this work the behaviour of the members commented in the presence of shear effort is studied both in theoretical and experimental level. Several equations from National and International Codes have been considered to estimate shear resistance. They have been used to develop a comparative analysis with real tests results.

The aim of this work is to show a knowledge state as updated as possible focused on precast elements, specially on partial prestressed beams for beam-and-block floor systems, in order to identify the main parameters that affect shear resistance in these members. The tests results will then be compared with different theoretical formulations and Codes predictions, allowing the isolation of the main parameters.

Finally, a model for predicting shear resistance on beams for beam and block floor system will be proposed to rationalise the analysis of the shear resistance in prestressed concrete sections, according to the experimental results included in the present work.

RESUMEN

Tradicionalmente y aún en la actualidad, un gran número de los elementos resistentes prefabricados ejecutados mediante máquinas ponedoras o extrusoras deslizantes, presentan una configuración geométrica en la que, debido al proceso de fabricación, la colocación de armadura transversal para absorber el esfuerzo cortante es difícil o prácticamente imposible. Estos productos, en su mayoría asociados a sistemas de forjados unidireccionales (viguetas, losas alveolares, prelosas, correas,... etc.) pueden estar en muchos casos completados en obra con una capa de compresión de hormigón en masa, de modo que desde el punto de vista del análisis estructural, se trata de secciones parcialmente pretensadas sin armadura de corte.

Aunque suponen sistemas estructurales ampliamente regulados por normativa específica, tanto desde el punto de vista técnico como del control de calidad, su aplicación mayoritaria dentro del sector de la edificación ha provocado que, en cierta medida, hayan quedado al margen del estudio que desde el ámbito técnico se ha desarrollado en otros elementos prefabricados de mayor envergadura, como las grandes vigas para puentes, las vigas artesas, las traviesas postesadas... etc.

De hecho, los estudios sobre capacidad a cortante en piezas prefabricadas, se han centrado principalmente en el agotamiento por biela comprimida, precisamente en secciones de obra civil donde se combinan secciones delgadas, con pretensado en toda la sección y armadura transversal.

En los tipos de secciones abordados en este análisis, la problemática es distinta, puesto que lo que condiciona la capacidad a cortante de la sección es la ausencia de armadura de corte. De este modo, se alcanza el agotamiento por tracción oblicua en el alma, provocando un fallo o rotura frágil, normalmente asociado a la aparición de fisuras en la fibra más débil de la sección.

Historicamente, en la normativa española el comportamiento frente a esfuerzo cortante de los forjados unidireccionales de viguetas pretensadas y bovedillas, de uso habitual en nuestro país, ha recibido un tratamiento diferencial respecto de las formulaciones establecidas con carácter general para elementos de hormigón (armado y pretensado). A partir de los primeros estudios experimentales de los Profesores Javier Lahuerta Vargas y Eduardo Torroja ¹, y la elaboración de documentos específicos para el control de producción y el cálculo de forjados de viguetas pretensadas ² se estableció como capacidad de tensión tangencial admisible en el elemento un valor del doble del considerado en general para secciones sin armadura transversal.

Este criterio se vino manteniendo en las versiones posteriores de la normativa específica para forjados unidireccionales, la Instrucción EF-88 ³, la Instrucción EF-96 ⁴ y la Instrucción EFHE ⁵ del año 2003, aunque con algunas matizaciones en cada edición. En todos los casos, la capacidad a cortante prevista venía determinada exclusivamente por la resistencia característica del hormigón y la geometría de la sección, sin tener en cuenta la cuantía de acero traccionado o el efecto del pretensado. Además, esta formulación se aplicaba tanto para cortante en flexión positiva como en flexión negativa.

En el caso de losas alveolares, habituales en toda Europa, para elementos isostáticos y secciones donde no se superase el momento de descompresión, se proponía una fórmula adaptada a partir de la expresión de la tensión tangencial en cálculo elástico, introduciendo el tema de la cuantía y el efecto del pretensado como una mejora dentro del término de la tensión admisible. En el caso de flexión negativa o fisuración, se remitía a la expresión general de la capacidad a cortante.

El resto de productos, como las prelosas pretensadas o los elementos nervados, al no tener formulaciones específicas, debían calcularse en todos los casos mediante la expresión general.

Siguiendo la tendencia actual tanto a nivel europeo como nacional, de intentar homogeneizar criterios y unificar el análisis en una sola expresión teórica, la Instrucción EHE ⁶ del año 2008 propone, en la misma línea que el Eurocódigo 2 ⁷, el empleo de dos fórmulas, dependiendo de si se ha alcanzado o no la fisuración en la sección objeto de análisis. Aunque en algunos casos concretos, como el de viguetas pretensadas, donde se comentan ciertas especificaciones particulares para la aplicación de estas expresiones, la realidad es que la mayoría de las configuraciones de estos sistemas estructurales ha conducido a valores teóricos inferiores a los que se empleaban con la normativa específica, en muchos casos debido a las simplificaciones realizadas desde la experimentación hasta el ajuste final de las fórmulas.

Ineludiblemente unido al estudio del cortante, aparece el problema del rasante o monolitismo del sistema, como se denomina en las normas armonizadas de producto ("Product Standard" ⁸).

No hay que olvidar tampoco la complejidad o diversidad de soluciones constructivas que existe a la hora de colocar el elemento prefabricado: apoyo directo, longitud de la entrega, apoyo indirecto y armadura de solape, continuidad o no de vanos, macizado,...etc. que hacen que al problema teórico de la capacidad a cortante y rasante de la sección compuesta se le añadan variables que escapan a la formulación general.

Como puede observarse, a partir de la situación actual parece necesario acometer una profunda reflexión acerca de las distintas líneas de investigación existentes o pendientes de iniciar y los planteamientos normativos, ya que como norma general, las situaciones particulares del proyectista suelen diferir de la situación general contemplada en la normativa, lo que puede inducir a confusiones, criterios de interpretación ad-hoc o incluso falta de seguridad en las estructuras.

Para este estudio, se ha podido contar con los datos de más de 190 ensayos de resistencia a cortante de nervios de forjado formados por vigueta pretensada prefabricada y hormigón en masa, de manera que se refleje eficazmente la geometría de la pieza en el forjado. Estos datos corresponden a los ensayos que se realizan periódicamente en las instalaciones del Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja, como parte del control de producción, sobre los productos de fabricantes en posesión del Sello CIETAN. Estos ensayos se han venido realizando desde hace más de 40 años, siguiendo el protocolo de ensayos propuesto en distintos textos normativos europeos, si bien a partir del año 2003 empezaron a tener cabida nacional a través del anejo 5 de la Instrucción EFHE ⁵.

También se disponen de resultados experimentales de la misma fuente, en losas alveolares sin capa de compresión, por lo tanto secciones prefabricadas pretensadas en su totalidad, que no se han incluido en este estudio, pero que suponen un buen punto de partida para continuar con el análisis del cortante en secciones pretensadas de hormigón.

En el presente trabajo se estudia a nivel teórico y experimental el comportamiento de los elementos y sistemas comentados ante el esfuerzo cortante. Se han empleado para ello las distintas formulaciones disponibles, tanto a nivel nacional como internacional, obteniendo los distintos valores teóricos previstos mediante el cálculo. A partir de los mismos, se ha desarrollado un análisis comparativo para una sección genérica y para algunos casos reales.

Es objetivo del presente trabajo, por tanto, elaborar un estado del conocimiento lo más actualizado posible y centrarlo en el campo específico de la prefabricación, concretamente en elementos parcialmente pretensados de empleo en forjados unidireccionales, de manera que puedan determinarse los parámetros específicos que influyen en la resistencia a cortante del sistema estructural. También es objetivo del trabajo hacer una correlación entre los resultados del comportamiento real de los elementos ensayados y los previstos teóricamente a través del cálculo, incidiendo en las diferencias de cada una de las fórmulas que le sean de aplicación.

Por último, se pretende racionalizar el análisis de la capacidad a cortante en secciones pretensadas mediante la propuesta de un modelo que, recogiendo todas las variables que intervienen en la resistencia a este esfuerzo, concuerden con los resultados experimentales incluidos en el presente trabajo.

¹ Ensayos Javier Lahuerta y Eduardo Torroja (Revista nacional de Arquitectura)

² Normas para la fabricación de viguetas de hormigón pretensado: HP 1-60, de la A.E.H.P. (Asociación Española del Hormigón Pretensado) Madrid. Instituto Eduardo Torroja de la Construcción y del Cemento.(1961)

³ Instrucción para el proyecto y la ejecución de forjados unidireccionales de hormigón armado y pretensado EF-88. RD 824/1988 de 15 de julio. BOE número 180 de 28 de julio de 1988

⁴ Instrucción para el proyecto y la ejecución de forjados unidireccionales de hormigón armado o pretensado EF-96. RD 2608/1996 de 20 de diciembre. BOE nº 19 de 22 de enero de 1997.

⁵ Instrucción para el proyecto y la ejecución de forjados unidireccionales de hormigón estructural realizados con elementos prefabricados EFHE. RD 642/2002 de 5 de julio

⁶ Instrucción de hormigón estructural EHE-08. RD 1247/2008 de 18 de julio.

⁷ EN 1992-1-1 (2004) (English): Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. Y EN 1992-1-1:2004/AC:2008

⁸ UNE-EN-normas de productos

UNE-EN-15037-1: beams for beam and block floor systems

UNE-EN-13747: floor plates for floor systems

UNE-EN-1168: hollow core slabs

⁹ Real Decreto 824/1988, de 15 de julio, por el que se aprueba la "Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado (EH-88)"

¹⁰ ACI-318S (2008) Requisitos Reglamentarios para el Hormigón Estructural. American Concrete Institute.

¹¹ Real Decreto 2661/1998, de 11 de diciembre del Ministerio de Fomento, por el que se aprueba la "Instrucción de Hormigón Estructural (EHE)".

¹² CEB/FIP, Código Modelo 1990 para hormigón estructural. Bulletin d'Information Nº 213/214 - 1993

¹³ Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón armado. Ministerio de Obras Públicas. Decreto 3062/1973 de 19 de octubre. BOE Nº 293.

ÍNDICE GENERAL

RESUMEN.....	3
--------------	---

CAPÍTULO I – Estado del conocimiento

I.1.- INTRODUCCIÓN.....	15
I.2.- BREVE APROXIMACIÓN HISTÓRICA.....	18
I.3.- TEORÍA GENERAL DE LA RESISTENCIA A CORTANTE.....	26
I.3.1.- CONSIDERACIONES PREVIAS.....	26
I.3.2.- CLASIFICACIÓN Y TIPOS DE ROTURA EN ENSAYOS A CORTANTE.....	28
I.3.3.- CÁLCULO DE TENSIONES TANGENCIALES.....	45
I.3.4.- PIEZAS DE HORMIGÓN PRETENSADO.....	51
I.3.5.- ESFUERZO RASANTE.....	57
I.4.- MECANISMOS DE RESISTENCIA A CORTANTE.....	60
I.4.1.- INTRODUCCIÓN.....	60
I.4.2.- CORTANTE RESISTIDO POR EL HORMIGÓN NO FISURADO.....	60
I.4.3.- ENGRANAMIENTO ENTRE ÁRIDOS.....	62
I.4.4.- EFECTO PASADOR.....	70
I.4.5.- EFECTO ARCO.....	73
I.5.- PARÁMETROS QUE INFLUYEN EN LA RESISTENCIA A CORTANTE.....	78
I.5.1.- INTRODUCCIÓN.....	78
I.5.2.- RESISTENCIA A COMPRESIÓN DEL HORMIGÓN.....	78
I.5.3.- LA FISURACIÓN INCLINADA.....	79
I.5.4.- ALAS EN LA CABEZA DE COMPRESION.....	81
I.5.5.- CUANTÍA DE ARMADURA TRACCIONADA.....	82
I.5.6.- EFECTO ESCALA EN LA RESISTENCIA A CORTANTE.....	83
I.5.7.- DESLIZAMIENTO DE LAS ARMADURAS.....	86
I.5.8.- TIPO DE CARGA, DISTANCIA AL APOYO Y CONDICIONES DE APOYO.....	89
I.5.9.- EXISTENCIA DE FUERZAS NORMALES A LA SECCIÓN.....	91
I.6.- MODELOS PARA EL ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE.....	92
I.6.1.- CONSIDERACIONES PREVIAS.....	92
I.6.2.- FORMAS DE RESISTENCIA DE LA PIEZA A ESFUERZO CORTANTE.....	92
I.6.3.- MECANISMO DE ROTURA.....	97
I.6.4.- ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE BASADAS EN LOS CAMPOS DE TENSIONES.....	99
I.6.5.- MODELO MECÁNICO PARA VIGAS DE HORMIGÓN.....	112
I.7.- SOBRE LA SITUACIÓN ACTUAL.....	114

BIBLIOGRAFÍA CONSULTADA

CAPÍTULO II – Análisis de la normativa

II.1.- FORMULACIÓN DE CORTANTE EN LA NORMATIVA NACIONAL.....	123
II.1.1.- INSTRUCCIÓN ESPAÑOLA DE HORMIGÓN.....	123
II.1.2.- INSTRUCCIÓN ESPAÑOLA PARA FORJADOS UNIDIRECCIONALES DE HORMIGÓN...	140
II.2.- FORMULACIÓN DE CORTANTE EN LA NORMATIVA EUROPEA.....	143
II.2.1.- CÓDIGO MODELO.....	143
II.2.2.- EUROCÓDIGO – 2.....	153
II.2.3.- NORMA ARMONIZADA DE PRODUCTO (MARCADO CE).....	158
II.3.- OTRAS NORMATIVAS DE REFERENCIA.....	159
II.3.1.- CÓDIGO AMERICANO ACI (318R).....	159
II.3.2.- CÓDIGO CANADIENSE CSA-2004.....	160
II.3.3.- NORMATIVA FRANCESA (BAEL - CPT PLANCHERS TITRE I).....	161
II.3.4.- NORMATIVA ALEMANA (DIN 1045).....	162
II.4.- SITUACIÓN ACTUAL.....	163
II.4.1.- TENDENCIA EN LA NORMATIVA.....	163
II.4.2.- FORMULACIÓN DISPONIBLE PARA LAS COMPROBACIONES DE CORTANTE.....	164

BIBLIOGRAFÍA CONSULTADA

CAPÍTULO III – Procedimiento experimental

III.1.- INTRODUCCIÓN.....	171
III.2.- DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS.....	172
III.2.1.- ENSAYOS DE CORTANTE.....	172
III.2.2.- ENSAYOS COMPLEMENTARIOS.....	179
III.3.- EVALUACIÓN TEÓRICA.....	185
III.3.1.- CONSIDERACIONES PREVIAS.....	185
III.3.2.- VALORES DECLARADOS POR EL FABRICANTE.....	185
III.3.3.- VALORES OBTENIDOS A PARTIR DE LAS EXPRESIONES TEÓRICAS.....	186
III.3.4.- EXPRESIONES TEÓRICAS EMPLEADAS.....	191
III.3.5.- CRITERIOS DE APLICACIÓN PARA LAS DISTINTAS FÓRMULAS.....	192
III.4.- RESULTADOS OBTENIDOS.....	197
III.4.1.- VALORES PARA CADA FABRICANTE.....	197
III.4.2.- RESULTADOS EXPERIMENTALES DE TODOS LOS MODELOS DE VIGUETA.....	211
III.4.3.- ANÁLISIS DE LA FISURACIÓN.....	214
III.4.4.- VALORES MEDIOS.....	217

CAPÍTULO IV - Discusión

IV.1.- ANÁLISIS DEL PRETENSADO.....	221
IV.1.1.- CRITERIO EMPLEADO.....	221
IV.1.2.- FASES CONSIDERADAS.....	221
IV.1.3.- CÁLCULO REALIZADO.....	222
IV.1.4.- TRANSFERENCIA DEL PRETENSADO.....	223
IV.2.- ANALISIS EN LOS ELEMENTOS.....	224
IV.2.1.- ESFUERZOS.....	224
IV.2.2.- COMPROBACIÓN DE LA FISURACIÓN POR FLEXIÓN.....	225
IV.2.3.- ANÁLISIS PREVIO MEDIANTE MODELO DE EE.FF.....	233
IV.2.4.- ESTUDIO DE LAS TENSIONES EN LAS SECCIONES DE REFERENCIA.....	236
IV.3.- TIPOS DE ROTURA.....	260
IV.3.1.- DOCUMENTACIÓN DISPONIBLE.....	260
IV.3.2.- ENSAYOS EN VIGUETAS AISLADAS.....	261
IV.3.3.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 220 MM.....	264
IV.3.4.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 250 MM.....	274
IV.3.5.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 300 MM.....	276
IV.3.6.- LOCALIZACIÓN DE LA SECCIÓN DE ROTURA.....	278
IV.4.- DESVIACIÓN ENTRE VALORES EXPERIMENTALES Y TEÓRICOS.....	282
IV.4.1.- INTRODUCCIÓN.....	282
IV.4.2.- EXPRESIONES SIMPLIFICADAS PARA SECCIÓN RECTANGULAR.....	283
IV.4.3.- EXPRESIONES PARA GEOMETRÍA COMPLETA.....	287
IV.4.4.- EXPRESIONES CON EL RESTO DE PARÁMETROS (F_{ck} , σ'_{cd} , ρ).....	290
IV.4.5.- COMPARATIVA DE LAS FORMULACIONES PRINCIPALES.....	292
IV.5.- LA GENERALIZACIÓN EN LAS EXPRESIONES TEÓRICAS.....	294
IV.5.1.- LA GEOMETRÍA DE LA SECCIÓN.....	294
IV.5.2.- EL EFECTO DEL PRETENSADO.....	296
IV.5.3.- EL EFECTO DE LA SIMPLIFICACIÓN.....	298
IV.6.- PLANTEAMIENTO DEL MODELO.....	299
IV.6.1.- CONCLUSIONES DEL ANÁLISIS.....	299
IV.6.2.- SECCIÓN DE COMPROBACIÓN.....	301
IV.6.3.- MODELO A PARTIR DE LA INFLUENCIA DEL PRETENSADO.....	308
IV.6.4.- MODELO A PARTIR DEL AGOTAMIENTO DEL NERVIO IN SITU.....	318
IV.6.5.- PROPUESTA.....	324
IV.7.- DISPERSIÓN DE LOS VALORES TEÓRICOS.....	334
IV.7.1.- IDENTIFICACIÓN DE PARÁMETROS.....	334
IV.7.2.- COMPARACIÓN DE VALORES.....	334
IV.7.3.- RESULTADOS OBTENIDOS.....	343
IV.7.4.- COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD.....	344
IV.8.- LINEAS DE INVESTIGACIÓN ABIERTAS.....	346
IV.8.1.- CONTENIDO.....	346
IV.8.2.- ANÁLISIS EN EL CASO DE VANOS EN CONTINUIDAD.....	346
IV.8.3.- COMPROBACIÓN PARA OTRAS TIPOLOGÍAS DE FORJADOS PREFABRICADOS.....	356

CAPÍTULO V – Conclusiones. Aportaciones y líneas de trabajo abiertas

V.1.- BASE DE DATOS EXPERIMENTAL.....	361
V.1.1.- INTRODUCCIÓN.....	361
V.1.2.- SIGNIFICADO DE LA BASE DE DATOS DOCUMENTADA EN ESTE TRABAJO.....	362
V.1.3.- INTERÉS POR PARTE DEL SECTOR DEL PREFABRICADO.....	363
V.1.4.- FINALIDAD DE LA BASE DE DATOS.....	363
V.2.- MODELO PROPUESTO.....	364
V.2.1.- SUPUESTOS INICIALES.....	364
V.2.2.- MODELO PROPUESTO.....	366
V.2.3.- VALORACIÓN DE LOS RESULTADOS OBTENIDOS.....	371
V.3.- SOBRE LAS ESTRUCTURAS EXISTENTES.....	373
V.3.1.- ALCANCE.....	372
V.3.2.- EVALUACIÓN DE FORJADOS EXISTENTES.....	372
V.4.- FUTURAS LÍNEAS DE TRABAJO ABIERTAS.....	373
V.4.1.- FORJADOS UNIDIRECCIONALES DE VIGUETA PRETENSADA.....	373
V.4.2.- CORTANTE EN OTROS TIPOS DE FORJADOS PREFABRICADOS.....	375
V.5.- SÍNTESIS.....	377

ANEXO I

A.I.- ENSAYOS DE CONTRASTE DEL SELLO CIETAN.....	383
A.I.1.- CONTENIDO.....	383
A.I.2.- TABLA RESUMEN DE ENSAYOS.....	384
A.I.3.- VALORES TEÓRICOS.....	385
A.I.4.- CRITERIOS DE CÁLCULO EMPLEADOS EN EL ANÁLISIS.....	385
A.I.5.- ACTAS DE ENSAYOS.....	389

ANEXO II

A.II.- ENSAYOS ADICIONALES.....	589
A.II.1.- CONTENIDO.....	589
A.II.2.- TABLA RESUMEN DE ENSAYOS.....	590
A.II.3.- ENSAYOS EN VIGUETAS AISLADAS.....	591
A.II.4.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 220 MM.....	599
A.II.5.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 250 MM.....	638
A.II.6.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 300 mm.....	650

ANEXO III

A.III.- DOCUMENTACIÓN GRÁFICA EN SOPORTE DIGITAL	
--	--

**ANÁLISIS TEÓRICO Y EXPERIMENTAL DE LA CAPACIDAD
A CORTANTE EN FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA**

Aurelio Domínguez Álvarez

UNIVERSIDAD DE SEVILLA

ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE ARQUITECTURA

DEPARTAMENTO DE ESTRUCTURAS DE EDIFICACIÓN E INGENIERÍA DEL TERRENO

Abril de 2015

AUTOR: Aurelio Domínguez Álvarez

DIRECTORES: Narciso Jesús Vázquez Carretero y David Izquierdo López

CAPITULO I

Estado del Conocimiento

CAPÍTULO I

I.1.- INTRODUCCIÓN.....	15
I.2.- BREVE APROXIMACIÓN HISTÓRICA	18
I.3.- TEORÍA GENERAL DE LA RESISTENCIA A CORTANTE	26
I.3.1.- CONSIDERACIONES PREVIAS.....	26
I.3.2.- CLASIFICACIÓN Y TIPOS DE ROTURA EN ENSAYOS A CORTANTE	28
I.3.3.- CÁLCULO DE TENSIONES TANGENCIALES	45
I.3.4.- PIEZAS DE HORMIGÓN PRETENSADO.....	51
I.3.5.- ESFUERZO RASANTE.....	57
I.4.- MECANISMOS DE RESISTENCIA A CORTANTE	60
I.4.1.- INTRODUCCIÓN	60
I.4.2.- CORTANTE RESISTIDO POR EL HORMIGÓN NO FISURADO	60
I.4.3.- ENGRANAMIENTO ENTRE ÁRIDOS.....	62
I.4.4.- EFECTO PASADOR.....	70
I.4.5.- EFECTO ARCO	73
I.5.- PARÁMETROS QUE INFLUYEN EN LA RESISTENCIA A CORTANTE.....	78
I.5.1.- INTRODUCCIÓN	78
I.5.2.- RESISTENCIA A COMPRESIÓN DEL HORMIGÓN	78
I.5.3.- LA FISURACIÓN INCLINADA.....	79
I.5.4.- ALAS EN LA CABEZA DE COMPRESION	81
I.5.5.- CUANTÍA DE ARMADURA TRACCIONADA.....	82
I.5.6.- EFECTO ESCALA EN LA RESISTENCIA A CORTANTE	83
I.5.7.- DESLIZAMIENTO DE LAS ARMADURAS.....	86
I.5.8.- TIPO DE CARGA, DISTANCIA AL APOYO Y CONDICIONES DE APOYO.....	89
I.5.9.- EXISTENCIA DE FUERZAS NORMALES A LA SECCIÓN	91
I.6.- MODELOS PARA EL ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE	92
I.6.1.- CONSIDERACIONES PREVIAS.....	92
I.6.2.- FORMAS DE RESISTENCIA DE LA PIEZA A ESFUERZO CORTANTE.....	92
I.6.3.- MECANISMO DE ROTURA	97
I.6.4.- ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE BASADAS EN LOS CAMPOS DE TENSIONES.....	99
I.6.5.- MODELO MECÁNICO PARA VIGAS DE HORMIGÓN.....	112
I.7.- SOBRE LA SITUACIÓN ACTUAL	114
BIBLIOGRAFÍA CONSULTADA	

I.1.- INTRODUCCIÓN

Se parte de una premisa básica en el ámbito estructural, por la cual la rotura a cortante debe evitarse por su modo brusco de producirse, y, además, porque la fisuración diagonal deja la estructura prácticamente inservible. Cómo se ha llegado a esta forma de afrontar el problema del cortante, a lo largo de la historia como material estructural del hormigón armado, su conocimiento empírico y su reglamentación, supone un criterio, no por evidente y cualitativo, menos fundamental.

En el siguiente capítulo se tratará de exponer el recorrido que la investigación ha llevado a cabo desde los primeros modelos de comienzos del siglo XX, basados en la experimentación, hasta las últimas formulaciones en reglamentos y códigos técnicos, que suponen la consolidación de ese conocimiento y las herramientas básicas para el diseño.

Las roturas en vigas de hormigón armado sin armadura transversal, se clasifican en roturas por flexión o roturas por cortante. En el primer caso, si existe suficiente cuantía de acero, el agotamiento se alcanza por aplastamiento del hormigón en la cabeza comprimida, habiendo podido llegar o no el acero al límite de su capacidad. En general, es una fisura de la zona central del vano la que aumenta su espesor, localizándose en ella la rotura, ya sea por colapso del hormigón, o rotura del acero.

La rotura por cortante se localiza en una fisura diagonal, que puede producirse de dos modos distintos:

- En el primero, que la fisura se extienda de uno a otro extremo de los elementos resistentes encargados de transmitir los esfuerzos normales, esto es, la cabeza de compresión y la zona traccionada -cordón comprimido y cordón traccionado empleando la analogía de una celosía-. En este caso, la rotura, normalmente brusca y con carácter explosivo (aunque en los casos de armadura transversal sí se aprecia cierta lentitud en el proceso), se ha llamado tradicionalmente “por clivaje” al producirse una situación de cordón comprimido y cordón traccionado, sin elemento de cosido entre ambos. Este término ya no se emplea en la actualidad, describiéndose por lo general como rotura del alma por agotamiento del alma.
- En el segundo de los casos, la fisura se detiene a cierta distancia de la cabeza de compresión, y la viga falla por aplastamiento del hormigón. Esta rotura se llama de cortante-compresión, y el colapso del material es idéntico al que correspondería al agotamiento de la cabeza comprimida en un elemento solicitado a flexión.

En cualquier caso, antes de producirse la rotura por cortante, el estado tensional del alma de una viga de hormigón fisurada no verifica el estado que podría preverse aplicando la teoría de la elasticidad, lo que ha llevado a plantear cómo considerar un elemento fisurado para transmitir el cortante combinado con esfuerzos axiales y de flexión. Para dar respuesta a este planteamiento, es necesario identificar los diferentes mecanismos que se movilizan en un elemento fisurado.

En el análisis del valor del cálculo a rotura no existe un criterio único, ya que se barajan diversas expresiones teóricas, dependiendo de la Normativa de cada país. En general en todas ellas se admite la colaboración del hormigón, resultando fórmulas aditivas en las que se suma la contribución del mismo a la de las armaduras transversales (caso de existir).

La contribución a la resistencia a cortante del hormigón se basa en varios efectos, que han sido estudiados ensayando hasta rotura vigas sin armadura de corte, y son, por tanto, independientes del efecto de la celosía.

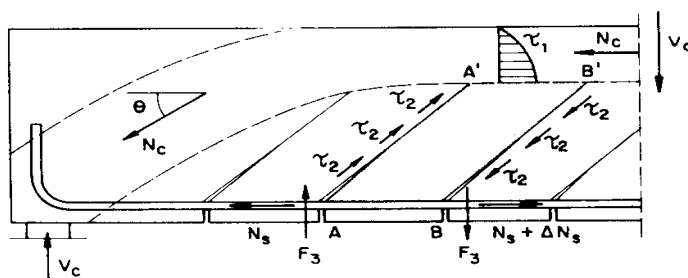


Fig.i.1.- Mecanismos de resistencia a esfuerzo cortante en secciones sin armadura transversal según Taylor¹

- Resistencia a cortante de la cabeza comprimida: en las piezas a flexión existe una zona superior a la que no llegan las fisuras, y en esta zona (cabeza comprimida) aparecen tensiones tangenciales τ_1 que contribuyen a resistir el cortante V_c . Esta resistencia depende de la resistencia del hormigón a tracción (f_{ct}), y por lo tanto, de la resistencia característica a compresión (f_{ck}), y del volumen de esta cabeza comprimida, que a su vez es función de la cuantía de acero traccionado y el momento flector.
- Efecto arco: la cabeza comprimida se inclina en las proximidades del apoyo (zona de máximo cortante), por lo que la compresión longitudinal en dicha cabeza (N_c) tiene una componente vertical $N_c \cdot \text{sen}\theta$ que contribuye a resistir el cortante V_c , transmitiéndolo al apoyo. Se forma así en la viga un arco atirantado ("bow string"). Este efecto (junto con la tensión tangencial en esta zona no fisurada), por el que se resiste entre el 20 y el 40% de V_c , dependiendo de la relación canto/ luz de la viga, está condicionado por la capacidad de la armadura longitudinal que llega al apoyo y actúa como tirante.
- Efecto de engranamiento de áridos: las bielas, o zonas de hormigón entre dos fisuras de flexión, son capaces de resistir un cierto esfuerzo cortante. La biela AA'BB' de la figura i.1.- puede considerarse como una ménsula empotrada en la cabeza comprimida (su sección de empotramiento sería A'B') y sometida a una fuerza ΔN_s situada a la altura de la armadura principal. La deformación de la ménsula exige un alargamiento de la fibra A'A y un acortamiento de la B'B. Tanto al alargamiento como al acortamiento se opone el engranamiento de los áridos que cosen entre sí las dos caras de la fisura, produciendo unas tensiones τ_2 . Este efecto, que cubre del 30 al 50% de V_c , depende de la fracción de árido grueso y del canto útil del elemento. Para una misma fracción, el efecto es mayor (en términos relativos) en vigas de pequeño canto, placas y losas ($d = 200$ mm) que en vigas de grandes

cantos ($d = 1000$ mm), lo que se tiene en cuenta en el cálculo generalmente a través del coeficiente ξ , a partir de los estudios desde la mecánica de la fractura y el engranamiento de los áridos.

- d) Efecto pasador: la biela AA'BB' está también rigidizada por la armadura longitudinal, que la atraviesa como el pasador de un cerrojo y la cose, oponiéndose a su deformación mediante unas fuerzas rasantes "F₃" análogas a las tensiones τ_2 . Este efecto cubre entre el 15 y el 25% de V_c .
- e) Efecto del pretensado: en las piezas pretensadas, la presencia de tensiones de compresión debidas al pretensado, ya sea total o parcial de la sección, incrementa la resistencia a cortante de las vigas. Esto se debe a que tensiones de compresión internas en la pieza favorecen el efecto arco y el efecto pasador, mejorando el comportamiento en general. Sin embargo, el pretensado presenta problemas de transferencia en las zonas próximas a los apoyos, donde el esfuerzo cortante es mayor.

En virtud de estos efectos, resulta que el hormigón puede resistir, en la situación de rotura, un esfuerzo cortante V_{cu} , por lo que la resistencia última a cortante V_u de una pieza con armaduras transversales tendría dos términos:

$$V_u = V_{cu} + V_{su}$$

El primero (V_{cu}), expresa la capacidad a cortante del hormigón y el segundo (V_{su}), la de las armaduras transversales. El trabajo en celosía del conjunto hormigón – armaduras transversales no aumenta las tensiones tangenciales en el hormigón, puesto que sólo crea en el mismo compresiones inclinadas según las bielas, mientras que las armaduras transversales recogen las tracciones. Únicamente es necesario comprobar que las compresiones no llegan a agotar al hormigón por aplastamiento.

V_{cu} es un término empírico, introducido en la formulación por Leonhardt¹³, a raíz de la experimentación llevada a cabo en la década de los sesenta, para explicar la diferencia observada entre los ensayos y la teoría del método de bielas y tirantes.

En piezas sin armadura de corte, no es necesario comprobar la resistencia del alma de hormigón a compresión oblicua (bielas inclinadas), puesto que siempre será más limitativa la resistencia del alma a tracción (diagonales traccionadas).

Cuantificar la influencia de cada uno de estos mecanismos básicos en la resistencia a cortante no es inmediato, debido a que se trata de un sistema altamente hiperestático, que depende de gran número de parámetros. Esto ha llevado a la situación actual, donde la importancia de cada mecanismo se determina de diferentes maneras por cada investigador, ya que cada uno plantea un modelo físico distinto.

Por lo tanto, existen gran número de propuestas teóricas para evaluar la capacidad a cortante, desde el momento en que cada investigación tiende a centrarse en algún parámetro en concreto, ajustando el modelo a los casos concretos estudiados.

I.2.- BREVE APROXIMACIÓN HISTÓRICA

A comienzos del siglo XX se asociaba el agotamiento por cortante en elementos de hormigón armado, exclusivamente a una cuestión de capacidad del material y tensiones tangenciales soportadas, probablemente como asimilación a la experiencia y el conocimiento en elementos estructurales de acero y madera. La armadura transversal actuaría en este caso como conectores de cortante, absorbiendo las tensiones tangenciales ortogonales a su directriz por efecto pasador, como ocurre en las vigas de estos materiales tradicionales comentados anteriormente.

En 1899 W. Ritter² plantea el concepto de tracción oblicua en el alma de una viga de hormigón, haciendo una analogía con las diagonales de una celosía, llegando incluso a proponer que los cercos de una viga de hormigón armado contribuían a la resistencia del esfuerzo cortante absorbiendo a su vez los esfuerzos de tracción, en lugar de los tangenciales. Este modelo no fue unánimemente acogido, dando lugar a dos líneas de trabajo. Por un lado, quienes, basándose en el análisis elástico de secciones macizas, mantenían que los cercos resistían tensiones tangenciales, y otra, adoptando el modelo de Ritter, basada en la teoría de tracción oblicua en el alma.

Esta discusión se concluyó en 1909 cuando E. Mörsh³, demostró que si un elemento está sometido a tensiones tangenciales puras, existe una tracción diagonal cuya inclinación es aproximadamente 45°. De este modo, al ser la resistencia a tracción del hormigón muy inferior a la de compresión, la rotura – y por tanto la fisuración previa – correspondía a un fenómeno de tracción diagonal en el alma.

Del mismo modo, propone un modelo de diseño para las secciones de hormigón armado ante sollicitaciones de cortante, a partir de la suposición de que el fallo se produce en una sección crítica de hormigón no fisurado cuando el plano vertical alcanza una tensión de cortante aplicada en dicha sección de valor V / bd , que supera el cortante último que el hormigón es capaz de resistir, V_u / bd . Supone la introducción del concepto de tensión de cortante como medida de la tracción oblicua en el alma. También confirma el modelo de Ritter, por el cual los cercos colaboran en la resistencia a cortante de la sección absorbiendo tracciones, una vez que se forma la fisura diagonal que los atraviesa. No obstante, Mörsh pensó que la capacidad a cortante de una sección era una constante de la resistencia característica del hormigón, por lo que quedó así relacionada la resistencia a cortante con una sola variable, en este caso la resistencia a compresión del hormigón. Este aspecto ha sido el que ha presidido hasta hace relativamente poco tiempo, la mayoría de las expresiones en códigos y reglamentos.

En ese mismo año 1909, A.N. Talbot⁴, a partir de los resultados obtenidos tras ensayar 106 vigas de hormigón armado sin cercos, demostró que la capacidad a cortante no solo depende de la resistencia del hormigón, sino también de la cantidad de armadura longitudinal traccionada, la longitud de la viga, y el canto útil de la sección. Desgraciadamente, estas apreciaciones cualitativas no se tradujeron en resultados o modelos matemáticos, por lo que sus conclusiones no llegaron a tener repercusión en el

ámbito de las estructuras, siendo necesarias algunas décadas más de ensayos y experimentación para alcanzar estos conceptos que hoy se consideran indispensables en la evaluación a cortante.

Los primeros modelos en los Estados Unidos durante la década de 1910, por tanto, mantenían que la capacidad a cortante en elementos de hormigón dependía exclusivamente de la resistencia característica a compresión de éste.

A finales de la Primera Guerra Mundial, y a partir del intento de incluir barcos de hormigón dentro de las flotas de combate, se retoman las investigaciones en los elementos de hormigón armado. Como resultado de las mismas, se concluye que emplear por sistema la resistencia a compresión del material como parámetro exclusivo para valorar la capacidad a cortante, conducía en muchos casos a predicciones excesivamente conservadoras, con el consiguiente encarecimiento de la producción, aspecto éste fundamental en aquella época.

En la década de 1940 Moretto⁵ propone un modelo empírico para la evaluación de la capacidad a cortante, donde se incluía la resistencia a compresión del hormigón y la cuantía de armadura longitudinal.

A lo largo de las décadas de 1950 y 1960, se produce un abundante trabajo de investigación en el campo del cortante en el hormigón armado, tanto debido a algunos accidentes en estructuras, como por la definitiva irrupción en el ámbito de la construcción del hormigón armado como primer material estructural. Los resultados de estas investigaciones pusieron de manifiesto que el cortante en el hormigón armado es un fenómeno complejo y que implica más de una variable. Esto suponía retomar los conceptos anunciados por Talbot a comienzos de siglo.

A principios de 1950 A.P. Clark⁶ propone una expresión matemática para la evaluación del cortante donde se incluían tres variables: la luz de cortante mediante la relación (a/d) , la cuantía de armadura traccionada y la resistencia a compresión del hormigón.

La relación luz de cortante – canto (a/d) , se presenta como una variable importante, puesto que considera dos de los factores que afectan directamente a la capacidad a cortante: la longitud de la viga y su canto. De hecho, Clark muestra que al crecer esta relación de $1,2 \cdot d$ a $2,3 \cdot d$, la capacidad a cortante se reduce a la mitad. El problema principal al usar la relación a/d como variable en las expresiones de capacidad a cortante, radica en su exclusividad para el caso de cargas puntuales, al tener que definir el valor de la luz de cortante. En los casos de carga continua este parámetro no tiene especial significado físico.

En los trabajos de investigación que se desarrollarían en la Universidad de Illinois, se comprobó que la proporción a/d , relaciona a su vez las tensiones normales de flexión con la tracción diagonal del alma, pudiendo sustituirse por M/V_d . Esto supuso un gran salto en el análisis de piezas de hormigón sometidas a esfuerzo cortante.

En 1953 Ferguson y Thompson⁷ demuestran que la resistencia a esfuerzo cortante no crece proporcionalmente a la resistencia a compresión, sino que a partir de un cierto valor, ésta varía poco.

En Agosto de 1955, el colapso parcial de la estructura horizontal del Wilkins Air Force Depot Warehouse en Ohio, por agotamiento a tensiones tangenciales, motivó la revisión de las disposiciones recogidas en el Código ACI, si bien los estudios que se llevaron a cabo concluyeron que la causa del colapso se debió exclusivamente a tensiones de tracción de origen térmico en las vigas.

La normativa con que se diseñaron estas vigas permitía colocar cercos sólo en las zonas próximas a los apoyos, donde el cortante era mayor, pudiendo prescindir de esta armadura transversal en el resto del vano, lo que suponía la existencia de secciones sin capacidad para absorber la tracción oblicua en el alma, contado por lo tanto únicamente con la capacidad del hormigón, muy limitada con acciones concomitantes de tracción por efectos térmicos.

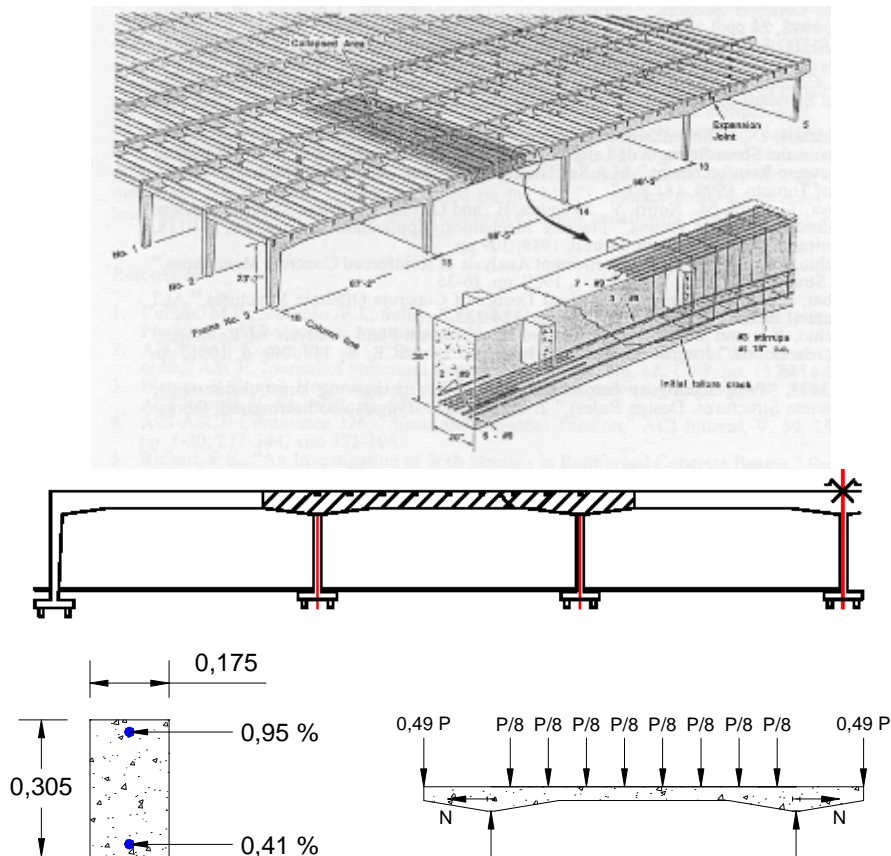


Fig. i.2.-a. Detalle de las vigas en el Wilkins Air Force Depot Warehouse (Ohio, 1955)

Este accidente demostró las deficiencias del procedimiento de cálculo de la época, que no consideraba la influencia de la carga axial, el tamaño de los elementos ni la cuantía de armadura longitudinal. A raíz del mismo, Elstner y Hognestad⁸ desarrollaron en 1.957 las primeras investigaciones que tuvieron en cuenta la influencia del esfuerzo axial de tracción sobre la resistencia a cortante de un elemento estructural.

Se realizó una campaña de ensayos donde se reproducían a escala 1:3 uno de los pórticos colapsados. Se reprodujeron los esfuerzos mediante la aplicación de ocho cargas puntuales y otras dos en los voladizos, tal y como se indica en el esquema anterior.

Las conclusiones de dichos trabajos fueron que la resistencia a cortante de un elemento lineal se reduce cuando existen tracciones, ya que las fisuras se propagan a mayor velocidad que cuando no existen

dichos esfuerzos. La armadura longitudinal necesaria debe prolongarse más allá de lo que las normativas imponían para resistir el momento en la sección analizada.

Desafortunadamente, tras el desastre, la investigación se concentró en evaluar el efecto negativo de la existencia de tensiones de tracción, dejando de lado el efecto negativo del incremento del canto y las bajas cuantías de armadura longitudinal. Como resultado de las mismas, las condiciones de diseño de la década de 1960 penalizaban enormemente elementos con tensiones de tracción, mientras que favorecían sobremanera la presencia de tensiones de compresión.

En 1964, Kani⁹ propone un nuevo modelo para el análisis de elementos sin armadura transversal. Básicamente, se considera la viga como un peine, donde las púas representan el hormigón entre las fisuras de flexión, que se encuentran empotradas en la cabeza de compresión de la viga. Sobre las púas actuaría un cortante a partir de la variación de fuerza en la armadura longitudinal traccionada.

En 1968 Fenwick y Paulay¹⁰, entre otros, desarrollan el modelo de Kani, describiendo los mecanismos de transferencia de esfuerzo cortante, y señalando la importancia del engranamiento entre áridos y la transferencia por fricción entre las dos caras de las fisuras.

En 1973 H.B. Kupfer¹¹ desarrolla a partir de una campaña experimental un criterio de rotura a partir del análisis no lineal de la relación tensión-deformación en estados de tensión biaxial, generando una ecuación diferencial con coeficientes variables para el análisis del problema. A partir de estos criterios, quedó definida una “superficie de rotura de Kupfer”.

En 1974 Taylor¹² analiza en profundidad el modelo de Kani, completando un listado donde se identifican los mecanismos de resistencia a cortante en secciones sin armadura transversal, y el porcentaje de cada uno en la contribución a la capacidad total. Esta aportación es fundamental para interpretar el fenómeno, y salvo ciertos ajustes en los porcentajes, y la adición de algún otro fenómeno (efecto del pretensado), corresponde a la descripción de los mecanismos de resistencia del apartado i.1.-

En 1977, Leonhardt, Rostásy, Mac Gregor y Patzak¹³, concluyeron también que la temperatura y las retracciones conducen en algunas situaciones a fisuraciones de cortante no previstas. Al estudiar ensayos anteriores sin aplicar esfuerzos normales y compararlos con los de su investigación, observaron que la existencia de tracciones producía una reducción de la resistencia a cortante.

A partir del modelo de Kani y las conclusiones de Taylor se realizan otros desarrollos del modelo de dientes, como el de Hamadi y Regan¹⁴ en 1980 o la propuesta de Reineck¹⁵ de 1991, donde se consideran todos estos mecanismos que se movilizan durante la resistencia a cortante, mediante un cálculo numérico no lineal.

En agosto de 1991, el fallo por cortante en una plataforma off-shore, demostró dramáticamente algunas de las deficiencias en las condiciones de diseño. Una de las paredes de las células triangulares situadas en la base de la estructura, al romperse por un fallo local, permitió que el agua inundase los tanques

centrales. Al aumentar la presión sobre las paredes de hormigón, que carecían de armadura de corte, se produjo el colapso por cortante en las secciones solicitadas a grandes esfuerzos axiales, además del incremento de esfuerzo cortante por el empuje del agua.

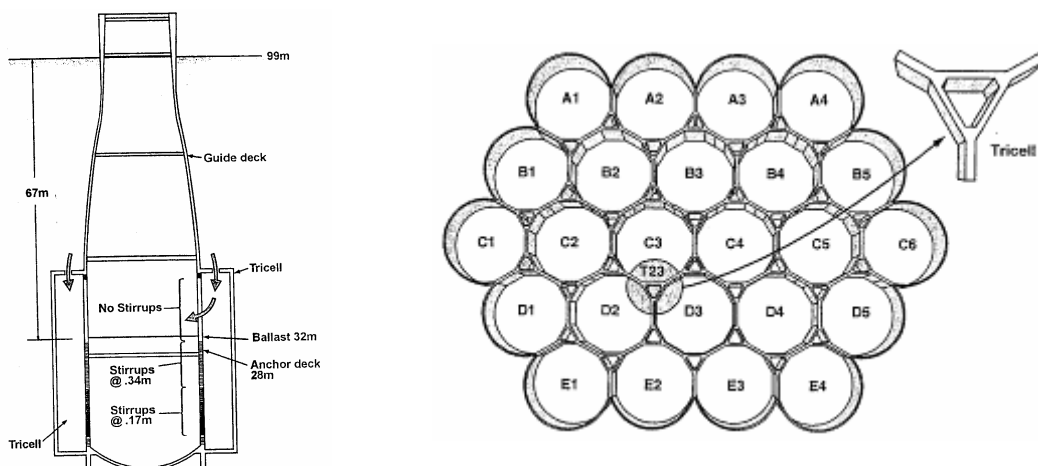


Fig. i.2.-b. Esquema de funcionamiento y colapso en la estructura de plataformas off-shore. Norwegian Slipner (1991)

La decisión de suprimir los cercos en las paredes de hormigón estaba basada en el Código Noruego de 1977. Como la mayor parte de los códigos tras el colapso de la estructura en Ohio en 1955, se partía de la base de que grandes tensiones de compresión aumentaban notablemente la resistencia a cortante. El suceso demostró que confiar la capacidad a cortante a la interacción axil-cortante, podía quedar del lado de la inseguridad.

Por otro lado, el método del Campo Modificado de Tensiones (MCFT), que se terminó de elaborar en 1987, ha demostrado, ser una herramienta eficaz a la hora de predecir con bastante exactitud y de manera sencilla, la respuesta de elementos armados de hormigón sometidos a esfuerzos cortantes. Su mayor diferencia respecto a otras teorías de campos tensionales reside en la consideración en el cálculo de la existencia de tensiones de tracción en el hormigón fisurado. Fue propuesto Collins¹⁶ a partir de trabajos análogos que analizaban el problema de la abolladura del alma en vigas metálicas, mediante la compatibilidad de deformaciones como equilibrio de la pieza (Compression Field Theory - CFT), cuya mejora se tradujo en el conocido MCFT.

En 1995 se produce el colapso en las pilas del Hanshin Expressway. Una estructura se considera que es útil en una situación de sismo severo si es capaz de soportar su peso propio mientras absorbe las deformaciones horizontales causadas por los desplazamientos. Así, las pilas de un puente, como el de la línea de ferrocarril citada, deben poder llegar a absorber desplazamientos de hasta el 3% de su altura mientras soporta las solicitaciones. Estas deformaciones son posibles si se alcanza la plastificación de la armadura, de modo que se forme una rótula plástica en el apoyo.

Las pilas del Hanshin Expressway de 3,10 m de diámetro y fuertemente armadas, fueron diseñadas en 1960. En esa época, el diseño a cortante estaba basado en la realización de ensayos a escala 1:10. A causa del efecto escala, el empleo de estas expresiones condujo a una solución del lado de la

inseguridad, ya que las importantes fisuras eliminaban, por ejemplo, la resistencia a cortante aportada por el efecto de engranamiento entre áridos.



Fig. 1.2.-c. Colapso en las pilas del Hanshin Expressway (Japón 1995)

El colapso de las pilas fuertemente armadas del Hanshin Expressway en 1995, puso de manifiesto que la formulación de cortante no contemplaba el efecto de la escala en elementos de grandes dimensiones.

El efecto del tamaño escala ya había sido puesto de manifiesto en los trabajos de Leonhardt y Walther de 1961, a partir de una serie de ensayos realizados en Stuttgart. Y ha continuado siendo objeto de estudios como por ejemplo los de A. Lubell, T. Sherwood, E. Bentz y M.P. Collins¹⁷, o los de T. Shioya¹⁸ en Japón.

Hay que destacar el trabajo de Zsutty¹⁹ a comienzo de la década de 1970, donde a partir de expresiones desarrolladas de manera empírica, se propone un modelo de predicción de la capacidad a cortante en el hormigón, que sirvió de base para el Código Modelo de 1990 (MC90)²⁰, que a su vez se emplearía para el Eurocódigo 2²¹ y la Instrucción Española de 1998, EHE²².

La exigencia o no de armadura transversal también ha sido analizada, a fin de determinar unos criterios que permitan definir dónde es indispensable. A partir de una base de datos de más de 1.800 ensayos realizados durante los últimos 60 años, los profesores M.P. Collins y E.C. Bentz²³, concluyen que los criterios establecidos en el ACI norteamericano pueden quedar del lado de la inseguridad, en especial para elementos de gran canto o alta sollicitación en la armadura longitudinal de tracción. En cambio, los criterios recogidos en el código canadiense CSA, tanto a nivel de sección como en el modelo de bielas y tirantes, proporcionan un criterio de seguridad más uniforme para todos los elementos analizados.

A partir de la mecánica de fractura y el análisis de la fisuración, también se han desarrollado trabajos relativos a la capacidad a cortante, tanto en secciones armadas con y sin armadura transversal, como en secciones parcialmente pretensadas. Los trabajos de E. Witchukreangkrai²⁴ concluyen, como es previsible, que la disposición de cercos más próximos reduce la apertura de fisuras diagonales. Sin embargo, este efecto es menos pronunciado en el caso de existir pretensado. La aplicación de mayores tensiones de precompresión da lugar a un aumento de la carga necesaria para provocar la fisuración diagonal, pero tiene poca influencia en la relación tensión-deformación y la apertura de las fisuras.

Como nuevos campos de investigación al respecto, en el caso de las estructuras de hormigón armado, y las patologías debidas al esfuerzo cortante, se han realizado diversos estudios del comportamiento en vigas reforzadas con fibras, ya sea de vidrio o carbono. Destacan los trabajos de W. Al Juboori²⁵ o Al-Rousan²⁶ en cuyos modelos se recurre a la fórmula aditiva para evaluar la contribución de cada mecanismo a la resistencia a cortante, por lo que se sumaría el efecto del hormigón, el de la armadura transversal, caso de existir, y el del refuerzo de fibras, a partir de secciones ya fisuradas.

Como puede apreciarse, el problema de la resistencia a cortante en elementos de hormigón armado, supone un amplio volumen de investigación en el campo de las estructuras, y ha captado la atención de la comunidad científica a partir de algunos accidentes como los comentados. Conviene recordar que ya en 1977 el profesor Leonhardt²⁷ sugería que la principal razón por la que se disponía de criterios de diseño bastante pobres en relación al fenómeno del cortante y la torsión, se debía a que dichos esfuerzos llegaban a estar influenciados por hasta 20 variables, y que la mayoría de los resultados experimentales eran ineficaces para llegar a conocer el alcance de cada una de estas variables. Era preciso ampliar el conocimiento detallado de cada una de ellas por separado.

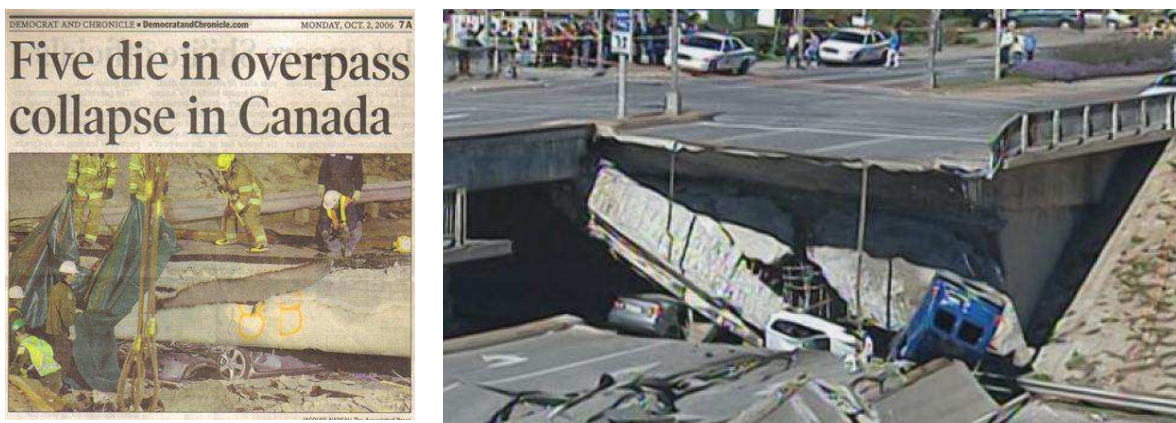


Fig i.2.-d. Colapso parcial en el puente de la autopista en Laval (Canadá 2006)

En septiembre de 2006 el colapso de un paso elevado en la autopista en Laval, Québec, con cinco víctimas mortales e importante número de heridos de gravedad, ha servido de recordatorio para mantener el debate acerca de la evaluación del cortante. Las investigaciones concluyeron que “un cúmulo de circunstancias” dentro de un periodo de 35 años fueron la causa del accidente, no pudiendo hacerse responsable exclusivamente a una persona o grupo.

En el caso del accidente en Canadá, parece que la rotura podría haberse debido al agotamiento por cortante en una losa maciza de hormigón armado sin armadura transversal. La ejecución de este tramo de autopista tuvo lugar en la década de 1.970, y en 1.992 durante tareas de reparación se observó que el hormigón se encontraba bastante deteriorado desde el punto de vista de la durabilidad.

Si los accidentes comentados han provocado que la tendencia general haya sido la de reducir los valores teóricos de cortante, el incremento de investigaciones en la última década ha permitido conocer mejor algunos de los mecanismos y fenómenos asociados a la resistencia a cortante, por lo que a pesar de este

último accidente del año 2.006, esa tendencia conservadora no aparece como denominador común en las propuestas más recientes.

En la actualidad, si bien se dispone de numerosos programas informáticos, bases de datos experimentales, y nuevas herramientas de análisis, la obtención de un modelo eficaz, que incluya todas las variables que influyen en la capacidad a cortante, y sea aplicable a todos los elementos, sigue siendo objeto de debate, existiendo numerosas fórmulas en función de cada Estado y Reglamentación. Así, la Instrucción EHE-08²⁸ propone expresiones generales similares a las del Eurocódigo-2, pero con interpretaciones específicas para el caso de forjados de viguetas pretensadas, y se ha elaborado una versión actual del Código Modelo del año 2010 - MC10²⁹, donde se presentan nuevos procedimientos para el diseño y cálculo.

A su vez, el Eurocódigo 2 se encuentra en periodo de revisión, y es previsible que parte de las nuevas propuestas del Model Code del 2010 aparezcan en el texto, a fin de reflejar los avances en el conocimiento y el análisis estructural.

En el caso concreto de la normativa europea, el grupo de trabajo nacional³⁰ propone una expresión general donde la influencia del pretensado y la cuantía de acero traccionado se tiene en cuenta mediante la profundidad de la fibra neutra, siendo de aplicación tanto para secciones sin armadura transversal como con cercos.

Y en el caso específico de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, el número de estudios es bastante limitado, destacando los trabajos recientes de C. Ribas y A. Cladera³¹ sobre el efecto de la fluencia y la retracción en forjados unidireccionales, o la campaña experimental en la que se profundiza sobre la contribución a la resistencia a cortante por efecto de las alas de la sección.

Tal y como expuso el profesor P. Collins³², una teoría adecuada es aquella que puede predecir con precisión qué parámetros son importantes y las consecuencias de modificar dichos parámetros. Los criterios que se emplearon para diseñar estas estructuras donde ha habido accidentes, provienen de ecuaciones empíricas a partir de numerosos ensayos de laboratorio. Pero al ser la resistencia a cortante un fenómeno tan complejo, que depende de numerosas variables, estas ecuaciones empíricas pueden conducir a decisiones de diseño del lado de la inseguridad.

I.3.- TEORÍA GENERAL DE LA RESISTENCIA A CORTANTE

I.3.1.- CONSIDERACIONES PREVIAS

El comportamiento de una pieza lineal de hormigón armado o pretensado bajo la acción de esfuerzos transversales (cortante y torsión) es más complejo que cuando las acciones se limitan a esfuerzos normales (axil y flexión). En estos casos es posible realizar un estudio sección a sección, mientras que en aquél, en cambio, al no ser planos los mecanismos resistentes sino espaciales, es preciso tratar el conjunto de la pieza.

En su comportamiento influyen tanto la geometría de la sección y su variación a lo largo de la pieza, como la esbeltez de la misma, la disposición de las armaduras longitudinales y transversales (caso de existir), la adherencia entre el hormigón y el acero, el tamaño máximo del árido y la resistencia del hormigón, la existencia o no de pretensado (total o parcial de la sección) la situación de cargas y tipos de apoyo,...etc. Es evidente la dificultad de incluir todas estas variables, sin mencionar los condicionantes de tipo constructivo (entrega del pretensado, apoyo directo e indirecto, macizado, proceso de ejecución...), en una formulación simple, general y práctica.

El efecto de las tensiones tangenciales debidas al esfuerzo cortante es el de inclinar las tensiones principales de tracción respecto a la directriz de la pieza. Para bajos estados de carga, las tensiones de tracción no superan la resistencia a tracción del hormigón, por lo que resulta bastante sencillo calcular el estado tensional de la sección. Al aumentar las cargas, el hormigón se fisura y se producen reajustes de tensiones entre el hormigón y las armaduras hasta alcanzar la rotura.

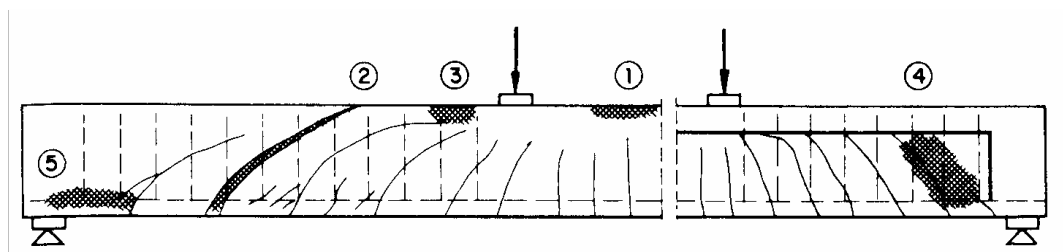


Fig. I.3.1.- Formas de rotura de una viga esbelta (Rüsch, 1972)

El tipo de rotura en un elemento lineal de hormigón armado, incluyendo armadura transversal, sometido a la interacción flexión-cortante puede ser de cualquiera de los siguientes modos, dependiendo de la geometría, dimensiones, armado, cargas..., tal y como se indica en el texto del Profesor Calavera³³:

- Rotura por flexión pura (1): al alcanzarse una deformación excesiva de la armadura traccionada, se produce una subida de la fibra neutra hasta que el bloque de hormigón comprimido es incapaz de equilibrar las tracciones o bien se agota la capacidad del acero traccionado.
- Rotura por cortante (2): producida por las fisuras inclinadas debidas a las tensiones principales de tracción. Cuando las armaduras transversales de la viga son insuficientes, la zona comprimida de

hormigón debe resistir una parte importante del cortante. Si éste crece, la fisura progresa hasta el borde superior.

- Rotura por flexión y cortante (3): si las armaduras transversales de la viga son ligeramente insuficientes, las fisuras suben más en la zona sometida a flexión y cortante que en la zona de flexión pura, produciéndose una disminución de la capacidad resistente del hormigón comprimido que puede llevar a la rotura aunque no se alcance el momento último.
- Rotura por compresión del alma (4): puede producirse en las secciones en "T" o doble "T" de alma delgada si las tensiones principales de compresión llegan a superar la resistencia del hormigón.
- Rotura por deslizamiento de las armaduras (5): las tensiones de la armadura traccionada crecen desde el apoyo hacia el centro de la viga. Este aumento, proporcional al esfuerzo cortante, se consigue gracias a las tensiones de adherencia entre hormigón y acero. Si el cortante aumenta y las armaduras longitudinales no están suficientemente ancladas, puede producirse su deslizamiento en las proximidades del apoyo, donde el cortante es máximo.

El objeto del cálculo a esfuerzo cortante es el de proporcionar una seguridad razonable frente a los cuatro último tipos de rotura.

Los procedimientos adoptados por los distintos códigos de hormigón para este cálculo admiten, en el caso típico de viga esbelta, que la contribución de las armaduras transversales es la que resulta de la analogía de la celosía Ritter-Mörsch. La mayor diferencia entre ellos es la forma de considerar la contribución del hormigón.

Tradicionalmente se suponía que el hormigón trabajaba, antes de llegar a la fisuración, sin la colaboración de la armadura, que por su pequeña deformación no llega a entrar en carga (cálculo clásico en servicio); y que después de la fisuración la colaboración del hormigón es despreciable. Hoy día se admite, después de la fisuración, fórmulas aditivas en las que a la capacidad resistente de la celosía se añade un término que expresa la contribución del hormigón (cálculo en agotamiento). Esta forma de enfocar el problema hace que, en el caso de elementos con armadura transversal, la resistencia a cortante se confía exclusivamente al acero, sin considerar la contribución del hormigón sin fisurar.

La mayoría de los procedimientos adoptan el tratamiento independiente de cortante y flexión. Esta simplificación se justifica por la falta de una teoría suficientemente simple y práctica que permita el tratamiento unificado de ambos efectos y por el buen comportamiento observado en las piezas dimensionadas aplicando los citados procedimientos.

En el caso particular de viguetas pretensadas para forjados sin armadura de corte, no se alcanza la rotura por compresión del alma (4) puesto que al no existir acero que absorba las "bielas" de tracción, la limitación por tracción en el alma es mucho más restrictiva (2). Las roturas por deslizamiento de

armaduras (5) no son frecuentes debido a los reducidos diámetros empleados, salvo errores de producción. En el caso de losas alveolares, con grandes diámetros y fuerza de pretensado, sí puede suceder que el agotamiento por cortante de la pieza se deba a la pérdida de adherencia.

Además, para el caso de forjados de viguetas se añaden una serie de consideraciones adicionales, debidas a su forma de fabricación y puesta en obra:

- Efecto del pretensado de la vigueta: al estar únicamente pretensado el elemento prefabricado, éste podrá presentar distintos estados tensionales y de deformaciones diferidas a la hora de su puesta en obra, dependiendo del momento de su fabricación y el tiempo que haya estado en el parque de almacenamiento hasta su utilización.
- En cuanto a las comprobaciones tensionales de la sección completa, con la vigueta y el nervio hormigonado en obra, el estudio debe realizarse siempre por fases, ya que, normalmente, la vigueta pasa por diversos estados de sollicitaciones hasta alcanzar su situación final en el forjado con el hormigón endurecido. Las fases, idénticas para el análisis de cualquier elemento prefabricado serían:

En primer lugar, el elemento se encuentra simplemente sometido a las tensiones de precompresión y la deformación diferida o contraflecha, biapoyado y soportando su peso propio.

Pérdidas de pretensado hasta el momento del montaje del elemento en obra.

A continuación, una vez colocado sobre sopandas (en los casos en que se emplee cimbrado) y vertido el hormigón fresco, se encuentra sometido a su peso propio, más el del hormigón, más las tensiones debidas al pretensado. Además, debido a la disposición de apoyos intermedios, se producen zonas de momentos positivos y negativos.

Una vez endurecido el hormigón y retiradas las sopandas, la sección comienza a trabajar conjuntamente, y el cálculo se realiza como una viga, bien de un solo vano, bien continua según sea el caso del forjado.

Y por último, habría que tener en cuenta las pérdidas finales de pretensado en función de la edad.

I.3.2.- CLASIFICACIÓN Y TIPOS DE ROTURA EN ENSAYOS A CORTANTE

A continuación, se incluye un listado de tipos de rotura, según una recopilación llevada a cabo por el Profesor Robinson³⁴ a partir de los trabajos de otros investigadores. A pesar de la antigüedad del artículo, puede suponer un punto de partida esclarecedor.

Como se ha descrito, se conocen con facilidad los mecanismos esenciales de roturas por flexión, tanto en vigas de hormigón armado como pretensado, pudiendo someterse su comportamiento al cálculo con bastante éxito, a la hora de casar predicción teórica con realidad experimental. No ocurre lo mismo con las roturas por esfuerzo cortante. La experimentación ha proporcionado en este campo un gran número

de datos. Sin embargo, no existe ninguna teoría general aceptada y de aplicación, que explique y relacione entre sí el conjunto de estos datos.

El aspecto exterior observado en las roturas por esfuerzo cortante es muy diverso y cambia bastante con las condiciones de los distintos ensayos. Su comparación sugiere que, a grandes diferencias de aspecto, deben corresponder diferencias en los mecanismos de rotura.

Si lo anteriormente expuesto es cierto, parece lógico buscar una distinción entre los mecanismos puestos en juego e intentar comprender su naturaleza y clasificarlos. Esta clasificación, por lo general cualitativa, podrá tener algo de validez en tanto en cuanto se adapte a la naturaleza física de los fenómenos, permitiendo aislar cada uno de los posibles mecanismos con vistas a un estudio cuantitativo.

I.3.2.1.- Vigas de hormigón armado

I.3.2.1.1.- VIGAS DE SECCIÓN RECTANGULAR SIN ARMADURA TRANSVERSAL

En este caso, se parte de la sección básica en elementos de hormigón armado. Suponiendo el ensayo clásico de una viga de sección rectangular constante, colocada sobre dos apoyos simples y con dos cargas puntuales simétricas apoyadas en el vano. Considerando una hipotética rotura por esfuerzo cortante, la evolución del ensayo sería la siguiente.

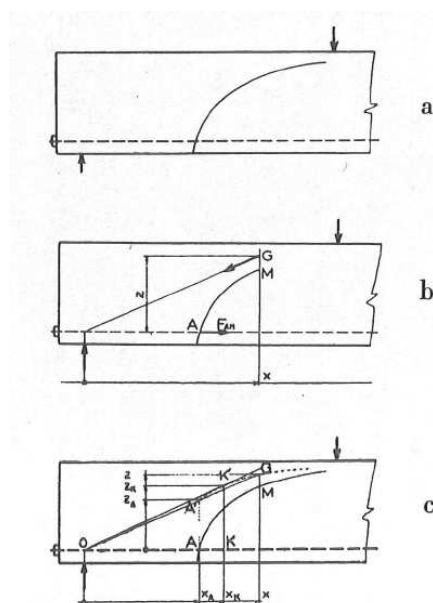


Figura I.3.2.1.1.- Fisuración en vigas sin armadura transversal (Robinson)

La fisura inclinada de esfuerzo cortante va a extenderse hacia el punto de aplicación de la carga, elevándose y adentrándose en la zona comprimida (figura a).

Esta fisura puede provenir, bien de una fisura de flexión existente en la cara traccionada en A (figura b), o aparecer independientemente, también cerca de A, pero en esta ocasión en el alma. Inicialmente, son las tensiones de tracción oblicua generadas en el hormigón las que rigen su desarrollo. De hecho, es

frecuente ver estabilizarse una fisura oblicua en su comienzo, para una determinada carga, y no extenderse más salvo en caso de aumento de la carga. Cuando se produce esta situación, entran en juego otros fenómenos.

En el instante en que el extremo superior de la fisura oblicua alcanza el punto M (figura b), las fuerzas que actúan sobre la sección recta de la viga, por encima de M, admiten una resultante cuyo punto de paso en la sección es G, desde O (punto de unión entre la resultante de la armadura traccionada y el eje vertical del apoyo). Tomando momentos respecto a este punto de las fuerzas aplicadas a la parte de viga entre la fisura y el apoyo, se puede calcular el esfuerzo de tracción en el punto A (despreciando el efecto pasador de la armadura A):

$$F_{AM} = P \cdot x/z$$

Trazando el lugar geométrico descrito por el punto G, a medida que progresa la fisura (indicado con puntos en la figura c), es posible trazar la tangente a esta curva, apareciendo la recta OK'.

Cuando el extremo de la fisura ha sobrepasado la posición x correspondiente a K', el cociente x/z crece con x. El esfuerzo en A en la armadura de tracción crece a medida que se extiende la fisura. Y la abertura de la fisura en A también crece con este esfuerzo.

Por otra parte, el aumento de esa abertura, como produce cierto giro entre las dos partes de la viga a ambos lados de la fisura, desarrolla tensiones de tracción en el hormigón que se mantiene intacto en la cabeza comprimida más allá del punto alcanzado por el extremo de la fisura en el instante considerado. Estas tensiones facilitan, si es que no la provocan, la propagación de la fisura, de modo que es un proceso que se acelera a sí mismo.

Por las características de la rotura del hormigón, la propagación de la fisura debe ocurrir paralelamente a las isostáticas de compresión, que presentan en su conjunto la dirección de la resultante de los esfuerzos de compresión, representados por la recta OG (figura c), que es ascendente. Esto explica que la fisura se eleve al extenderse.

Al actuar de este modo, la fisura provoca una disminución progresiva de la altura de la zona comprimida del hormigón, con lo que aumenta el esfuerzo total sobre esa zona. Teniendo en cuenta que cuando la tensión de compresión en el hormigón alcanza el 55-65 % de su resistencia característica, ese hormigón se fisura paralelamente a las isostáticas de compresión. Inicialmente con microfisuras, que después, al aumentar la tensión, se transforman en fisuras cada vez más anchas. Si la tensión de compresión del hormigón alcanza el umbral de fisuración, se desencadena un nuevo proceso autoacelerador de propagación de la fisura oblicua.

Si esta fisura desemboca en la superficie libre de la viga, antes de la formalización de la aplicación de la carga, el hormigón de la viga se separa en dos trozos distintos. Es el tipo de rotura que se comenzó a llamar en la década de los sesenta, "*hendimiento diagonal*".

Si la fisura se encuentra aún en la zona comprimida cuando alcanza el apoyo de la carga, la fisura se detiene y la viga no rompe más que bajo un incremento de carga. La rotura se produce por la destrucción de hormigón comprimido por encima de la fisura, cerca de la carga. Este tipo de rotura se calificó en los primeros trabajos de investigación como rotura por “*cizalladura y compresión*”.

Que la fisura inclinada desemboque o no en la cara comprimida de la viga se asocia a una cuestión de azar. Los dos tipos de rotura no se diferencian en su mecanismo fundamental.

A menudo, se aprecia sobre la viga rota que el hormigón se ha fisurado longitudinalmente a lo largo de las armaduras en la parte de la viga del lado del apoyo, sin que haya cedido el anclaje de las barras más allá del apoyo. Las fisuras longitudinales pueden encontrarse según la posición de las barras, sea sobre las caras laterales, sea sobre la cara inferior de la viga. Estas fisuras son comparables a las fisuras de aplastamiento que se producen en los ensayos de arrancamiento de armaduras cuando los bloques en que están embebidas no van armados. En este caso, se ha producido un arrancamiento de la armadura bajo el efecto de la tracción, que se produce necesariamente, antes de que se rompa la viga.

La fisuración longitudinal del eje de las barras las sustrae a los efectos de la adherencia. Esas barras se encuentran sometidas, así, a la tracción que existe en el punto A (figura b), sobre una longitud importante que llega a veces hasta el apoyo. Su alargamiento es, por tanto, importante y acrecienta en igual medida la abertura de la fisura oblicua en A, lo que acelera la propagación de esta última fisura, y tiene como consecuencia reducir la carga de rotura cuando esta última se produce por aplastamiento de una zona de hormigón comprimido. Por ello, estas roturas se han llamado a veces por cizalladura y tracción, siendo roturas que van acompañadas de fisuración a lo largo de las armaduras de tracción. Cualquiera que sea el fenómeno que complique la rotura por esfuerzo cortante en secciones rectangulares sin armadura transversal, la causa inicial y fundamental es el fallo del alma.

I.3.2.1.2.- VIGAS DE SECCIÓN RECTANTULAR CON ARMADURA TRANSVERSAL

Se trataría de una sección como la del apartado anterior, pero con cercos o armadura en la dirección transversal al eje de la viga.

Estas armaduras no modifican la carga de aparición de la fisura inclinada, si bien tienen una influencia favorable en la resistencia de la viga al esfuerzo cortante, siempre y cuando estén suficientemente cerca y que su densidad, en relación con el volumen del hormigón, sea superior a un mínimo, que es la conocida cuantía mínima de armadura transversal, que garantiza su eficacia.

En los casos de poca cuantía de armadura transversal, estas barras actuarán oponiéndose a la abertura y al progreso de la fisura de esfuerzo cortante. El mecanismo de rotura habrá perdido el carácter autoacelerador que caracteriza a las vigas sin armadura de cosido. Es necesario aumentar la carga para obtener de modo progresivo, la abertura y extensión de la fisura oblicua. Al continuar el ensayo, las armaduras del alma alcanzarán (llegado el caso), su límite de elasticidad, y la rotura se producirá por

aplastamiento de la zona comprimida de hormigón o incluso rotura del cerco. En el momento de esta rotura, la fracción de esfuerzo cortante equilibrada por las armaduras del alma (producto del límite elástico del acero por la suma de las secciones que atraviesan la fisura), no es más que una pequeña parte del esfuerzo cortante. La mayor parte de este esfuerzo queda equilibrada por el hormigón comprimido. Por tanto, el papel de las armaduras de alma es, principalmente, el de preservar la cabeza de compresión de un colapso prematuro por la propagación de la rotura del hormigón del alma.

La resistencia a cortante en las vigas es proporcional a la cuantía de armadura transversal, ya que se incrementa el esfuerzo directamente absorbido por el acero y la capacidad de resistencia de la cabeza de compresión, contribuyendo a preservar la integridad de la sección.

Cuando la cuantía transversal es elevada, en el momento de la rotura, su tensión no alcanza el límite de elasticidad, por lo que su eficacia directa parece disminuida. Además, el esfuerzo cortante que pueda aguantar la cabeza de compresión tiene un límite, de modo que la eficacia indirecta de la armadura transversal está limitada. Pero la limitación de la eficacia total de estas armaduras no se debe a que el alma de la viga no puede ser reforzada más allá de un límite. Se debe principalmente a que la resistencia de la cabeza de compresión es limitada y desempeña un papel importante en el equilibrio interno de la viga ante el esfuerzo cortante.

Además, la armadura transversal se opone a la fisuración longitudinal del hormigón a lo largo de la armadura traccionada, de modo que se asegura la resistencia a la rotura por agotamiento de la cabeza de tracción.

I.3.2.1.3.- VIGAS DE SECCIÓN EN "T"

Este tipo de secciones cuentan en todos los casos con armadura transversal, normalmente con una cuantía bastante alta. De hecho, suelen presentar una resistencia al esfuerzo cortante más elevada que las vigas de sección rectangular para una misma cuantía. Esto se debe principalmente a la colaboración aportada a sus cabezas de compresión por las alas superiores.

En el caso de estas vigas, el aspecto de la fisuración por esfuerzo cortante cambia respecto al observado en secciones rectangulares, donde la fisura es, en general, única. En las vigas en T aparecen diversas fisuras paralelas en su dirección, e inclinadas sensiblemente a 45° sobre el eje. Cuando las vigas en T presentan un talón en la cara traccionada y una cuantía de armaduras en el alma elevada, se produce en el alma una red de fisuras a 45° que puede llegar a ser muy apretada.

Si se examina la siguiente serie, en todos los casos con armadura transversal:

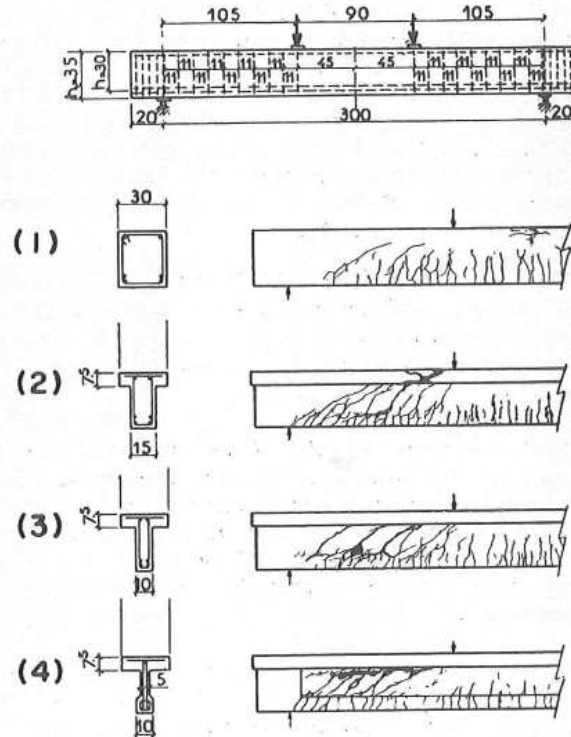


Figura I.3.2.1.3.- Ensayos en secciones en T (Leonhardt)

- (1) Viga de sección rectangular
- (2) Viga en T con pequeña cuantía de armadura transversal
- (3) Viga en T con fuerte cuantía de armadura transversal
- (4) Viga en T con talón y fuerte cuantía transversal

Se aprecia una sustitución gradual del mecanismo de resistencia por medio de la cabeza de compresión, por un mecanismo de resistencia que es el clásico de la triangulación del modelo de bielas y tirantes de Ritter-Mörsch. Una prueba cualitativa de que se trata de este mecanismo es que, en último caso, la rotura de la viga por esfuerzo cortante puede presentarse por rotura a compresión de las bielas de hormigón dibujadas por las fisuras.

Por lo tanto, se aprecia que el mecanismo de resistencia se va transformando. Hay que pensar entonces que las causas de rotura varían.

Los cuatro esquemas de la figura anterior corresponden a ensayos de Leonhardt y Walter³⁵. Se trata de una serie de cuatro vigas de idéntica longitud, cuyas secciones presentan el mismo ancho superior y canto total, y en las que varía el espesor del alma (30-15-10-5 cm). En todos los casos la armadura longitudinal ($4\varnothing 20$ mm) y la armadura transversal ($\varnothing 6$ mm cada 11 cm en la zona de luz de cortante) colocada es la misma. Se ensayaron bajo dos cargas concentradas simétricas.

La viga rectangular (1) falló por flexión por agotamiento por compresión en el hormigón en el centro del vano en la zona de momento constante, bajo una carga última de 28,0 T.

Las otras vigas fallaron por alargamiento plástico de la armadura del alma, lo que ha evidenciado en cada viga cuál fue el elemento más débil.

En la viga en T (2) se produjo un fallo por aplastamiento del hormigón en la cabeza comprimida de la viga, en las proximidades del punto de aplicación de la carga, para un valor último de 26,3 T.

En la viga en T (3) quedó destruida el alma en su zona de unión con la zona traccionada, observándose simultáneamente el comienzo del aplastamiento de la cabeza comprimida cerca del punto de aplicación de la carga, para un valor último de 25,5 T.

En la viga con talón (4) se rompió el alma en las proximidades de la cabeza comprimida, por flexión y compresión de las bielas de hormigón dibujadas en el alma por las fisuras oblicuas, para una carga última de 19,8 T.

La localización de la rotura en el alma de la viga (3) en su unión con la zona traccionada, tiene por causa la debilitación localizada en esa zona, posiblemente debido a la ausencia de enlaces transversales por encima de las barras, mientras que en la viga (4) esta zona cuenta con la armadura que conforma el talón y rodea las armaduras longitudinales.

Se sabe que en las vigas con talón de alma delgada es posible obtener roturas por compresión simple de las bielas del alma cuando la cuantía transversal es suficientemente alta. Este aspecto fue profusamente analizado en la tesis doctoral de D. David Fernández Ordóñez³⁶, donde se justificó el aumento de capacidad resistente de las bielas de compresión en secciones de alma delgada y elevada cuantía de armadura transversal, muy empleadas en prefabricación, gracias al efecto del pretensado y el confinamiento del hormigón, definiendo el ángulo variable de inclinación de las bielas.

I.3.2.1.4.- CLASIFICACIÓN DE LOS MECANISMOS DE ROTURA

A la vista de lo anteriormente expuesto, parece claro que existen mecanismos de rotura por esfuerzo cortante netamente diferenciados. Cada uno de ellos está ligado a una parte de la sección transversal de la viga considerada.

Los casos analizados se podrían clasificar, considerando el fenómeno fundamental de rotura según la siguiente lista:

- Rotura por el alma
- Rotura por la cabeza de compresión
- Rotura por la zona de tracción

Por ejemplo, la rotura de una viga de sección rectangular sin armadura transversal es una rotura de alma, sea cual sea la modalidad de esa rotura: fisuración diagonal, cortante-compresión, cortante-tracción. La rotura de una viga de sección rectangular con armadura transversal será una rotura de alma en el caso de pequeña cuantía (la rotura se produce al plastificar la armadura del alma), y será una rotura por cabeza de compresión en el caso de cuantía de armadura transversal elevada.

I.3.2.2.- Factores de resistencia y de rotura de almas y cabezas

I.3.2.2.1.- CABEZA DE COMPRESIÓN

El principal factor que influye en la capacidad de la cabeza de compresión es el disponer o no de armadura transversal. Es conocida la mayor resistencia a compresión de un hormigón confinado, frente al mismo en situación de ausencia de armaduras.

Igualmente, las alas comprimidas de una sección en T pueden llegar a separarse del nervio si no cuentan con armadura transversal.

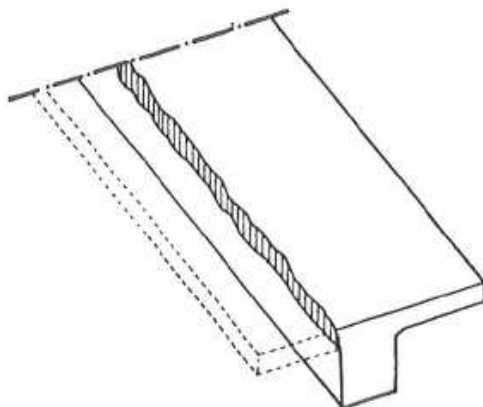


Figura I.3.2.2.1.- Falta de cosido en ala de viga (Robinson)

En la actualidad y como se pone de manifiesto en la campaña experimental de C. Ribas y A. Cladera³¹, las alas en la zona comprimida de la sección mejoran el comportamiento a cortante, aunque sin embargo no se tiene en cuenta en los modelos habituales.

I.3.2.2.2.- ALMA

Si las armaduras de alma son rectas y si su separación no es muy grande, la rotura solo puede presentarse de dos formas: por alargamiento excesivo de las armaduras o por rotura de las bielas comprimidas de hormigón.

Por tanto, se trataría una vez más de resistencia en función de la cuantía de armadura.

I.3.2.2.3.- ZONA TRACCIONADA

Una causa particular de debilidad en esta zona de la viga reside en la actuación de la adherencia de las barras longitudinales. Esta actuación tiene dos efectos en la relación con el hormigón: en primer lugar, tiende a provocar la fisuración longitudinal del cilindro virtual de recubrimiento de cada barra movilizada, puesto que cada una desarrolla tensiones de tracción a su alrededor, sobre los planos que pasan por su eje; el segundo efecto de la adherencia es que el esfuerzo longitudinal ejercido sobre una barra queda equilibrado por el hormigón, con lo que este último resulta sometido a tensiones tangentes sobre

superficies paralelas a la barra. Estas tensiones tangenciales tienden a fisurar el hormigón según direcciones oblicuas a las armaduras.

La primera de estas dos acciones se compensa mediante las partes de la armadura transversal – cuando exista – que va dispuesta entre la barra y la cara exterior de la sección. La eficacia de esta “costura” depende del trazado de los cercos alrededor de la armadura.

En cuanto a la sollicitación del hormigón por tensiones tangentes, la fisuración oblicua tiende a desplazar las barras del lado opuesto a aquel en que el esfuerzo longitudinal de adherencia puede equilibrarse.

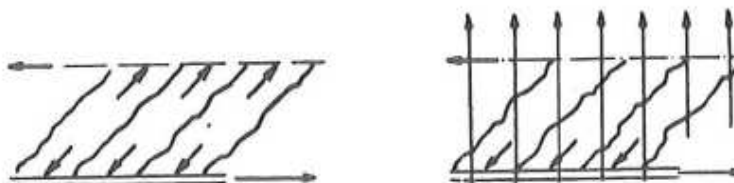


Figura I.3.2.2.3.- Cosido de sollicitaciones tangenciales (Robinson)

Es necesario que las armaduras transversales equilibren las componentes transversales de las bielas oblicuas de hormigón dibujadas por las fisuras. Estas armaduras desempeñan el papel de “costuras” en lo que se refiere a la acción tangente o sollicitación del hormigón por fuerzas que actúan paralelamente al plano sollicitado.

La actuación de la adherencia se produce por arrastre del conjunto de las armaduras de tracción, cuya tensión debe variar por el hecho de que el momento flector varía. El arrastre de la zona traccionada en su conjunto queda asegurado por una acción tangente recíproca del alma y de la cabeza. Las armaduras del alma resultan ser la costura del alma frente a la acción tangente que actúa sobre la misma, y cuya intensidad es V/z por unidad de longitud.

La segunda forma de actuación de la adherencia aparece en los anclajes de las barras por recubrimiento. Una barra anclada de esta forma entra en tracción por efecto de la adherencia y alcanza la tensión de las otras barras a una determinada distancia de su extremidad: longitud de anclaje. Las tensiones reales de adherencia pueden resultar muy elevadas y el riesgo de hendimiento del recubrimiento de la barra puede ser importante. Si no existen mecanismos de costura habilitados a lo largo de la longitud de anclaje, el hendimiento del recubrimiento en la extremidad de la barra (zona en la que la adherencia está mayormente sollicitada) anula la adherencia y la zona física de celaje se desplaza a lo largo de la barra. Las mismas tensiones se desarrollan ahora un poco más lejos y el hendimiento puede progresar sucesivamente, desmantelando los mecanismos resistentes de la viga. Si, por el contrario, existen suficientes mecanismos de costura, el hendimiento puede producirse en la extremidad de la barra, pero la abertura de las fisuras queda limitada y la adherencia no se anula, aunque disminuye. Habrá un incremento de la longitud de anclaje, pero como las tensiones de adherencia van disminuyendo a medida que esa adherencia se extiende, el fenómeno de hendimiento deja de progresar y llega a alcanzar un estado de equilibrio estable.

Este último fenómeno descrito es particularmente grave en el caso de elementos pretensados sin armadura transversal, donde la sollicitación por adherencia en los extremos de la pieza es máxima, y el único mecanismo de costura es la propia resistencia del hormigón más el efecto del apoyo y la presión sobre el apoyo, al carecer de armadura de cosido.

Pero la adherencia no es la única razón de fragilidad de la zona traccionada, o más bien, de su enlace con el alma. Existe otra: la concentración de esfuerzos normales al eje sobre las armaduras transversales.

En el caso de una viga en T cuya alma esté fuertemente solicitada, presentando un mecanismo de resistencia a cortante muy próximo al modelo de bielas y tirantes, las componentes horizontales de las compresiones de las bielas del alma pueden quedar equilibradas, de un modo repartido, por la adherencia de las armaduras de tracción. Las componentes verticales de tracción de estas bielas no pueden quedar equilibradas más que a lo largo de las armaduras transversales. Se produce por tanto, una concentración de esfuerzos internos normales al eje en los anclajes de las armaduras del alma sobre las armaduras de tracción, lo que correspondería a los nudos de la celosía. Los esfuerzos secundarios resultantes son más perjudiciales para la integridad del enlace cuanto más separadas estén las armaduras.

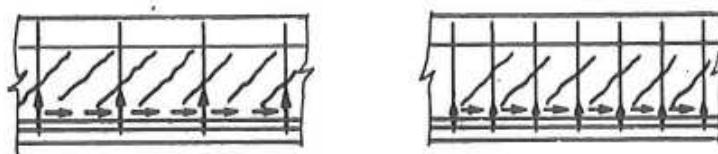


Figura I.3.2.2.3.- Concentración de esfuerzos en la zona traccionada (Robinson)

Las consideraciones anteriores explican porqué las vigas con talón y armadura transversal, pueden presentar resistencias del alma notablemente elevadas. Gracias a la presencia de cercos en el talón y al reparto de armaduras de tracción, la zona traccionada resulta bien defendida contra la desorganización producida por fisuraciones accesorias y ofrece un apoyo continuo a las bielas del alma.

Por tanto, de las tres partes de una viga – cabeza de compresión, alma y zona traccionada – la parte que limita las posibilidades de resistencia al esfuerzo cortante es, generalmente la cabeza de compresión para las vigas de sección rectangular. Para las vigas en T, en las condiciones habituales, es la zona traccionada la zona que determina la resistencia a cortante. El comportamiento de esta última depende, esencialmente, de las condiciones de transmisión de los esfuerzos de las armaduras longitudinales y transversales al hormigón.

Esta última reflexión permite trasladar el estudio a la zona traccionada, lo que en el caso de los forjados de vigueta y bovedilla, supondría la optimización del diseño desde el punto de vista de la resistencia a cortante, ya que la cabeza de compresión queda sobradamente dimensionada por la contribución de las alas a la resistencia. En cambio, el cordón de tracción es sustituido por un elemento pretensado, con lo que la zona de la viga dimensionante a cortante pasaría a ser el alma.

I.3.2.3.- Vigas de hormigón pretensado

I.3.2.3.1.- VIGAS DE SECCIÓN RECTANGULAR SIN ARMADURA DE ALMA

En una serie de ensayos en elementos aislados, realizados por M.A. Sozen³⁷ en secciones rectangulares armadas con alambre de pretensado adherente, rectilíneo y en la cara inferior de las vigas se apreció la distinta evolución de la fisuración en función de la tensión de pretensado.

Si el pretensado es débil, aparecen inicialmente, en las proximidades de los puntos de aplicación de la carga, fisuras de flexión normales al eje de la viga. Después, esas fisuras manifiestan una tendencia a inclinarse hacia la carga en la zona de luz de cortante. Una de ellas se extiende más que las otras hacia la carga y provocará la rotura, en los casos en que ésta sobrevenga por esfuerzo cortante. Se trata de la fisura crítica.

La fisura crítica resulta inducida por una fisura de flexión. El punto en que dicha fisura desemboca en la zona traccionada de la viga está menos alejado de la carga que en el caso de una viga análoga de hormigón armado. Esto se explica por el hecho de que la extensión de la zona fisurada por flexión es inferior en hormigón pretensado que en hormigón armado. Esto provoca diferencias con respecto al tipo de rotura. El primer mecanismo autoacelerador, que tiende a ensanchar la fisura crítica sobre la cara traccionada, pierde su importancia o deja de presentarse. La extensión de la fisura crítica se realiza entonces progresivamente hasta el momento en que entra en juego el segundo mecanismo acelerador, la fisuración paralela al esfuerzo de compresión excesiva. La fisura crítica penetra oblicuamente en la zona comprimida, reduciendo su altura y provocando la rotura de la viga.

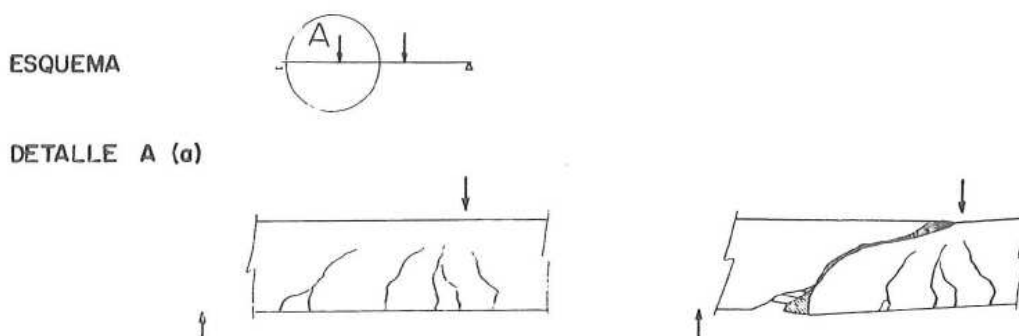


Figura I.3.2.3.1.- Progreso de la fisuración hasta rotura en viga de sección rectangular pretensada sin armadura transversal (Sozen)

La carga de rotura por esfuerzo cortante es tanto más reducida en relación con la carga de rotura por flexión cuanto más fuerte sea el pretensado. Para pretensados débiles, esta reducción es poco marcada, y las roturas pueden presentar un carácter de transición: a efecto de carga de rotura, se trata de roturas de flexión, pero existe una fisura oblicua con aspecto de crítica.

I.3.2.3.2.- VIGAS DE SECCIÓN RECTANGULAR CON ARMADURA DE ALMA

Si las vigas poseen armadura transversal, éstas se oponen a la propagación de las fisuras oblicuas. Si la cuantía es suficiente, una viga ensayada con el mismo esquema empleado habitualmente de vano

biapoyado con dos cargas puntuales aplicadas a tercios de la luz, no rompe ya por esfuerzo cortante y su carga de rotura resulta ser igual a la carga de rotura teórica por flexión. Ello prueba que la causa de fallo en una viga sin armadura transversal reside en el alma³⁸.

La cabeza de compresión debe jugar un papel importante, al igual en el caso de vigas de hormigón armado, en el mecanismo de resistencia a esfuerzo cortante. Dicha cabeza limita la resistencia a esfuerzo cortante en vigas que posean una elevada cuantía de armadura de alma.

I.3.2.3.3.- VIGAS EN DOBLE "T" SIN ARMADURA DE ALMA

Se trata de secciones donde el alma es relativamente delgada. Los alambres de pretensado son rectilíneos y se disponen en la zona inferior o talón de la viga. Los ensayos realizados por Sozen³⁹ repiten el mismo esquema empleado en las vigas de sección rectangular.

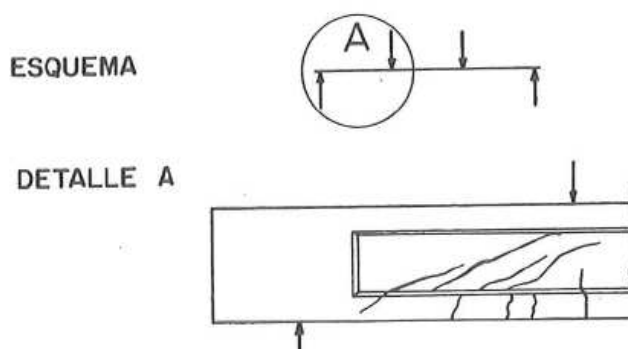


Figura I.3.2.3.3.- Fisuración en vigas en doble "T" pretensadas sin armadura transversal (Sozen)

En este tipo de elementos suelen aparecer fisuras inclinadas en el alma, a veces incluso directamente bajo el punto de aplicación de la carga (figura I.3.2.3.3.-). Cuanto más fuerte sea el pretensado, más tendidas son estas fisuras y más a menudo son independientes de las fisuras de flexión. Esto se explica por la consideración de las tensiones principales de tracción desarrolladas en el alma, que es el criterio con el que se han ajustado las formulaciones empíricas actuales tipo Instrucción EHE o Código Modelo.

Estas fisuras pueden evolucionar de formas diferentes:

- Una de las fisuras puede penetrar en la cabeza de compresión de la viga y provocar el colapso, como en el caso de las vigas pretensadas de sección rectangular.
- Una de las fisuras puede producir en el alma el comienzo de un efecto bóveda y provocar la rotura del alma por compresión. El esquema de este fenómeno y su explicación se puede apreciar en la figura I.3.2.3.3.-. En la sección (A) la parte de la viga situada bajo la fisura desempeña la función de tirante y la parte superior, se comporta como una biela comprimida, en este caso un arco de descarga, presentando una sección fuertemente disimétrica sometida a una compresión muy excéntrica.

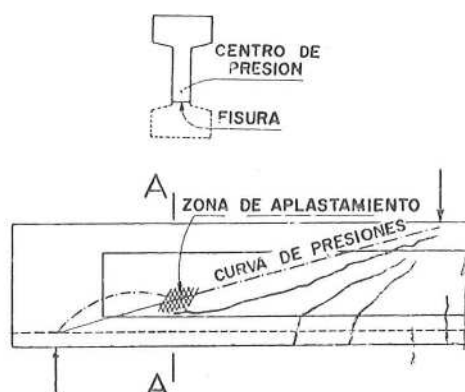


Figura I.3.2.3.3.- Fisuración y colapso por compresión oblicua en el alma (Sozen)

- Una fisura inclinada puede provocar, al extenderse, la separación de la zona inferior traccionada y del alma, tanto en los casos de una fisura iniciada a partir de una fisura de flexión, tal y como se aprecia en la figura I.3.2.3.3.- (1), como en los casos en que la fisura no haya sido inducida por dicho fenómeno, figura I.3.2.3.3.- (2), en las que se aprecia también el efecto del esfuerzo rasante en el ala inferior.

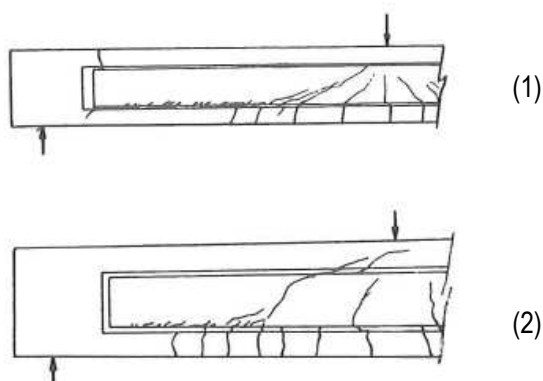


Figura I.3.2.3.3.- Fisuración en el alma que progresa hasta la zona inferior de tracción (Sozen)

Entre el punto de aplicación de la carga y el arranque de la fisura, la viga funciona como arco. Entre el arranque y el apoyo, tiende a funcionar como viga. Por lo tanto, en esta zona entre el alma y la zona traccionada, se produce una concentración fuerte de tensiones tangenciales. La rotura progresa por una serie de fisuras inclinadas en cada zona, paralelas a las líneas isostáticas de compresión.

- También pueden aparecer fisuras inclinadas cerca del apoyo en la parte superior del alma, junto a la cabeza de compresión. Esto se explica por las condiciones de pretensado particulares de estas vigas, con alambres rectilíneos de pretensado, concentrados en la cara inferior de tracción, lo que provoca que el pretensado en la parte superior de la sección sea más débil.

Las fisuras muestran una tendencia a progresar hacia la carga, y a separar la cabeza comprimida del alma, lo que conduce a la rotura.

No se aprecia que la cabeza de compresión esté afectada antes del arranque de la fisura. Sin embargo, más allá de esta zona, se vuelve a producir una concentración de tensiones

tangenciales que originan la fisuración, que progresa como en el caso anterior hasta colapsar el elemento.

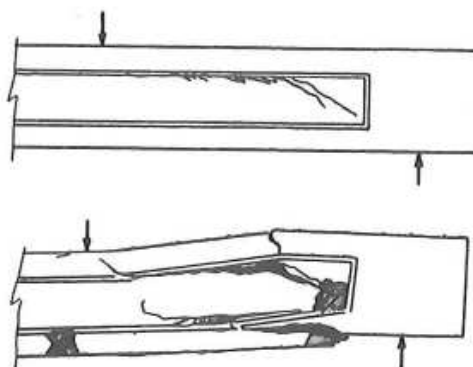


Figura I.3.2.3.3.- Fisuración y colapso por fisuración del alma en la unión con la cabeza de compresión (Sozen)

En los tres últimos casos de evolución de fisuras inclinadas, la extensión de la fisura anuncia la ruina bajo un incremento muy pequeño de la carga.

De cualquier forma, en los cuatro casos observados, existe un fallo en el alma, y se puede considerar que todos los fallos son roturas del alma por esfuerzo cortante.

I.3.2.3.4.- VIGAS EN DOBLE "T" CON ARMADURA TRANSVERSAL

Si las vigas en doble "T" cuentan con armadura en el alma y están bastante próximas (del orden de la mitad de la altura del alma), y son de sección suficiente, se llega a evitar la rotura del alma, produciéndose el colapso de la viga por flexión. Las fisuras inclinadas en el alma, y en las zonas de unión de ésta con la cabeza de compresión y la zona de tracción, continúan produciéndose, incluso se multiplican, pero no se desarrollan hacia su propia extensión ni provocan la rotura de la viga.

Existe un límite en la resistencia a esfuerzo cortante del alma, y por lo tanto en la cantidad de armadura transversal que ésta puede admitir, ya que se llega a producir el aplastamiento por compresión simple de las bielas inclinadas de compresión en el hormigón, dibujadas en el hormigón por las fisuras. Tal y como se comentó en el caso de las vigas armadas en doble "T" con armadura transversal, este caso particular se desarrolló en España a través del trabajo de tesis de D. Fernández Ordóñez³⁷, que también incluía el efecto del pretensado.

En todos los casos, tanto si se produce la rotura por esfuerzo cortante debido a la insuficiencia de la armadura transversal, como si se debe al agotamiento por compresión oblicua de las bielas, se trata siempre de una rotura característica de alma.

I.3.2.3.5.- VIGAS CONTINUAS DE HORMIGÓN PRETENSADO

En este caso se trata también de ensayos realizados por Sozen⁴⁰ en una viga continua simétricamente dispuesta, con dos vanos cargados puntualmente en el centro, según el esquema de la figura I.3.2.3.5.-a, y con el esquema de pretensado continuo tanto en flexión positiva como en flexión negativa.

La viga presenta cables de pretensado que siguen el trazado de las tensiones de tracción en las zonas de momentos positivos y negativos, por lo que existe componente vertical de la fuerza de pretensado.

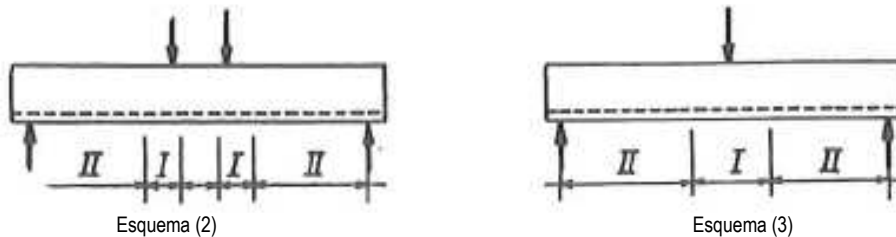
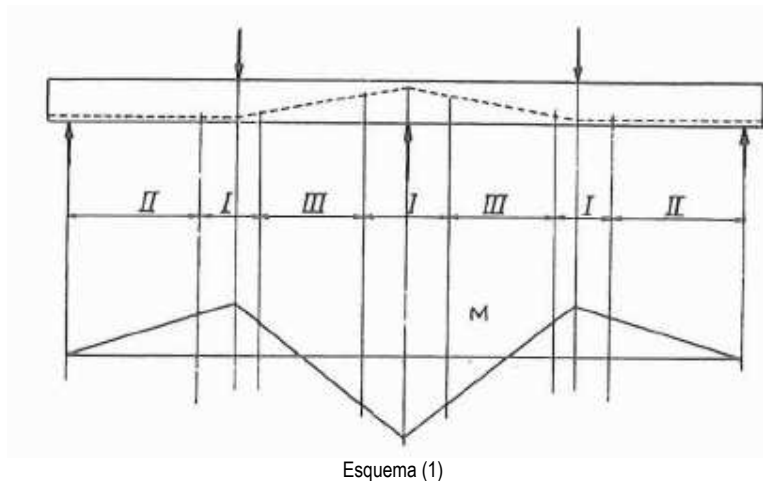


Figura I.3.2.3.5.-a. Esquema de ensayo y distribución del pretensado en viga continua y comparación con ensayos isostáticos (Sozen)

Comparando los tres esquemas de ensayo, se aprecia que las zonas marcadas con I y II están en condiciones análogas de equilibrio, lo que durante los ensayos se comprueba al presentarse fenómenos de rotura por esfuerzo cortante completamente similares.

Las zonas III que rodean los puntos de momento nulo, corresponden en cambio a condiciones especiales que diferencian el ensayo en elementos continuos del ensayo en elementos aislados.

- En las vigas de sección rectangular y pretensado moderado, las zonas III no son críticas. Las roturas se alcanzan por flexión, o bien por esfuerzo cortante, por encima del apoyo intermedio o por debajo de los puntos de aplicación de las cargas, siguiendo los mismos procesos que en las vigas isostáticas.
- En las vigas en doble "T", y especialmente en aquellas con fuerte pretensado o de alma delgada, aparecen fisuras inclinadas en el alma sin que haya fisuras de flexión.

- Si las vigas no poseen armadura de alma, aparecen fisuras inclinadas extendiéndose hacia el apoyo y los puntos de aplicación de la carga, que acaban por provocar el hendimiento del alma a lo largo de la armadura de pretensado inclinado que las atraviesa.

La compresión oblicua de la carga al apoyo equivale a una sollicitación por compresión y cizalladura de la sección AB de la imagen I.3.2.3.5.-a, que es una sección débil, puesto que las armaduras de pretensado (incluso en las situaciones de alambres adherentes,

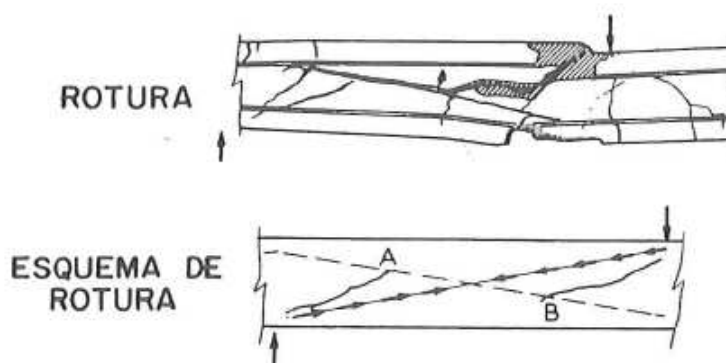


Figura I.3.2.3.5.-b Rotura y esquema de rotura en vigas continuas en doble "T" pretensadas (Sozen)

como es el caso) equivalen a orificios en lo que se refiere a la sollicitación de cizalladura.

- En las regiones de momento nulo, las armaduras de alma pueden ser suficientes, como en las otras regiones, para impedir estos desórdenes y para asegurar la estabilidad, a pesar de que la fisuración puede llegar a ser profusa.

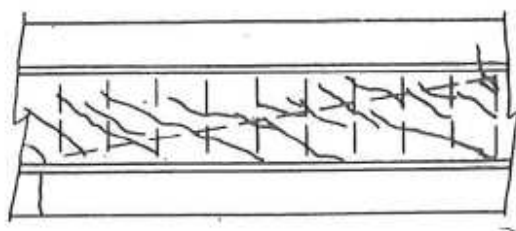


Figura I.3.2.3.5.-c. Fisuración en el alma de vigas continuas en doble "T" pretensadas con armadura transversal (Sozen)

No obstante, el paso de los alambres de pretensado en un alma delgada constituye siempre un punto débil. Aún cuando se haya previsto la colocación de armadura transversal, la rotura se produce a menudo por hendimiento a lo largo de los alambres de pretensado. Igualmente, se observa el mismo fenómeno en vigas de un solo vano, con independencia de la armadura de pretensado en el alma.

En el caso de los forjados unidireccionales, puesto que el pretensado es recto, no atraviesa el alma en toda la altura, por lo que se encontraría exclusivamente en la cara inferior, y no se produciría la situación observada de debilitamiento en las zonas de menor espesor, y tampoco aparecería la fisura indicada en la figura I.3.2.3.5.-b hacia la cara superior del elemento.

Como ya se ha comentado, en los ensayos en continuidad en forjados bajo la aplicación de cargas puntuales, las zonas en que se dividiría el elemento presentan situaciones de esfuerzos similares, a excepción de las regiones entre el apoyo y el punto de momento nulo.

En estas dos situaciones comentadas, en la rotura se produciría una fisura diagonal que cruza el nervio desde el punto de aplicación de la carga hacia el apoyo, con un trazado similar, tanto cuando se encuentra se trate de un elemento biapoyado, y todo el vano de cortante esté sometido a momento flector positivo, como cuando se trata de un elemento en continuidad, donde el vano a cortante presenta flexión negativa, punto de momento nulo y flexión positiva.

Las imágenes de rotura incluidas en el Anejo II en ensayos en continuidad son equivalentes a nivel macrosópico a las obtenidas en ensayos de vanos aislados o a los ensayos en elementos en voladizo, con flexión negativa y sin punto de momento nulo en el extremo volado.

I.3.2.3.6.- CONCLUSIONES: VIGAS DE HORMIGÓN PRETENSADO SIN ARMADURA TRANSVERSAL

A pesar de su apariencia, con frecuencia espectacular, la rotura por esfuerzo cortante en vigas de hormigón pretensado sin armadura transversal, es un fenómeno más simple que la de vigas de hormigón armado. Prácticamente, es siempre consecuencia de una rotura del alma, sobre todo en secciones prefabricadas, en las que se optimiza la sección de hormigón y por tanto el espesor del alma.

En este caso, desaparece la complejidad que introduce, en el hormigón armado, el fenómeno de adherencia entre el acero y el hormigón, ya que la mayor resistencia del hormigón y el anclaje mediante efecto Poisson suelen ser suficientes, no llegando a manifestarse falta de adherencia antes de que se produzca la rotura por cualquiera de los mecanismos mencionados. No obstante, existe una causa de debilitación del alma exclusiva de las secciones en hormigón pretensado: la reducción del espesor.

Esta reflexión, trasladada al caso de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, en los que se completa la sección con hormigón in situ, parece conducir a la fibra del cuello de la vigueta como la zona más débil en la resistencia a cortante.

I.3.3.- CÁLCULO DE TENSIONES TANGENCIALES

Para el análisis de la distribución de tensiones tangenciales en el hormigón de la sección parcialmente pretensada, se distinguirán los casos de hormigón sin fisurar en servicio, fisurado en servicio y rotura.

I.3.3.1.- Hormigón sin fisurar en servicio

Dada una sección tipo de canto total H (vigueta + hormigón), sometida a los esfuerzos debidos a un estado de flexión y cortante, y con centro de gravedad de la sección homogeneizada "cdg-n", la distribución de tensiones normales y tangenciales resulta:

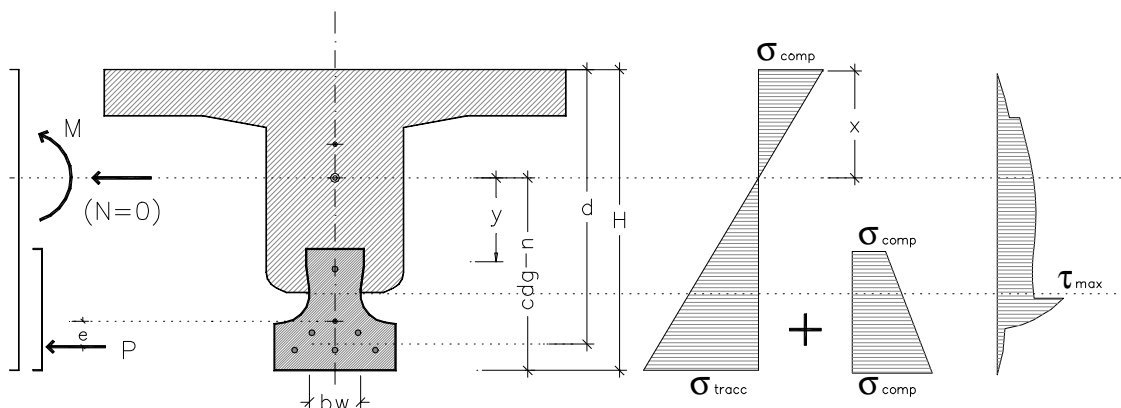


Fig. I.3.3.1.-Tensiones en una sección general de un nervio de forjado de vigueta pretensada. Hormigón sin fisurar en servicio

Estando el hormigón sin fisurar, puede admitirse un reparto lineal de tensiones normales en el mismo, que en el caso general de flexión compuesta viene dado por:

$$\sigma_{hm} = \frac{N}{A_T} + \frac{M \cdot y}{I_T}$$

$$\sigma_{vig} = \left(\frac{P}{A_v} + \frac{(P \cdot e) \cdot y_v}{I_v} \right) + \left(\frac{N}{A_T} + \frac{M \cdot y}{I_T} \right)$$

- N, es el esfuerzo axil, caso de existir (positivo si es de compresión y negativo si es de tracción)
M, momento flector actuante en la sección
 A_T , es el área total del nervio donde actúa el esfuerzo axil
 A_v , es el área homogeneizada de la vigueta
 I_T momento de inercia de la sección total homogeneizada respecto al centro de gravedad (cdg-n)
 I_v momento de inercia de la sección homogeneizada de la vigueta (respecto al cdg de la vigueta)
P es la fuerza de pretensado a tiempo infinito, de valor:
 $P = \sigma_p (1 - \%_{\text{perd}}/100) \cdot A_p$
 σ_p tensión de pretensado declarada por el fabricante, en todos los tendones
 $\%_{\text{perd}}$ pérdida de pretensado a tiempo infinito, en todos los tendones
 A_p armadura activa
e excentricidad de la fuerza "P" respecto del cdg de la sección homogeneizada de la vigueta
 y_v distancia a la fibra estudiada respecto del cdg de la sección homogeneizada de la vigueta

La sección se evalúa para una vigueta pretensada hormigonada sobre superficie plana horizontal.

En cuanto al reparto de tensiones tangenciales, puede emplearse la expresión general de la elástica cuando el valor del esfuerzo axial es nulo o constante:

$$\tau = \frac{V \cdot S_{(y)}}{b_{(y)} \cdot I_T}$$

V , es el esfuerzo cortante solicitación de la sección
 S , es el momento estático del área de la sección situado por encima de la fibra “y” respecto del cdg
 b , es el espesor de la sección en la fibra “y” considerada

Como puede observarse, el valor de τ será máximo en los puntos en que el cociente $S_{(y)} / b_{(y)}$ sea máximo, lo cual se produce, en la mayoría de los casos, en el “cuello” de la sección prefabricada.

Para secciones rectangulares en las que se cumple además la condición de que $b_{(y)} = \text{cte}$, el valor de τ máximo, donde $S_{(y)} / b_{(y)}$ también es máximo, se da en la fibra situada a la altura del centro de gravedad. Si la solicitación es de flexión simple ($N = 0$), se verifica también:

$S_{\text{cdg}} = I / z$ siendo “z” el brazo mecánico, de donde se obtiene la conocida expresión:

$$\tau_{\text{max}} = \tau_{\text{cdg}} = V / (b_{\text{cdg}} \cdot z)$$

En la figura 1.3.3.1.- puede verse la variación de tensiones normales y tangenciales en las distintas fibras de una sección genérica de un nervio de forjados unidireccionales con vigueta pretensada, solicitada a flexión simple. Tal como se aprecia, las tensiones tangenciales son pequeñas con respecto a las normales, lo que suele suceder salvo en secciones del nervio muy próximas a los puntos de momento nulo.

Se ha supuesto una distribución lineal de la fuerza de pretensado a lo largo de la sección de la vigueta, a partir de la tensión de pretensado en los tendones.

Dependiendo de la altura de la vigueta y la situación en el vano de momentos positivos o negativos, puede ser preciso comprobar el estado tensional en la cara superior de la vigueta, pues en algunos casos de pretensado, la vigueta puede traer tensiones de tracción en su fibra superior, sobre todo en el caso de cuantías de armadura elevadas, que combinadas con las de tracción derivadas de la flexión (según la profundidad de la fibra neutra), podría aparecer una tensión de tracción superior a la resistencia a flexo-tracción del hormigón, con lo que el material se fisuraría en una fibra interna de la sección, sin alcanzar la descompresión en la fibra inferior.

Dependiendo de las edades de hormigonado, la fluencia permite que parte del pretensado de la vigueta pase al hormigón en masa de la cabeza de compresión, aunque en cualquier caso, estas tensiones pueden obviarse, quedando del lado de la seguridad al suponer que la parte hormigonada en obra no presenta tensiones de compresión.

I.3.3.2.- Hormigón fisurado en servicio con relación lineal entre tensión y deformaciones

Para el estudio de este fenómeno en el caso de nervios de forjados unidireccionales, es fundamental distinguir entre flexión positiva y flexión negativa.

En el caso de flexión negativa, la armadura necesaria para absorber las tracciones debe ser adicionada en obra. Se trata, por tanto de armadura pasiva en un hormigón, generalmente, de calidad inferior al de la pieza prefabricada.

En el caso de flexión positiva, en cambio, las tensiones de tracción son absorbidas por los cordones de acero pretensado y el hormigón es de mejor calidad que el del resto del nervio. Este análisis se centra en los casos de flexión positiva que, si bien no son los más comunes en forjados unidireccionales (suele darse continuidad a los nervios) es el más sencillo de abordar teóricamente y el que se manifiesta en la casi totalidad de los ensayos disponibles.

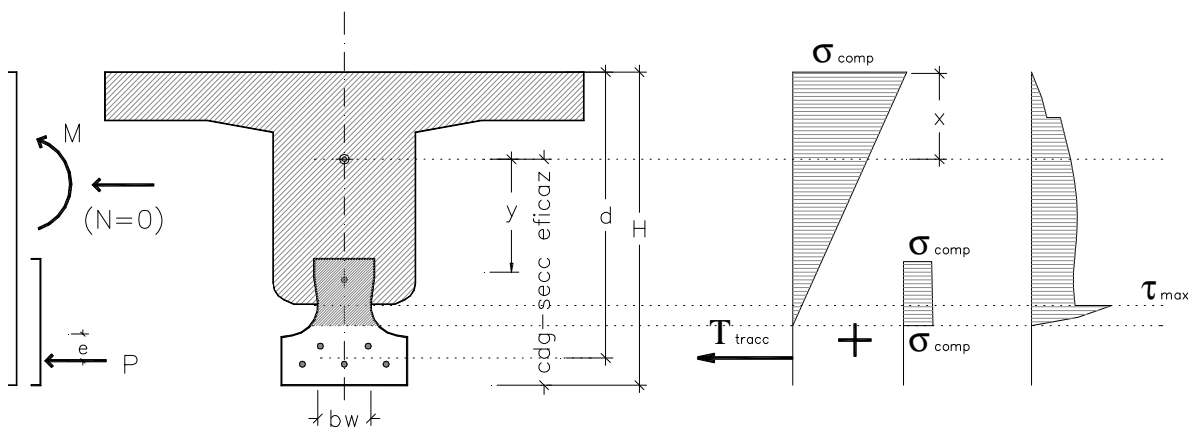


Fig. I.3.3.2.-Tensiones en una sección general de un nervio de forjado de viga pretensada. Hormigón fisurado en servicio

En el caso de que el hormigón en tracción se encuentre fisurado, y siempre que por estar en fase de servicio pueda admitirse un reparto lineal de tensiones normales, las ecuaciones del apartado anterior se transforman en:

$$\sigma_{hm} = \frac{N}{A_{T,e}} + \frac{M \cdot y}{I_{T,e}}$$

$$\sigma_{vig} = \left(\frac{P}{A_{v,e}} + \frac{(P \cdot e) \cdot y_v}{I_{v,e}} \right) + \left(\frac{N}{A_{T,e}} + \frac{M \cdot y}{I_{T,e}} \right)$$

- M, momento flector actuante en la sección
 N, es el esfuerzo axial, caso de existir (positivo si es de compresión y negativo si es de tracción)
 $A_{T,e}$ es el área total eficaz del nervio donde actúa el esfuerzo axial
 $A_{v,e}$ es el área eficaz homogeneizada de la viga
 $I_{T,e}$ momento de inercia de la sección eficaz homogeneizada respecto a su centro de gravedad
 $I_{v,e}$ momento de inercia de la sección eficaz homogeneizada de la viga (respecto al c.d.g.-vig)
 P mismo significado que en el apartado anterior
 e excentricidad de la fuerza "P" respecto del c.d.g. de la sección homogeneizada de la viga

La evaluación de la apertura de fisura se realiza para una tensión de tracción en la fibra inferior de valor:

$$\sigma_{\text{inf}} = f_{\text{ct,d}} + \sigma'_{\text{p,inf}}$$

Suma de la resistencia a tracción del hormigón de la vigueta, más la tensión de precompresión del hormigón pretensado, evaluadas sus pérdidas a tiempo infinito.

Normalmente, en zonas próximas a los apoyos, el momento flector en piezas isostáticas presenta un valor bastante bajo, por lo que la tracción producida por el mismo en la cara inferior de la sección no supera, siquiera, el momento de descompresión.

Y, como en el caso anterior, la ecuación para la tensión tangencial resulta:

$$\tau = \frac{V \cdot S_{e(y)}}{b_{(y)} \cdot I_e}$$

$S_{e,}$ es el momento estático de la parte de la sección eficaz situada por encima de la fibra “y” respecto del cdg de dicha sección eficaz

Como el hormigón fisurado no soporta tensiones normales, no varía la diferencia de esfuerzos normales a lo largo de la pieza, por lo que el valor de “ τ ” resultaría constante, salvo por el hecho de que la sección aumenta de espesor “b” disminuyendo por tanto el valor de la tensión.

Al no encontrarse sometida a tensiones normales la sección de hormigón por debajo de la fibra neutra fisurada ($\sigma = 0$), las tensiones principales son iguales a la tangencial y forman 45° con la directriz. El hormigón está, por tanto, en una zona de cortante puro.

1.3.3.3.- Hormigón en rotura

Los casos vistos en apartados anteriores corresponden a distribuciones de tensiones tangenciales en zonas de débiles momentos flectores. Si el momento es importante, no sólo la sección estará fisurada, sino que la relación entre tensiones y deformaciones no será lineal, por lo tanto en un estado próximo a la rotura, lo que se produce es un equilibrio de fuerzas entre la tracción de las armaduras y el bloque de compresiones del hormigón.

En este caso, es muy compleja la evaluación de las tensiones tangenciales, puesto que la tensión de tracción en las armaduras depende del grado de fisuración, y por lo tanto varían a lo largo de la sección, con lo que el valor de la fuerza normal de tracción, supuesto constante en las simplificaciones anteriores, también variaría.

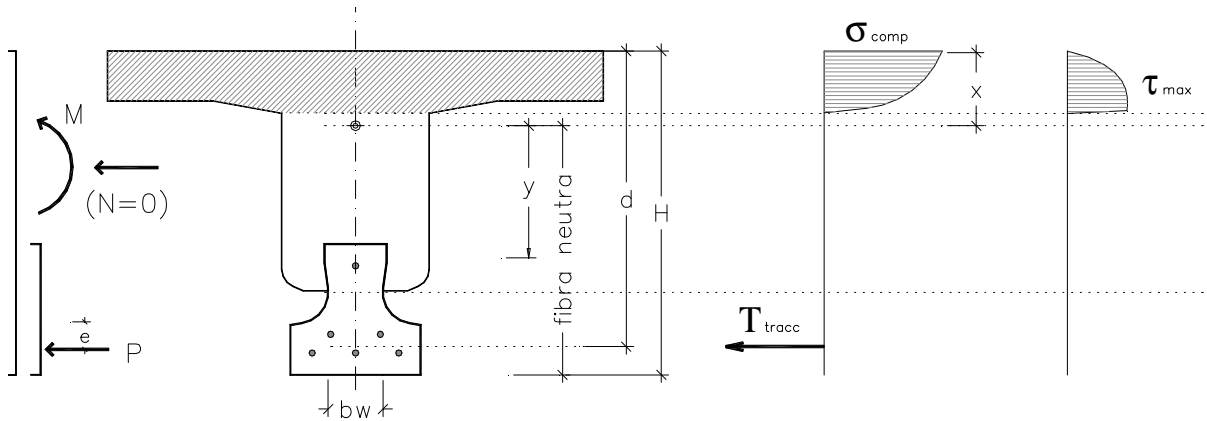


Fig. 1.3.3.3.- Tensiones en una sección general de un nervio de forjado de vigueta pretensada. Hormigón próximo a la rotura

En esta situación, la determinación de tensiones tangenciales en la región no fisurada en estado límite último no es inmediato para puntos por encima de la fibra neutra.

La tensión tangencial por debajo de la fibra neutra puede estimarse como:

$$\tau = \frac{V}{b(y) \cdot z}$$

Además, si se alcanza la plastificación del acero traccionado, no podría emplearse la simplificación habitual de suponer el brazo de palanca “z” constante a lo largo de la pieza, con lo que la expresión:

$$\tau \cdot b = \frac{V}{z} \quad (\text{En secciones solicitadas sólo a flexión: } S = I / z)$$

deja de poder ser de aplicación directa.

En cualquier caso, es asimilable al razonamiento del apartado anterior, en lo referente a la determinación de tensiones tangenciales, de manera que al considerar sólo la sección de hormigón comprimida, el valor de S permanece constante, variando la distribución de “ τ ” sólo por el espesor de la sección a distintas alturas “b”.

1.3.3.4.- Tensiones principales

Una vez conocida la variación de tensiones tangenciales y normales en las distintas fibras, pueden determinarse las tensiones principales en cualquier punto de la pieza, analíticamente o mediante el círculo de Mohr. En las siguientes figuras, se obtienen dichas tensiones en dos puntos “C” y “T” situados en la zona de compresión y tracción respectivamente.

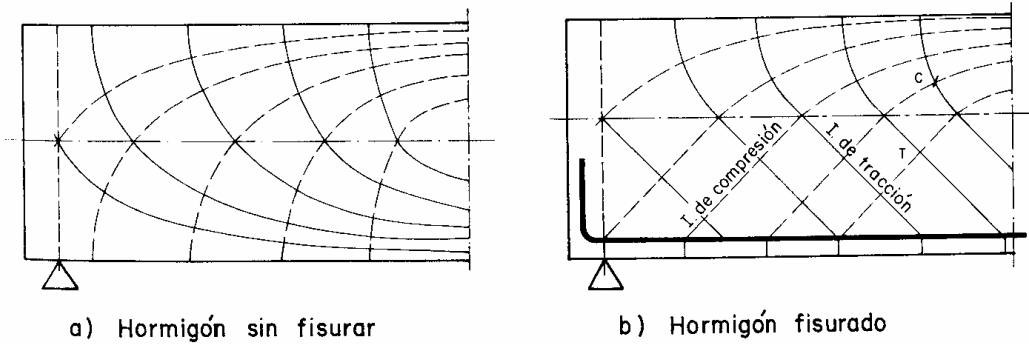
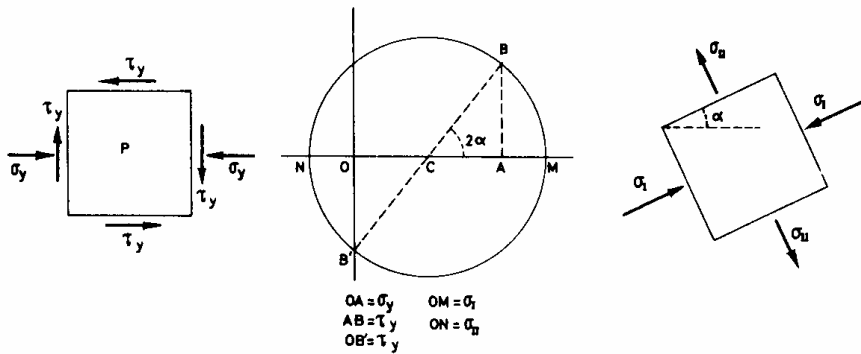


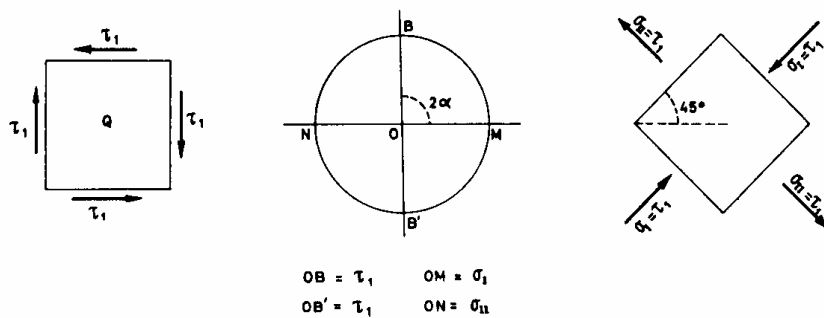
Fig. I.3.3.4.- Red de isostáticas en la zona próxima al apoyo (Hormigón Armado / MONTOYA – MESEGUER – MORAN)

En un punto “C” de la zona comprimida, considerando el paralelepípedo elemental de la figura I.3.3.4.-, que está sometido a las tensiones normales (σ_y) y tangenciales (τ_y), y mediante el círculo de Mohr pueden calcularse las correspondientes tensiones principales, σ_I de compresión y σ_{II} de tracción:

$$\sigma_I = \frac{\sigma_y}{2} - \sqrt{\frac{\sigma_y^2}{4} + \tau_y^2} ; \quad \sigma_{II} = \frac{\sigma_y}{2} + \sqrt{\frac{\sigma_y^2}{4} + \tau_y^2} ; \quad \text{tg}2\alpha = \frac{2\tau_y}{\sigma_y}$$



a) Punto C en la zona de compresión



b) Punto T en la zona de tracción

Fig.I.3.3.4.- Paralelepípedo elemental y círculo de Mohr (Hormigón Armado / MONTOYA – MESEGUER – MORAN)

En un punto “T” de la zona de tracción, suponiendo que se ha alcanzado ya la fisuración, el paralelepípedo elemental (fig.I.3.3.4.-) está sometido a las tensiones $\sigma_y = 0$ y τ_y , y las tensiones principales calculadas mediante el círculo de Mohr son:

$$\sigma_I = -\tau_1 ; \quad \sigma_{II} = +\tau_1 ; \quad \alpha = 45^\circ$$

Las envolventes de las tensiones principales, isostáticas de tracción y compresión, constituyen dos familias de curvas ortogonales, tales que por cada punto de la pieza pasa una isostática de cada familia. En la figura I.3.3.4.- se han dibujado las isostáticas de una pieza biapoyada sin fisurar (obtenidas suponiendo que la reacción en el apoyo se distribuye parabólicamente a lo largo de la altura en la sección de apoyo), y en las que corresponden a una pieza en la que el hormigón en la cara traccionada está fisurado (obtenidas en un supuesto análogo).

I.3.4.- PIEZAS DE HORMIGÓN PRETENSADO

La existencia de la fuerza de pretensado introduce variaciones importantes en la resistencia al esfuerzo cortante de un elemento, ya que afectan al estado tensional de la sección de hormigón, que como se ha descrito, suponen la clave para analizar la evolución de las fisuras en el alma de las piezas.

I.3.4.1.- Esfuerzo cortante efectivo

Se considera una pieza pretensada sometida a una serie de acciones exteriores y un elemento diferencial "ds" (AA' - BB'), tal como la que se muestra en la figura I.3.4.1.-.

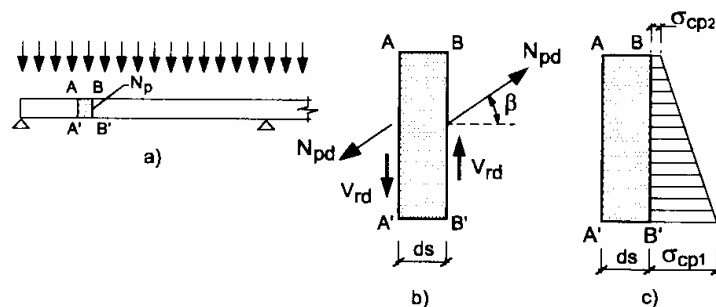


Fig. I.3.4.1.- Solicitaciones en un elemento lineal pretensado (Proyecto y Cálculo de Estructuras de Hormigón / Calavera)

Sobre el elemento diferencial actúa la fuerza de cálculo de pretensado N_{pd} (se considera $N > 0$ para tracción), formando un ángulo β con la directriz (en viguetas pretensadas $\beta = 0$). La fuerza N_{pd} producirá un diagrama lineal de tensiones de pretensado sobre la sección con tensiones en las fibras extremas σ_{cp1} y σ_{cp2} ($\sigma > 0$ para compresiones).

Llamando V_d al esfuerzo cortante de cálculo, debido al peso propio de la pieza y las restantes acciones exteriores, la fuerza N_{pd} modifica el valor del esfuerzo cortante en el elemento diferencial en el valor $N_{pd} \cdot \text{sen}\beta$, componente de N_{pd} en el sentido ortogonal a la directriz (nuevamente, para el caso de viguetas pretensadas, como $\beta = 0 \rightarrow N_{pd} \cdot \text{sen}\beta = 0$). Con ello el esfuerzo cortante efectivo de cálculo es:

$$V_{rd} = V_d + N_{pd} \cdot \text{sen}\beta \quad (V_{rd} = V_d + 0 \text{ para los casos de pretensado paralelo a la directriz})$$

I.3.4.2.- Fisuración de la pieza por tracción diagonal del hormigón

Si en la figura I.3.4.1.- del apartado anterior, correspondiente a un elemento sometido a las acciones exteriores y a la fuerza de pretensado, se analizan las tensiones principales en un punto cualquiera de la sección AA', sometido a las tensiones de pretensado $\sigma_{cp,x}$ y $\sigma_{cp,y}$ y a unas tensiones $\sigma_{ce,x}$ y $\sigma_{ce,y}$ debidas a las acciones exteriores y a unas tensiones de corte $\tau_{cxy,e}$, $\tau_{cxy,p}$, debidas respectivamente a las acciones exteriores y al pretensado, se tiene, aplicando las fórmulas clásicas de la teoría de la elasticidad:

$$\sigma_{cl} = \frac{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x} + \sigma_{ce,y} + \sigma_{cp,y}}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x} + \sigma_{ce,y} + \sigma_{cp,y}}{2}\right)^2 + (\tau_{cxy,e} + \tau_{cxy,p})^2}$$

$$\sigma_{cll} = \frac{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x} + \sigma_{ce,y} + \sigma_{cp,y}}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x} + \sigma_{ce,y} + \sigma_{cp,y}}{2}\right)^2 + (\tau_{cxy,e} + \tau_{cxy,p})^2}$$

$$tg\theta = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{ce,y} + \sigma_{cp,y} - \sigma_{cl}}{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x} - \sigma_{cl}}\right)}$$

En el caso general de flexión simple sin pretensado vertical, que es el habitual y que corresponde también a las viguetas pretensadas, $\sigma_{ce,y} = \sigma_{cp,y} = 0$ y agrupando los términos de tensión tangencial de manera que $\tau_{cxy} = \tau_{cxy,e} + \tau_{cxy,p}$, las expresiones que permiten calcular las tensiones principales en cualquier punto se reducen:

$$\sigma_{cl} = \frac{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x}}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x}}{2}\right)^2 + \tau_{cxy}^2}$$

$$\sigma_{cll} = \frac{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x}}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x}}{2}\right)^2 + \tau_{cxy}^2}$$

$$tg\theta = \sqrt{\left(\frac{-\sigma_{cl}}{\sigma_{ce,x} + \sigma_{cp,x} - \sigma_{cl}}\right)}$$

Haciendo $\sigma_{ce,x} = 0$ en las fórmulas anteriores se obtienen las expresiones correspondientes a las tensiones en el centro de gravedad de la sección:

$$\sigma_{cl} = \frac{\sigma_{cp}}{2} - \sqrt{\frac{\sigma_{cp}^2}{4} + \tau_{cxy}^2} ; \quad \sigma_{cll} = \frac{\sigma_{cp,x}}{2} + \sqrt{\frac{\sigma_{cp,x}^2}{4} + \tau_{cxy}^2} ; \quad tg\theta = \sqrt{\left(\frac{-\sigma_{cl}}{\sigma_{cp} - \sigma_{cl}}\right)}$$

La fisuración se producirá cuando la tensión principal de tracción σ_{ll} alcance el valor de la resistencia media a tracción del hormigón, $f_{ct,m}$ (se considera positiva). Llamando $\sigma_{cp,0}$ a la tensión de pretensado en la fibra que pasa por el c.d.g. de la sección y τ_c a la tensión cortante en el mismo nivel, se obtiene:

$$\sigma_{cII} = f_{ct,m} = \frac{\sigma_{cp,0}}{2} + \sqrt{\frac{\sigma_{cp,0}^2}{4} + \tau_{cr}^2}$$

Donde τ_{cr} es el valor de tensión de corte que produce la fisuración en el hormigón por tracción diagonal en la sección considerada y θ es el ángulo de la fisura:

$$\tau_{cr} = f_{ct,m} \sqrt{1 - \frac{\sigma_{cp,0}}{f_{ct,m}}} \quad \text{y} \quad \operatorname{tg} 2\theta = \sqrt{\frac{2\tau_{cr}}{\sigma_{cp,0}}}$$

1.3.4.3.- Resistencia a cortante en vigas pretensadas sin armadura de corte

1.3.4.3.1.- CAUSAS DEL AGOTAMIENTO POR CORTANTE

Las causas de agotamiento por cortante en vigas pretensadas han sido tradicionalmente asignadas a dos causas principales: agotamiento por compresión debida al cortante y colapso del alma. Ésta a su vez, puede subdividirse en agotamiento por tracción en el alma o por compresión oblicua, como se ha expuesto en los apartados anteriores. De hecho, a partir de la investigación llevada a cabo por A.B. Hicks y R. Sethunarayan⁴¹, se sugirió un modelo a partir del cual el tipo de agotamiento dependía únicamente de la relación canto útil / luz de vano a efectos de cortante, que a su vez desembocó en la elaboración de métodos que predecían la carga última de cortante para cada uno de los posibles tipos de fallo.

Sin embargo, los autores M.A. Sozen, E.M. Zwoyer y C.P. Siess⁴², recomendaron que se emplease como valor de carga última, incluso aunque aplicando el criterio de agotamiento por compresión oblicua del alma se obtuviera un valor superior, la determinada a partir de la tensión diagonal de tracción que originara la apertura de fisuras en el alma. R. Evans y E.G. Schumacher⁴³, sugerían tomar como valor de carga última el menor de los obtenidos a partir de la fisuración por tracción diagonal y por compresión oblicua en el alma.

Por último, en un trabajo desarrollado por P.D. Arthur⁴⁴ en 1965, se observa que los valores de carga última por cortante en vigas pretensadas obtenidos, superaban ampliamente el valor previsto teóricamente en la hipótesis de fisuración por tracción en el alma. Sin embargo, este incremento era difícilmente predecible con un grado suficiente de confianza. En cualquier caso, concluyó que el valor a emplear en el diseño de los elementos para agotamiento por cortante debía ser el correspondiente a fisuración por tracción oblicua del alma, abandonando el criterio anterior, basado en la relación canto útil / luz a efectos de cortante.

Asimismo, comprobó que el efecto de macizado del alma en los apoyos no suponía ningún incremento apreciable en el comportamiento de las piezas, y que los valores previstos por el ACI del momento eran bastante conservadores para el caso de elementos pretensados.

I.3.4.3.2.- COMPORTAMIENTO EN ESTADO FISURADO

El procedimiento clásico de la analogía a la celosía de Ritter-Mörsch para explicar el comportamiento de elementos lineales a cortante, parte del modelo de una celosía de cordones comprimidos paralelos inclinados a 45° y barras verticales o inclinadas -45° en tracción. Se asume que el cortante "V" es enteramente resistido por los elementos en el alma.

Con este procedimiento, las condiciones de equilibrio están perfectamente cubiertas. Sin embargo, las condiciones de compatibilidad se ven seriamente afectadas, puesto que los elementos encargados de resistir la compresión (bielas de hormigón) son del orden de siete veces más rígidos que los elementos que absorben las tensiones de tracción, estribos de acero en caso de existir, o la capacidad a tracción del hormigón en el alma y las posibles precompresiones en secciones pretensadas.

Evidentemente, la naturaleza de los materiales no es "consciente" de esta analogía y, en consecuencia, se comporta de acuerdo a la ley del mínimo trabajo de deformación. Así, las fuerzas internas en elementos de hormigón armado varían considerablemente desde el momento en que se produce la fisuración, dependiendo en gran medida de la relación de rigideces entre los miembros de hormigón y los de acero: una viga con un espesor de alma mayor presentará una distribución interna de fuerzas bastante distinta de la que presente una viga con espesor de alma más estrecho, a igualdad de elementos en los cordones.

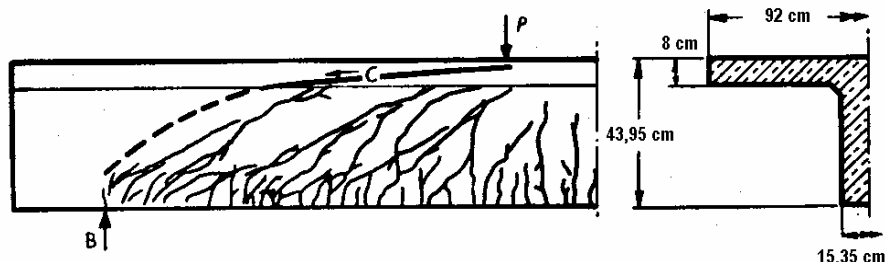


Fig 1.3.4.3.2.-Esquema de la resultante de fuerzas en el hormigón (F. Leonhardt)

En la experimentación llevada a cabo en 1965 por F. Leonhardt⁴⁵ en elementos lineales con sección en "T", se comprobó que, para una misma configuración de cordones comprimidos y traccionados y reduciendo paulatinamente el espesor del alma, la tensión de los estribos traccionados sufría un aumento proporcional a la relación b/b' de los espesores de alma, que además variaban bastante de los previstos a partir de la analogía a la celosía Ritter-Mörsch. Esto significa que una parte de la resistencia a cortante debe ser desarrollada por los cordones comprimidos, no sólo por los elementos del alma. De esta manera, la resultante de compresiones "C", que puede considerarse como el cordón superior de la celosía imaginaria, debe ser inclinada, a pesar de las fisuras de cortante que cubrirían todo el alma de la pieza a lo largo de todo el canto útil.

Además, se observó que la inclinación de las fisuras de cortante no se limitaba a los 45° (frecuente en la experimentación de elementos de sección rectangular), sino que se inclinaba cada vez más, en relación

directa con la reducción del espesor del alma, llegando a bajar hasta los 30°. De esta manera, si la inclinación de los cordones de la celosía virtual es menor, también es menor la necesidad de armadura transversal para garantizar el equilibrio.

Uniendo este criterio con el expuesto en I.3.4.3.1.-, por el cual el valor limitativo en la resistencia a cortante viene determinado por el agotamiento, o apertura de fisuras de corte en el alma, de la pieza por tracción oblicua; se deduce que para piezas prefabricadas de pequeño espesor de alma, en las que la biela de compresión última se produce con un ángulo bastante bajo (el pretensado contribuye a tender aún más este ángulo), se puede llegar a prescindir de la armadura transversal, limitando la resistencia del elemento a la condición de fisuración diagonal en el alma.

I.3.4.3.3.- ESTUDIOS EXPERIMENTALES EN FORJADOS DE VIGUETA

A finales de la década de los cincuenta, comienzan a introducirse en España los primeros sistemas de viguetas pretensadas, lo que permitía un importante ahorro en acero – el material de construcción de mayor repercusión económica en los forjados – y por lo tanto un sistema adecuado para las nuevas tipologías de edificios residenciales que se empezaban a edificar en los ensanches de las principales capitales.

Para poder evaluar la capacidad resistente de estos forjados, y a falta de herramientas adecuadas de análisis, se recurrió sistemáticamente a la realización de ensayos en nervios a escala real. Por ejemplo, en la Revista Nacional de Arquitectura de 1954 aparece el artículo “Enseñanzas del ensayo de un forjado”⁴⁶, donde se recogen – para un forjado armado y en continuidad – los resultados obtenidos, tanto a flexión como a cortante, incluyendo las apreciaciones correspondientes a la fisuración y la redistribución de esfuerzos.

A partir de la resistencia a tensión tangencial del hormigón, comentada anteriormente y adoptada de la normativa estadounidense (ACI), la experimentación llevada a cabo por los profesores Eduardo Torroja y Javier Lahuerta, conduce a un valor de tensión tangencial resistida en elementos pretensados, superior al doble de la prevista en secciones armadas ($2 f_{cv}$).

De esta forma, quedaría establecida en la normativa nacional una expresión teórica en la que la resistencia a cortante dependía exclusivamente de la resistencia característica del hormigón, sin considerar el efecto del pretensado o la cuantía de armadura longitudinal traccionada.

Básicamente, el efecto del pretensado consistiría en incrementar la capacidad del hormigón, duplicándola. Por otro lado, el efecto de la armadura principal se tendría en cuenta permitiendo aumentar la capacidad a cortante si se refrendaba mediante ensayos, aplicando un coeficiente de mayoración donde aparecía la cuantía de acero. Estos criterios se seguirían empleando a nivel nacional hasta la derogación en el año 2008 de la última versión de la Instrucción de forjados, la EFHE⁴⁷.

La rápida implantación de los sistemas de forjados de vigueta pretensada en España, llevó al Instituto de la Construcción y el Cemento (más tarde Instituto Eduardo Torroja), y a partir de la iniciativa de algunos de los principales fabricantes, a elaborar un documento que fijara las condiciones mínimas de calidad y control en estos elementos. Este texto de 1961⁴⁸ sentaría las bases de los criterios de producción de viguetas pretensadas, y supuso el primer paso en la certificación del control de calidad, y las tareas administrativas para la concesión de las autorizaciones de uso, y en un nivel más amplio de certificación de la calidad, a la creación del Sello de conformidad CIETAN.

Precisamente a raíz de este tipo de análisis y control, ha sido práctica habitual el ensayo a flexión y cortante en elementos de forjados prefabricados. Los datos experimentales que se manejan en este estudio y que se describirán más adelante corresponden a estos procedimientos.

Por un lado, se incluye una base de datos de ensayos a cortante en nervios biapoyados realizados entre los años 1.995 y 2.005 que se han recopilado en el Anexo I.

Además, en el Anexo II se incluyen ensayos adicionales realizados entre los años 2.004 y 2.006 correspondientes a un Proyecto de Investigación⁴⁹, y la continuación de dicha campaña, incluyendo algunos ensayos en viguetas sin capa de compresión realizados en 2.014.

Aunque se trata de un elemento que no ha sido estudiado ampliamente en su comportamiento a cortante, por las razones que se exponen en este trabajo, la tendencia decreciente en la normativa ha hecho que otros investigadores hayan planteado campañas experimentales centradas en alguno de los parámetros que podrían afectar al comportamiento a cortante.

En el año 2.011 se publica un trabajo experimental por parte de D. Fernández Montes y E. González Valle⁵⁰ sobre la influencia de sollicitaciones axiales de tracción en la resistencia a cortante en viguetas de forjado sin armadura transversal, donde se confirma la reducción de la capacidad de estos nervios, como sucedió en el accidente en el Wilkins Air Force Depot Warehouse en 1.995.

En el 2.013 se publica un trabajo de tesis experimental de C. Ribas⁵¹ en donde se desarrolla una campaña experimental en vanos biapoyados bajo cargas puntuales, analizando los parámetros más importantes: resistencia del hormigón, pretensado, armadura longitudinal, geometría de la sección, espesor del alma... Se comparan los resultados obtenidos con las predicciones de distintos modelos, y se propone a su vez una expresión extrapolable a secciones genéricas en "T". En dicho trabajo se concluye que las alas de la cabeza de compresión mejoran la resistencia a cortante y a su vez modifican el tipo de rotura. Además, las fisuras inclinadas presentan más aperturas que en secciones rectangulares similares, por lo que se considera que el efecto de engranamiento entre áridos debe de aportar menos a la resistencia en este tipo de secciones. Como conclusión, se expone que los modelos actuales para la predicción del esfuerzo cortante en forjados de vigueta pretensada son excesivamente conservadores.

I.3.5.- ESFUERZO RASANTE

I.3.5.1.- Esfuerzo cortante y esfuerzo rasante

Se suele llamar esfuerzo cortante a la sollicitación resultante de las tensiones tangenciales en una sección normal a la directriz de la pieza (transversal); mientras que se suele llamar esfuerzo rasante a la sollicitación resultante de las tensiones tangenciales en una sección paralela a la directriz (longitudinal). Como las piezas en las que el cortante es importante suelen ser vigas y losas de directriz horizontal, al rasante se le denomina a veces cortante horizontal.

En las piezas sometidas a flexión simple o compuesta, los esfuerzos rasantes aparecen al mismo tiempo que los cortantes como consecuencia de la variación de los momentos flectores a lo largo de la directriz. Esta variación crea unas tensiones tangenciales que actúan a la vez en las caras verticales y horizontales de los paralelepípedos elementales situados en el interior de la pieza e inclinan las tensiones principales (fig. I.3.3.4.-)

En definitiva, la función de cortante y rasante consiste en asegurar una transmisión mutua de tensiones entre la cabeza de compresión y la de tracción en las vigas, obligándolas a trabajar de forma solidaria.

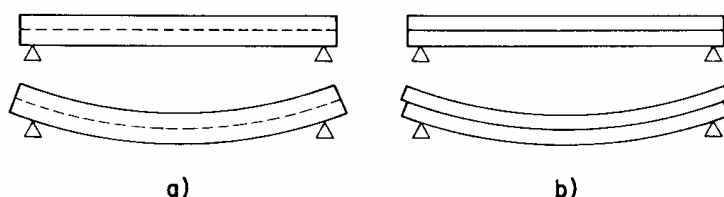


Fig. I.3.5.1.- Flexión de una viga: (a) monolítica y (b) de dos piezas (Hormigón Armado / MONTOYA – MESEGUER – MORAN)

I.3.5.2.- Mecanismo de cortante-fricción

En piezas de hormigón sin armaduras transversales el cortante es resistido por medio de los mecanismos descritos en el apartado i.1.-; y el comportamiento de las piezas y su forma de fallo depende del mecanismo que en cada caso resulte predominante. Uno de los principales es el engranamiento entre áridos, especialmente en las piezas compuestas, constituidas por hormigones distintos o ejecutados por fases y separados por una junta de hormigonado paralela a la directriz, como es el caso de los nervios de forjados de viguetas pretensadas. A través de esta junta se transmite un rasante (o cortante horizontal), y al mecanismo puesto en juego para resistirlo se le denomina mecanismo de cortante-fricción (shear-friction).

El término cortante-fricción (shear-friction) se utiliza para describir el mecanismo de transmisión de cortante entre las dos caras de un plano de hormigón sometido de forma simultánea a sollicitaciones de cortante y de compresión. Los factores que determinan la capacidad del hormigón en esta situación son los siguientes:

- Engranamiento de áridos y fricción: resultado de la rugosidad entre las dos caras de fisura. Esta contribución puede ser local, cuando afecta a una fisura de longitud inferior al tamaño de los áridos o global, para longitudes superiores.
- Solicitación normal de compresión entre caras de fisura: aumenta la contribución del engranamiento de áridos y la fricción.
- Armadura pasante entre caras del plano de fisura: la deformación de armadura moviliza esfuerzos de compresión entre caras del plano de ensayo que incrementan la contribución de la sollicitación externa, y la armadura pasante actúa ante los esfuerzos de flexión y cortante que aparecen por el desplazamiento entre las dos caras del plano de fisura debido al efecto dovela.
- Resistencia del hormigón: la capacidad de transmisión de cortante entre caras del plano de la fisura se pierde cuando el contacto entre ambas se anula, lo cual sucede cuando se supera la resistencia de la pasta o de los áridos, lo que a su vez está directamente relacionado con la resistencia del hormigón

Estudios a cargo de los Dres. Antonio Marí y Antoni Claderas (UP Cataluña)⁵², han puesto en evidencia la importancia de este efecto, al ensayar piezas con hormigones de alta resistencia ($f_{ck} = 80$ MPa) en las que, al ser de mayor resistencia la pasta de cemento empleada, la fisura progresa atravesando el árido, de manera que las superficies a ambos lados presentan escaso rozamiento entre ellas (debido a la falta de engranamiento entre áridos), lo cual se traduce en una bajada de la resistencia a cortante en la pieza, además de aumentar el comportamiento frágil en rotura. Este fenómeno también se manifiesta, por ejemplo, en los hormigones autocompactantes, puesto que se emplea una granulometría con menos árido grueso.

Del mismo modo, los trabajos de B. González Fonteboa⁵³ han puesto de manifiesto que el empleo de árido reciclado en sustitución de la mitad del árido grueso, provoca una pérdida del efecto cortante-fricción del orden del 20%, y con ello una reducción de la resistencia a cortante.

Cuando se trata de piezas de hormigón monolítico (constituidas por un único hormigón vertido en una sola fase) su comprobación a cortante cubre de forma automática los esfuerzos rasantes. Pero si existe una junta previa, es necesario comprobar el estado límite de agotamiento por esfuerzo rasante.

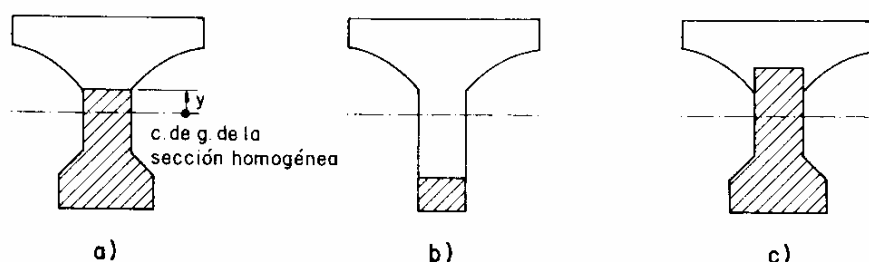


Fig.1.3.5.2.- Juntas diversas entre piezas prefabricadas y hormigón in situ (Hormigón Armado / MONTOYA – MESEGUER – MORAN)

Esta situación es bastante frecuente en elementos prefabricados, como por ejemplo en vigas para tableros de puentes, forjados de losas alveolares apoyadas en jácenas prefabricadas de hormigón y, por supuesto, en los nervios de forjados unidireccionales ejecutados con viguetas prefabricadas, tanto armadas como pretensadas.

Durante el hormigonado de la parte ejecutada in situ, las viguetas prefabricadas suelen estar apeadas (salvo en el caso de viguetas autorresistentes) y sometidas a una carga parcial (hormigón fresco vertido). Una vez endurecido el hormigón, se retiran los apeos y comienza a trabajar la sección completa. Para ello es necesario que la sección en contacto entre ambos hormigones sea capaz de transmitir el esfuerzo rasante sin que se produzcan deslizamientos longitudinales entre la parte prefabricada y la ejecutada in situ, de manera que las dos partes trabajen de forma solidaria.

I.3.5.3.- Juntas sin armadura de rasante

Existen dos tipos de junta entre hormigones:

- Uniones dúctiles: aquellas en las que se dispone armadura de rasante suficiente para coser entre sí eficazmente las dos caras de la junta. Su comportamiento se caracteriza por fuertes deformaciones y la plastificación de la junta antes de llegar al agotamiento.
- Uniones frágiles: aquellas que carecen de armadura de rasante presentan un comportamiento frágil, alcanzando la rotura bajo deformaciones reducidas y sin aviso previo. En ellas toda la resistencia a rasante debe confiarse al hormigón.

En el caso de juntas frágiles, la tensión última resistente de la junta a rasante coincide con la tensión última del hormigón a rasante, que viene dada por la expresión:

$$\tau_{cu} = \beta f_{ct,d} + \mu \cdot \sigma_{cd}$$

$f_{ct,d}$	resistencia de cálculo a tracción del hormigón más débil de la junta (el colocado in-situ)
σ_{cd}	tensión externa de cálculo normal a la junta, caso de existir (positiva si es de compresión)
β, μ	coeficientes que dependen del tipo de superficie de la junta

La evaluación de los coeficientes que intervienen en los análisis varía con cada código o normativa, y corresponden por lo general a campañas experimentales que permiten una tabulación en función del tratamiento de las superficies o los mecanismos de anclaje.

A nivel nacional, y en el caso concreto de las viguetas pretensadas, el sistema más habitual es el llamado engarce en cola de milano, donde se formaliza un tipo de unión a través de la geometría de la cabeza de la viga, que impide el cabalgamiento de la sección in situ, siempre y cuando las zonas laterales que abrazan la pieza prefabricada sean capaces de absorber las tensiones de tracción generadas. En esta configuración, el coeficiente empleado correspondería a $\beta = 0,8$.

I.4.- MECANISMOS DE RESISTENCIA A CORTANTE

I.4.1.- INTRODUCCIÓN

Tal y como se comentó en el apartado i.1.-, en los elementos de hormigón armado fisurados, la transferencia y distribución de los esfuerzos tangenciales difieren de lo determinado por la teoría de la elasticidad. Para poder transferir las tensiones tangenciales se deben movilizar diferentes mecanismos resistentes. Dichos mecanismos se detallan a continuación:

I.4.2.- CORTANTE RESISTIDO POR EL HORMIGÓN NO FISURADO

En las regiones B de un elemento no fisurado, el esfuerzo cortante se transfiere por las tensiones principales de tracción y de compresión, según las ecuaciones de la elasticidad clásica, descritas en el apartado I.3.3.4.- y a partir de las cuales puede obtenerse la distribución de las tensiones normales (σ) y tangenciales en la sección (τ).

$$\sigma = \frac{M \cdot y}{I_x} \quad \text{donde,}$$

M es el momento flector en la sección estudiada
 y es la distancia al centro de gravedad de la fibra analizada
 I_x es el momento de inercia de la sección respecto al c.d.g.

$$\tau_{xy} = \frac{V}{I_x \cdot b} \int_{y_{c.d.g.}}^h y \cdot dA \rightarrow \tau_{xy} = \frac{V \cdot s_x}{I_x \cdot b} \quad \text{donde,}$$

V es el esfuerzo cortante en la sección estudiada
 s_x momento estático de la sección por encima de la fibra analizada respecto al c.d.g.
 b es el ancho de la sección en la fibra analizada

En la figura I.3.3.4.- se representa la trayectoria de tensiones principales en una viga no fisurada calculada según las expresiones correspondientes que aparecen en ese mismo apartado. Por definición dichas trayectorias son líneas, que en cualquier punto tienen la dirección de las tensiones principales, por lo que su representación indica el flujo de tensiones en el elemento.

Puesto que la resistencia a tracción del hormigón es menor que la de compresión, las fisuras serán siempre perpendiculares a la dirección de las tensiones principales de tracción. Como la tensión principal de compresión es perpendicular a la de tracción, las fisuras serán paralelas a las tensiones de compresión.

Por otra parte, se puede demostrar para elementos sometidos a flexión y cortante sin esfuerzo axial, y a partir de las ecuaciones comentadas, que las tensiones principales en un elemento infinitesimal ubicado sobre el eje baricéntrico de la viga ($\sigma_x = \sigma_y = 0$) tienen una inclinación de 45° en la zona de cortante nulo. Este hecho se puede apreciar en la Figura I.4.2.- donde se representa la rotura obtenida en uno de

los ensayos de la tesis de P. Padilla, y las direcciones principales obtenidas a partir de un análisis de elementos finitos elástico.

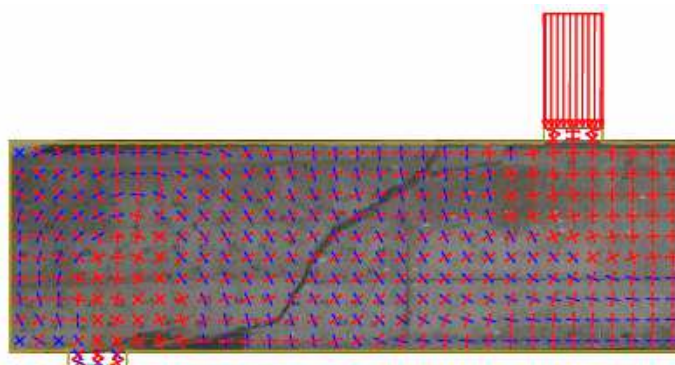


Figura 1.4.2.- Superposición de las trayectorias de las tensiones principales de tracción y compresión en un ensayo (P. Padilla)

En las regiones B fisuradas, la determinación de la resistencia a cortante en la cabeza comprimida se efectúa con la metodología descrita anteriormente en la zona no fisurada de las secciones, de modo que las expresiones generales para (τ) y (σ) pueden emplearse para determinar las tensiones en la cabeza comprimida del elemento. Integrando el diagrama de las tensiones tangenciales de la zona no fisurada o cabeza de compresión, se obtiene una resultante, que correspondería a la “Contribución del hormigón no fisurado”.

En 2.001 Zararis et al⁷¹ proponen un modelo en el que la resistencia a cortante depende de la capacidad de absorber tracción indirecta por parte de la cabeza de hormigón no fisurada, despreciando el resto de mecanismos.

$$V_{cr} = b \cdot c \cdot f_{ct}$$

c profundidad del bloque de compresión en flexión
 f_{ct} resistencia a tracción indirecta del hormigón, de valor $0,3 f_{ck}^{2/3}$

El producto $c \times b$ sería el área eficaz a cortante ($A_{ef,v}$) y supone un parámetro dimensionante de la capacidad a cortante, que incluye indirectamente el efecto de la cuantía de armadura traccionada, ya que es preciso determinar la profundidad de la fibra neutra para calcular la profundidad del bloque de compresiones, a partir de igualar la fuerza de compresión con la capacidad del cordón traccionado.

Como se comentará más adelante, este punto de partida ha ido ampliándose mediante factores que tienen en cuenta la contribución de la existencia o no de armadura transversal, el efecto del pretensado o el efecto escala.

I.4.3.- ENGRANAMIENTO ENTRE ÁRIDOS

I.4.3.1.- Introducción

El término apropiado según el comité 445 del ASCE-ACI⁵⁴ en lugar del habitual “Engranamiento entre áridos” sería “Transferencia por fricción” o “Transferencia de cortante por la superficie de la fisura”.

El mecanismo parte del modelo de Kani en 1964, por el que se asimilaba la viga fisurada a un peine, según se comentó en el apartado i.2.-. A partir del mismo, los trabajos de investigación de Fenwick y Paulay en 1968 y Taylor en 1982, completan una descripción del fenómeno que se sigue manteniendo en vigor hasta la actualidad, precisados aquéllos con estudios más recientes y las nuevas herramientas de mecánica de fractura y modelización por elementos finitos.

El fenómeno físico que describe la resistencia residual del hormigón en las zonas fisuradas, es precisamente el que exista cierto engranamiento de los áridos, debido a que en los hormigones normales, las fisuras se desarrollan a través de la matriz de pasta de cemento que vincula al árido del hormigón, quedando el árido como elemento llave o conexión a ambos lados de la fisura, impidiendo la cabalgadura o el deslizamiento libre de las dos caras.

En el caso de hormigones de alta resistencia o con áridos ligeros, las fisuras se desarrollan rompiendo también al árido, por lo que el fenómeno aporta menos capacidad a la resistencia a cortante. Aún así se mantiene una cierta capacidad de transferir el esfuerzo cortante por la fisura.

I.4.3.2.- Ensayos experimentales

I.4.3.2.1.- ENSAYOS DE FENWICK Y PAULAY

En los trabajos de Fenwick y Paulay, se propone que para que se produzca el engranamiento de los áridos tiene que haber un desplazamiento relativo por cortante, paralelo a la dirección de la fisura, para que el esfuerzo cortante sea transferido.

Hay dos maneras de que se produzcan dichos desplazamientos. La primera sería debido a una rotación por flexión de la zona comprimida adyacente al empotramiento de los bloques en voladizo o “dientes del peine”, según se muestra en la Figura I.4.3.2.1.-. Este giro solo produciría un deslizamiento a lo largo de la fisura si las mismas no son rectas. Estos desplazamientos son fácilmente calculables a partir del giro y el radio en cada uno de los casos.

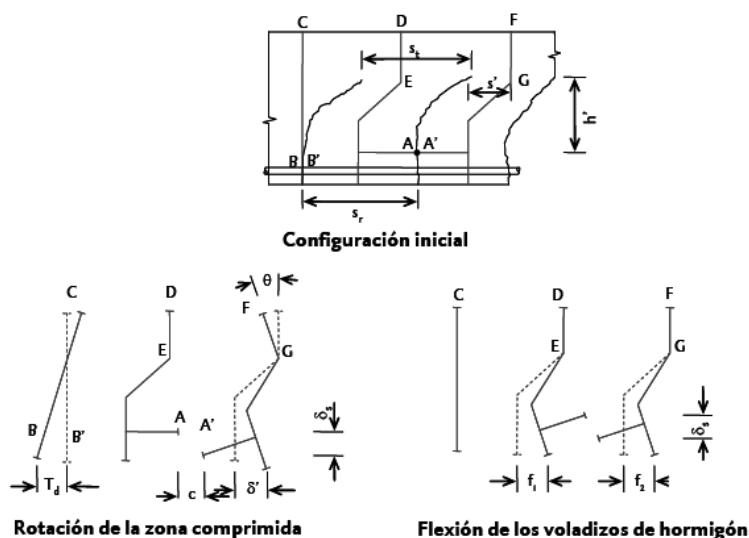


Figura 1.4.3.2.1.- Desplazamientos relativos entre dos puntos de una viga según el tipo de deformación considerado. (P. Padilla)

La segunda forma para que se produzcan los desplazamientos, sería debida a la flexión propia de los bloques de hormigón o dientes, según se indica en la imagen anterior.

Para cuantificar la relación entre el cortante transferido por el engranamiento de los áridos y su desplazamiento asociado, los investigadores identifican las variables que influyen en el fenómeno y miden experimentalmente su importancia.

- Área de contacto. A mayor área mayor capacidad de transmisión
- Abertura de fisuras. A menor abertura mayor capacidad
- Buena distribución y cantidad de áridos
- Características del mortero de hormigón (resistencia a compresión)

Para establecer una relación carga-desplazamiento y estudiar la influencia de los parámetros más fácilmente cuantificables, se comprobaron un gran número de probetas de hormigón mediante un dispositivo que permitía ensayar una sección a cortante puro controlando la abertura de fisura.

En la primera serie de ensayos, la resistencia del hormigón se mantuvo constante y se varió la abertura de fisura. Las curvas promedio obtenidas de cada serie de ensayos muestran la gran reducción que existe en la transferencia del cortante a través del engranamiento de los áridos cuando se incrementa la abertura de fisuras.

La segunda serie de ensayos revelaron la influencia de la resistencia del hormigón cuando la abertura de fisura se mantiene constante en 0.19 mm. En esta serie se observa que a medida que aumenta la calidad del hormigón, se incrementa la capacidad de transferencia del hormigón para una abertura de fisura constante y para hormigones de resistencias normales, es decir, comprendidas entre 20 y 50 MPa).

A partir de una regresión matemática de los resultados obtenidos en los ensayos Fenwick y Paulay elaboraron una expresión para determinar la transferencia del cortante a través del engranamiento de los

áridos. Esta expresión se determinó para el tipo de hormigón y para las proporciones de árido utilizados en los ensayos.

$$\tau_{ai} = \left(\frac{467}{w} - 8410 \right) \cdot (0,0225 \cdot \sqrt{f'_c} - 0,409) (\Delta_s - 0,0436 \cdot w) \quad \text{donde,}$$

τ_{ai}	tensión tangencial a través de la fisura debido al engranamiento de los áridos (psi)
w	abertura de fisura (pulgadas)
Δ_s	deformación relativa vertical debida al cortante (pulgadas)
f'_c	resistencia a compresión del hormigón (psi)

Estos resultados llevaron a pensar que a mayor calidad del hormigón mejor contribución al cortante como regla general, siendo necesarias posteriores investigaciones en las que se puso de manifiesto que para hormigones de alta resistencia (a partir de los 60 MPa), se producía una pérdida de capacidad a cortante, precisamente por la ausencia del fenómeno de engranamiento entre áridos.

I.4.3.2.2.- ENSAYOS DE TAYLOR

En 1970 Taylor realiza una campaña experimental, incluyendo ensayos de tipo indirecto como los de Fenwick y Paulay, y otros directos, realizados sobre una viga.

La principal diferencia respecto a los ensayos de los investigadores anteriores, consistía en proponer un esquema en el que a medida que se incrementan las tensiones tangenciales, se incremente la abertura de la fisura, como ocurre en una viga real, en lugar de mantener la abertura constante durante todo el ensayo. Se trata de una mayor aproximación al efecto real, puesto que en una viga, el esfuerzo cortante y la abertura de fisura están presentes a la vez, y se desarrollan de manera simultánea.

El objetivo es medir los desplazamientos relativos entre las caras de la fisura tanto en vertical (ΔV) como en horizontal (ΔH) y obtener la relación ($\Delta V/\Delta H$). Los desplazamientos se pueden transformar en normal y tangencial a la línea de fisura a partir del ángulo de inclinación.

Los resultados de los ensayos indirectos demostraron que la tensión última debida al efecto de engranamiento entre áridos y la curva tensión – deformación dependen directamente de la calidad del hormigón, del tipo de árido y de las relaciones del desplazamiento ($\Delta V/\Delta H$) impuesto.

Los ensayos directos consistieron en seis vigas, cuatro de las cuales se emplearon para ajustar el ensayo, y las otras dos para contrastar los resultados con los de los ensayos indirectos.

A fin de aislar el fenómeno del engranamiento entre áridos, se diseñó la viga según el esquema de la figura I.4.3.2.2.-, en este caso sin fisura previa, la cual se formaría durante la aplicación de una precarga inicial horizontal. El mecanismo consistía en una galga vertical que cruzaba toda la sección, que permitiera medir los desplazamientos verticales, una zona sin hormigón para eliminar el efecto pasador de la armadura, y un gato en la cabeza de compresión, de modo que se conociera en todo momento la

resistencia aportada por la zona “no fisurada” del hormigón, y además se pudiera regular la carga en la misma, y eliminar su contribución, al terminar en un apoyo con rodillos verticales.

Una vez montado el elemento, se procedía a una carga horizontal, de modo que se formara una primera fisura inclinada desde la zona donde la armadura de tracción no cuenta con hormigón. Desde ese momento, ajustando la carga mediante el gato en la cabeza de compresión, se lograba que la fisura atravesara la viga hasta llegar a la cabeza de compresión sin provocar un fallo por cortante. Una vez logrado este esquema, se procedía a cargar verticalmente hasta obtener el colapso por esfuerzo cortante, correspondiendo la resistencia exclusivamente al engranamiento entre áridos, una vez aislado el fenómeno en la muestra.

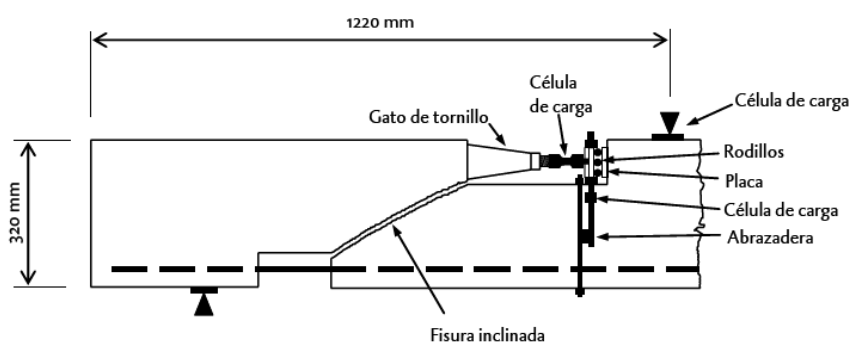


Figura I.4.3.2.2.- Esquema de ensayo directo propuesto por Taylor (P. Padilla)

Los resultados de los ensayos directos arrojarían valores similares a los de los ensayos indirectos, de modo que se pudo confirmar la importancia del efecto de engranamiento entre áridos en la contribución de la resistencia a cortante, así como cuantificar su aportación.

I.4.3.2.3.- ENSAYOS DE WALRAVEN

Durante las últimas décadas se ha logrado cierto progreso en el entendimiento del fenómeno de la transferencia por fricción, siendo uno de los investigadores más importantes J.C. Walraven⁵⁵, en la actualidad responsable, entre otros temas, del nuevo Código Modelo.

Walraven propone en 1981, tras una amplia campaña de ensayos sobre hormigones de entre 13-60 MPa y tamaño máximo de árido entre 16-32 mm, un modelo físico que consiste en evaluar la probabilidad de que el árido, idealizado como esferas de diámetro variable, entren en contacto con la matriz de pasta de cemento de la cara opuesta de la fisura, como se muestra en la figura I.4.3.2.3.-

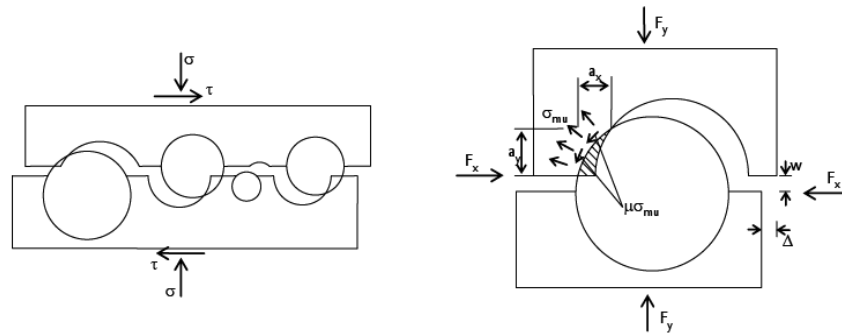


Figura 1.4.3.2.3.- Modelo físico de transferencia del cortante por fricción (Walraven)

Los factores que influirían en la transferencia de cortante por fricción según este modelo serían:

- σ tensión normal
- τ tensión tangencial
- w abertura de fisura
- Δ desplazamiento tangencial relativo de las caras de la fisura

A medida que el desplazamiento relativo entre las caras de la fisura aumenta, la matriz de cemento se deformaría plásticamente, dando lugar a una superficie de contacto. En esta zona, existirían tensiones normales y tangenciales, que variarían con la deformación. El equilibrio de fuerzas en una partícula quedaría definido mediante las siguientes expresiones:

$$F_x = \sigma_{mu} \cdot (a_y + \mu \cdot a_x)$$

$$F_y = \sigma_{mu} \cdot (a_x + \mu \cdot a_y)$$

- σ_{mu} tensión última de la matriz de cemento
- μ coeficiente de fricción (valor empleado en ensayos 0,4)
- a_y, a_x áreas proyectadas en las direcciones Y, X respectivamente

Mediante un análisis estadístico, y considerando todos los diámetros de las partículas del hormigón y en qué medida están embebidas entre sí, las expresiones anteriores pueden generalizarse, quedando:

$$\sigma = \sigma_{mu} \cdot (A_x + \mu \cdot A_y)$$

$$\tau = \sigma_{mu} \cdot (A_y + \mu \cdot A_x)$$

- A_y, A_x áreas de contacto totales proyectadas por unidad de superficie de fisura

Los valores para estas áreas dependerían de las características de la mezcla de áridos empleada en la masa de hormigón (granulometría, tamaño máximo del árido, fracción de finos), de los desplazamientos normal de abertura de fisura (w) y tangencial (Δ).

A partir de una regresión matemática, los resultados de los ensayos permitirían obtener unas expresiones empíricas para las tensiones anteriores:

$$\sigma = -\frac{f_c'}{20} + [1,35 \cdot w^{-0,63} + (0,191 \cdot w^{-0,522} - 0,15) \cdot f_c'] \Delta \quad (\sigma > 0)$$

$$\tau = -\frac{f_c'}{30} + [1,8 \cdot w^{-0,80} + (0,234 \cdot w^{-0,707} - 0,20) \cdot f_c'] \Delta \quad (\tau > 0)$$

Las conclusiones del trabajo de Walraven serían que el tamaño máximo del árido no afecta especialmente a la capacidad de transmitir tensiones normales y tangenciales, para aberturas de fisuras inferiores a los 0,40 mm y un mismo desplazamiento Δ . Lo cual tendría validez en los casos de mismo volumen de árido y tamaños máximos entre 16-32 mm.

I.4.3.2.4.- MODELO DE VECCHIO Y COLLINS

Tomando como punto de partida los ensayos de Walraven, se han elaborado otros modelos, como por ejemplo el de Kupfer⁵⁶ en 1983 o el de Vecchio y Collins en 1986, este último a partir de las teorías del campo modificado de tensiones. En los mismos se propone que la capacidad de transferencia por fricción depende de la raíz cuadrada de la resistencia del hormigón.

El modelo propuesto por Vecchio y Collins para tener en cuenta la transferencia de tensiones tangenciales en las fisuras, también basado en resultados experimentales, sería:

$$\tau_d = 0,18 \cdot \tau_{ci \max} + 1,64 \cdot \sigma_{ci} - 0,82 \frac{\sigma_{ci}^2}{\tau_{ci \max}}$$

τ_{ci} tensión tangencial paralela a la fisura
 σ tensión normal a la fisura

$$\tau_{ci \max} = \frac{\sqrt{f_c'}}{0,31 + 24 \cdot \left(\frac{w}{a + 16} \right)}$$

w abertura de fisura en mm
a tamaño máximo del árido en mm
 f_c' resistencia a compresión del hormigón

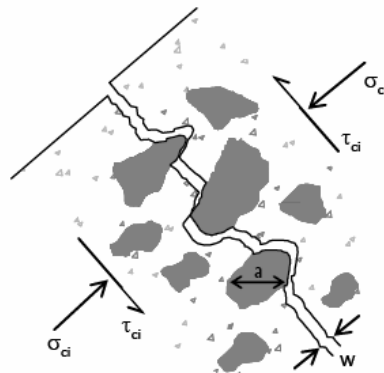


Figura I.4.3.2.4.- Transferencia de tensiones tangenciales a través de la fisura (Vecchio y Collins)

Como se aprecia, existen gran número de estudios sobre el mecanismo de transferencia por fricción o engranamiento entre áridos, cambiando el modelo propuesto según cada investigador. Esto se debe a la cantidad de parámetros que interactúan, lo que da lugar a modelos empíricos complejos y que no son siempre adimensionales.

En cualquier caso, es evidente que este fenómeno está claramente diferenciado, y se considera un factor muy importante en la transferencia del esfuerzo cortante. De hecho, puesto que la tecnología del hormigón ha avanzado en el campo de los hormigones de alta resistencia, áridos ligeros, o áridos reciclados, se plantean nuevas líneas de investigación, ya que, a diferencia del caso de la flexión, en los mecanismos de resistencia a cortante estos aspectos son determinantes.

1.4.3.3.- Propuesta del Código Modelo MC-2010

En el caso del efecto de engranamiento entre áridos, el Model Code – 2010 propone una expresión obtenida mediante ajustes a partir de ensayos.

Si en una fisura abierta, ambos lados están sujetos a desplazamientos de signo contrario por efecto del esfuerzo cortante, las tensiones normales y tangenciales resistidas debidos a la rugosidad de la propia fisura pueden obtenerse mediante las siguientes expresiones:

$$\tau = C_f \cdot \{-0,04 f_c + [1,8 w^{-0,8} + (0,292 w^{-0,7} - 0,25) f_c] \cdot \delta\}$$

$$\sigma = C_f \cdot \{-0,06 f_c + [1,35 w^{-0,63} + (0,242 w^{-0,55} - 0,19) f_c] \cdot \delta\}$$

- δ es la deformación por cortante, expresada en mm
- w es la apertura de fisura, expresada en mm
- f_c resistencia del hormigón en probeta cilíndrica, en MPa
- C_f es un factor que tiene en cuenta la eficacia de los áridos, de valor 1,0 en el caso de que el árido no se fracture cuando el hormigón se ha fisurado. En los casos de áridos de poca resistencia, o en hormigón de alta resistencia (con una pasta de cemento más resistente), en los que la mayoría del árido se fractura al fisurarse el hormigón, el valor de C_f es de 0,35. Pueden emplearse valores más precisos contrastados mediante ensayos.

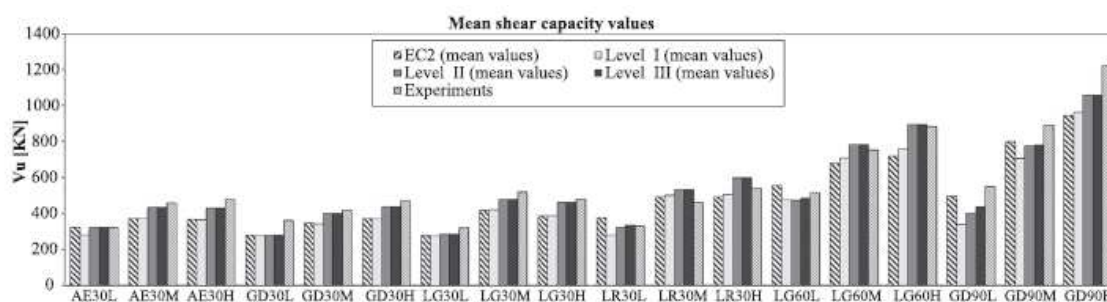
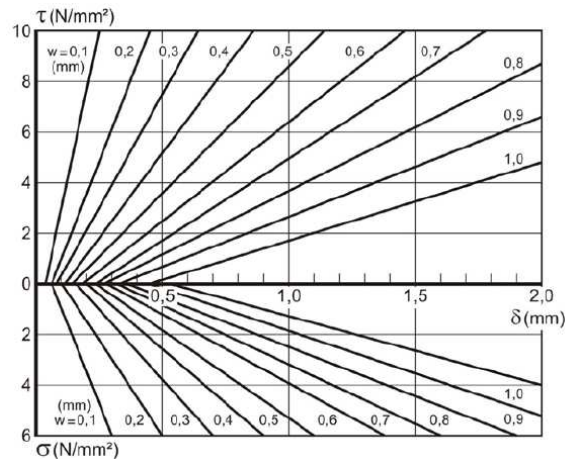


Figura 1.4.3.3.-a. Comparativa entre los valores teóricos según el MC2010 y los resultados experimentales (Walraven)

La distribución de las fisuras (desarrollo del desplazamiento por cortante en relación a la apertura de fisura) puede obtenerse a partir de los diagramas facilitados en el texto. Si se facilita la relación entre la tensión normal σ y la apertura de fisura w , los valores del desplazamiento por cortante δ y la tensión tangencial τ , se obtienen directamente.

Figura 1.4.3.3.-b. Relaciones para el caso de $f_c = 30$ MPa (Walraven)

Indirectamente relacionado con el efecto de engranamiento entre áridos, puesto que el empleo de hormigones de alta resistencia es cada vez más habitual, y tal y como se ha expuesto, la mayor resistencia de la pasta de cemento da lugar a la rotura a través del árido, el propio Walraven⁵⁷ desarrolló una campaña experimental en secciones “1”, a fin de comparar los valores de ensayo con la predicción del modelo propuesto en el Model Code 2010⁵⁸.

Si bien la formulación del MC-2010 no contempla el tamaño máximo del árido, los factores de corrección de la contribución del hormigón, mediante el valor de su resistencia característica, sí que reflejan el efecto anteriormente mencionado.

El comportamiento general en secciones con alas se puede dividir en cuatro fases.

- En régimen sin fisurar, donde las tensiones principales de compresión se inclinan a 45° respecto del eje de la pieza
- La fase de fisuras inclinadas, en que la dirección de las mismas reducen este ángulo
- La fase de estabilización de fisuras inclinadas, durante la cual el hormigón y el acero se mantienen en un estado lineal y elástico, con mínimos cambios en la deformación debida a la dirección principal de compresión
- Y por último, la rotación plástica (comentada en los ensayos de Fenwick y Paulay), con una inclinación mayor de las fisuras, debido a la plastificación de los cercos. La rotura se produce por agotamiento del alma de hormigón.

I.4.4.- EFECTO PASADOR

I.4.4.1.- Introducción

A grandes rasgos, este fenómeno consiste en la contribución a la rigidez de cada uno de los dientes del peine que se formarían a partir de la fisuración en el alma. La armadura atraviesa cada uno de estos elementos, impidiendo su deformación, o más bien, el incremento de la abertura de la fisura.

Las campañas experimentales para aislar este fenómeno son relativamente complicadas, por lo que los datos empíricos de que se dispone son bastante dispersos. En algunos casos, la dificultad al precisar el mecanismo de transferencia ha llevado a sobreestimar su efecto.

Los principales factores que influyen en la capacidad de transferencia de cortante mediante el efecto pasador serían:

- Resistencia a tracción del hormigón
- La longitud de anclaje de la armadura dentro del hormigón
- La posición de la armadura en el momento del hormigonado
- El número, diámetro y distribución de las armaduras
- Las propiedades de adherencia de las armaduras
- El recubrimiento de hormigón
- Anchura del hormigón en la zona de la armadura donde la tracción debe ser resistida.
- El desplazamiento relativo por cortante en la zona de la armadura

Como puede apreciarse, son muchas variables para un mismo fenómeno, incluyendo temas relativos al hormigonado, lo que justifica la diversidad de resultados experimentales.

I.4.4.2.- Ensayos experimentales

I.4.4.2.1.- ENSAYOS DE KREFELD Y THRUSTON

En 1966 Krefeld y Thruston⁵⁹ elaboraron una serie de ensayos en las que un bloque central, hormigonado previamente y aislado del resto de la viga, simulando la existencia de fisuras inclinadas, alojaba la armadura cuya contribución trataba de cuantificarse, según se indica en la figura I.4.4.2.1.-

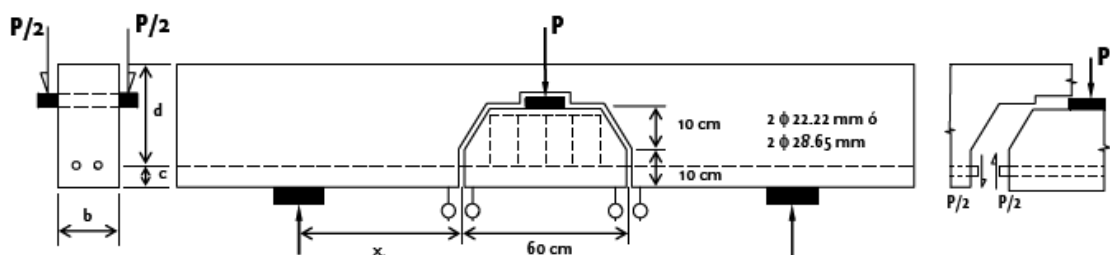


Figura I.4.4.2.1.- Esquema de ensayo en las muestras de Krefeld y Thruston (P. Padilla)

En estos ensayos se mantuvieron constantes todas las variables, alternando distintos valores para el diámetro de la armadura, el recubrimiento y la distancia desde la fisura al apoyo “ x_1 ”.

A partir de los resultados obtenidos, si bien se reconocía que eran necesarios más ensayos, se pudieron extraer algunas conclusiones:

- La fuerza resistida debido al efecto pasador es del orden de un tercio de la carga, correspondiendo el resto a los demás mecanismos que se movilizan en la resistencia a cortante.
- A medida que aumenta la distancia de la fisura al apoyo, se reduce la capacidad de resistencia mediante el efecto pasador.
- Mayor recubrimiento mejora la capacidad de transmitir esfuerzos por el efecto pasador.
- Las fisuras que se forman a lo largo de las armaduras longitudinales se desarrollan progresivamente, pudiendo llegar a causar en algunos casos el fallo por adherencia en toda su longitud hasta el apoyo.
- Mientras continúe el desarrollo de estas fisuras el desplazamiento relativo entre las caras de las fisuras inclinadas se incrementa, deteniéndose su propagación por una redistribución de los esfuerzos.

El trabajo concluía con una expresión para estimar la fuerza transferida mediante el efecto pasador:

$$V_1 = b \cdot \sqrt{f_c'} \left[1,3 \cdot \left(1 + \frac{180 \cdot p}{\sqrt{f_c'}} \right) \cdot c + h \right] \frac{1}{\sqrt{x_1/h}}$$

- b ancho de la sección
- h canto útil de la sección
- c recubrimiento mecánico
- x_1 distancia desde la fisura diagonal al apoyo

I.4.4.2.2.- ENSAYOS DE FENWICK Y PAULAY

En 1968 los investigadores Fenwick y Paulay, en sus trabajos para plantear el modelo comentado en el apartado i.2.-, realizaron también una serie de ensayos a fin de cuantificar el efecto pasador en la resistencia a cortante.

Los resultados obtenidos indicaban que la posición de la barra en el momento del hormigonado influye en el efecto pasador. Los factores principales que justificarían las reducciones obtenidas superiores al 50%, serían el contenido en agua de la parte inferior, la sedimentación y la presencia de aire ocluido debajo de las armaduras.

I.4.4.2.3.- ENSAYOS DE BAUMAN

En 1970 T. Baumann⁶⁰ realizó una campaña experimental a partir de 31 vigas con una fisura artificial para estudiar el efecto pasador. El esquema de las vigas es similar al de la figura I.4.4.2.1.-

En este caso, las variables fueron la sección transversal y la luz entre apoyos de las vigas, el diámetro y la distribución de la armadura longitudinal, la distancia entre cercos y la fisura inicial, y la resistencia del hormigón. De las 31 vigas, 5 carecían de armadura transversal.

Para pequeñas fuerzas de pasador, la armadura queda colgada de la parte superior de la viga, debido a que aparecen tensiones verticales de tracción en el hormigón. Cuando se alcanza la tensión máxima de tracción en el hormigón, aparece la primera fisura horizontal debida al efecto pasador. A partir del planteamiento del autor, el valor de la carga que corresponde a ese momento sería:

$$V_{fis} = f_{ct} \cdot b_n \cdot l_z$$

l_z longitud característica en la cual se distribuye la tensión de tracción vertical de las armaduras, que depende del diámetro de las barras, el número de capas y la resistencia del hormigón.

f_{ct} resistencia a tracción del hormigón

b_n ancho neto de hormigón (ancho descontando los diámetros de la armadura longitudinal)

La expresión propuesta por Baumann refleja bastante bien el mecanismo, ajustándose a los resultados obtenidos por otros autores.

I.4.4.2.4.- ENSAYOS DE TAYLOR

En 1974 Taylor⁶¹ ensayó 12 vigas con el esquema similar mostrado en la figura I.4.4.2.1.- y otros 34 modelos a escala (del 30% del tamaño de las vigas), para estudiar una serie de parámetros concretos en el efecto pasador: resistencia a compresión del hormigón, número de capas de la armadura longitudinal, distancia de la carga al apoyo (a/d), recubrimiento y abertura de fisura.

Como conclusión, se proponía una expresión para determinar la carga máxima que se puede transmitir por el mecanismo de pasador, esto es, la carga para la cual aparece una fisura horizontal en el plano de la armadura.

$$P_{sp} = 9,1 + 0,0001 \left[\sum (c_s + c_i) \right]^2 \cdot f_{ct}$$

f_{ct} resistencia a tracción del hormigón

$\Sigma(c_s + c_i)$ ancho de la superficie de fallo

c_s recubrimiento geométrico lateral de las barras

c_i separación neta entre las barras

Estos estudios se desarrollaron para un único diámetro y una distancia determinada desde la fisura al apoyo. Sin embargo, ya en los trabajos de Baumann se demostraba la influencia del diámetro en el efecto pasador, correspondiendo a mayores diámetros, mayor capacidad de transferencia.

Los estudios más recientes de Tassios y Vintzeleou⁶² en 1986 o Chana⁶³ han confirmado los trabajos previos de Baumann y Rüsç, según los cuales, el efecto pasador no tiene gran influencia en aquellos elementos que no cuentan con armadura transversal, ya que la máxima fuerza de cortante que se puede transmitir queda limitada por la resistencia a tracción del hormigón.

I.4.5.- EFECTO ARCO

I.4.5.1.- Introducción

Tal y como se expuso en el apartado I.6.2.2.-, la importancia de este efecto está relacionada directamente con la luz de cortante o relación a/d , que equivale a M/V_d . Además, en el caso de secciones de vigas de gran canto, cobra una gran importancia.

El efecto arco permite en vigas sin armadura transversal, en las que la carga se aplica a una distancia inferior a $2,5d$, una redistribución de esfuerzos tras la aparición de la fisura diagonal, por lo que el elemento sigue siendo capaz de absorber más carga.

Este fenómeno es el que, dependiendo de los elementos ensayados, producirá más o menos aproximación entre los valores teóricos y experimentales, cuando el criterio para determinar el agotamiento por cortante fuese únicamente la fisuración diagonal en el alma.

La condición necesaria para que se pueda producir el efecto arco es que exista suficiente armadura longitudinal eficazmente anclada en sus extremos, pues constituirá el tirante que aporta equilibrio al sistema.

I.4.5.2.- Modelos propuestos

I.4.5.2.1.- TRABAJOS DE KANI

En 1964 G.N.J. Kani propone un modelo en el que no se considera la adherencia en la armadura longitudinal, que en cambio se encuentra anclada en sus extremos. Si se plantea el equilibrio como sólido rígido en la parte de hormigón restante entre el apoyo y la fisura, prescindiendo de los esfuerzos que las barras introduzcan en el hormigón, aunque no de su efecto, se pueden identificar cuatro fuerzas (T, C, P y A) tal y como aparece en la imagen I.4.5.2.1.-.

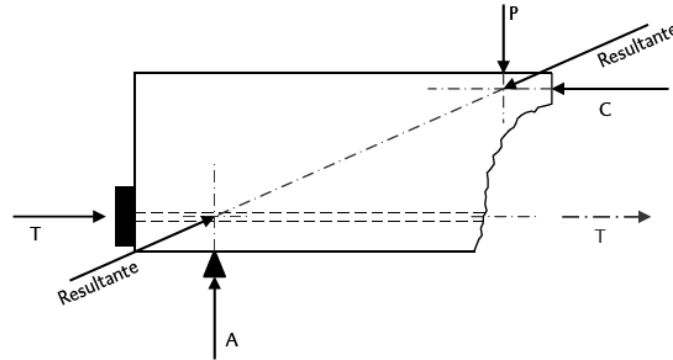


Figura I.4.5.2.1.-a. Esquema de sólido rígido de una viga con armadura sin adherencia (P. Padilla)

El sólido está equilibrado, y el valor de la resultante indica una línea inclinada que va desde el punto de aplicación de la carga al apoyo de la viga. El único cambio respecto al caso de armadura con adherencia sería que la fuerza horizontal T no estaría aplicada en un punto, sino uniformemente repartida a lo largo de toda la barra. En este caso, la resultante no sería una recta, sino una curva, al irse modificando para cada unidad de longitud o ΔT a lo largo de la armadura, siempre por encima de la línea recta del caso de armadura sin adherencia.

A partir de estos ensayos, Kani describe el fenómeno como una transformación del elemento que trabaja como una viga, a un elemento tipo arco atirantado.

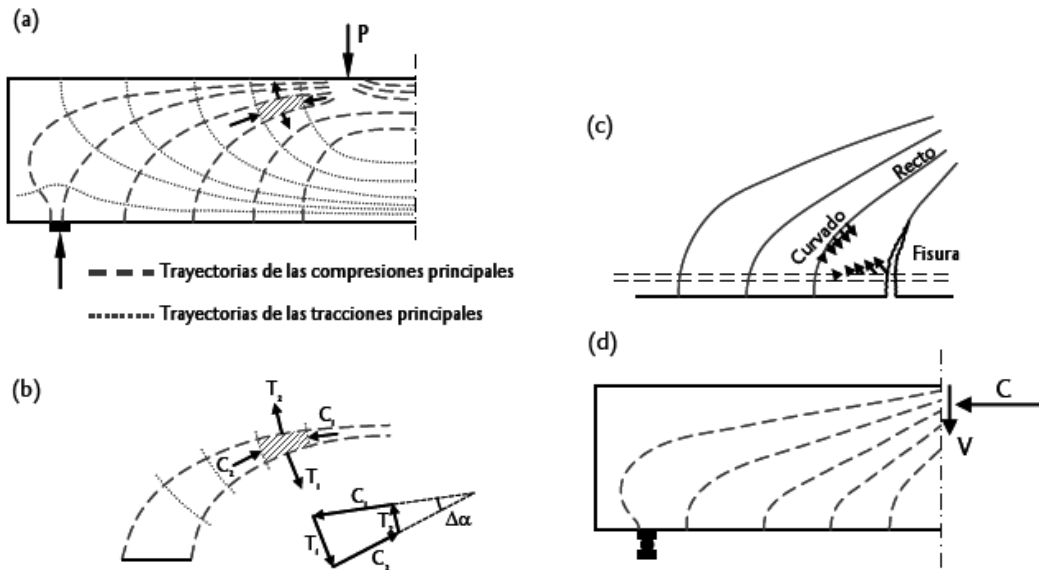


Figura I.4.5.2.1.-b. Desarrollo de las líneas de tensiones en una viga de hormigón armado según Kani (P. Padilla)

En la Figura anterior se muestra un esquema con la trayectoria de tensiones principales de tracción y de compresión de un elemento no fisurado. Al ser menor la resistencia a tracción del hormigón que la de compresión, las fisuras se formarán perpendiculares a las isolíneas de tracción.

A medida que se desarrollan las fisuras la distribución de tensiones varía en el elemento, lo que determina su propagación. Si se analiza el equilibrio de un elemento, se aprecia que el cambio de dirección de las fuerzas de compresión de C_1 a C_2 en $\Delta\alpha$ se debe a la diferencia entre T_1 y T_2 .

Al principio la fisura comienza siendo perpendicular a la cara de tracción, atravesando las armaduras de una manera curva y volviéndose recta, algunas veces de manera abrupta y otras no, en dirección de la carga aplicada.

Debido a un incremento de la carga, y después de que hayan aparecido varias fisuras verticales en la zona del vano, la primera fisura en el extremo de la viga aparecerá en la zona cercana a la aplicación de la carga P. La primera fisura aparecerá siguiendo la forma y la trayectoria de la viga no fisurada. Comenzará vertical en la parte inferior, y llegará al eje neutro con un ángulo de inclinación de 45°. La única diferencia con el caso de una viga no fisurada es la posición del eje neutro, debido a que se encuentra más elevado para el caso de la viga fisurada. La condición de la parte de viga considerada se muestra en la siguiente figura.

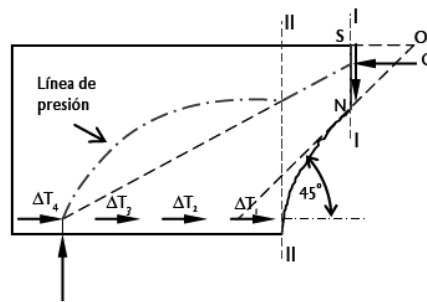


Figura I.4.5.2.1.-c. Condición de equilibrio a partir de la formación de la primera fisura (P. Padilla)

Para la aparición de la siguiente fisura, de nuevo comenzará a formarse perpendicular a la cara inferior y se desarrollará siguiendo las trayectorias de compresión descritas. Después de haberse formado esta fisura, el flujo de tensiones entre esta franja de viga y el resto queda interrumpido. El valor de ΔT_1 se hace nulo debido a que T desaparece. Esta franja de hormigón comprendida entre dos fisuras pierde su soporte por lo no pueden existir tensiones significativas de compresión C en dicha franja. Esto significa que la sección I se ve reducida en Δy .

La formación de la siguiente fisura será similar a las anteriores, reduciendo la zona de compresión en la sección I en una cantidad Δy_1 . Este proceso de desgaste de la viga continuará hasta que una franja alcance un apoyo rígido, por ejemplo el soporte de la viga. Por último en la sección I quedará una sección transversal "y" en vez de la "y₀" original.

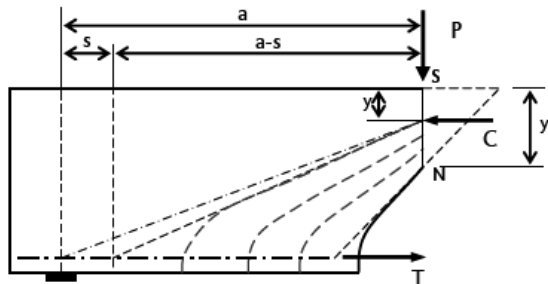


Figura I.4.5.2.1.- d. Condición de equilibrio en la viga previa al colapso por cortante (P. Padilla)

Tal y como se ha comentado, este proceso de deterioro de la sección continuará mediante la reducción de la cabeza comprimida, esto es, hasta que una fisura progrese lo suficiente como para que se produzca el agotamiento de esta zona.

I.4.5.2.2.- TRABAJOS DE FENWICK Y PAULAY

En 1968 Fenwick estudió el efecto arco y propuso una expresión en la cual el cortante, en zonas próximas al apoyo seguiría la ecuación:

$$V = \frac{dM}{dx} = jd \frac{dT}{dx} + T \frac{d(jd)}{dx}$$

El primer término representaría el comportamiento a flexión de la viga, donde las tensiones de tracción y de compresión internas actúan con un brazo de palanca constante, variando el momento externo. El segundo término, corresponde al comportamiento como arco atirantado, representando la variación del brazo de palanca para una tracción constante. El porcentaje de simultaneidad de ambos mecanismos puede analizarse mediante la compatibilidad de deformaciones.

Si el efecto arco se produce en el vano de cortante de la viga, la hipótesis de secciones planas tras la deformación de Navier-Bernoulli deja de cumplirse. En esta situación, sólo hay una línea de compresión que verifique los requisitos de compatibilidad de la viga, de modo que el incremento de longitud de la armadura sea igual al del hormigón en donde se encuentra la barra. De este planteamiento, los autores extraen dos conclusiones:

- Cuando se produce el efecto arco, hay un alargamiento de la armadura, cuyo valor máximo es del mismo orden de magnitud que el alargamiento total de armadura en el vano o luz de cortante.
- En la zona próxima al punto de aplicación de la carga, la línea de presión y la posición de eje neutro están por encima de la profundidad determinada aplicando la teoría general de flexión.

Adicionalmente, los autores llevaron a cabo una campaña experimental para aislar el fenómeno del efecto arco, procediendo a medir las deformaciones en cada viga y en la armadura, aportando nuevas conclusiones:

- La magnitud del efecto arco en el vano de cortante aumenta con el incremento del alargamiento de la armadura longitudinal.
- La formación de fisuras diagonales importantes en la zona del vano de cortante, indica que existe un efecto arco importante.

Del estudio del equilibrio y de las condiciones de compatibilidad en el vano de cortante de una viga de hormigón, los autores observan que el efecto arco se limita a dos regiones de dicho vano. Una estaría cerca de la zona de aplicación de la carga y la otra en la zona superior de la última fisura de flexión, cerca

del apoyo. Para que se desarrolle completamente el efecto arco en el vano de cortante, las dos regiones se deben unir, y esto se produce cuando las fisuras diagonales progresan desde el apoyo, separando así la zona de tracción de la de compresión en el vano, y permitiendo por lo tanto el desplazamiento horizontal, asociado con el efecto arco.

Para que las dos regiones se unan y suministren una capacidad suficiente para poder resistir una carga adicional, la relación de luz de cortante con el canto (a/d o M/Vd) tiene que ser pequeña. Con relaciones grandes, la rotura ocurre con la aparición de fisuras diagonales, lo que genera un tamaño reducido de la zona de la compresión y por consiguiente un fallo por compresión, o bien debido a la excentricidad de la línea de presión, que genera un fallo de tracción por flexión de la zona comprimida en la parte superior de la fisura inclinada de cortante.

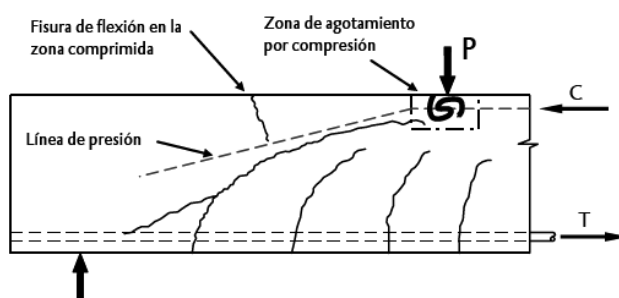


Figura I.4.5.2.2.- Tipos de fallo debido al efecto arco según Fenwick y Paulay (P. Padilla)

La relación crítica de a/d que separa el caso en que una viga, después de la formación de la fisura diagonal, pueda seguir resistiendo un incremento de carga, de otra que no admita dicho incremento, depende de la forma y distribución de las fisuras, y de la forma de la sección transversal.

El valor crítico de a/d aumentará con el incremento de la armadura debido a que ésta ayuda a controlar la fisuración y con el incremento de la zona de compresión como es el caso de vigas T.

En vigas cortas con $a/d < 2$, hay una reserva considerable del incremento de la carga después de haberse formado la fisura diagonal en la viga, puesto que el efecto arco es más eficiente. En estos casos, generalmente, el fallo se produce por compresión del hormigón o por adherencia.

La línea de presión corresponde a una línea imaginaria que une el centro de gravedad de la zona de hormigón comprimida con el apoyo más cercano. Esta línea supondría el tope superior hasta el que avanza la fisura inclinada por flexión. A partir de esta zona, la fisura se inclinaría más como efecto de la concentración de compresiones.

I.5.- PARÁMETROS QUE INFLUYEN EN LA RESISTENCIA A CORTANTE

I.5.1.- INTRODUCCIÓN

Una vez analizados los mecanismos que se movilizan en la transferencia de esfuerzos dentro de la viga, así como los estudios principales que han permitido cuantificar la importancia de cada uno, es preciso reconocer cuáles son los parámetros fundamentales de los que definen la sección y la situación de cargas, y que permiten predecir el comportamiento a cortante.

Algunos de estos parámetros son propiedades de la sección transversal, ya sea de sus materiales constituyentes (resistencia a compresión del hormigón, cuantía de armadura traccionada, existencia o no de pretensado), o de su propia geometría (ancho y canto, perímetro, inercia,...). Sin embargo, y a diferencia del fenómeno de la flexión, la resistencia a cortante también depende de otros factores independientes de la sección transversal, como por ejemplo, la posición de la carga en la viga, la existencia o no de un punto de momento nulo (hiperestaticidad) o el tipo de carga que solicita al elemento. Estos dos últimos factores han sido objeto de menos estudios, correspondiendo la gran mayoría de la base experimental existente a vigas simplemente apoyadas sometidas a dos cargas puntuales simétricas.

Desde 2003 se cuenta con una importante base de datos, a partir de los datos reunidos por Reineck y Kuchma⁶⁴, la cual permite en la actualidad calibrar modelos y realizar comprobaciones, disponiendo de un registro de datos experimentales.

I.5.2.- RESISTENCIA A COMPRESIÓN DEL HORMIGÓN

A principios del siglo pasado, Mörsch relacionó la capacidad resistente a cortante de una sección a partir de esta variable. Desde entonces, ha sido reconocido como el factor más importante, hasta el punto de ser en muchas ocasiones el único, como se puede apreciar en los textos reglamentarios nacionales (Instrucción EH-91) o internacionales (versiones antiguas del ACI 318).

De los múltiples análisis realizados, se puede concluir que la capacidad a cortante de un elemento se incrementa a medida que se incrementa la resistencia a compresión del hormigón.

Dicha dependencia de la capacidad resistente se relaciona con la raíz cúbica de la resistencia a compresión del hormigón.

El efecto macroscópico de la contribución del hormigón a la resistencia a cortante, a su vez se sustenta en los mecanismos que se movilizan ante el esfuerzo, en este caso el efecto dovela, el engranamiento entre áridos y las tensiones que se movilizan en el anclaje de la armadura longitudinal.

A través de modelos matemáticos y comparación con resultados experimentales, se ha podido llegar a identificar y cuantificar la reducción de capacidad a cortante debida al reblandecimiento de las bielas del alma por efecto de la compresión⁶⁵.

La reducción tanto en la experimentación como en los modelos, de la capacidad a cortante se debe a la reducción de la contribución del hormigón, a partir del incremento de las deformaciones impuestas para mayores escalones de carga una vez que se produce la fisuración, así como la limitación de la contribución de la armadura, a partir de la plastificación de la biela comprimida.

Al ser un parámetro fundamental de la capacidad a cortante, algunos modelos propuestos recientemente⁶⁶ se basan fundamentalmente en la capacidad de la cabeza de compresión del hormigón no fisurada a flexión, capaz de absorber grandes tensiones tangenciales. A partir de este criterio y planteando hipótesis razonables sobre la distribución de tensiones axiales y tangenciales, la inclinación de las fisuras y el modo de rotura, las ecuaciones de equilibrio permitirían predecir el cortante resistido por el hormigón y la armadura longitudinal traccionada.

Se propone una contribución del hormigón en ausencia de armadura transversal de valor:

$$v_c = 0,84 \cdot c/d + 0,025$$

El cortante resistido por la armadura longitudinal, a partir de las condiciones de equilibrio sería:

$$v_l = 0,16 \cdot c/d + 0,035$$

Y el cortante resistido por una sección quedaría, sumando ambos términos tensionales y multiplicando por la propiedad mecánica del material y la geometría⁶⁷:

$$V_u = \zeta \cdot (c/d + 0,06) \cdot f_{ct} \cdot b \cdot d$$

c/d	relación entre la profundidad de la fibra neutra y el canto útil, en metros	
ζ	$1,2 - 0,2 \cdot a \geq 0,55$	(a = luz de cortante)

La cabeza comprimida de hormigón, sometida a un estado biaxial de tensiones, determina la capacidad a cortante, llegando al agotamiento cuando se alcanza la envolvente de rotura de Kupfer. Este modelo se ha comprobado con más de 1.100 ensayos de secciones de vigas esbeltas, con muy buenos resultados.

I.5.3.- LA FISURACIÓN INCLINADA

A través del estudio de la mecánica de fractura en procesos de fisuración en elementos de hormigón armado⁶⁸, se concluye que el fallo debido a tracción oblicua es un proceso altamente inestable de fisuración por cortante que provoca el colapso del elemento estructural. La experimentación muestra que en aquellos casos en que esta fisura diagonal se inicia aproximadamente en la mitad del vano de cortante es necesaria menos carga para desarrollar un proceso inestable, mientras que cuando se produce cerca

del apoyo o cerca de centro del vano (fisuras de flexión), el elemento dispone de más capacidad para absorber esfuerzos.

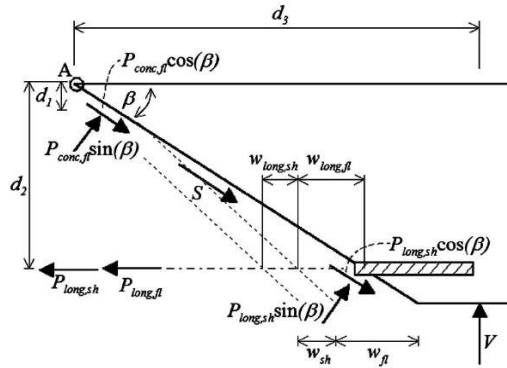


Imagen I.5.3.- a. Fuerzas movilizadas en una sección fisurada sin armadura transversal (Lucas y Oehlers)

La capacidad a cortante de elementos de hormigón armado, una vez que se produce la fisura, se asocia al deslizamiento entre dos planos inclinados, que conformarían la fisura diagonal crítica. Cuantificar la resistencia a cortante en términos del deslizamiento en un plano inclinado a partir de la contribución del engranamiento ha demostrado ser complejo e insuficiente⁶⁹. Los trabajos de W. Lucas⁷⁰ proponen un modelo mecánico que incorpora el efecto de engranamiento entre áridos, y la resistencia a cortante a través de una fisura a partir de la armadura longitudinal y transversal, caso de existir esta última.

Basado en los campos de investigación del cortante-fricción, la teoría de interacción parcial y el desplazamiento del sólido rígido, se proponen modelos mediante términos aditivos.

Puesto que la aplicación directa de la teoría del cortante-fricción puede resultar del lado de la inseguridad en algunos casos para evaluar la resistencia a cortante, se admite la reducción de la fuerza de compresión soportada en las regiones no fisuradas, y por lo tanto la componente tangencial de las fuerzas que actúan a lo largo del plano de deslizamiento, de modo que se garantice el equilibrio.

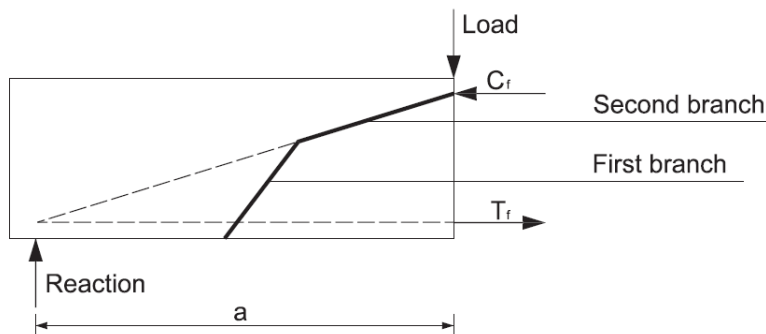


Imagen I.5.3.- b Formación de la fisura crítica en secciones sin armadura transversal (Zararis)

A partir de la observación de los tipos de rotura a cortante en secciones de hormigón armado sin armadura transversal, Zararis et al⁷¹ consideran que la fisura crítica se divide en dos ramas. La primera correspondería a la fisura inicial debida a la flexión, con una pendiente superior a los 45° y limitada por la línea que uniría el apoyo más próximo con el centro de gravedad del área de hormigón comprimido (C_f) bajo el punto de aplicación de la carga.

La segunda rama comenzaría donde termina la primera, hasta alcanzar C_r . Se considera que en la primera rama no es posible que se movilice la resistencia mediante el mecanismo de engranamiento entre áridos, ya que se alcanzan elevados anchos de fisura.

El empleo de pretensado parcial⁷² a fin de controlar la fisuración también es un campo en el que actualmente se están realizando investigaciones⁷³. Aunque todos los modelos para determinar el ancho de fisura se centran en la fisuración por flexión, la progresión de estas mismas, y la inclinación a medida que se acercan al apoyo, suponen uno de los mecanismos de rotura por cortante, según se ha comentado. En la medida en que el pretensado mejora el comportamiento de la sección y el elemento ante la fisuración, incide favorablemente en el cortante resistido.

I.5.4.- ALAS EN LA CABEZA DE COMPRESION

La mayoría de modelos propuestos simplifican enormemente la geometría de la sección, reduciéndola generalmente a un rectángulo de dimensiones $b \times d$. Salvo en los casos de comprobaciones en secciones no fisuradas, donde aparece el término de la inercia, lo que implícitamente incluye el incremento de sección resistente de las alas superiores, lo normal es por tanto considerar que la sección resistente es un rectángulo.

Sin embargo, existen estudios específicos sobre la influencia de las alas en la resistencia a cortante en secciones en T. El modelo propuesto por Zararis⁷⁴ sugiere considerar un área efectiva con forma de embudo para el análisis de la capacidad a cortante.

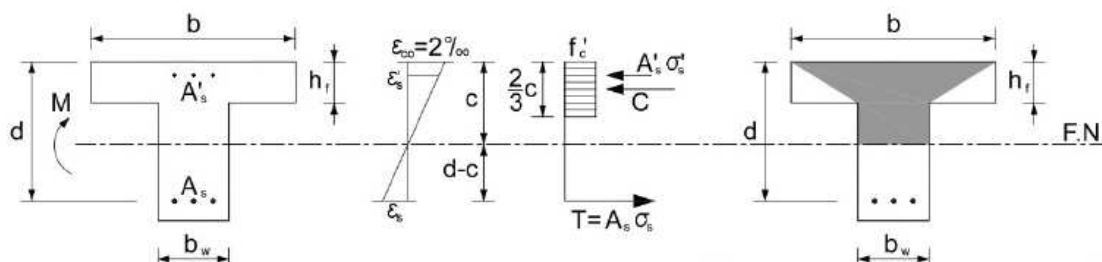


Figura I.5.4.- Esquema de tensiones y deformaciones en secciones en T (Zararis)

Para considerar esta propuesta, los autores partieron de lo observado en la formación de la fisura inclinada al ensayar secciones en T.

En el reciente trabajo de Ribas y Cladera⁷⁵, se concluye que el efecto de las alas en la cabeza de compresión de la sección incrementa la resistencia a cortante y modifica el tipo de rotura, además de conducir a mayores espesores en la fisura diagonal en comparación con las mismas secciones rectangulares.

I.5.5.- CUANTÍA DE ARMADURA TRACCIONADA

Aunque en 1909 Talbot ya concluyó que la capacidad a cortante no dependía exclusivamente de la resistencia a compresión del hormigón, sino que tenía una gran influencia la cantidad de armadura, el canto de la viga, y la luz de cortante en los ensayos, no sería hasta mediados de siglo cuando se propusiera una expresión matemática que incluyera estos aspectos, en este caso a partir de los trabajos de Clark.

$$\frac{V}{b \cdot d} = 7000 \cdot \rho_l + (0,12 \cdot f_c) \cdot \frac{d}{a} + 2500 \cdot \sqrt{r}$$

ρ_l cuantía longitudinal de valor $A_s / b \cdot d$

r cuantía transversal de valor $A_v / b \cdot s$

Lo que sería más tarde corroborado en los ensayos de Kani de 1966. A medida que se incrementa la cuantía de armadura longitudinal, se incrementa la capacidad resistente a cortante del elemento.

La influencia de la cuantía de armadura longitudinal en la capacidad resistente a tensiones tangenciales es indirecta, puesto que en realidad su función es la de favorecer que se materialicen algunos de los mecanismos descritos. Así, a medida que disminuye la cuantía de armadura, la abertura de fisura aumenta por lo que disminuye el mecanismo de transferencia por fricción. Igualmente, al disminuir la cuantía, las fisuras son más profundas por lo que la zona comprimida disminuye y con ello se ve disminuido el efecto pasador debido a que la cantidad de armadura es menor, con la consiguiente pérdida de capacidad resistente a cortante.

Así, ya en la primera versión del código modelo CEB-FIP de 1970⁷⁶ aparece la cuantía de armadura como una variable más en la expresión general:

$$V_{Rdi} = \left(\frac{0,25}{1,5} \cdot f_{ctk} \right) \cdot k \cdot (1 + 50 \cdot \rho_l) \cdot b_w \cdot d$$

$$k = 1,6 - d$$

$$\rho_l = A_s / b_w \cdot d \leq 0,02$$

En la actualidad, tanto el Eurocódigo 2 como la normativa estadounidense ACI 318-02 tienen en cuenta la influencia de la armadura traccionada en la resistencia a cortante. Del mismo modo, los nuevos modelos físicos como el MCFT también contemplan el papel de esta variable.

I.5.6.- EFECTO ESCALA EN LA RESISTENCIA A CORTANTE

I.5.6.1.- Introducción

Las vigas de hormigón armado de gran canto y sección rectangular se suelen emplear en edificios en altura en los que se desea que en planta baja aparezcan espacios diáfanos, libres de columnas. En el diseño de estos elementos debe evaluarse la relación economía / seguridad, además de satisfacer los requisitos derivados del diseño arquitectónico. En cualquier caso, las restricciones en los códigos o normativas suelen generar situaciones en las que, una solución determinada y suficientemente estudiada, puede no estar recogida en el articulado, con lo que su empleo quedaría automáticamente descartado. Del mismo modo, también es posible que algunas soluciones establecidas en estos códigos conduzcan a diseños del lado de la inseguridad que son llevados a la práctica, con el riesgo que ello implica.

Esto sucede, como se pone de manifiesto en los trabajos de A. Lubell, T. Sherwood, E. Bentz y M.P. Collins desarrollados en 1990, por ejemplo, en el tratamiento de las vigas de grandes dimensiones en el Código ACI 318-02⁷⁷.

I.5.6.2.- Tratamiento en el ACI 318-02

La formulación que aparece en el ACI 318-02 es muy parecida a la que figuraba en la anterior versión, de 1971. Los procedimientos de cálculo / diseño de 1971 se desarrollaron, a su vez, en los años inmediatamente posteriores al colapso por cortante de las vigas de 914 mm de canto de la Air Force Warehouse en Ohio (ver apartado i.2.-).

Con anterioridad a este suceso, el Código ACI de 1963 permitía la supresión de estribos en elementos lineales cuando la tensión tangencial calculada bajo situaciones de servicio fuese menor que $0,03 f_{ck}$. Así, en las vigas del edificio en Ohio, se prescindió de los estribos cuando, para la carga estimada de $4,76 \text{ kN/m}^2$ generaba en el alma tensiones inferiores a $0,62 \text{ MPa}$. Las vigas colapsaron bajo una tensión inferior a $0,50 \text{ MPa}$. Los experimentos que se realizaron a continuación, determinaron que el hormigón empleado era capaz de soportar tensiones tangenciales de hasta $1,0 \text{ MPa}$ antes del agotamiento. Sin embargo, bajo la aplicación de una tensión de tracción de $1,40 \text{ MPa}$ se reducía la resistencia a tensiones tangenciales en un 50%. Se concluyó que la tensión de tracción debida a efectos térmicos y restricciones al acortamiento de las piezas, fue la causa de la reducción de la capacidad resistente a tensiones tangenciales y, por tanto, del colapso.

A raíz de esto, el articulado varió de la versión de 1963 a 1971. Mediante la inclusión de una frase que hacía referencia a la colocación de estribos para absorber “fuerzas de tracción no consideradas”, se solucionó el problema, aunque de esta manera prácticamente todos los elementos necesitaban estribos.

En la versión del ACI de 1989, se asimiló las vigas de sección $b \geq 2h$ a losas, de manera que tampoco fuera necesaria la colocación de estribos. Por último, en la versión ACI 318-02, aparece la expresión:

$$V_c = 0,13 \cdot (f_{ck})^{1/2} \cdot b_w \cdot d$$

Que supone un paso más conservador para la evaluación del cortante en secciones sin armadura transversal. Esta expresión ya fue propuesta en 1962 por el comité 326 del ACI, aunque en aquel momento no se apreció que en elementos sin armadura transversal, la resistencia a cortante disminuye a medida que aumenta el tamaño de la pieza. Este efecto recibe el nombre de “efecto escala”.

1.5.6.3.- Estudios realizados sobre el efecto escala

Algunos de los estudios más importantes desarrollados sobre el tema han sido los dirigidos por T. Shioya⁷⁸ en Japón. La necesidad de los mismos surge a partir de la dificultad de aplicar una normativa única para el fenómeno de la capacidad a cortante, algo que sí es posible para analizar los mecanismos de resistencia a flexión, mientras que en este caso, el tamaño de las piezas tiene – junto con otros mecanismos de los que se movilizan para resistir el esfuerzo cortante – una incidencia fundamental.

Algunas de las principales conclusiones del mismo pueden resumirse a partir de la figura siguiente, habitual en todos los estudios que se realizan del fenómeno.

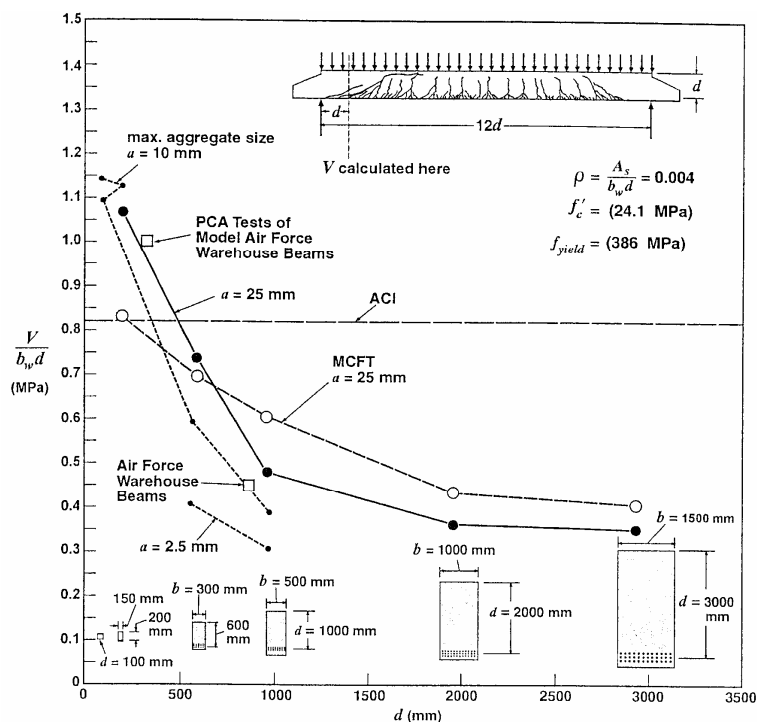


Fig. 1.5.6.3.-Influencia del efecto escala en la resistencia a esfuerzo cortante (T. Shioya)

Como puede observarse, la tensión tangencial máxima resistida disminuye tanto para el aumento del canto útil de la pieza como para la disminución del tamaño máximo del árido empleado. El elemento de mayor tamaño ensayado correspondía a una viga de 36,00 metros de luz, canto útil de 3,00 m y tamaño

máximo del árido 25 mm, cuyo peso propio superaba las 450 toneladas y que falló por esfuerzo cortante para un valor de sólo el 43% del previsto mediante la formulación de la ecuación del ACI-318-02.

Resulta de gran interés que un gran número de las vigas ensayadas por el autor coinciden, en tipo de hormigón y porcentaje de armadura traccionada, con las del edificio de Ohio. También se ha representado en la figura I.5.6.3.- los resultados de la tensión tangencial, sin tensiones de tracción, resistida de los modelos ensayados en el Portland Cement Association (PCA) a raíz del accidente de 1955. Se desprende de esta representación, que la reducción del 50% de la tensión resistida por las vigas puede deberse más al “efecto escala” que a la existencia de tensiones de tracción en el elemento.

La explicación más sencilla del efecto escala en la resistencia a cortante es debido a los mayores anchos de fisura que se producen en grandes elementos. El ancho de fisura crece casi linealmente con el alargamiento de la armadura de tracción y la separación las mismas. Shioya observó que la separación de fisuras en el centro del canto de la pieza era aproximadamente igual al valor de la mitad del canto de la viga. Así, para un mismo alargamiento de la armadura traccionada, al duplicar el canto de la viga, se duplicaba también el ancho de la fisura en el centro del alma. Para que se siga produciendo el “efecto viga”, una tensión tangencial de valor aproximado $V/(b_w \cdot d)$ debe poder transmitirse a través de estas fisuras. Sin embargo, la tensión que se transmite a través de las fisuras disminuye al aumentar el ancho de las mismas y disminuir el tamaño máximo del árido.

En piezas ejecutadas con hormigón de alta resistencia, las fisuras atravesaban el árido, en lugar de rodearlo, por lo que el tamaño máximo del árido no influía en la resistencia a cortante, al no producirse el efecto de engranamiento entre áridos, como ya se comentó en i.1.-c).

Empleando los parámetros identificados en el MCFT (ver I.6.4.2.-) Collins y Kuchma⁷⁹ proponen una expresión para evaluar la resistencia a cortante de elementos sin armadura transversal:

$$V_c = \frac{115}{50 + s_e} \cdot \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d \quad \text{con} \quad s_e = \frac{1,38 \cdot s_x}{a + 0,63}$$

f'_c es la resistencia característica del hormigón, en psi (140 psi = 1 MPa)

$f'_c^{1/2} \leq 100$ psi (0,71 MPa)

s_e coeficiente que tiene en cuenta la fisuración

s_x influencia de la separación entre fisuras ($s_x = 0,9 \cdot d$ para elementos con la armadura de tracción en zonas próximas a la cara traccionada, sin armadura de piel)

a tamaño máximo del árido (en pulgadas)

Las expresiones propuestas por el Código ACI para el diseño a cortante de elementos sin armadura de corte, pueden conducir a resultados del lado de la inseguridad, no sólo porque están basados en resultados experimentales sobre vigas de cantos reducidos, sino porque estas vigas empleadas en los ensayos suelen presentar una gran cantidad de armadura longitudinal ($\rho > 0,02$), para minimizar los posibles fallos por flexión durante el experimento.

Para una viga de determinado tamaño, determinadas propiedades de sus materiales, y determinada carga, existe un valor crítico de la cuantía de armadura traccionada que determina el comportamiento general de la pieza, y por tanto, si la rotura se alcanza por flexión o por cortante. Si la viga contiene una cantidad menor de armadura, se producirá una rotura dúctil por flexión. Si, por el contrario, tiene mayor cuantía de armado, el agotamiento será por rotura frágil a cortante.

En los casos de grande secciones, la experimentación muestra que el fallo se debe a la propagación de una fisura, y que la carga máxima se alcanza tras un largo desarrollo y crecimiento de la fisura que ocasiona la rotura⁸⁰.

Las últimas investigaciones⁸¹ en relación al efecto escala se han centrado en la posibilidad de emplear cercos para eliminar este efecto en la resistencia a cortante, aunque las conclusiones indican que, si bien lo mitiga, el empleo de armadura transversal, en cuantía mínima o alcanzando el máximo que admite la sección, no elimina completamente la reducción de capacidad debido al efecto escala.

Es decir, a modo de resumen, vigas sin armadura de corte presentan una resistencia inferior a cortante en la medida que aumenta el canto y disminuye el tamaño máximo del árido, pues el efecto de engranamiento entre áridos y la separación entre fisuras son claves en la resistencia de estos elementos. Además, es preciso realizar estudios más detallados del comportamiento de hormigones de alta resistencia, observada la disminución de resistencia por rotura del árido.

I.5.7.- DESLIZAMIENTO DE LAS ARMADURAS

I.5.7.1.- Longitud de anclaje

Un problema que está íntimamente relacionado con el esfuerzo cortante es el estudio de la adherencia de las armaduras longitudinales en las zonas de anclaje, necesaria para que éstas puedan resistir, sin deslizamiento, las variaciones de tensión que en ellas producen las sollicitaciones tangenciales, según aparece en el análisis de la analogía de la celosía.

La resistencia al deslizamiento entre armaduras y hormigón es el efecto de varias causas distintas, siendo las principales la adherencia entre ambos materiales, el rozamiento originado por la presión que el hormigón ejerce sobre las barras al retraer y el rozamiento producido por el zunchado de los estribos (caso de existir). Por ser difícil de estudiar separadamente la influencia de estas acciones, se asimila el efecto total a una adherencia.

Normalmente no es necesario comprobar la resistencia al deslizamiento. Sólo en casos de piezas armadas con barras de gran diámetro y fuertemente sollicitadas a cortante puede resultar insuficiente dicha resistencia.

En el caso de viguetas pretensadas, los diámetros suelen oscilar entre 3,5 – 6 mm, por lo que no es corriente que se produzca el fenómeno de deslizamiento.

La adherencia entre la armadura pretensada y el hormigón se ha considerado tradicionalmente que depende de tres factores: adhesión del acero y el hormigón, rozamiento entre estos materiales y resistencia mecánica. Una vez transferido el pretensado, se produce un deslizamiento relativo entre acero y hormigón, que cesa cuando se alcanza la transmisión completa, produciéndose la compatibilidad de deformaciones entre ambos.

En el caso de los cordones o torzales de varios alambres, se producen otros mecanismos adicionales de adherencia respecto de los comentados para el caso de alambres, como pone de manifiesto Den Ujii⁸² en sus trabajos recogidos en el Código Modelo de 1990.

También existen estudios⁸³ sobre el comportamiento en relación a la adherencia en los alambres graficados, que son frecuentemente utilizados en la fabricación de viguetas.

En cualquier caso, la longitud de anclaje necesaria para estos elementos, es menor a la longitud de transmisión de la fuerza de pretensado.

1.5.7.2.- Longitud de transferencia

A efectos del análisis de la capacidad a cortante, es más interesante, en cambio, la longitud de transferencia del pretensado que incrementa notablemente la resistencia a dicho esfuerzo de las piezas, favoreciendo el efecto arco y el efecto pasador.

Los estudios sobre adherencia y transferencia del pretensado intentan establecer fórmulas predictivas para la longitud de transferencia a partir de relaciones entre las propiedades del acero y el hormigón. El trabajo de Tesis Doctoral de Vázquez⁸⁴ realiza un amplio estudio de todos los factores considerados en la bibliografía y sus efectos sobre dicha longitud.

Recientemente se ha publicado un análisis de los distintos modelos existentes para la evaluación de la transferencia del pretensado⁸⁵, donde se concluye que existe una gran dispersión en el tratamiento de la longitud de transmisión y desarrollo del pretensado, que en casi todos los códigos suele abordarse de forma lineal. También se propone un modelo de cálculo sencillo que permite comprobar las prescripciones incluidas en el Eurocódigo 2.

Para evaluar la longitud de transferencia del pretensado, es corriente emplear la formulación que aparece en la Instrucción EHE para el caso de losas alveolares, con un factor de desarrollo del pretensado “ α ”:

$$\alpha = \frac{x}{1,2 \cdot l_{bd}} \leq 1$$

x es la distancia de la sección analizada al extremo del elemento

l_{bd} es la longitud de transferencia de la armadura activa de pretensado (en mm), evaluada como:

$$l_{bd} = \frac{\phi \sigma_p}{21}$$

σ_p tensión de pretensado, después de las pérdidas, en MPa
 ϕ diámetro de la armadura activa, en mm

Como regla práctica, puede prescindirse de la comprobación del deslizamiento de armaduras fuera de las zonas de anclaje en elementos ordinarios de edificación si el armado empleado es inferior a $\varnothing 25$ mm y siempre que el cortante de cálculo satisfaga la condición $V_{rd} < 3 V_{cu}$. Condiciones que se verifican en los casos de viguetas pretensadas.

Para el caso de viguetas pretensadas en apoyo directo, la Instrucción EHE establece un valor de entrega mínimo de $l_2 \geq 60$ mm (100 mm para apoyo indirecto).

Esta expresión simplificada representa una transferencia lineal del pretensado, que aumenta con la profundidad de la sección de estudio, hasta alcanzar el 100%, para una determinada "x" en función del diámetro y la fuerza de pretensado, exclusivamente.

La transmisión parabólica, si bien permite tensiones de pretensado superiores en la proximidad al apoyo, suponen una mayor distancia total de longitud de transmisión.

En cualquier caso, y para diámetros reducidos, la realidad es que la transferencia del pretensado se completa para secciones relativamente próximas a las secciones de comprobación, por lo que, al menos en los casos de forjados de viguetas pretensadas, la consideración de una transferencia lineal o parabólica no es crítica, como sí sucedería en los forjados de losas alveolares, por ejemplo. Es decir, que lo general es contar con el pretensado completamente desarrollado.

Conviene recordar que en las roturas de cortante la fisuración inclinada conduce a anchos de fisura elevados en la cara de la armadura de tracción, mientras que el cordón comprimido supone un rígido sobre el que se produce el giro o el deslizamiento a los dos lados de la grieta. Por tanto, este ancho de fisura debe ser absorbido, bien por la deformación del acero, bien por el deslizamiento del mismo respecto al elemento de hormigón donde se encuentra anclado.

I.5.8.- TIPO DE CARGA, DISTANCIA AL APOYO Y CONDICIONES DE APOYO

I.5.8.1.- Tipo de carga

No sería hasta mediados del siglo pasado cuando comenzarían a desarrollarse algunas campañas experimentales para determinar la importancia de cada uno de los factores por separado, demostrándose que el tipo de carga influye notablemente, como las de 1960 por Díaz de Cossio y Seiss⁸⁶, o las de 1962 por Leonhardt y Walther³⁶, y en 1966 por Krefeld y Thurston.

A partir de los ensayos de Leonhardt, Kani afirma que la carga uniformemente repartida a lo largo de un elemento es sustituible por dos cargas puntuales aplicadas a cuartos de la luz desde los apoyos. Esta apreciación ha llevado de forma generalizada a realizar ensayos con cargas puntuales.

En 1993 Aoyagi y Endo⁸⁷ llevan a cabo una campaña experimental con el objetivo de analizar la influencia del tipo de carga y la existencia de un punto de momento nulo.

Además de estas campañas, cabe destacar el trabajo de tesis de P. Padilla⁸⁸, donde se pone de manifiesto la influencia del tipo de carga y la existencia del punto de momento nulo a la hora de analizar la interacción del esfuerzo cortante con el momento flector en el elemento.

Las cargas que deben resistir muchos de los elementos diseñados sin armadura transversal no coinciden con el esquema tradicional de carga puntual a partir del cual se han calibrado los modelos de análisis, siendo mucho más frecuente la existencia de cargas continuas en los elementos que trabajan a flexión. Como ya se indicó, tanto la versión de la Instrucción EHE-98 como los primeros textos del Eurocódigo 2 EN1992-1-1, suponían capacidad a cortante nula en elementos sin armadura de cortante. Una recopilación de estos casos puede encontrarse en el trabajo previo de doctorado de P. Padilla⁸⁹.

La experimentación confirma que la capacidad a cortante se incrementa cuando se ensayan elementos sometidos a carga continua, frente a los mismos casos bajo carga puntual⁹⁰. Además, cuando la carga es triangular dicho aumento de la resistencia es aún más evidente⁹¹.

En un primer análisis de los resultados, se observa que el valor medio de la carga última de los ensayos sometidos a cargas puntuales es inferior al valor medio obtenido en los elementos sometidos a carga uniformemente distribuida.

Además, diversos autores proponen para evaluar la capacidad de elementos de gran canto en el caso de disposición asimétrica de cargas, un modelo de bielas y tirantes⁹², obteniendo resultados muy similares a la experimentación y el análisis mediante elementos finitos.

I.5.8.2.- Distancia del punto de aplicación de la carga al apoyo

Anteriormente se ha expuesto cómo la proximidad de la carga al apoyo se traduce en un incremento de la capacidad resistente, a partir de la relación a/d . Esto se debe a que una fracción de la carga se transmite directamente mediante una biela de compresión al apoyo. Un factor que influye en la formación de dicha biela comprimida es la condición de apoyo del elemento. La biela comprimida es más factible que se forme cuando la carga está aplicada en la cara superior y el apoyo se encuentra en la inferior, según se concluye en los estudios de Adebar⁹³ de 1994.

En estos casos, el modelo debería diseñarse aplicando el modelo de bielas y tirantes, en lugar del tradicional análisis asociado a flexión mediante secciones, como se concluye de los trabajos de Collins y Mitchell⁹⁴ de 1991.

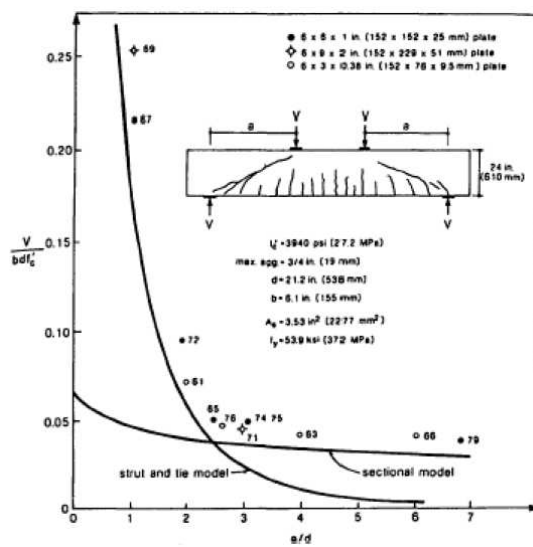


Figura I.5.8.2.-Incremento de la capacidad en función de la proximidad al apoyo, y rango de aplicación de los modelos de bielas y tirantes

Los ensayos realizados muestran que la capacidad resistente de la viga se incrementa a medida que disminuye la relación a/d .

Esto tiene especial incidencia en el caso de las vigas de gran canto⁹⁵, que han sido objeto de investigación específica para determinar la influencia del parámetro a/d , y su relación con el parámetro L/d , siendo más importante en la capacidad a cortante el primero que el segundo.

I.5.9.- EXISTENCIA DE FUERZAS NORMALES A LA SECCIÓN

Precisamente a partir de algunos de los accidentes descritos en el apartado i.2.-, se detectó la influencia del esfuerzo axial en la capacidad a cortante de las secciones. Las tensiones de tracción reducían notablemente la resistencia, mientras que tensiones de compresión mejoraban las prestaciones.

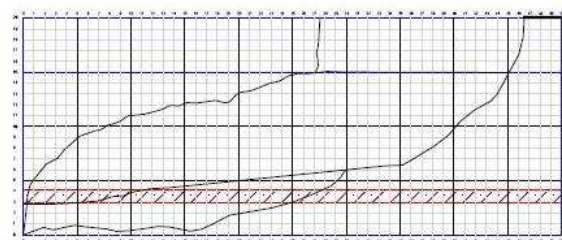
En elementos sin armadura transversal sometidos a grandes compresiones se pueden producir roturas de forma muy frágil en el instante en que se forma la primera fisura de cortante. De ahí que se haga necesario diseñar los elementos sometidos a grandes compresiones, momento y cortante de una manera conservadora. Esta tendencia ha originado predicciones teóricas a la baja respecto a los valores tradicionalmente empleados. En algunos casos, excesivamente conservadores, como quedó demostrado con el trabajo de tesis de D. Fernández Ordóñez³⁵, que además sirvió para proponer el modelo de ángulo variable de inclinación de la biela.

En el caso de las secciones solicitadas a tracción, la aparición de fisuras es perpendicular a la directriz de la pieza, por lo que se anula la cabeza de compresión, con la consiguiente reducción de capacidad resistente.

En el reciente trabajo de tesis doctoral de David Fernández Montes⁹⁶ se realizó una campaña experimental en nervios armados de forjado de hormigón in situ, a los que se les aplicó una carga axial de tracción. Uno de los objetivos iniciales del trabajo ponía de manifiesto la incongruencia de predicciones de resistencia a cortante negativas para axiles de tracción a partir de un determinado esfuerzo. El trabajo presenta un modelo a partir del ajuste experimental de la expresión general de la Instrucción EHE-08 y el Eurocódigo 2.



Imagen I.5.9.- Rotura por cortante en sección en T con axil de tracción (INTEMAC)



Mapa de fisuras en el tramo de viga correspondiente a la luz de cortante al final del ensayo.

(cotas en cm)

La base de datos de resultados experimentales en el caso de elementos sometidos a esfuerzos axiales, es más reducida que la disponible para elementos armados, en gran parte debido a la mayor complejidad para el montaje de los ensayos.

I.6.- MODELOS PARA EL ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE

I.6.1.- CONSIDERACIONES PREVIAS

Antes de desarrollar cualquier análisis de tipo tensional, y por tanto dentro del campo del comportamiento elástico de los materiales y de la suposición de secciones planas tras la deformación, es preciso distinguir en un mismo elemento, en este caso una viga, la existencia de regiones B y regiones D.

En las regiones de tipo D, la distribución de deformaciones es significativamente no lineal, y por lo tanto se da también un comportamiento no lineal de las deformaciones (zonas tipo D), no siendo de aplicación la hipótesis de secciones planas de Navier, por lo que su análisis se basará, generalmente, en modelos de bielas y tirantes, los cuales permitirán ver los caminos de transmisión de las fuerzas en esas zonas. En estas zonas, y en algunos casos también en las regiones B, el efecto arco es uno de los mecanismos de transmisión del cortante más importante.

En cambio, en las regiones de tipo B, la distribución de deformaciones es lineal, y la respuesta de un elemento de hormigón armado vendrá inducida básicamente por el efecto viga. El extremo opuesto ocurre, cuando en lugar de ser el brazo mecánico constante, es la tensión en la armadura longitudinal la que se mantiene invariable. Esto sucederá cuando el flujo de cortante no pueda ser transmitido, debido a que el acero longitudinal no presenta adherencia, o si el flujo de cortante es impedido por la presencia de una fisura inclinada, que se extiende desde la carga hasta la reacción. En este último caso, el cortante es transmitido por el efecto arco. Estos dos conceptos, efecto arco y efecto viga, deben tenerse en cuenta siempre que se analice cualquier elemento en situación de agotamiento por esfuerzo cortante.

I.6.2.- FORMAS DE RESISTENCIA DE LA PIEZA A ESFUERZO CORTANTE

Conocida la expresión general del esfuerzo cortante, que representa la variación del momento flector a lo largo de la pieza:

$$V = \frac{dM}{ds}$$

y haciendo $M = T \cdot z$, donde "T" es la fuerza de tracción en la armadura y "z" el brazo mecánico, se puede plantear:

$$V = \frac{d(T \cdot z)}{ds} = \frac{dT}{ds} \cdot z + \frac{dz}{ds} \cdot T$$

El tratamiento clásico es suponer $dz/ds = 0$, esto es, que el brazo mecánico es constante a lo largo de un elemento diferencial "ds".

I.6.2.1.- Efecto viga: analogía de la celosía (Modelo de Bielas y Tirantes)

El método de las bielas y tirantes es prácticamente tan antiguo como el hormigón estructural.

La primera referencia bibliográfica de que se dispone sobre la aplicación del método para la descripción del comportamiento de un elemento de hormigón armado, consiste en la explicación dada por Ritter² en 1899 para el funcionamiento a cortante de una viga simplemente apoyada sometida a una carga uniformemente distribuida.

Según Ritter, la viga funciona como una estructura articulada formada por dos cordones longitudinales, uno superior que trabaja a compresión, y uno inferior traccionado. Además, existen dos series de elementos, unos verticales que trabajan a tracción y otros en diagonal que trabajan a compresión, los cuales transmiten el cortante hasta los apoyos.

Se parte de la suposición de un valor fijo para el ángulo de apertura de fisura: $\theta = 45^\circ$

Una década más tarde, Mörsch³ avanzó algo más en la explicación del comportamiento a cortante de una viga de hormigón estructural, indicando que el mecanismo que regía el funcionamiento a cortante era algo más complejo, ya que en lugar de diagonales comprimidas localizadas, existían campos de compresiones, cuyas componentes verticales se iban equilibrando con las tracciones resistidas por los cercos verticales. Se introducía así el concepto de campo de compresiones.

Aunque este modelo está ideado para piezas de hormigón armado con armadura transversal, es conveniente realizar un breve resumen, pues permite el análisis del comportamiento de la pieza por el método de bielas y tirantes y la introducción del concepto de “Teoría del Campo Modificado de Tensiones de Compresión” (Modified Compression Field Theory MCFT)¹⁶.

Mediante el modelo de la celosía, se reproduce el mecanismo resistente básico por el cual el hormigón y las armaduras soportan conjuntamente el esfuerzo cortante. Se describirá el caso más simple de viga esbelta y sección constante.

La forma en que la pieza resiste el esfuerzo cortante depende de la disposición que se adopte para las armaduras transversales. Aunque intuitivamente podría tenderse a colocar dichas armaduras en la dirección de las tensiones principales de tracción (comentadas en el apartado I.6.2.2.-), en realidad esta disposición sólo garantizaría el equilibrio, pero no la compatibilidad de deformaciones, al tener las armaduras que deformarse mucho más que el hormigón para absorber las tensiones.

La disposición que se adopta, por tanto, es de estribos o cercos perpendiculares a la directriz de la pieza y, ocasionalmente, barras levantadas a 45° . El cometido de ambas es el mismo: servir de montantes o diagonales traccionados de una celosía o triangulación virtual (fig.I.6.2.1.-), cuyo cordón superior lo conforma la cabeza comprimida de hormigón, el cordón inferior las armaduras longitudinales de tracción, y las diagonales comprimidas por bielas inclinadas de hormigón. Estas bielas pueden suponerse rectas, ya que las fisuras también lo son, al seguir las isostáticas de tensiones.

El funcionamiento del mecanismo descrito de celosía ideado por Mörsch y Ritter es bastante sencillo de visualizar, tal y como se muestra en la siguiente figura:

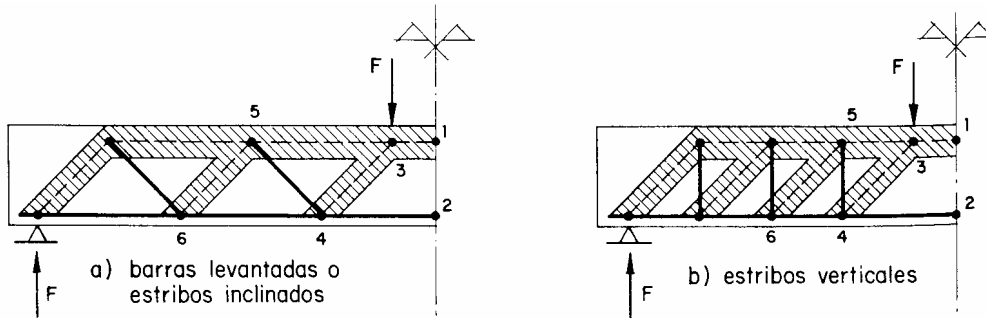


Fig. I.6.2.1.- Analogía de la Celosía (Hormigón Armado / MONTOYA – MESEGUER – MORAN)

La carga “F” se descompone en la cabeza de compresión en 3-1 y en la biela de compresión 3-4. La parte transmitida por la biela (de componente vertical igual a “F”), origina a su vez tracciones en la armadura inferior 4-2 y en el montante o diagonal 4-5. Este último recoge a su vez la componente vertical íntegra de la biela (que sigue siendo de valor “F”), y la transmite de nuevo a la cabeza superior, “colgándola” del nudo 5. En este nudo se produce una descomposición análoga a la inicialmente comentada, de la que resultan nuevas compresiones sobre la cabeza 5-1 y sobre la biela 5-6. La componente vertical (que corresponde con el esfuerzo cortante) se transmite así, desde el punto de aplicación de la carga “F” hasta el apoyo subiendo y bajando de una a otra de las cabezas.

En una viga normal suelen disponerse estribos a distancias menores de un canto útil “d”. El mecanismo real, generalmente bajo carga uniformemente repartida, puede considerarse formado por la superposición de varias celosías como la comentada.

Para las bielas de hormigón se suponía tradicionalmente una inclinación de 45° con respecto a la directriz de la viga, pero ensayos de Leonhardt han demostrado que este ángulo puede bajar hasta los 30°, lo que mejoraría la eficacia a cortante de la armadura transversal.

El mecanismo por el que funciona el modelo de la celosía corresponde al “EFECTO VIGA” de la pieza, que consiste en considerar únicamente que el incremento de momento flector de una sección a la infinitamente próxima se realiza mediante un incremento de tracción de la armadura, obtenido a través de las tensiones de adherencia entre el hormigón y el acero. Esto se corresponde con el caso descrito en I.6.2.-, pues al hacer $dz/ds = 0$, sólo se considera el sumando dT/ds :

$$V = \frac{d(T \cdot z)}{ds} = \frac{dT}{ds} \cdot z + \frac{dz}{ds} \cdot T \quad \rightarrow \quad V = \frac{dT}{ds} \cdot z$$

Este tratamiento es el clásico y el único hoy disponible con carácter general, que parte de la suposición de que el esfuerzo cortante es resistido íntegramente por el “efecto viga”. En general, la mayoría de las investigaciones experimentales concuerdan en demostrar que este efecto proporciona una parte importante de la resistencia a corte, pero que dista mucho de la totalidad.

Esta forma de explicación del funcionamiento de una viga se generalizó a otros fenómenos, como la torsión, el rasante, las cargas concentradas, las vigas de gran canto,...etc.

I.6.2.2.- Efecto Arco

Si se supone destruida la adherencia entre las dos caras del elemento diferencial "ds", el incremento de momento flector no puede ser proporcionado por un incremento de la tracción de la armadura, puesto que $dT/ds = 0$. Manteniendo constante la fuerza "T", el incremento del momento ha de producirse mediante un aumento del brazo mecánico "z".

$$V = \frac{d(T \cdot z)}{ds} = \frac{dT}{ds} \cdot z + \frac{dz}{ds} \cdot T \quad \rightarrow \quad V = \frac{dz}{ds} \cdot T$$

Que corresponde al caso en que el esfuerzo cortante es resistido por "EFECTO ARCO". Este nombre viene del fenómeno indicado en la figura I.6.2.2.-, en la cual, una vez destruida la adherencia entre la armadura y el hormigón y producido el deslizamiento entre ambos, la viga funciona como un arco, cuyo tirante es la armadura con tensión constante en toda la luz. Por supuesto, un funcionamiento de este tipo solicita fuertemente los anclajes extremos de la armadura.

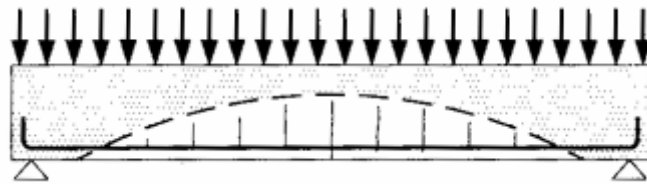


Fig. I.6.2.2.-Efecto Arco en viga cargada uniformemente (Proyecto y Cálculo de Estructuras de Hormigón / Calavera)

I.6.2.3.- Incremento de tensión en la armadura de tracción

I.6.2.3.1.- PIEZA SIN FISURAR

Suponiendo una pieza cualquiera sometida a un sistema de cargas de cálculo P_d y en la que no se ha alcanzado la fisuración, tal y como se indica:

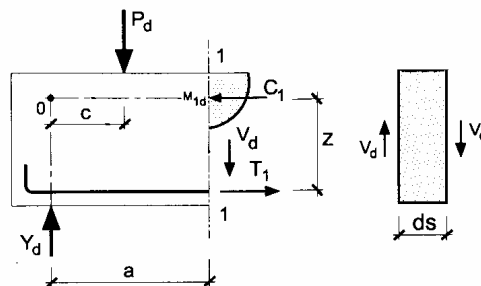


Fig. I.6.2.3.1.- Fuerzas externas e internas en la sección sin fisurar (Proyecto y Cálculo de Estructuras de Hormigón / Calavera)

Tomando momentos respecto al punto "0", intersección de la normal a la directriz por el apoyo y de la línea de actuación de la resultante de compresiones en el hormigón, se tiene:

$$T_1 \cdot z - V_d \cdot a - P_d \cdot c = 0 \quad \rightarrow \quad T_1 \cdot z = V_d \cdot a + P_d \cdot c$$

Como se cumple que $V_d = Y_d - P_d \quad \rightarrow \quad M_{1d} = T_1 \cdot z = Y_d \cdot a - P_d \cdot (a-c)$

En esta expresión, V_d representa la componente dorsal del esfuerzo cortante en el elemento diferencial "ds" de la figura, que es en este caso positiva, y negativa la de la cara frontal. Para el equilibrio del trozo de viga aislado, empleamos la componente sobre la cara frontal, introduciendo los signos al tomar momentos, de acuerdo con la figura.

Siendo M_{1d} el momento flector de la sección 1-1. Es decir, que la tracción en la armadura en la sección 1-1 corresponde al momento actuante en esa sección.

I.6.2.3.2.- PIEZA FISURADA SIN ARMADURA DE CORTE

Suponiendo ahora que en la pieza se produce una fisura que pasa por el punto "A"

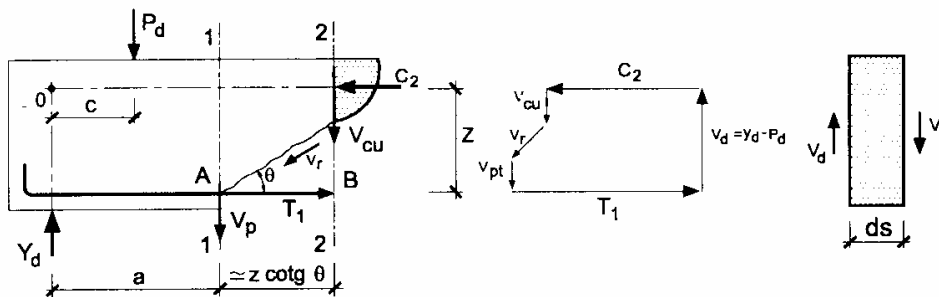


Fig. I.6.2.3.2.- Fuerzas externas e internas en la sección fisurada (Proyecto y Cálculo de Estructuras de Hormigón / Calavera)

Al formarse la fisura, la tensión ortogonal a su dirección en un punto de la misma es nula y en sentido paralelo será $\sigma_{||}$

Es decir:
$$\sigma_{||} = \frac{\sigma_y}{2} + \sqrt{\frac{\sigma_y^2}{4} + \tau_y^2} = 0 \quad \rightarrow \quad \frac{\sigma_y}{2} = -\sqrt{\frac{\sigma_y^2}{4} + \tau_y^2}$$

Y por tanto:
$$\sigma_{\perp} = \frac{\sigma_y}{2} - \sqrt{\frac{\sigma_y^2}{4} + \tau_y^2} = -2 \cdot \sqrt{\frac{\sigma_y^2}{4} + \tau_y^2}$$

Y como a lo largo de la fisura $\sigma_y = 0 \quad \rightarrow \quad \sigma_{\perp} = 2 \cdot \tau_y \quad \rightarrow \quad \sigma_{\perp} = 2 \cdot \frac{V}{b \cdot z}$

Es la tensión de compresión en la biela cuando no hay armadura de corte. La resistencia a corte de la pieza sin armadura transversal será la suma vectorial de los sumandos que aparecen en la fig. I.6.2.3.2.-

C_2 resultante del bloque de compresiones en la sección 2-2

V_{cu} resistencia a corte en la zona comprimida

- V_r rozamiento entre las dos caras de la fisura (engranamiento entre áridos)
 V_{pt} efecto pasador de la armadura longitudinal traccionada
 T_1 esfuerzo de tracción en la armadura de la sección 1-1

En el diagrama vectorial puede observarse que la tracción en el punto "1" de la armadura no sólo es superior a la compresión C_1 o tracción T_1 en la sección 1-1, sino que incluso supera a la compresión $C_2 > C_1$ de la sección 2-2. Es decir, que la tracción en "1" es incluso superior a la que ocurriría en la sección 2-2 de no haberse producido la fisura. Si, como es frecuente, no se consideran V_{pt} ni V_r (contribución del efecto pasador y de la fricción entre caras de la fisura), la tracción en el punto "1" de la armadura igualaría a la teóricamente existente en la sección 2-2, si no se hubiera fisurado la pieza.

Esta conclusión puede deducirse también tomando momentos en la figura I.6.2.3.2.- respecto a "0" y suponiendo $V_{pt} = V_r = 0$ y $AB \approx z \cdot \cotg \theta$

$$T_1 \cdot z - V_{cu} \cdot (a + z \cdot \cotg \theta) - P_d \cdot c = 0 \quad \rightarrow \quad T_1 \cdot z = V_{cu} \cdot (a + z \cdot \cotg \theta) + P_d \cdot c$$

Y como $V_d = V_{cu} = Y_d - P_d \quad \rightarrow \quad T_1 \cdot z = (Y_d - P_d) \cdot (a + z \cdot \cotg \theta) + P_d \cdot c$

Agrupando $T_1 \cdot z = Y_d \cdot (a + z \cdot \cotg \theta) - P_d \cdot (a + z \cdot \cotg \theta - c) = M_{2d}$

Se obtiene la expresión del momento " M_{2d} " en la sección 2-2, y por tanto se puede expresar:

$$T_1 = M_{2d} / z \quad \rightarrow \quad \Delta T = V_d \cdot \cotg \theta$$

El incremento de tracción de la armadura por la fisuración debida al esfuerzo cortante depende de " V_d " esfuerzo de cálculo de la sección 1-1 y de la inclinación de la fisura.

La tracción en la armadura de la sección 1-1 corresponde al momento flector en la sección 2-2

I.6.3.- MECANISMO DE ROTURA

Para predecir la carga de fisura diagonal parece que el método más adecuado sería determinar la tensión principal en la fibra neutra, entre los puntos de aplicación de la carga y la reacción en el apoyo, y compararla con la resistencia del hormigón a tracción, teniendo en cuenta la presencia o no de tensiones de pretensado en el interior de la sección.

Sin embargo, cuando la luz de cortante es reducida, el estado tensional se ve modificado por las tensiones verticales que irradian de los puntos de acción y reacción, no siendo el mecanismo de rotura previsto el definitivo. Por estas razones, se acude a un método semiempírico: ignorando las componentes verticales de las tensiones, se calculan las tracciones principales y se igualan a una función de la resistencia a tracción y de otras variables determinadas experimentalmente. Estas variables se suelen referir a las propiedades del hormigón, fundamentalmente la resistencia a compresión, y a características de la sollicitación definidas por la luz de cortante.

Normalmente esta variable se ha venido expresando como un producto de dos funciones, la dependiente de la resistencia del hormigón y la dependiente de la luz de cortante. En este último caso, toma valor unidad cuando la luz supera un determinado valor del canto (por ejemplo 1,5 veces el canto de la sección rectangular). Para la función correspondiente a la resistencia del hormigón, se parte de la carga para la cual se obtendría la fisuración de la sección, que para distintos puntos de aplicación de la misma, corresponderá a distintos valores de resistencia a cortante de la viga, en función de la resistencia a tracción, que depende del hormigón, y que por tanto debe ser constante a lo largo de todo el elemento, por lo que en definitiva, se trata de una función que depende también de la luz de cortadura.

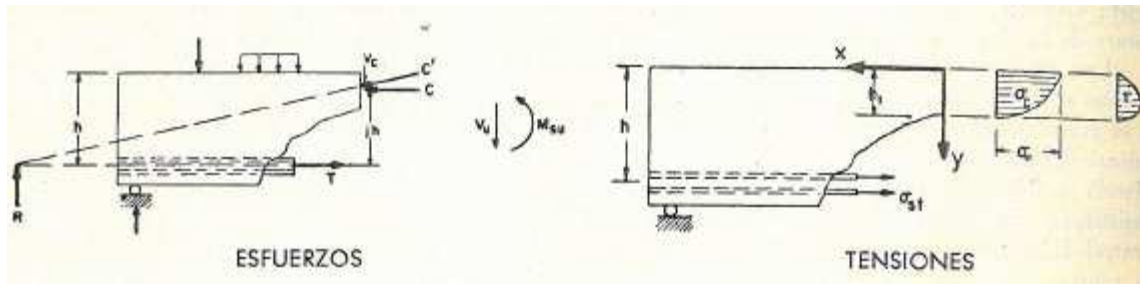


Figura I.6.3.-a. Hipótesis de fisura inclinada (Walther)

El efecto del pretensado es el de aumentar la capacidad a cortante, reduciendo el peligro de rotura a partir de la fisuración diagonal.

Las dificultades para la obtención de fórmulas análogas a la de la resistencia a flexión normal estriban en establecer la condición de las deformaciones, o de compatibilidad de las deformaciones unitarias.

Según los trabajos de R. Walther⁹⁷, el mecanismo de rotura por fisuración diagonal se considera como un giro, tanto de la zona inferior definida por la grieta que se abre, como de la zona superior que se aplasta con sección crítica vertical.

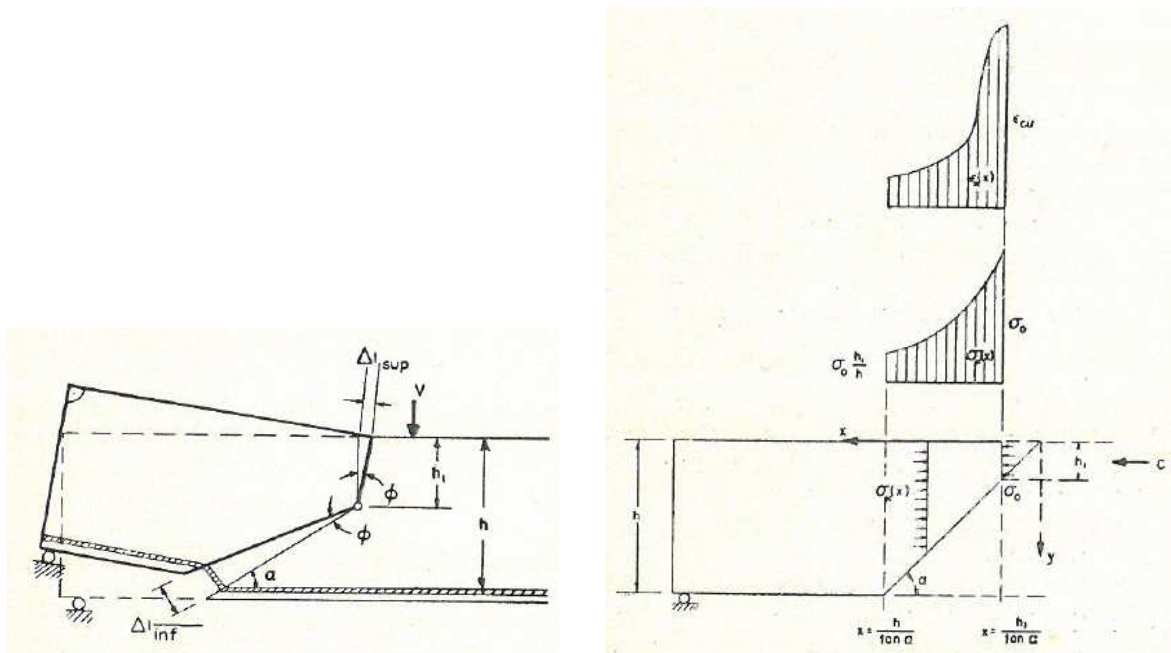


Figura I.6.3.-b. Mecanismo de rotura y tensiones y deformaciones en la fibra superior (Walther)

La profundidad de la fibra neutra puede obtenerse considerando las deformaciones unitarias en las fibras extremas causadas por el giro, las tensiones críticas correspondientes a estas deformaciones, y las condiciones de equilibrio entre esfuerzos y tensiones. La rotura se produciría por agotamiento y colapso del hormigón en la zona de compresión, aplicando el criterio de Mohr para rotura en hormigón sin armar en sollicitaciones compuestas.

La ecuación de deformaciones que sustituye a la hipótesis de Navier de deformaciones planas, se obtendría deduciendo las deformaciones totales (no unitarias) debidas al giro en fibras superior e inferior.

Se supone que la deformación unitaria del hormigón en rotura es fija y se obtiene únicamente en el punto de la fibra superior de la sección de rotura. Para la deformación de alargamiento en la fibra inferior se recurre a las experiencias de adherencia en ensayos de arrancamiento de barras, considerando que es el mismo fenómeno de la armadura inferior con respecto al hormigón que lo rodea. Relacionando ambas deformaciones se obtendría la ecuación de compatibilidad entre ambas.

Considerando el bloque de compresiones rectangular, la única incógnita restante sería la profundidad de la fibra neutra. Se establece la ecuación de equilibrio entre esfuerzos de tracción y compresión, y combinándola con la ecuación de compatibilidad, se obtiene una expresión teórica válida, que puede comprobarse experimentalmente.

I.6.4.- ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE BASADAS EN LOS CAMPOS DE TENSIONES

Las teorías de Ritter y Mörsch partían de suponer un valor fijo para el ángulo de fisuración ($\theta = 45^\circ$), según se describe en I.6.2.1.- Incluso en el procedimiento analítico de bielas y tirantes de inclinación variable, más general, se sigue eligiendo el mismo valor para θ de manera sistemática.

También se ha intentado abordar el cálculo a esfuerzo cortante por métodos energéticos, lo que se traduce en establecer las tres ecuaciones de equilibrio más la derivada del cálculo de la energía del sistema, a partir de las incógnitas de la tensión de compresión en la biela (σ_c), el incremento de tracción en la armadura (ΔT), la tensión en la armadura de corte, caso de existir (σ_s), y el ángulo de inclinación de las fisuras (θ).

Un primer trabajo desarrollado es el del Profesor Kupfer⁹⁸, de la E.T.S.I. de la U.P. de Munich en 1964, quien estudia el problema de la teoría elástica y mediante el teorema del mínimo trabajo determina el valor de θ , que para los casos frecuentes de vigas de hormigón armado resulta $\theta < 45^\circ$

I.6.4.1.- Campos de plasticidad de tensiones

Destacan los trabajos realizados por B. Thurlimann⁹⁹ (Suiza, en 1983), M. P. Nielsen (Dinamarca, en 1984), y M.P. Collins y F. Vecchio¹⁰⁰.

Todos estos métodos arrancan de la experimentación llevada a cabo por N. Wagner en 1929, con vigas metálicas para analizar el comportamiento de elementos lineales de alma delgada con rigidizadores después del comienzo de pandeo del alma.

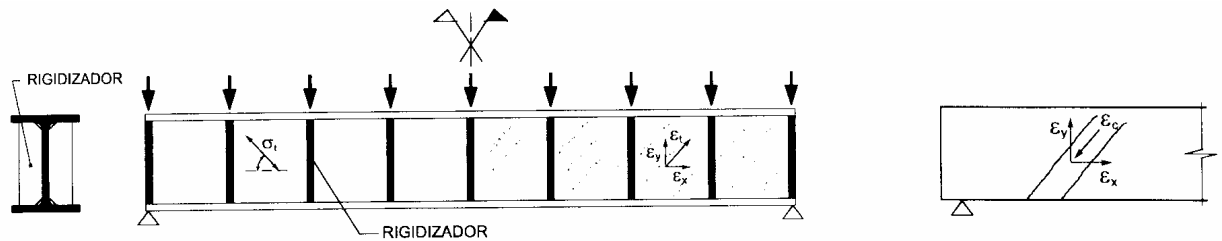


Figura. I.6.4.1.- Ensayos en vigas metálicas de alma delgada con rigidizadores (Wagner)

Una vez iniciado el pandeo del alma ya no es posible resistir compresiones y por tanto el esfuerzo cortante debe ser resistido por un campo de tensiones de tracción σ_T con ángulo θ . A partir de esto estableció que las deformaciones en las direcciones de la directriz (ϵ_x) y ortogonal a ella (ϵ_y), y en la de las bielas de tracción (ϵ_t) estaban relacionadas mediante la expresión:

$$\operatorname{tg}^2\theta = \frac{\epsilon_x - \epsilon_t}{\epsilon_y - \epsilon_t} \quad \rightarrow \quad \operatorname{tg}^2\theta = \frac{\epsilon_x - \epsilon_c}{\epsilon_y - \epsilon_c}$$

La teoría aplicada al campo de tensión de las bielas comprimidas por el esfuerzo cortante en piezas de hormigón armado, resulta idéntica, sin más que sustituir ϵ_t por ϵ_c . Esta cuarta ecuación del sistema es la que relaciona las deformaciones y el ángulo de inclinación de la fisura, con la que se completa el problema.

I.6.4.2.- Método del campo modificado de tensiones (MCFT)

En el método general del campo de tensiones expuesto en I.6.4.1.- se parte de suponer que una vez fisurado el hormigón bajo la acción del esfuerzo cortante y formadas las bielas, la tensión de tracción perpendicular a las bielas es nula.

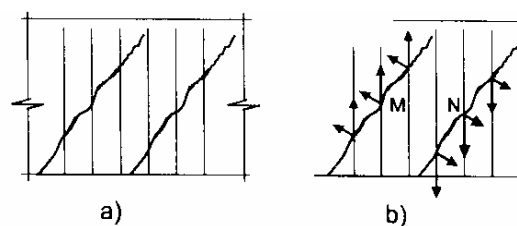


Figura I.6.4.2.- Formación de bielas y tensiones normales en ambas cara

Esto no es cierto en realidad. Tal como se observa en la figura anterior, en a) la biela está atravesada por la armadura de corte. Aislando esa biela b), se aprecia la existencia de tracciones perpendiculares al eje de la biela. Considerando una biela aislada en los puntos M-N, la tensión de tracción de las caras de la fisura es absorbida por la armadura de corte. Pero al introducirse ésta en la biela, se va produciendo su anclaje en el hormigón por adherencia y se transmiten tensiones de tracción al mismo, reduciéndose correlativamente la de la armadura. El fenómeno es tanto más intenso cuanto más ancha sea la biela, menor el diámetro de la barra, mejor sean sus características adherentes y mayor la resistencia del hormigón.

Esto modifica el campo de tensiones comentado anteriormente. Los profesores Collins y Vecchio¹⁰¹ desarrollaron un método de cálculo basado en el campo modificado, que viene descrito en su libro: "Prestressed Concrete Structures". Además, estos mismos autores elaboraron un programa de cálculo "Response 2000", que emplea este método para analizar el problema del cortante.

Este método ha sido desarrollado a partir de la respuesta carga/deformación de una serie de ensayos en membranas de hormigón armado sometidas a estados de carga de cortante puro. Los ensayos se realizaron en la Universidad de Toronto. El problema ligado al MCFT es el de predecir la relación entre la tensión tangencial aplicada a una determinada sección y la deformación por cortante derivada.

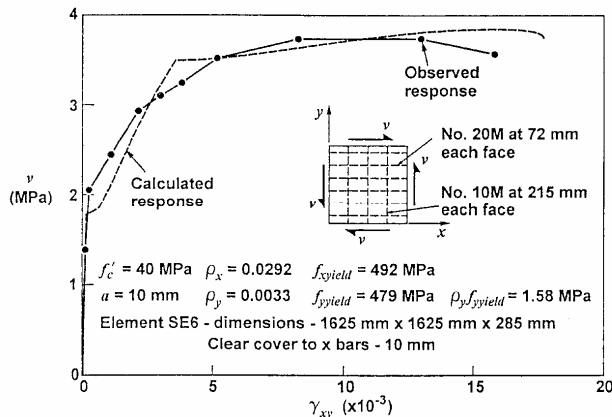


Fig. 1.6.4.2.- Comparación entre los valores calculados por MCFT y los observados durante el ensayo de una membrana (Prof. Collins)

La transmisión del cortante en elementos fisurados de hormigón armado se realiza a través de un complejo sistema de mecanismos, incluyendo la apertura y cierre de fisuras existentes, la aparición de nuevas fisuras, rozamiento entre las caras de la fisura, tensiones de tracción en el hormigón y una gran variación de las tensiones locales de un punto a otro, tanto en el hormigón como en el acero, en las proximidades de la fisura. El método MCFT trata de predecir esencialmente el comportamiento del elemento, sin considerar todos los detalles. Así, para la evaluación de este complejo sistema de variaciones de tensiones, sólo se consideran los valores medios de las tensiones (es decir, valores medios de las tensiones en una longitud mayor que la de la apertura de fisura) y las tensiones justo en la localización de la fisura.

El planteamiento básico de los dos sistemas anteriormente descritos de evaluación de cortante mediante campos tensionales parte de la suposición de que la dirección asociada al mayor valor de las tensiones medias de compresión coincide con la dirección de las mayores deformaciones medias por compresión. Así, para un determinado estado de cargas, el ángulo de inclinación de la fisura " θ ", la tensión media y la deformación media, pueden determinarse resolviendo el sistema de ecuaciones de equilibrio en términos de tensiones medias, el sistema de ecuaciones de compatibilidad en términos de deformaciones medias, y el sistema de relaciones entre tensiones y deformaciones medias.

De hecho, la tensión tangencial máxima admisible en un elemento puede estar definida no por los valores medios de las tensiones, sino exactamente por el valor local de la tensión en la zona fisurada.

El método del MCFT, que se terminó de elaborar en 1987, ha demostrado, en resumen, ser una herramienta eficaz a la hora de predecir con bastante exactitud y de manera sencilla, la respuesta de elementos armados de hormigón sometidos a esfuerzos cortantes. Su mayor diferencia respecto a otras teorías de campos tensionales reside en la consideración en el cálculo de la existencia de tensiones de tracción en el hormigón fisurado.

I.6.4.3.- BREVE DESARROLLO DEL MCFT

La Teoría del Campo Modificado de Compresiones supone una teoría "exacta", ya que satisface el equilibrio, la compatibilidad de deformaciones, y contempla las relaciones tensión-deformación, de los materiales que intervienen en los mecanismos resistentes.

Esta teoría se basa inicialmente en la Teoría del Campo de Tracciones, introducida por Wagner en 1929; en la que describía el comportamiento a cortante de vigas armadas de acero, después de su abolladura. Wagner observó que, después de la abolladura del alma, ésta no podía resistir más compresiones, y el cortante, al que estaba sometido la viga, se transmitiría entonces mediante un campo de tracciones diagonales. Wagner, consideró que el ángulo de inclinación de las tensiones diagonales de tracción, en el alma abollada, coincidía con el ángulo de inclinación de las deformaciones principales de tracción. Esta conclusión, la obtuvo mediante la aplicación de la compatibilidad de deformaciones del alma y de los rigidizadores; y se la conoce como la Teoría del Campo de Tracciones.

La Teoría del Campo Modificado de Compresiones parte del planteamiento de Wagner, e idealiza el hormigón fisurado, como un material en el que las direcciones principales de tensión y deformación coinciden en todo momento, adaptando su inclinación a la situación de carga correspondiente. Esta hipótesis está justificada, y comprobada, por medidas experimentales, las cuales muestran que ambas direcciones principales son paralelas, dentro de un rango de $\pm 10\%$.

- Compatibilidad de deformaciones: los modelos de campo de compresiones pueden determinar el ángulo θ , de inclinación de las direcciones principales de compresión, considerando la

compatibilidad de deformaciones de la armadura transversal, la armadura longitudinal, y el hormigón. De esta forma, asumiendo las aproximaciones realizadas por Wagner, así como que posteriormente a la fisuración del hormigón éste no transmite tracciones, y que todo el cortante se tiene que transmitir por un campo de compresiones diagonales, se obtiene la siguiente expresión, para el ángulo de inclinación de las compresiones diagonales:

$$\tan^2 \theta = (\epsilon_x - \epsilon_2) / (\epsilon_t - \epsilon_2)$$

- ϵ_x deformación longitudinal del elemento fisurado
- ϵ_t deformación transversal del elemento fisurado
- ϵ_2 deformación principal de compresión

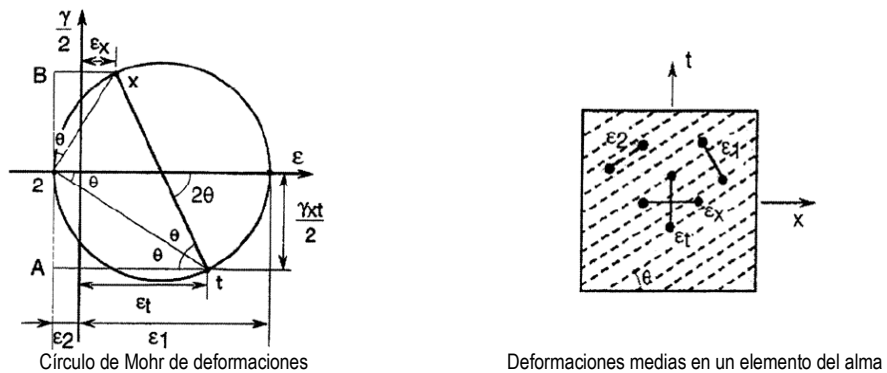


Fig. 1.6.4.3.-a. Condiciones de compatibilidad en mallas de elementos fisurados

A partir del círculo de Mohr de deformaciones, pueden establecerse otras relaciones de compatibilidad en el hormigón fisurado:

$$\epsilon_1 = \epsilon_x + \epsilon_y - \epsilon_2 \quad ; \quad \gamma_{xy} = 2 \cdot (\epsilon_x - \epsilon_2) \cdot \cot \theta$$

- γ_{xy} tensión de corte en la malla de hormigón fisurado

En el hormigón fisurado, estas relaciones de compatibilidad se expresan en términos de deformaciones medias; es decir, deformaciones medias sobre referencias, o longitudes, lo suficientemente grandes para incluir a varias fisuras.

- Equilibrio: de la aplicación del equilibrio (equilibrio entre las fuerzas horizontales del hormigón y las de la armadura longitudinal, equilibrio entre las fuerzas verticales del hormigón y las de los cercos, y equilibrio con las fuerzas externas) en la malla de hormigón fisurado, en una sección de momento nulo (sometida exclusivamente a cortante), se obtienen las siguientes ecuaciones de equilibrio.

$$f_2 = (\tan \theta + \cot \theta) \cdot v - f_1 \quad v = V / (b_w \cdot j_d)$$

$$A_{sx} \cdot f_1 = (f_2 \cdot \cos^2 \theta - f_1 \cdot \sin^2 \theta) \cdot b_w \cdot j_d = V \cdot \cot \theta - f_1 \cdot b_w \cdot s \quad A_v \cdot f_v = (f_2 \cdot \cos^2 \theta - f_1 \cdot \sin^2 \theta) \cdot b_w \cdot s$$

- f_1 tensión de tracción diagonal del hormigón
- f_2 tensión de compresión diagonal del hormigón
- b_w ancho del alma de la pieza

- j_d distancia entre las armaduras de compresión y tracción
- θ ángulo del campo de compresiones
- V fuerza cortante exterior, sollicitación
- A_v área de la armadura transversal
- f_v tensión de la armadura transversal
- s separación entre armaduras transversales
- A_x área de la armadura longitudinal
- f_x tensión de la armadura longitudinal

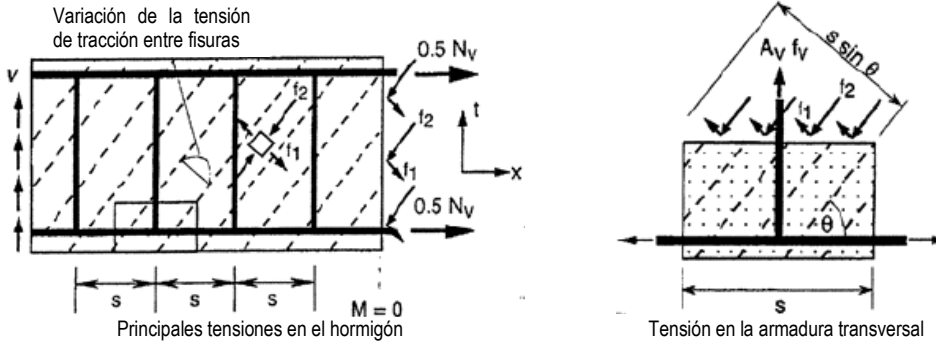


Fig. 1.6.4.3.-b. Condiciones de equilibrio

De las dos primeras expresiones se obtiene la siguiente:

$$V = (A_v f_v / s) j_d \cdot \cot \theta + f_1 b_w j_d \cdot \cot \theta = V_s + V_c$$

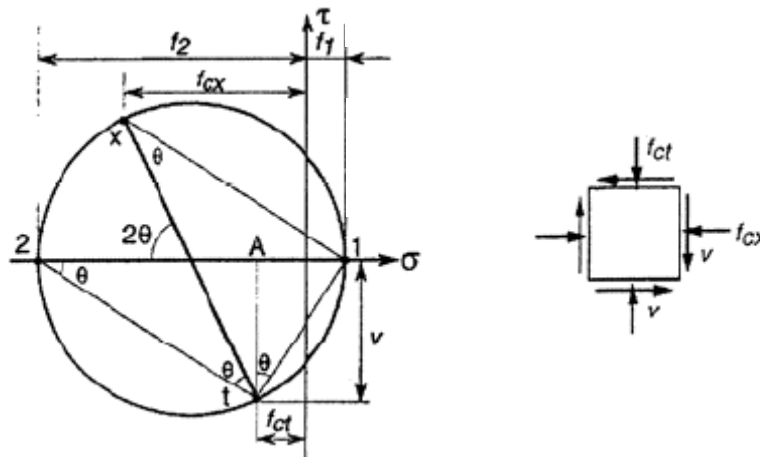


Fig. 1.6.4.3.-c. Círculo de Mohr de tensiones medias en el hormigón

El cortante es resistido por las tensiones diagonales de compresión f_2 , junto con las tensiones diagonales de tracción f_1 . Como se puede observar en la figura anterior, las tensiones diagonales de tracción tienen una distribución tal que en las fisuras valen cero, y alcanzan su valor máximo en la zona intermedia entre fisuras. Como sucedía con las deformaciones, las relaciones de equilibrio, existentes entre las diferentes fuerzas actuantes, se realizarán a partir de los valores de las tensiones medias.

- Relación tensión – deformación: la relación constitutiva, que relaciona las deformaciones y las tensiones en el hormigón, no puede deducirse a partir de las tradicionales relaciones obtenidas mediante ensayos de compresión uniaxiales. El hormigón fisurado, que se encuentra en una

pieza sometida a cortante no tendrá el mismo comportamiento tensión-deformación, que un hormigón sometido a un ensayo convencional de compresión uniaxial. La diferencia fundamental entre los dos hormigones anteriores, se encuentra en el hecho de que el hormigón, en un ensayo de compresión, se encuentra sujeto sólo a unas pequeñas tensiones de tracción, debidas al efecto Poisson, mientras que el hormigón situado entre las fisuras inclinadas, se encuentra bajo unas tensiones de tracción muy superiores a las anteriores. En este último caso, las compresiones diagonales f_2 deberán transmitirse, en algún caso, a través de fisuras previamente creadas. Son estos los dos motivos, por los cuales un hormigón situado en una malla fisurada diagonalmente es más débil, y “deformable”, que un hormigón bajo una carga uniaxial de compresión; y es por esta razón por la cual no pueden emplearse las relaciones constitutivas convencionales, debiendo recurrir a unas relaciones tensión-deformación específicas para este problema, obtenidas a partir de los ensayos realizados por Vecchio y Collins (1982).

De los resultados obtenidos de estos ensayos, se dedujo que la tensión principal de compresión en el hormigón, no dependía exclusivamente de la deformación principal de compresión, sino que también dependía de la deformación principal de tracción. A partir de los resultados obtenidos, se sugirieron las siguientes relaciones tensión-deformación:

$$\text{Tensión principal de compresión } f_2 = f_{2 \max} \cdot [2 \cdot (\epsilon_2 / \epsilon_c') - (\epsilon_2 / \epsilon_c')^2]$$

$$f_{2 \max} / f_c' = 1 / (0,8 + 170 \epsilon_1) \leq 1$$

$$\text{Tensión principal de tracción } f_1 = E_c \cdot \epsilon_1 \quad \text{si } \epsilon_1 \leq \epsilon_{cr}$$

$$f_1 = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot f_{cr} / [1 + (500 \epsilon_1)^{1/2}] \quad \text{si } \epsilon_1 > \epsilon_{cr}$$

f_{cr}, ϵ_{cr} resistencia y deformación del hormigón en el momento de la fisuración

α_1, α_2 factores que varían con el tipo de carga y el tipo de armadura

En estas relaciones, se aprecia cómo decrece la tensión de compresión máxima alcanzable, a medida que se aumenta la deformación de tracción en el hormigón. Igualmente, se observa como la tensión principal de tracción comienza a decrecer, a partir de la fisuración del elemento.

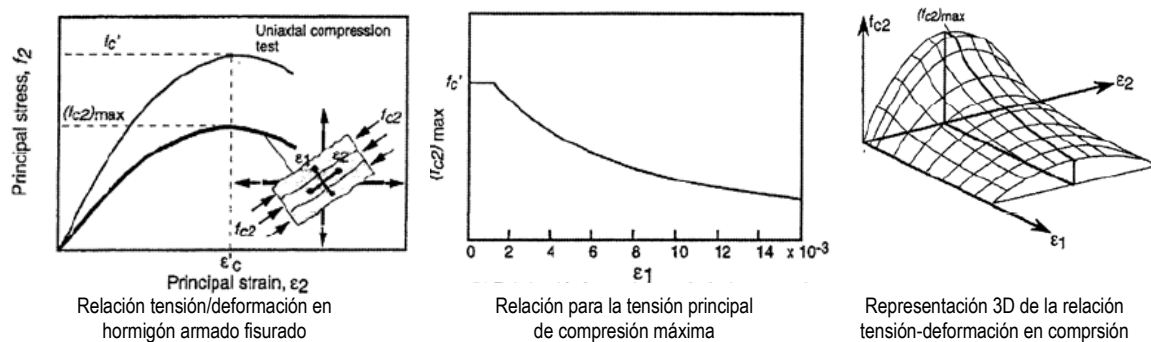


Fig. 1.6.4.3.- d. Relación tensión-deformación en compresión en el hormigón armado

Con estas hipótesis, el problema queda definido para poder ser abordado, si bien en el análisis descrito se han empleado tensiones y deformaciones medias para realizar el equilibrio y la compatibilidad. Sin embargo, en la realidad no se reproducen exactamente estas tensiones y deformaciones medias.

Las tensiones, que se generan en una fisura, serán diferentes a los valores medios calculados, y el agotamiento del elemento no se producirá a causa de las tensiones medias, sino que se deberá a las tensiones locales en las fisuras. Esto conduce a realizar otro equilibrio, a través de las fisuras, para estudiar los procesos que tienen lugar en la misma.

Las fórmulas de tensión y deformación describen el comportamiento con valores medios, y no aportan información sobre variaciones locales. En la fisura, las tensiones de tracción en la armadura serán mayores que la media, mientras que en la mitad de la fisura serán menores que la media. En el hormigón sucede lo contrario, sus tensiones de tracción serán nulas en la fisura, y mayores que la media en la mitad situada entre fisuras. Estas variaciones locales son fundamentales, ya que la capacidad última de un elemento, sometido a un estado de tensiones biaxial, puede estar determinada por la capacidad del acero, en el momento de transmitir tracción, a través de las fisuras. Por lo tanto, además de establecer las ecuaciones generales de equilibrio, expresadas en términos de tensiones medias, también se deberán establecer unas ecuaciones de equilibrio en las fisuras.

Para situaciones con valores reducidos de esfuerzo cortante, la tensión se transmite a través de la fisura, mediante incrementos locales de la tensión de la armadura transversal. Caso de alcanzarse la plastificación del acero, éste ya no podrá transmitir más carga, con lo que para poder transmitir más cortante se precisa una tensión local de corte (v_{ci}), en la superficie de la fisura. La capacidad de transmitir fuerza por parte de la fisura, depende del ancho de fisura que se tenga, y será tanto mayor como menor sea ese ancho de fisura. El valor máximo de v_{ci} , según la propuesta de Vecchio y Collins, es:

$$v_{ci} = \frac{0,18 \cdot \sqrt{f'_c}}{0,3 + \frac{24 \cdot w}{a + 16}}$$

- a tamaño máximo del árido, en mm
- w ancho de la fisura de valor $\varepsilon_1 \cdot s_{m\theta}$, en mm
- f'_c resistencia del hormigón, en MPa

Esta expresión parte de la campaña experimental de Walraven⁶¹, según se indica más adelante en el apartado 1.4.3.2.3.-

La estimación del ancho de fisura se obtiene a partir de la deformación de la armadura principal de tracción (ε_1) y la separación media entre fisuras diagonales ($s_{m\theta}$). Dicha separación está relacionada con la separación entre fisuras verticales y horizontales según la expresión:

$$s_{m,\theta} = \frac{1}{\frac{\text{sen } \theta}{s_{mx}} + \frac{\text{cos } \theta}{s_{mv}}}$$

$$s_{mx} = 2 \cdot (c_x + s_x/10) + 0,25 \cdot k_1 \cdot d_{bx} / \rho_x$$

$$s_{mv} = 2 \cdot (c_v + s_v/10) + 0,25 \cdot k_1 \cdot d_{bv} / \rho_v$$

d_b	diámetro de barra en mm
c	recubrimiento de la armadura
s	separación entre barras
ρ_v	$A_v/(b_w \cdot s)$
ρ_x	A_{sx} / A_c
k_1	0,4 para acero corrugado y 0,8 para barras lisas

Determinada la capacidad de transmitir el esfuerzo de corte en la fisura, se procede a realizar el equilibrio a través de las fisuras. El estado tensional definido por las tensiones medias en la fisura, y el estado tensional definido por las tensiones de corte entre fisuras, deben ser estáticamente equivalentes, y del equilibrio de sus fuerzas verticales se obtiene que:

$$A_v \cdot f_v \cdot \left(\frac{j_d}{s \cdot \tan \theta} \right) + f_1 \cdot \left(\frac{b_w \cdot j_d}{\sin \theta} \right) \cos \theta = A_v \cdot f_{vy} \cdot \left(\frac{j_d}{s \cdot \tan \theta} \right) + v_{ci} \cdot b_w \cdot j_d$$

$$f_1 \leq v_{ci} \cdot \tan \theta + \frac{A_v}{b_w \cdot s} (f_{vy} - f_v)$$

Del equilibrio horizontal de fuerzas se deduce otra limitación, pues el valor de la tensión de tracción en el hormigón deberá ser inferior al de la plastificación del acero en la armadura longitudinal en la fisura.

$$A_{sx} \cdot f_y \geq A_{sx} \cdot f_{sx} + f_1 \cdot b_w \cdot j_d + \left(f_1 - \frac{A_v}{b_{ws}} (f_{vy} - f_v) \right) \cdot b_w \cdot j_d \cot^2 \theta$$

Las ecuaciones de equilibrio y de compatibilidad, y las curvas de tensión-deformación comentadas, ofrecen una solución completa para la determinación de la resistencia a cortante, de un elemento sometido dicho esfuerzo.

El método del MCFT es una teoría que se aproxima con bastante fiabilidad a la realidad, si bien no lo hace exactamente, ya que parte de algunas hipótesis simplificadoras, como son el considerar las tensiones y las deformaciones principales paralelas. Existen otras teorías basadas en la MCFT, que suponen alguna mayor precisión, pero que son difíciles de trasladar al campo reglamentario.

1.6.4.4.- PROGRAMA DE CÁLCULO RESPONSE 2000

Se trata de un programa desarrollado en la Universidad de Toronto por Evan Bentz¹⁰², que ofrece unos resultados muy afines a lo observado en la experimentación, sin necesidad de recurrir a expresiones complejas. En el capítulo donde se analizan los resultados experimentales, se incluyen los valores teóricos previstos por el programa.

El Response-2000 es un programa de análisis seccional, que aborda el cálculo de la resistencia y ductilidad de una sección de hormigón armado, o pretensado, sometida a los esfuerzos de cortante, flexión y axil. Este programa permite obtener, tanto las cargas últimas de rotura, como la relación carga-deformación en cada estado de carga, basándose en la Teoría del Campo Modificado de Compresiones.

El programa parte de la consideración de que las que secciones planas antes de la deformación, se mantienen planas después de ésta; y asume también que no existe tensión transversal de confinamiento, a través del ancho de la pieza. Estas simplificaciones facilitan el análisis y se ajustan con precisión al comportamiento de la pieza, sobre todo en los casos de secciones que se encuentren en un punto suficientemente alejado de un apoyo, o de la zona de aplicación de carga.

1.6.4.5.- Esquema de formación de un campo plástico de tensiones

Durante los años 80, los trabajos de los Profesores P. Martí¹⁰³ y J. Schlaich¹⁰⁴ han tratado de compatibilizar y aunar el tratamiento dado a las regiones B y D.

En especial, los trabajos del Profesor Collins¹⁰⁵, basados en la experimentación sobre la capacidad del hormigón en elementos sometidos a tracción oblicua, han permitido el desarrollo de la teoría de los campos de compresiones, y la obtención de una formulación continua para elementos de hormigón armado fisurado sometido a tensiones normales y tangenciales planas.

Se define como región B aquellas zonas de la estructura en la que es válida la hipótesis de Bernoulli-Navier (las secciones planas normales a la directriz se mantienen planas tras la deformación), y regiones D aquellas en las que no es válida esta suposición (regiones de discontinuidad).

De acuerdo con lo comentado en los dos apartados anteriores, y a modo de resumen, se representa en la figura siguiente un dintel continuo de dos vanos sometido a una carga continua "p" y otra puntual "P", así como la distribución de la armadura transversal.

A partir de las limitaciones aplicables al ángulo de formación de la biela: $25^\circ \leq \theta \leq 63^\circ$, se determinan los abanicos de tensiones correspondientes a los apoyos, que correspondería a regiones D, y a los campos de tensiones de las zonas restantes, que serían las regiones B.

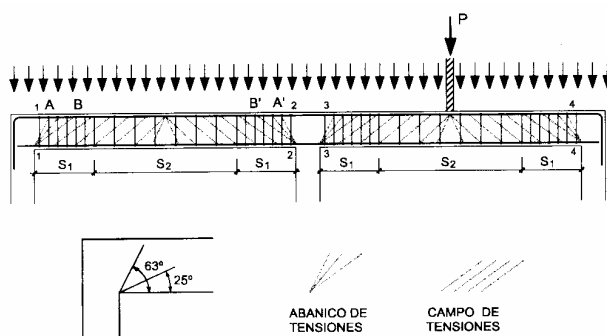


Fig. 1.6.4.5.-Formación de campos de tensiones (Collins)

Lo estribos junto a los apoyos 1, 2, 3 y 4, no trabajarían en la resistencia a corte, ya que para ellos $\theta > 63^\circ$. Los estribos próximos a los apoyos dan lugar a abanicos de tensiones y los restantes corresponden a campos de tensiones.

Un desarrollo más completo de los mecanismos de resistencia en regiones B y D, aunque enfocado desde el punto de vista de la obtención de esfuerzos para diseñar el armado en nudos, puede encontrarse en la Monografía de ACHE dedicada al método de las bielas y tirantes¹⁰⁶.

I.6.4.6.- Dimensionado mediante campo de tensiones

El método del campo de tensiones en el hormigón surgió como una generalización del método de bielas y tirantes en los casos de cargas distribuidas. El método ha sido desarrollado por Muttoni¹⁰⁷, Schwartz y Thürliman y fue presentado por primera vez en 1989. El método supone que las bielas de compresión que se difunden a través del hormigón en forma de abanico no mantienen su anchura constante, sino que se extienden en la geometría de la pieza. Para equilibrar este campo de tensiones que se genera en el hormigón, se sugiere un campo de tensiones verticales que son ejercidas por la armadura vertical de los cercos, tal y como muestra la figura I.6.4.6.-a.

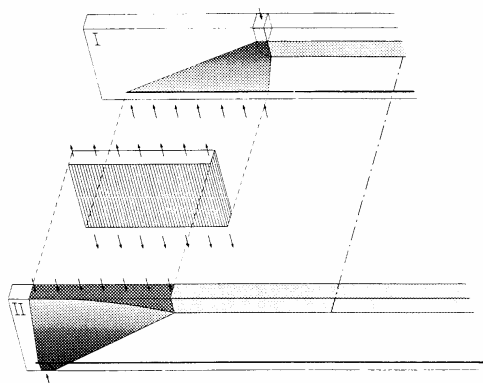


Fig. I.6.4.6.-a -Dimensionado mediante campos de tensiones y esquema de bielas y tirantes (A. Muttoni, J. Schwartz y B. Thürlimann)

Como puede verse las cargas puntuales (o repartidas) se difunden en forma de abanico por el alma de la pieza con las siguientes limitaciones:

- Limitación física: tales como final de un apoyo o de las dimensiones de la placa de carga.
- Limitación de difusión de las compresiones en el hormigón (aproximadamente 22° entre los límites del campo de tensiones).

Mientras que en el método de bielas y tirantes las compresiones se reproducen como un sólo elemento de anchura constante, y las tracciones mediante un tirante de anchura despreciable; con la aplicación de este procedimiento de cálculo se obtienen campos de compresiones y de tracciones que resultan equilibrados con las cargas y cuyas resultantes coinciden precisamente con las bielas de compresión y los tirantes.

En los casos en los que la condición limitativa resulta el ángulo máximo entre los límites del campo de compresión, aparecen entonces varias familias de campos de tracciones necesarias para el equilibrio y que representan la colaboración de la armadura transversal de la viga. La figura I.6.4.6.-b muestra un ejemplo de este tipo de combinación de mecanismos.

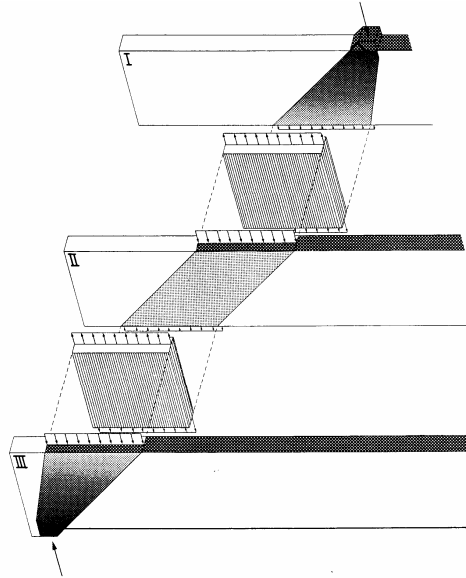


Fig. I.6.4.6.-b- Dimensionado mediante campos de tensiones y esquema de bielas y tirantes (A. Muttoni, J. Schwartz y B. Thürlimann)

Bastaría trazar la resultante de cada uno de los campos de tensiones obtenidos para conformar el modelo de bielas y tirantes equivalente (celosía de Ritter-Mörsch). El procedimiento de comprobación de vigas de hormigón mediante este método es muy similar al de bielas y tirantes (figuras I.6.4.6.-c).

A continuación se procede al trazado del esquema de los campos de compresiones sobre la pieza, en función de las cargas y reacciones, y cumpliendo las limitaciones de geometría y difusión antes comentadas.

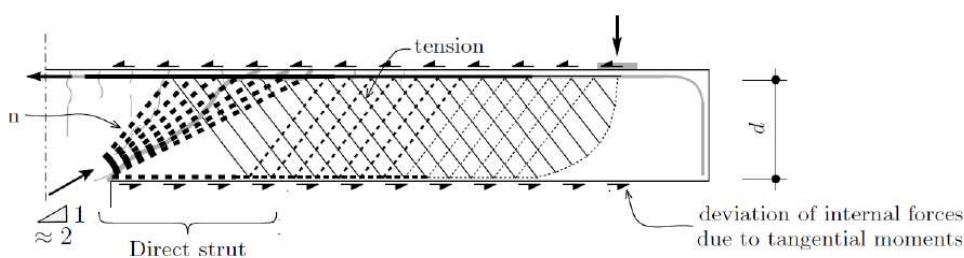


Figura I.6.4.6.-c- Esquema de campos de tensiones. (A. Muttoni, M. Hernández)

Por último, se procede a la obtención del esquema de los campos de tracciones verticales que garantizan el equilibrio de los campos de compresiones, y al cálculo de los valores de las tensiones en cada uno de estos campos (compresiones y tracciones), incluyendo la comprobación de los valores límite para el hormigón y el acero.

La teoría puede aplicarse tanto al efecto del rasante ala-alma (celosía sobre la cabeza de vigas T), como a la determinación de la armadura necesaria en el caso de torsión en vigas, o al diseño de nudos o regiones.

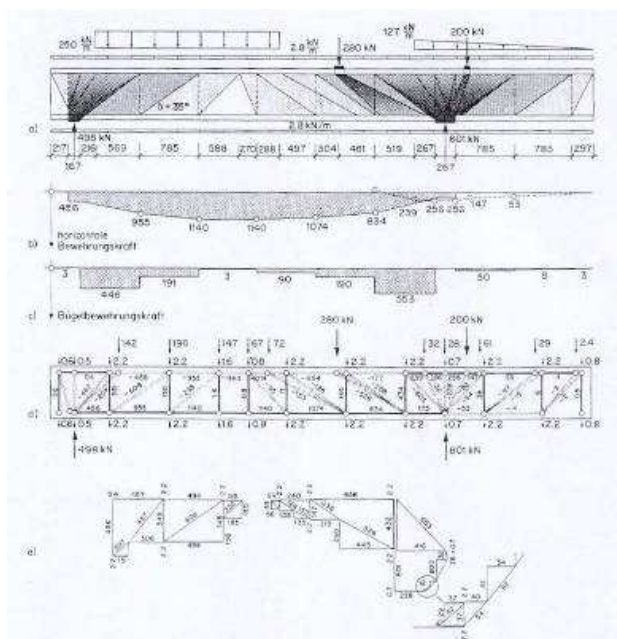


Fig. I.6.4.6.-d. Determinación de tensiones y comprobación de los campos. (A. Muttoni, J. Schwartz y B. Thürlimann)

Como resumen general, se puede decir que el método de los campos de tensiones es una generalización del método de bielas y tirantes en el que se obtienen los campos de compresión en el hormigón a partir de condiciones geométricas o de difusión de cargas, y los campos de tracción (generalmente uniformes) surgen como necesarios para garantizar el equilibrio de la pieza en su conjunto. Las resultantes de dichos campos son precisamente las bielas de compresión y los tirantes del método de bielas y tirantes.

I.6.4.7.- ANÁLISIS NO LINEAL MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

El avance de los modelos de mecánica de fractura y análisis no lineal de campos de tensiones y deformaciones, se ha visto mejorados gracias a las herramientas de análisis no lineal mediante elementos finitos (NLFEA).

Tal y como se presenta la evaluación de la resistencia a cortante en el MC2010, aparecen tres niveles de análisis o acercamiento al fenómeno, cada uno con mayor precisión. Se ha llegado a proponer un cuarto nivel, que supondría el más alto nivel de precisión, mediante el empleo de análisis no lineal mediante elementos finitos, que convergería con la demanda de mayor fiabilidad. En ese sentido los trabajos de B. Belletti¹⁰⁸ conducen a unos criterios para el análisis de elementos existentes, tanto armados como pretensados.

Recientemente, el propio Belletti¹⁰⁹ ha publicado los resultados correspondientes a la comparación entre ensayos, la predicción teórica del MC2010 en hormigones ligeros, normales y de alta resistencia, y los criterios del nivel IV de aproximación mediante análisis no lineal por elementos finitos, con resultados bastante ajustados entre previsión y comportamiento durante el ensayo.

I.6.5.- MODELO MECÁNICO PARA VIGAS DE HORMIGÓN

Recientemente se ha elaborado un modelo mecánico para el diseño y el análisis de vigas de hormigón armado en base a la iteración flexión – cortante, desarrollado por Marí et al¹¹⁰. El principio general parte de la resistencia de la sección a partir del bloque comprimido de hormigón para, a partir de las condiciones de equilibrio y una distribución de tensiones, plantear unas ecuaciones que permiten de forma sencilla el dimensionado y la comprobación de los elementos.

Se parte del modelo de Zararis et al, según el cuál existe una fisura crítica formada por dos ramas, la primera que se origina por flexión con una pendiente del orden de los 45° y progresa hasta la altura de la fibra neutra de la sección, y una segunda rama que continúa la anterior dentro del bloque comprimido con menor pendiente, hasta provocar el colapso por agotamiento de la cabeza comprimida.

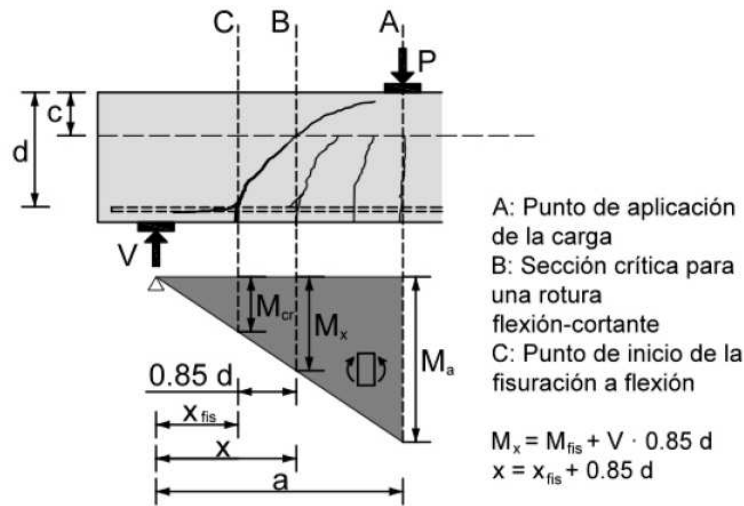


Figura I.6.5.-a. Situación de la fisura crítica (A. Marí)

Se estima que la primera rama de la fisura crítica corta al eje neutro a una distancia de $0,85 \cdot d$ desde el origen de la fisura por flexión en la fibra inferior. La obtención de este valor en el caso de las comprobaciones, donde se conoce la carga aplicada y la sección resistente es inmediata, mientras que para el caso de dimensionado, es necesario realizar distintas iteraciones en función de la carga aplicada.

El cortante resistido sería la suma de los mecanismos considerados:

$$V = V_c + V_w + V_l + V_s$$

- V_c cortante resistido por el hormigón
- V_w cortante resistido a lo largo de la fisura
- V_l cortante resistido por la armadura longitudinal
- V_s cortante resistido por la armadura transversal

Todos estos términos se adimensionalizan mediante el cociente $f_{ct} \cdot b \cdot d$, para a continuación determinar por separado cada una de las resistencias v_c, v_w, v_l, v_s

$$v_w = 167 \cdot \frac{f_{ct}}{E_c} \left(1 + \frac{2 \cdot E_c \cdot G_f}{f_{ct}^2 \cdot d} \right)$$

f_{ct}	resistencia a tracción del hormigón
E_c	módulo de elasticidad del hormigón
G	energía de fractura del hormigón
d	canto útil de la sección

$$v_i = 0,25 \cdot \xi - 0,05$$

ξ	x / d (profundidad del eje neutro en función del canto útil) = $\alpha_e \cdot \rho \cdot [-1 + (1 + 2 / (\alpha_e \cdot \rho))^{1/2}]$
ρ	cuantía de acero traccionado $A_s / (b \cdot d)$
α_e	relación entre módulos de hormigón y acero E_s / E_c

$$v_s = 0,85 \cdot \rho_w \frac{f_{yw}}{f_{ct}}$$

ρ_w	cuantía de acero transversal $A_{sw} / (b \cdot s)$
f_{yw}	límite elástico del acero transversal

$$v_c = \zeta \left[(0,88 + 0,70 \cdot v_s) \frac{x}{d} + 0,02 \right]$$

ζ	factor de escala $1,2 - 0,2 \cdot a \geq 0,65$
x	profundidad del eje neutro

Mediante el cálculo de estos términos, se obtendría el cortante resistido en cualquier tipo de sección de hormigón armado.

Este modelo se ha comparado con las bases de datos de ensayos experimentales a cortante disponibles, obteniendo predicciones muy próximas a los resultados de rotura, en concreto con 892 casos de vigas sin cercos, y otras 239 con armadura transversal. Los valores medios de los cocientes entre los ensayos y el cálculo teórico obtenido son de 1,04 y 1,02 respectivamente.

Los autores también han obtenido estos cocientes agrupándolos en función de los parámetros analizados: el canto útil, resistencia del hormigón, cuantía de acero traccionado y contribución del hormigón en la zona fisurada por flexión. Los valores medios de los cocientes entre ensayo y predicción así calculados se encuentran dentro del mismo orden de magnitud, por lo que se podría concluir que el modelo propuesto se ajusta con bastante precisión no sólo a los ensayos disponibles, sino también a cada uno de los parámetros que definen la resistencia a cortante.

I.7.- SOBRE LA SITUACIÓN ACTUAL

La apreciación general del fenómeno de la resistencia a cortante en secciones de hormigón armado es que sigue siendo un campo de las estructuras bastante amplio, donde no existe un tratamiento unificado de la evaluación del cortante, ni a nivel internacional, ni dentro de una normativa concreta. Esto es debido, tal y como se ha expuesto, a la gran complejidad, tanto del esfuerzo dentro del elemento con la interacción con la flexión, como a la diversidad de mecanismos que se movilizan y contribuyen a resistir el esfuerzo cortante en secciones sin armadura transversal.

Los intentos de concretar un modelo que refleje a la vez la importancia de la resistencia a través de la fisura inclinada, el tamaño máximo del árido, la cuantía de acero traccionado, la resistencia del hormigón, el efecto arco y el efecto del pretensado, tropiezan sistemáticamente con el problema de la amplia gama de secciones y disposiciones constructivas. Por ejemplo, un ajuste puede calibrarse para una viga de sección rectangular con pretensado y que las previsiones teóricas coincidan con la experimentación, pero probablemente dicho ajuste no sea adecuado para vigas de gran canto, o secciones reducidas en T con pretensado parcial.

A esta complejidad hay que añadir la amplia dispersión de resultados experimentales, y la dificultad de ensayar elementos distintos de los vanos biapoyados con cargas puntuales. En especial, el fenómeno de la interacción entre el cortante y la flexión negativa en el caso de elementos sin armadura transversal y pretensado inferior, cuenta con escasos estudios. Hay que indicar, además, que en la mayoría de ocasiones los ensayos simplificados, necesarios para calibrar los modelos, pueden separarse bastante de las configuraciones reales en este tipo de estructuras.

Los accidentes más importantes registrados, que han permitido conocer algunos aspectos concretos de la resistencia a cortante, han servido para ajustar los modelos, pero a su vez han podido dar lugar a una tendencia al exceso de seguridad en el diseño de la respuesta del hormigón ante este esfuerzo.

Por último, indicar que las tendencias actuales en el ámbito del cortante se orientan hacia la mecánica de fractura y el análisis de tensiones mediante planteamientos como la teoría del campo modificado de tensiones (MCFT), y su contraste a partir de las amplias bases de datos publicadas.

Dentro de esta situación, la resistencia a cortante en forjados pretensados, con escasa entidad desde el punto de vista de la investigación en el campo de las estructuras, no ha sido objeto de estudios específicos hasta hace muy poco. Posiblemente, esta sea la causa por la que la tendencia a reducir los valores resistentes afecta de manera importante a estos forjados, ya que se trata de un elemento cuya resistencia a cortante ha gozado de un amplio margen de seguridad y falta de accidentes, quedando al margen de los ajustes en la formulación general. De forma general, podría decirse que si bien los mecanismos de respuesta estudiados y las conclusiones obtenidas de los casos generales son extrapolables al caso particular de los forjados de vigueta pretensada, no es así la plasmación de estos fenómenos en expresiones generales para la evaluación de la capacidad a cortante.

-
- ¹ H.P.J. Taylor. Investigation of the forces carried across cracks in reinforced concrete beams in shear by interlock of aggregate. Cement and Concrete Association, Londres (1.970)
- ² W. Ritter, Die bauweise hennebique, Schweizerische Bauzeitung, Vol. 33, pp. 59-61 (1.899)
- ³ E. Mörsh, Concrete – Steel Construction McGraw Hill New Cork, (1.909)
- ⁴ A.N. Talbot, Test of reinforced concrete beams: resistance to web stresses Vol VI N° 12, University of Illinois Engineering Experiment Station, Illinois, p.86 (1.909)
- ⁵ O. Moretto “An investigation of the strength of welded stirrups in reinforced concrete beams” ACI Structural Journal, Vol 42, pages 141-164. (1.945)
- ⁶ A.P. Clark, Diagonal tension in reinforced concrete beams, ACI Journal 48 (2) pp. 145-156 (1.951)
- ⁷ P.M. Ferguson, N. Thompson, Journal of ACI, Vol. Agosto pg. 157-173 (1.956)
- ⁸ R.C. Elstner; E. Hognestad “Laboratory Investigation on Rigid Frame Failure”. ACI Structural Journal, Vol. 53 pp.637-668. (1.957)
- ⁹ G.N.J. Kani, The Riddle of Shear Failure and its solution, ACI Structural Journal 61 (4) 441 – 467 (1964).
- ¹⁰ R.C. Fenwick, T. Paulay, Mechanism of Shear Resistance of Concrete Beams, ASCE Structural Journal Proceedings 94 (ST10) 2325-2350 (1968).
- ¹¹ H.B.Kupfer, K.H.Gerstle “Behaviour of concrete unde biaxial stresses” Journal of Engineering Mechanism Division, Vol. 99. n° 4, pages 853-866. July/August (1.973)
- ¹² H.P.J. Taylor: - Further Test to determine Shear Stress in reinforced concrete Beams, Londres. Cement and Concrete Asociation, Londres (1.970).
 - Investigation of the dowel shear forces carried by tensile steel in reinforced concrete beams, Cement and Concrete Asociation, Londres (1.969)
 - Investigation of the forces carried across cracks in reinforced concrete beams in shear by interlock aggregate, Cement and Concrete Asociation, Londres (1.970)
 - Shear Strength of large beams, ASCE Structural Journal Proceedings (ST11) 2473-2490 (1972).
- ¹³ Leonhardt, F., Rostásy,F.S., Macgregor, J.G. y Patzak,M., Schubversuche an Balken und Platten bei gleichzeitigem Längszug”.Deutscher ausschuss für stahlbeton, Ernst & Sohn HEFT, 275, (1.977).
- ¹⁴ Y. Hamadi, P.Regan, Behaviour in shear ob beams with flexural cracks. Magazine of Concrete Research 32 67-77 (1980)
- ¹⁵ K.H. Reineck, Ultimate shear force of structural concrete members without transverse reinforcement derived from a mechanical model, ACI Structural Journal 88 (5) 592-602 (1991).
- ¹⁶ M.P. Collins, “Toward a rational theory for reinforced concrete members in shear”, ASCE Structural Journal 104 (4) 649-666 (1978).
- ¹⁷ A. Lubell, T. Sherwood, E. Bentz y M. Collins
 -“Safe shear design in large wide beams” Concrete International 26 (1) pp 66-78 (2.004)
 -“One-way shear strength of thick slabs and wide beams” ACI Structural Journal 103 (6) (2.006)
- ¹⁸ T. Shioya, M. Iguro, Y. Nojiri, Akiyama y T. Okada , “Shear strength of large reinforcement concrete beams fracture mechanics: application to concrete” SP.118 ACI, Detroit p309 (1.989).
- ¹⁹ T.C. Zsuty, “Shear strength prediction for separate categories of simple beams with no web reinforcement” ACI Structural Journal 68 (2) 138-143 (1971).
- ²⁰ CEB/FIP, Código Modelo 1990 para hormigón estructural. Bulletin d’Information N° 213/214 – (1.993).
- ²¹ Comité Europeo de Normalización – CEN, prEN1992-1 Eurocode 2: design of concrete structures – Part 1: general rules and rules for buildings (1992). Borradores y sucesivas versiones del texto (2.003).
- ²² Comisión Permanente del Hormigón. Instrucción de Hormigón Estructural EHE. Ministerio de Fomento, (1.999).

- 23 M.P.Collins, E.C.Bentz, E.G.Sherwood "Where is Shear Reinforcement Required? Review of Research Results and Design Procedures". ACI Structural Journal nº 105 pg. 590-600. September, (2.008)
- 24 E. Witchukreangkrai, H. Mutsuyoshi, M.Takagi, S. De Silva "Evaluation of shear crack width in partially prestressed concrete members". Technical Paper Volumen 28 –nº 2, 2006 y "Evaluation of shear crack width in I-Shaped prestressed reinforced concrete beams" Journal of advanced concrete technology. January 6 (3) 443-458 (2.008).
- 25 W. Al-Juboori "The Shear Behaviour of concrete beams strengthened with CFRP" Tesis doctoral, Universidad de Salford (2.011).
- 26 Al-Rousan R, Issa M, "Fatigue performance of reinforced concrete beams strengthened with CFRP sheets" Construction and Buildings Materials 25 - 3520-3529 (2.011).
- 27 F. Leonhardt "Shear and Torsion" FIP Congress. (1.970)
- 28 Comisión Permanente del Hormigón. Instrucción de Hormigón Estructural EHE-08. Ministerio de Fomento, (2.008).
- 29 CEB/FIP, Código Modelo 2010 para hormigón estructural. (FIB 2.012)
- 30 A. Mari; A. Cladera; J.Bairán; E.Oller; C. Ribas "Proposal for shear provisions based on a mechanical model" CEN/TC250/SC2/WG1/TG4 (2.014).
- 31 C. Ribas; A. Cladera "Resistencia a cortante en forjados unidireccionales. Influencia de la retracción y fluencia y propuesta experimental" IV Congreso de ACHE. Congreso Internacional de Estructuras; (2.008).
- 32 M.P. Collins, E.C. Bentz, E.G. Sherwood, L. Xie "An adequate theory for the shear strength of reinforced concrete structures" Morley Symposium on Concrete Plasticity and its Application. University of Cambridge. 23th July (2.007)
- 33 J. Calavera "Proyecto y cálculo de estructuras de hormigón" Tomos I y II INTEMAC Ediciones (2.008).
- 34 J.R. Robinson "Una tentativa de ordenación de los problemas del esfuerzo cortante en las vigas de hormigón armado y pretensado" L'Industria Italiana del Cemento, enero (1.963).
- 35 F. Leonhardt, R. Walther. "Versuche an schlaff bewehrten Rechteck und Plattenbalken mit Schubbewehrung". Universitaat Illinois (1.962).
- 36 D. Fernández-Ordoñez Hernández. Mecanismos de respuesta frente al esfuerzo cortante en vigas prefabricadas. Tesis Doctoral. Dirigida por: A. Aparicio, J. Calavera y F. del Pozo. U.P. Madrid – E.T.S.I.C.C.P (2.001).
- 37 M.A. Sozen, E.M. Zwoyer, C.P. Siess "Strength in shear of beams without Web reinforcement" University of Illinois – Eng. Exp. Statio, Bulletin nº 452 Abril (.1959).
- 38 G. Hernández "Strength of prestressed concrete beams with Web reinforcement" Illinois Univ. Thesis (1.958).
- 39 M.A. Sozen "Strength in shear of prestressed concrete beams without Web reinforcement" Illinois Univ. (1.957).
- 40 N. M. Hawkins, M. A. Sozen and C. P. Siess "Strength and behaviour of two-span continuous prestressed concrete beams" (1.969)
- 41 R. Sethunayanan, "Ultimate strength of pre-tensioned "I" beams in combined bending and shear" Magazine of Concrete Research – Vol. 12 Nº 5 July (1.960).
- 42 M.A. Sozen, E.M. Zwoyer, C.P. Siess "Strength in shear of beams without Web reinforcement" University of Illinois – Eng. Exp. Statio, Bulletin nº 452 Abril (1.959).
- 43 R.H. Evans y E.G. Schumacher "Shear strength of prestressed beams without web reinforcement" Journal of the ACI. proceedings vol. 60, nº 11 November (1.963).
- 44 P.D. Arthur "The Shear strength of pre-tensioned I-beams with unreinforced webs" Magazine of Concrete Research, volume 17, number 53 December.(1.965).
- 45 F. Leonhardt "Reducing the Shear reinforcement in reinforced concrete beams and slabs" Magazine of concrete research, volume 17, number 53 December (1.965).
- 46 J. Lahuerta "Enseñanzas del ensayo de un forjado" Revista Nacional de Arquitectura. – Nº 145 Enero (1.954).
- 47 Comisión Permanente del Hormigón. Instrucción para el proyecto y ejecución de forjados unidireccionales de hormigón armado o pretensado EFHE. Ministerio de Fomento, (2.003).

- 48 VP-61. Criterios para la fabricación de viguetas pretensadas del Sello de Conformidad CIETAN. Instituto de ciencias de la construcción Eduardo Torroja. (1.961).
- 49 Estudio del comportamiento frente a esfuerzo cortante en forjados unidireccionales de viguetas pretensadas” Proyecto de investigación científica y desarrollo e innovación tecnológica en el marco de las acciones estratégicas del área sectorial de construcción civil y conservación del patrimonio histórico cultural del Plan Nacional de Investigación Científica, Desarrollo e Innovación Tecnológica 2000-2003. Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja. Consejo Superior de Investigaciones Científicas. IETcc-CSIC. (2.003-2.006).
- 50 D. Fernández Montes; E. González Valle “Influencia de las sollicitaciones axiales de tracción en la resistencia a cortante de las viguetas de forjado sin armadura transversal”. Cuadernos INTEMAC Nº 84 (2.011).
- 51 C. Ribas “Resistencia a cortante de forjados de vigueta pretensada y bovedilla”. Universidad de Baleares (2.013).
- 52 A. Cladera, “Shear design of reinforced high-strength concrete beams” Tesis Doctoral. Dirigida por A. Marí. U.P.Cataluña – E.T.S.I.C.C.P Barcelona (2.002).
- 53 B. González Fonteboa, F. Martínez, D. Carro, J.Erias “Cortante-fricción de los hormigones reciclados” Materiales de la Construcción. Vol. 60, 299, 53-67. (2.010).
- 54 ASCE-ACI Commite 445, Recent Approches to Shear Design of Structural Concrete, 124 (12) 1375-1417 (1.998).
- 55 J.C.Walraven “Fundamental analysis of aggregate interlock” ASCE Structural Journal 108 (11) 2245-2270 (1.981).
- 56 H.Kupfer, R. Mang, M. Karavesyrouglou “Failure of the shear-zone of R. C. and P. C. girders. An analysis with consideration of interlocking of cracks” Bauingenier 58 - 143-149 (1.983).
- 57 J. Walraven, B. Belletti, R. Esposito “Shear Capacity of Normal, Lightweight and High-Strength Concrete beams according to Model Code 2010. I: experimental results versus Analytical Model results” Journal of Structural Engineering. Nº 139. 1593-1599. September (2.013).
- 58 Model Code 2010 Final Draft. Fib 2012. Bulletins d’Informations 65-66.Lusanne. Suiza (2.012).
- 59 W.J. Krefeld, C.E. Thurston “Contribution of longitudinal steel to shear resistance of reinforced concrete beams” ACI Structural Journal 63 (3) 325-344 (1.964).
- 60 T. Baumann, H. Rüsck, “Versuche zum Studium der Verdübelungswirkung der Biegezugbewehrung em es Stahbetonbalkens” DafStb H210 Wilhelm und Sohn, Berlin (1.970).
- 61 H.P.J. Taylor “-The fundamental behaviour or reinforced concrete beams in bending and shear” in: ACI (Ed.), Vol. SP42 - 43-77. Detroit (1.974).
- 62 T.P. Tassios, E.N. Vintzeleou “Concrete to concrete friction” Journal of Structural Engineering, ASCE 113 (4) 832-849 (1.986).
- 63 P.S. Chana “Investigation of the mechanism of shear failure of reinforced concrete beam” Magazine of Concrete Research (39) 196-204 (1.987).
- 64 K.H. Reineck, D.A. Kuchma, K.S. Kim, S. Marx, “Shear Database for Reinforced Concrete Members without Shear Reinforcement” y Apendix B, ACI Structural Journal 100 (2) 240-249 (2.003).
- 65 B. Marín-Pérez, S.J. Pantazopoulou “Effect of bond, aggregate interlock and dowel action on the shear strength degradation of reinforced concrete” Engineering Structures 23. 214-227 (2.001).
- 66 A. Marí, J.M. Bairán, A. Cladera “Sobre la necesidad de un tratamiento sostenible y transparente del esfuerzo cortante en normativas basadas en prestaciones, una propuesta esperanzadora” VI Congreso de ACHE. Investigación y desarrollo. Junio (2.014).
- 67 A. Marí, J.M. Bairán, C. Ribas, A. Cladera, E. Oller “Un modelo unificado de resistencia a flexión y cortante de vigas esbeltas de hormigón armado con y sin armadura transversal” VI Congreso de ACHE. Investigación y desarrollo. Junio (2.014).
- 68 J. Ruiz Carmona “Study of cracking processes in reinforced concrete elements” Tesis Doctoral. E.T.S.I.C.C.P. de la Universidad de Castilla la Mancha UCLM. (2.006).
- 69 W. Lucas. “The discrete rotation shear behaviour of RC beams” Tesis doctoral. Universidad de Adelaida (2.010).
- 70 W. Lucas, D.J. Oehlers, Mohamed Ali “Formulation of a shear resistance mechanism for inclined cracks in concrete beams” Journal of structural engineering Nº 137 pg 1480-1488. (2.011)

- ⁷¹ Zararis, P.D.; Papadakis, G.C. "Diagonal shear failure and size effect in RC beams without web reinforcement" *Journal Structural engineering*, 127 (7) pp 733-742 (2.001).
- ⁷² Witchukreangkrai, E. Mutsuyoshi, H., Mareki, K. "Control of diagonal cracking in partially prestressed concrete beams" *Proceedings of JCI*, nº 2- Vol. 26 pp 727-732. (2.004).
- ⁷³ J.M. Bairan, N.Duarte, U.Celada, D. Santos, A.R. Marí "Control de la fisuración a cortante y flexión mediante pretensado parcial". VI Congreso de ACHE. Investigación y desarrollo. Junio (2.014).
- ⁷⁴ Zararis, IP.; Karaveziroglou, MK.; Zararis, PD. "Shear strength of reinforced concrete T-beams" *ACI Structural Journal*. Vol. 103 pp 693-700 (2.006).
- ⁷⁵ C. Ribas; A. Cladera. "Experimental study on shear strength of beam-and-block floors". *Engineering Structures* 57 pp. 428-442 (2.013).
- ⁷⁶ Model Code 1970. *Fib* (1.970)
- ⁷⁷ ACI Manual of Concrete Practice. Part ACI-318-95 American Concrete Institute (2.008)
- ⁷⁸ T. Shioya, M. Iguro, Y. Nojiri, Akiyama y T. Okada , "Shear strength of large reinforcement concrete beams fracture mechanics: application to concrete" SP.118 ACI, p309 Detroit (1.989).
- ⁷⁹ M.P. Collins, D. Kuchma, "How safe are our large lightly reinforced concrete beams, slabs and footings?" *ACI Structural Journal* 96 (4) 482-490 (1.999).
- ⁸⁰ Zdenek P. Bazant, Quiang Yu "Designing against size effect on shear strength of reinforced concrete beams without stirrups" *J. Structural Engineering* 131 pp 1877-1885 (2.005).
- ⁸¹ Quiang Yu, Zdenek P. Bazant "Can stirrups suppress size effect on shear strength of RC beams" *J. Structural Engineering* 137 pp 607-617 (2.011).
- ⁸² Den Ujil JA. Background of the CEB-FIP MC90. Clausses on anchorage and transverse tensile actions in the anchorage zone of prestressed concrete members. 28 CEB Plenary Sessions; pp 71-94; Wien. September (1.991).
- ⁸³ Tork BS, Galvez JC, PLanas J, Elices M. "Fisuración longitudinal de elementos pretensados durante la transferencia de la fuerza de pretensado I. Parte experimental. Hormigón y Acero. 2º trimestre: pp 61-71 (1.992).
- ⁸⁴ Vazquez C. "Estudio comparativo de las propiedades de adherencia de cordones de pretensado en elementos prefabricados de hormigones de altas prestaciones iniciales". Tesis Universidad de la Coruña- Diciembre (2.000).
- ⁸⁵ J. Rueda C., E.G. Valle "Modelos de transferencia del pretensado: análisis comparativo" *Hormigón y Acero* nº 272 volumen 65, pp 97-111. abril – junio (2.014).
- ⁸⁶ R.D.d. Cossio, C.P. Siess, *Behaviour and Strength in Shear of Beams and Frames Without Web Reinforcement*, *Journal of American Concrete Institute*, pp. 695-735 Febrero (1.960).
- ⁸⁷ Y.Aoyagi, T.Endo, "Ultimate shear capacity of continuous RC beams subjected to distributed loading", *Proceedings, Fourth East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering and Construction*, Seoul, pp. 727-732. (1.993).
- ⁸⁸ Padilla, P. "Influencia de la distribución de la carga en la capacidad resistente a cortante en elementos sin armadura transversal. Estudio teórico y experimental" PhD Tesis. Universidad Politécnica de Madrid. (2.008).
- ⁸⁹ P. Caldentey, A; Padilla L., P.; Corres P, H. "Análisis de piezas sometidas a cortante con bajas cuantías de armadura longitudinal. Estudio teórico de elementos estructurales con estas características y definición de un programa experimental de investigación". *Hormigón y Acero*. 3er trimestre, pp 103-118 (2.004).
- ⁹⁰ A.P. Caldentey, H.Corres P. "EN 1992. Problemas en su aplicación y posibilidades de mejora". *Hormigón y Acero* nº 272. volumen 65. pp 113-122 (2.014).
- ⁹¹ P. Caldentey, A.; Padilla L., P.; Muttoni, A.; Fernandez Ruiz, M. "Effect of load distribution and variable depth on shear resistance os slender beams without stirrups". *ACI Structural Journal* nº 109. pp 594-604 (2.012).
- ⁹² N. Zhang, Kang-Hai Tan, Chee-Lai Leong "Single-span deep beams subjected to unsymmetrical loads" *J. Struct. Eng.*, 135(3), 239–252. (2.009).
- ⁹³ P. Adebar, *Testing structural concrete beams elements*, RILEM: *Material and Structural* 27 (172) 445-451 (1.994).
- ⁹⁴ M.P. Collins, D. Mitchell, *Prestressed Concrete Structures*, Englewood Cliffs, New Jersey (1.991).

- ⁹⁵ H.K. Ammash "New shear strength model of simply supported reinforced concrete deep beams" Kufa Journal of Engineering, Vol.3, No.1, (2.011).
- ⁹⁶ D. C. Fernández Montes "Influencia de las solicitaciones axiales de tracción en la resistencia a cortante de las viguetas de forjado sin armadura transversal". Tesis Doctoral. Universidad Politécnica de Madrid (2.011).
- ⁹⁷ R. Walther "Resistencia a cortante de vigas de hormigón pretensado" 3^{er} Congreso F.I.P. Berlín (1.958)
- ⁹⁸ H.Kupfer, "Erweiterung der Mörsh echen Fachwerkanalogie mit Hilfe des Prinzips von minimum der Formänderungsarbeit (Generalization of Mörsh's truss analogy using the principle of minimum strain energy)" Bulletin (Ed.) N° 40, Comité Euro-International du Béton (CEB), pp 44-57 París (1.964).
- ⁹⁹ A. Muttoni, J. Schwartz, B. Thürlimann. "Bemessung von Betontragwerken mit Spannungsfeldern (dimensionado de elementos de hormigón mediante campos de tensiones)" Zurich (1.989).
- ¹⁰⁰ M. Collins, D. Mitchell, F. Vecchio, "A rational approach to shear design" – The 1984 Canadian Code Provisions, ACI Structural Journal, 83 (6) 925-933 (1986).
- ¹⁰¹ F.J. Vecchio, M.P. Collins, "The Modified Compression Field Theory for Reinforced Concrete Elements subjected to shear" ACI Structural Journal 83 (2) 219-231 (1986).
- ¹⁰² Evan C. Bentz. Response 2000. Reinforced Concrete Sectional Analysis using the Modified Compression Field Theory. Universidad de Toronto. Copyright 2000 Evan C. Bentz and Michael P. Collins. (2.000)
- ¹⁰³ P. Martí "Zur Plastischen Berenchnung von Stahlbeton (On plastic analisys of reinforced concrete)" 104, Institute os Structural Engineering E.T.H. Zurich, (1.980).
- ¹⁰⁴ J. Schlaich, I Schäfer, M. Jennewein "Towards a consistent design of Structural Concrete" Journal Prestressed Concrete Institute 32 (3) 74-150 (1.987).
- ¹⁰⁵ M.P. Collins "Procedures for calculating the shear response of rc elements: a discussion" Journal of Structural Engineering. vol 124 – n12 December (1.998)
- ¹⁰⁶ Asociación Científico Tecnológica del Hormigón Estructural ACHE. Monografías – M6 – "Método de Bielas y Tirantes" Comisión 1 Grupo de Trabajo 1/3 Enero (2.003).
- ¹⁰⁷ A. Muttoni, "Applicability of the theory of plasticity for dimensioning reinforced concrete" E.T.H. Zurich (1.990).
- ¹⁰⁸ B. Belletti, C. Damoni, M. Hendriks "Development of guidelines for nonlinear finite elements analyses of existing reinforced and pre-stressed beams" Eur. J. Environ. Civil Engineering Journal 15 (9) pages 1361-1384. (2.011).
- ¹⁰⁹ B. Belletti, R. Esposito, J. Walraven "Shear capacity of normal, lightweight and high-strength concrete beams according to Model Code 2010 II: experimental results versus nonlinear finite element program results" Journal os Structural Engineering 139 (9) 1660-1607.(2.013).
- ¹¹⁰ A. Marí, J. Bairán, A. Cladera, E. Oller, C. Ribas "Shear-flexural strength mechanical model for the design and assessment of reinforced concrete beams" Structure and Infrastructure Engineering (2.014).

CAPITULO II

Análisis de la Normativa

CAPÍTULO II

II.1.- FORMULACIÓN DE CORTANTE EN LA NORMATIVA NACIONAL.....	123
II.1.1.- INSTRUCCIÓN ESPAÑOLA DE HORMIGÓN	123
II.1.2.- INSTRUCCIÓN ESPAÑOLA PARA FORJADOS UNIDIRECCIONALES DE HORMIGÓN	140
II.2.- FORMULACIÓN DE CORTANTE EN LA NORMATIVA EUROPEA	143
II.2.1.- CÓDIGO MODELO	143
II.2.2.- EUROCÓDIGO - 2	153
II.2.3.- NORMA ARMONIZADA DE PRODUCTO (MARCADO CE).....	158
II.3.- OTRAS NORMATIVAS DE REFERENCIA.....	159
II.3.1.- CÓDIGO AMERICANO ACI (318R)	159
II.3.2.- CÓDIGO CANADIENSE CSA-2004	160
II.3.3.- NORMATIVA FRANCESA (BAEL - CPT PLANCHERS TITRE I)	161
II.3.4.- NORMATIVA ALEMANA (DIN 1045)	162
II.4.- SITUACIÓN ACTUAL	163
II.4.1.- TENDENCIA EN LA NORMATIVA.....	163
II.4.2.- FORMULACIÓN DISPONIBLE PARA LAS COMPROBACIONES DE CORTANTE.....	164

BIBLIOGRAFÍA CONSULTADA

II.1.- FORMULACIÓN DE CORTANTE EN LA NORMATIVA NACIONAL

II.1.1.- INSTRUCCIÓN ESPAÑOLA DE HORMIGÓN

II.1.1.1.- Primeros textos normativos (1939 a 1968)

El primer texto relativo al hormigón de carácter normativo aparece en 1939 como “Instrucción para el Proyecto y Ejecución de obras de Hormigón Armado”¹, publicado en 1939 por el Ministerio de Obras Públicas. El texto original sufriría algunas modificaciones en las versiones de 1944² y 1949³, aunque la formulación empleada para evaluar la resistencia a cortante seguiría siendo la misma que se recoge en el texto de 1959⁴, realizado en el Instituto Eduardo Torroja, que aparece también publicado en la Revista de Obras Públicas⁵, y revisado en la versión de hormigón armado HA-61⁶. No sería hasta 1968 cuando apareciera la primera versión de la Instrucción de hormigón, tal como la conocemos ahora: EH-68⁷.

Se establecía, para los estudios relativos a esfuerzo cortante una resistencia cortante virtual minorada de valor:

$$R'' = \frac{1}{2} \sqrt{R} \quad (\text{con } R'' \text{ y } R \text{ expresadas en kg/cm}^2)$$

Valor que corresponde al conocido

$$R'' = f_{cv} = 0,5 \sqrt{f_{ck}} \quad \text{del ACI americano.} \quad [01]$$

Se admitía una resistencia a esfuerzo cortante de la sección como suma de la contribución del hormigón y las armaduras transversales, de manera que:

$$T_r = T_b + T_a \quad (T_b \text{ debida al hormigón y } T_a \text{ a las armaduras})$$

$$T_b = K_1 \cdot R'' \cdot b \cdot h \quad \text{correspondería al hormigón y a las piezas sin armadura de corte}$$

b ancho de la sección (en cm)

h canto útil (en cm)

K₁ de valor 1 cuando no existe esfuerzo axial

También se incluían disposiciones relativas al anclaje de las armaduras de tracción, debiéndose cumplir la relación siguiente por temas de adherencia:

$$n\phi \geq k \cdot \frac{b}{5(1 + \frac{T_b}{T})}$$

T esfuerzo cortante pésimo que actúa en la sección

K coeficiente de valor 1 para barras lisas. Para barras de alta adherencia se fijará su valor mediante ensayos de homologación en Centros Oficiales.

Como puede observarse, la evaluación de la resistencia a cortante se realizaba en términos de tensión, empleando la formulación tradicional ($\tau = 0,5 \cdot (f_{ck})^{1/2}$ del ACI [01]). No se incluían términos de pretensado ni la ejecución de elementos lineales sin armadura transversal.

II.1.1.2.- Instrucciones de Hormigón Armado (1968 a 1991)

A partir del texto HA-61 se realiza la primera versión de la Instrucción Española de Hormigón EH-68. La expresión para la resistencia a cortante es la misma que se comentó en el apartado anterior, salvo algunos aspectos relativos a notación o especificaciones.

Este mismo valor de la tensión tangencial máxima admisible se mantendrá en las sucesivas versiones de la Instrucción (EH-68 → EH-73 → EH-82 → EH-88 → EH-91) aunque incorporando aspectos como la duplicación de comprobaciones por biela comprimida y tracción oblicua en el alma, la ampliación del valor máximo admisible para forjados de viguetas y placas,.....etc.

II.1.1.2.1.- INSTRUCCIÓN EH-68

La comprobación a realizar se establecía según:

$$T^* \leq T^*_a + T^*_b$$

No siendo necesaria la colocación de armaduras transversales en el caso de losas de sección llenas con $d \leq 25$ cm cuando se cumpla que $T^* \leq T^*_b$

Ni para losas de hormigón y nervios de forjados en los casos en que $T^* \leq 2 \cdot T^*_b$

En ambos casos la armadura longitudinal debe ser capaz de absorber en la correspondiente sección un momento flector igual a $M^* + T^* \cdot h$

La contribución del hormigón, sigue determinándose según:

$$T^*_b = \sigma^*_{bt} \cdot b_0 \cdot h \quad \text{con} \quad \sigma^*_{bt} = 0,5 \cdot (\sigma^*_b)^{1/2}$$

Aparece también la especificación relativa al valor de b_0 que en los casos de espesor de alma variable tomará el valor:

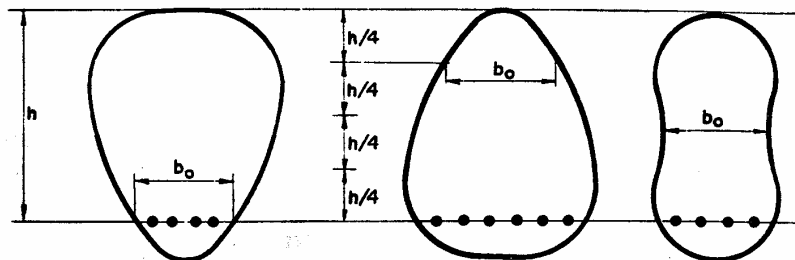


Fig. II.1.1.2.1.-Definición del espesor mínimo del alma "b₀"

II.1.1.2.2.- INSTRUCCIÓN EH-73⁸

Se deberá satisfacer la condición:

$$V_d \leq V_u = V_{cu} + V_{su}$$

Y como en el caso anterior:

$$V_{cu} = f_{cv} \cdot b_w \cdot d \quad \text{con} \quad f_{cv} = 0,5 \cdot (f_{cd})^{1/2} \quad (f_{cd} \text{ en Kp/cm}^2) \quad [02]$$

Permitiéndose que no haya armadura transversal en forjados de viguetas si se cumple la condición:

$$V_d \leq V_{cu} = 2 \cdot f_{cv} \cdot b_w \cdot d \quad [03]$$

Aplicable también a elementos de tipo superficial y zonas que trabajen a flexión en dos direcciones (apoyos puntuales de placas, zapatas aisladas,....) con armadura longitudinal que absorba $M_d + V_d \cdot d$.

II.1.1.2.3.- INSTRUCCIÓN EH-82⁹

En las consideraciones generales, aparece por primera vez la regla de cosido, que se mantendrá hasta la última versión de 1991 y que pasará a incluirse también en la resistencia a esfuerzo rasante.

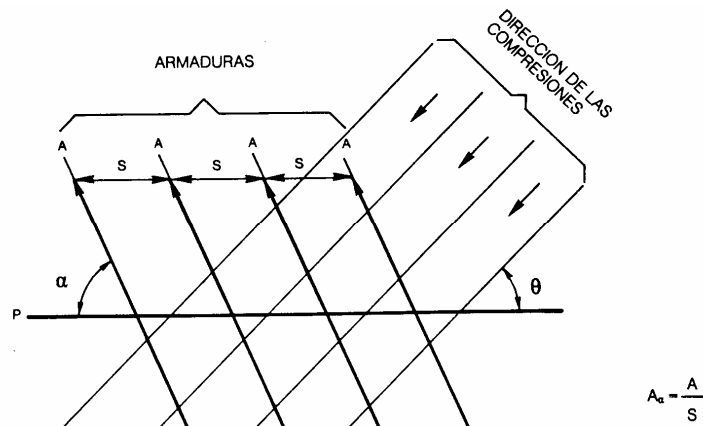


Fig. II.1.1.2.3.- Regla de cosido

$$A_c = \frac{A}{S}$$

Toda sección de un elemento, según un plano "P" cualquiera, sobre el que las acciones exteriores originan tensiones tangenciales debe ser atravesada por armaduras transversales (de cosido), convenientemente ancladas a ambos lados del plano "P" y calculadas según:

$$\sum A_{\alpha} \cdot f_{y\alpha,d} \cdot \sin \alpha \cdot (\cot \alpha + \cot \theta) \geq \tau_d \cdot b$$

Para los elementos lineales, siguen siendo de aplicación los mismos requisitos de la versión anterior, aunque se introduce el concepto de esfuerzo cortante reducido:

$$V_{rd} = V_d + V_{cd}$$

Siendo V_d el valor de cálculo del esfuerzo a cortante y V_{cd} el valor de cálculo de la componente paralela a la sección, de la resultante de tensiones normales, tanto de compresión como de tracción, sobre las fibras longitudinales de hormigón en piezas de sección variable.

Y se establecen dos comprobaciones a realizar:

$$V_{rd} \leq V_{u1} \text{ (agotamiento por compresión oblicua)} \text{ y } V_{rd} \leq V_{u2} \text{ (agotamiento por tracción del alma)}$$

$$V_{u1} = 0,30 f_{cd} \cdot b \cdot d \quad \text{para armadura transversal a } 90^\circ$$

$$V_{u2} = V_{su} + V_{cu} \quad \text{con} \quad V_{cu} = f_{cv} \cdot b_w \cdot d \quad \text{y} \quad f_{cv} = 0,5 (f_{cd})^{1/2} \quad \text{(en Kp/cm}^2\text{)}$$

La comprobación de V_{u2} se efectúa a una sección situada a distancia "d" del borde del apoyo. La comprobación V_{u1} no es preciso realizarla en casos de piezas sin armadura transversal.

Además, para placas y losas sin armadura transversal, el valor de V_{u2} es:

$$V_{u2} = 0,50 \cdot V_{cu} \cdot \xi \cdot (1 + 50 \cdot \rho_l)$$

$$\text{Con } \xi = 1,6 - d \geq 1 \text{ (efecto del canto, en m)} \quad \text{y} \quad \rho_l = \frac{A_s}{b \cdot d} \leq 0,02 \text{ (cuantía de armadura)}$$

II.1.1.2.4.- INSTRUCCIÓN EH-88 Y EH-91

Con la versión de 1988¹⁰ se publicó también la primera versión de la Instrucción de forjados EF-88, por lo que en el texto de la EH-88 ya no se hace referencia a forjados unidireccionales.

Tanto en la EH-88 como en la EH-91¹¹ los artículos relativos a resistencia a cortante, incluyen las mismas exigencias que en la versión de 1982, tanto la regla de cosido como las comprobaciones de compresión oblicua y tracción en el alma, incluso con la misma nomenclatura.

II.1.1.3.- Instrucción EHE de 1998

Tras la revisión de la EH-91 se publicó la EHE en el año 1998¹². En esta versión, Instrucción Española del Hormigón Estructural, se unieron los textos correspondientes a las anteriores instrucciones de hormigón armado (EH-) y las de pretensado (EP-) permitiendo lograr un tratamiento unificado al hormigón, ya sea armado, pretensado o postesado, en la línea de los textos normativos de Europa, a partir de los establecido en el Código Modelo de 1990.

Con esta versión, se pasó del tradicional cálculo de tensiones en servicio al cálculo en agotamiento y la teoría de los Estados Límites (en Servicio y Agotamiento), y se produce una bajada drástica del valor máximo admisible de resistencia a cortante en elementos lineales, como ya se ha puesto de manifiesto en el Capítulo anterior.

Se define el cortante efectivo como: $V_{rd} = V_d + V_{pd} + V_{cd}$ suma del cortante producido por las acciones exteriores (V_d), el de la componente de la fuerza de pretensado paralela a la sección (V_{pd}) y el de la componente paralela a la sección de la resultante de tensiones normales, tanto de compresión como de tracción, sobre las fibras longitudinales de hormigón, en piezas de sección variable (V_{cd}).

Se establecen las dos comprobaciones ya comentadas anteriormente a realizar:

$$V_{rd} \leq V_{u1} \text{ (agotamiento por compresión oblicua)} \quad \text{y} \quad V_{rd} \leq V_{u2} \text{ (agotamiento por tracción del alma)}$$

$$V_{u1} = 0,30 f_{cd} \cdot b \cdot d \quad \text{para armadura transversal a } 90^\circ \text{ como aparecía desde la EH-82}$$

$$V_{u2} = V_{su} + V_{cu} \quad \text{con} \quad V_{cu} = [0,10 \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} - 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d$$

Valores supuestos para armadura transversal a 90° .

Se introduce una expresión nueva para la contribución del hormigón a la resistencia a cortante, que depende del canto de la pieza (ξ), la cuantía de la armadura longitudinal traccionada (ρ_l), la calidad del hormigón (f_{ck}) y la existencia o no de tensión de pretensado (σ'_{cd}), negativa en casos de compresiones (de efecto beneficioso para la resistencia a cortante) y positiva en caso de tracciones (perjudicial para la resistencia a cortante).

En el caso de piezas sin armadura transversal, en que $V_{u2} = V_{cu}$, se adopta la expresión:

$$V_{u2} = [0,12 \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} - 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad [04]$$

$$\xi = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}}, \quad \text{con "d" en mm}$$

$$\rho_l = \frac{A_s + A_p \cdot \frac{f_{yp}}{f_{yd}}}{b \cdot d} \leq 0,02$$

cuantía geométrica de la armadura longitudinal traccionada, pasiva y activa adherente anclada a una distancia igual o mayor que "d" a partir de la sección de estudio. A_p aparece mayorada por el cociente f_{yp} / f_{yd}

$$\sigma'_{cd} = N_d / A_c$$

tensión axil efectiva en la sección. Con N_d esfuerzo axil de cálculo incluyendo el pretensado y A_c el área total de la sección de hormigón.

Por analogía con las expresiones anteriores, concretamente [E02], puede agruparse el término primero como f_{cv} , y la expresión resulta:

$$V_{u2} = [f_{cv} - 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad \text{con} \quad f_{cv} = 0,12 \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} < 0,5 \cdot (f_{ck})^{1/2}$$

Puede compararse las resistencias previstas para un caso sencillo. Por ejemplo para un hormigón de f_{ck} 40 MPa (habitual en prefabricación), un canto útil de 200 mm y una cuantía de 0,02 (máxima permitida en la formulación), se tiene:

- Aplicando EHE: $f_{cv} = 0,12 \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} = 0,12 \cdot [1 + (200/200)^{1/2}] \cdot (100 \cdot 0,02 \cdot 40)^{1/3} = 1,04 \text{ MPa}$
- Aplicando EH: $f_{cv} = 0,5 \cdot (f_{ck})^{1/2} = 0,5 \cdot (400)^{1/2} = 10,00 \text{ kp/cm}^2 = 1,00 \text{ MPa}$

Como se puede observar, para valores altos de cuantía de armadura traccionada, se obtienen valores similares con ambas expresiones. Hay que recordar que el término 0,12 ya lleva implícito el coeficiente parcial $\gamma = 1,50$, que para el caso de la EH- implicaría reducir la tensión tangencial obtenida.

Sin embargo, para un hormigón de f_{ck} 40 MPa, canto útil de 200 mm y una cuantía de 0,005:

- Aplicando EHE: $f_{cv} = 0,12 \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} = 0,12 \cdot [1 + (200/200)^{1/2}] \cdot (100 \cdot 0,005 \cdot 40)^{1/3} = 0,65$ MPa

Hay una reducción del 30 % del valor de tensión tangencial máxima admisible entre las versiones anteriores a la EHE y esta última, que alcanzaría valores nulos de resistencia a cortante para $\rho \rightarrow 0$.

Esta expresión fue tomada del Model Code de 1990 y dio lugar a los primeros debates sobre la necesidad de incluir un tope inferior a la resistencia a cortante, de modo que los elementos de hormigón en masa como losas macizas, zapatas o elementos de contención, ampliamente utilizados y comprobados experimentalmente, no quedarán reducidos a sistemas constructivos con capacidad a cortante nula¹³.

En cuanto a la aplicación directa de la formulación al caso concreto de viguetas pretensadas para forjados unidireccionales, son destacables las siguientes particularidades:

- El cortante máximo se localiza, para casos normales de carga, en zonas próximas al apoyo, donde la fuerza de pretensado no se ha transferido aún al hormigón.
- La formulación está ideada para un pretensado completo de la sección de hormigón, mientras que en este caso lo está sólo la vigueta, no el nervio completo.
- Tampoco hay que olvidar que por cuestiones constructivas, suelen ejecutarse apoyos indirectos en las entregas de las viguetas a los elementos estructurales.

Todas estas razones condujeron a la solución generalizada de no considerar el efecto del pretensado (σ'_{cd}) en la resistencia a cortante en el caso de viguetas pretensadas para forjados, que por otra parte contaba con su normativa específica a través de los textos de las Instrucciones EF, que ofrecían valores superiores de la resistencia a cortante.

Durante el periodo de vigencia de esta Instrucción, se sucedieron dos textos reglamentarios a efectos de forjados unidireccionales. Por un lado, la EF-96, que hacía referencia a la derogada EP-93. Esta situación no se corrigió hasta el año 2003, cuando se publicó la Instrucción EFHE. A partir de ese momento, la capacidad a cortante de losas alveolares y viguetas pretensadas se realizó con las expresiones que más adelante se comentarán, mientras que otros elementos prefabricados, con idéntico proceso de fabricación y comportamiento, debían regirse según la formulación general de la EHE.

Esta situación dio lugar a confusión, puesto que, por ejemplo para el caso de prelosas pretensadas, los valores obtenidos con la Instrucción EHE eran muy inferiores a los que se obtendrían con la fórmula de las viguetas pretensadas.

II.1.1.4.- Instrucción EHE de 2008

II.1.1.4.1.- CRITERIOS GENERALES

La publicación de la última versión de la Instrucción EHE¹⁴ ha supuesto la elaboración de un texto único para todos los ámbitos del hormigón estructural, incluyendo en su articulado el contenido de la Instrucción de forjados unidireccionales EFHE.

A partir de lo establecido en el Eurocódigo 2 se ha optado por definir con carácter general para piezas sin armadura transversal dos situaciones, en función de si la sección donde se analiza la resistencia a cortante ha alcanzado o no la fisuración.

Para secciones donde no se haya alcanzado $M_{fis,d}$ se emplea la expresión que aparecía en la anterior EFHE para forjados de losas alveolares y que se ha estado aplicando desde la Instrucción EF-96.

$$V_{u2} = \frac{I b_0}{S} \sqrt{f_{ct,d}^2 + \alpha_1 \sigma'_{cd} f_{ct,d}} \quad [05]$$

- I es la inercia respecto al c.d.g. de la sección considerada
 S es el momento estático de la sección respecto a la fibra considerada.
 b_0 es el espesor de la sección en la fibra considerada
 $f_{ct,d}$ es la resistencia de cálculo del hormigón a tracción
 σ'_{cd} es la tensión media de compresión en el hormigón debido a la fuerza de pretensado
 α_1 es un factor que tiene en cuenta la cantidad de pretensado transferido
 $\alpha_1 = l_x / (1,2 l_{bpt})$
 l_x distancia en mm de la sección considera al inicio de la longitud de transferencia
 l_{bpt} longitud de transferencia de la armadura activa de pretesado en mm.
 $l_{bpt} = \emptyset \cdot \sigma_p / 21$
 \emptyset diámetro de la armadura activa, en mm
 σ_p tensión de pretensado después de las pérdidas, en MPa.

Con esta fórmula se obtiene la capacidad a cortante en elementos pretensados aislados, antes del hormigonado de la capa de compresión, como por ejemplo la resistencia de viguetas pretensadas.

Para piezas en las que se haya superado $M_{fis,d}$ es de aplicación la fórmula ya conocida de la anterior versión de 1998 pero con algunas modificaciones:

$$V_{u2} = [(0,18/\gamma_c) \cdot \xi \cdot (100 \rho_1 f_{cv})^{1/3} + 0,15 \cdot \alpha \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad [06]$$

Con un valor mínimo de

$$V_{u2_min} = [(0,075/\gamma_c) \cdot \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2} + 0,15 \cdot \alpha \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad [07]$$

$f_{cv} = f_{ck} < 60$ MPa y limitado a 15 MPa para control indirecto

$$\rho_1 = \frac{A_s}{b \cdot d} \leq 0,02$$

$$\xi = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2 \quad \text{La limitación } \xi \leq 2 \text{ no aparecía en la Instrucción EHE de 1.998.}$$

Para el caso concreto forjados de viguetas pretensadas la resistencia de la sección se obtiene aplicando las expresiones comentadas ([05], [06] y [07]) y tomando un valor en función de la geometría de la sección mixta, de manera que:

- La primera expresión [05] se aplica únicamente a la vigueta y supone un valor mínimo de la resistencia del forjado a cortante, que no debe ser inferior a la resistencia de la vigueta aplicando el criterio de Mohr. En secciones de poco canto, con poca cabeza hormigonada, la resistencia obtenida con la formulación general puede llegar a ser inferior.
- El menor de los dos valores obtenidos aplicando la segunda expresión [06], que es la general para todo tipo de secciones, en dos zonas: (1) zona con b_w el espesor del alma de la vigueta, f_{ck} la resistencia del hormigón prefabricado, σ'_{cd} la tensión de pretensado referida al área de la vigueta (P_{inf} / A_{vig}) y la cuantía ρ referida a una sección rectangular $b_{w_vigueta} \cdot d_{forjado}$. Y en (2) con b_w el espesor del nervio in situ en la zona de interfase, f_{ck} la resistencia del hormigón vertido en obra, σ'_{cd} de valor nulo y la cuantía ρ referida a una sección rectangular $b_{w_nervio} \cdot d_{forjado}$.
- Además, se calculará el valor mínimo en las dos fibras, $b_{w_vigueta}$ y b_{w_nervio} aplicando la tercera expresión [07], en la que no se tiene en cuenta el efecto de la cuantía de acero traccionado.

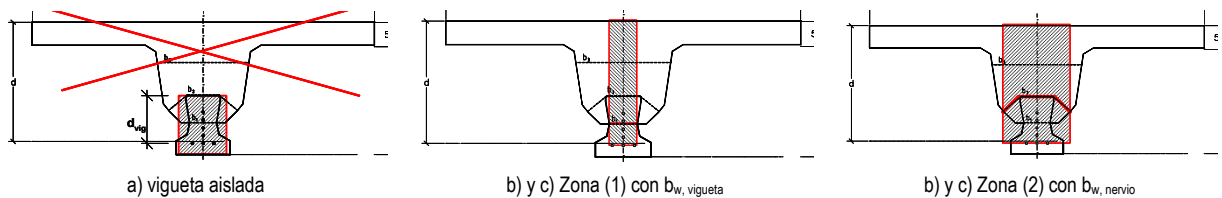


Figura II.1.1.4.-a. Esquemas para el análisis de secciones de forjados de vigueta pretensada

Por tanto, la resistencia a cortante de una sección tipo de forjado se obtiene como el menor de los cuatro valores a partir de las dos últimas expresiones para $b_{w_vigueta}$ (en adelante b_1) y b_{w_nervio} (en adelante b_2) con el tope mínimo de la primera formulación, calculado para la vigueta sin capa de compresión.

Al haber eliminado el cociente f_{yp} / f_{ys} en la evaluación de la cuantía de acero traccionado, los valores de ρ se reducen significativamente, no llegando nunca al tope de 0,02 y disminuyendo a 0,002 para cantos elevados. Por esta razón las resistencias obtenidas empleando la expresión general suelen ser inferiores a las conseguidas mediante la fórmula de capacidad mínima sin acero.

Por tanto, aún siendo necesario realizar o estudiar las tres configuraciones para obtener la resistencia de un forjado, lo que implica calcular 5 valores distintos de resistencia a cortante, lo normal será que para cantos muy reducidos la resistencia sea la misma que tendría la vigueta aislada según [05], mientras que para cantos medios la resistencia dependerá del armado de la vigueta y el espesor del nervio de hormigón en masa – aplicando la expresión de capacidad mínima [07] –, siendo este último criterio el que determinará con casi toda seguridad la capacidad a cortante en forjados de cantos elevados.

A continuación se incluye el análisis de un caso concreto para reflejar las distintas combinaciones de mecanismos dimensionantes en la resistencia a cortante en forjados de vigueta pretensada aplicando lo establecido en la Instrucción EHE-08 a partir de la geometría de uno de los modelos de vigueta incluidos en el presente estudio¹⁵.

II.1.1.4.2.- ANÁLISIS EN EL CASO DE UN FORJADO PRETENSADO EN FLEXIÓN POSITIVA

Con la evaluación del pretensado referido a la vigueta se obtiene que para tipos muy armados la resistencia a cortante queda limitada por la capacidad de la sección de hormigón en masa, mientras que para tipos con menor cuantía de acero la resistencia sí depende de la sección pretensada.

El criterio físico que rige el comportamiento de la sección mixta tal y como queda configurado en la Instrucción EHE-08 es que el pretensado contribuye a la resistencia a cortante de forma significativa, pero cuantías elevadas no conducirán a resistencias superiores a la que correspondería a la sección de hormigón en masa del forjado.

En cualquier caso, los valores previstos son muy similares a los anteriormente empleados con la formulación de la Instrucción EFHE acompañados de resultados experimentales, ahora con un tope inferior que es la resistencia de la vigueta aislada como elemento pretensado biapoyado.

A continuación se ha estudiado un ejemplo de forjado constituido por una vigueta genérica de espesor de alma 50 mm, con cinco combinaciones distintas de tipo de armadura pretensada con hormigón de 40 MPa, y para una cabeza hormigonada con espesor de nervio 156 mm, barriando cantos totales desde 150 a 350 mm y hormigón de 25 MPa.

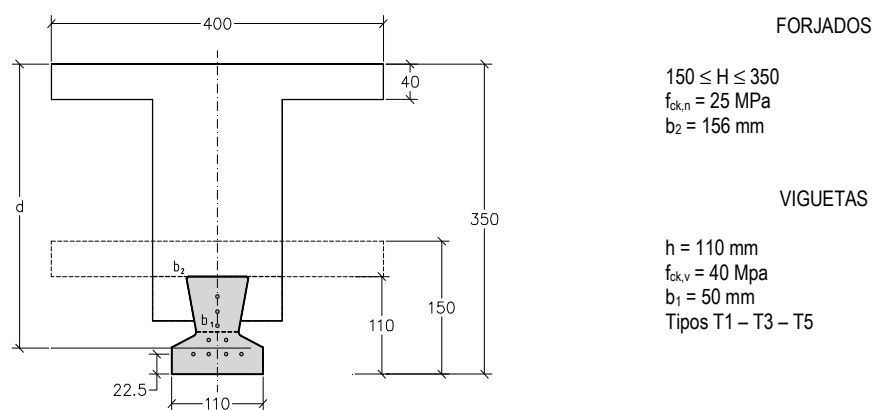


Figura II.1.1.4.2.-a. Esquema de forjado analizado

En la medida en que el elemento pretensado o el área de hormigón en masa supongan un porcentaje más significativo de la sección compuesta, la resistencia a cortante vendrá determinada por las características mecánicas de uno u otro elemento.

En las siguientes gráficas se muestra la comparativa de valores teóricos para las expresiones comentadas a partir de los valores de diseño de los materiales.

Las resistencias correspondientes a la Zona 1 se indican en azul (Vb1 con [06] y Vb1m con [07]), mientras que las resistencias según el análisis de la Zona 2 (Vb2 con [06] y Vb2m con [07]) se indican en verde. La resistencia del elemento pretensado aislado es una línea horizontal negra (VT- con [05]). Por último, se incluyen las resistencias según la antigua Instrucción EFHE en amarillo (V-EFHE), pues suponía el valor de referencia para el cual se intentaba calibrar la formulación, y la resistencia final según la evaluación de la actual Instrucción EHE-08, en color rojo (V-EHE-08)

En el primer caso, se muestra la resistencia a cortante prevista para forjados ejecutados con vigueta tipo 1, con $4\varnothing 4$ mm y cantos entre 150 y 350 mm.

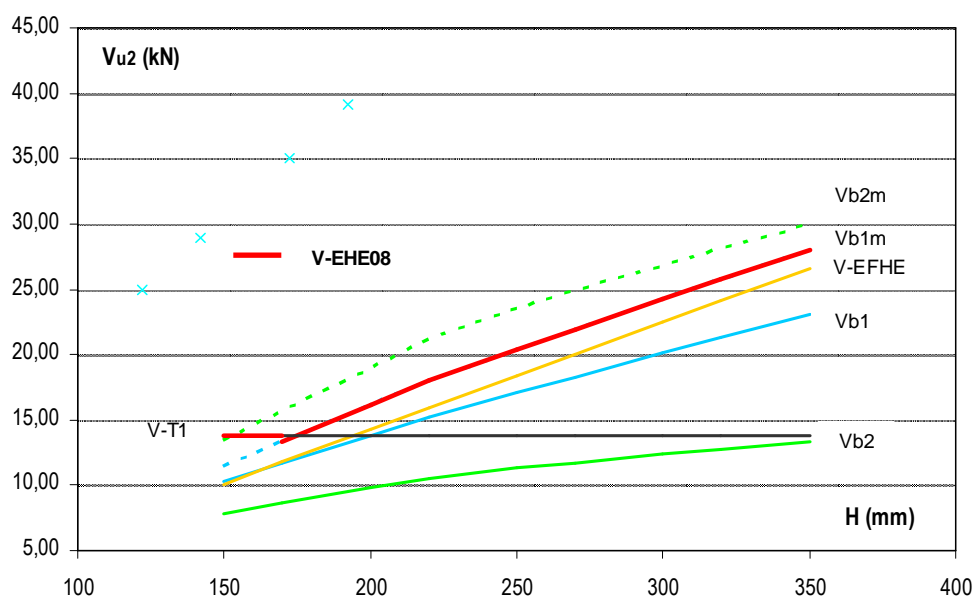


Figura li.1.1.4.2.-b. Resistencia a cortante en forjados con Vigueta T1 ($4\varnothing r4$ mm)

En este caso, la resistencia de la vigueta aislada es superior a la estimación con cualquiera de las expresiones comentadas para cantos inferiores a 170 mm, por lo que la resistencia de forjados hasta ese canto coincidiría con la resistencia del elemento prefabricado aplicando [05].

Al contar con una cuantía de acero muy baja, pues $4\varnothing 4$ suponen una cuantía que varía entre 0,0023 para $H = 350$ mm y 0,0062 para $H = 150$ mm para la Zona 1, la resistencia prevista aplicando la expresión general [06] en ambas zonas es inferior a la obtenida a partir de la evaluación de la capacidad mínima sin considerar el efecto de la cuantía [07], que corresponde a los subíndices “m”. Tanto Vb1m como Vb2m estarían por encima de Vb1 y Vb2 respectivamente. El quiebro de las líneas a partir de cierto canto se debe a la estimación del factor ξ descrito en [06] y [07].

En cuanto al efecto del pretensado, al corresponder a la menor cuantía y por tanto a la menor fuerza de pretensado para este modelo de vigueta, la resistencia de la sección prefabricada – con menor espesor de hormigón – es inferior a la capacidad del nervio de hormigón en masa, por lo que la resistencia para cantos superiores a 170 mm quedaría limitado por la evaluación de la sección compuesta en la Zona 1 aplicando la expresión de resistencia mínima Vb1m [07].

Por lo tanto, para elementos prefabricados con poca cuantía de armadura, la capacidad a cortante dependería de éstos. Es decir, para cantos reducidos la resistencia coincide con la de la vigueta, y a medida que se emplean cantos de forjados mayores el criterio de resistencia determinante es el de la expresión de resistencia mínima [07] considerando la resistencia del hormigón de la vigueta y el efecto del pretensado, según lo definido como Zona1.

A continuación se muestra el mismo análisis para un tipo de vigueta intermedio con $6\phi 4$ mm, que corresponde al tipo 3 de la vigueta estudiada.

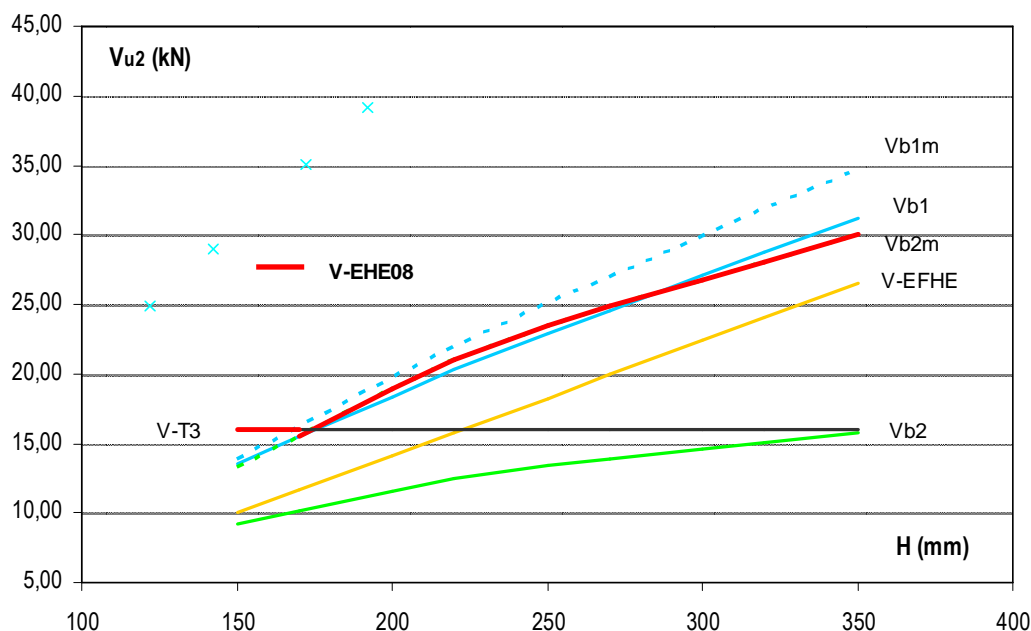


Figura li.1.1.4.2.-c Resistencia a cortante en forjados con Vigueta T3($6\phi 4$ mm)

Para esta cuantía, el efecto del pretensado conduce a mayores resistencias al analizar la Zona 1, tanto con la expresión general [06] como con la de capacidad mínima sin incluir la cuantía de acero [07]. La línea correspondiente a Vb1m se encuentra por encima del resto de predicciones a partir de cantos de forjado superiores a los 170 mm aproximadamente.

Como en el caso anterior, para cantos menores a 170 mm se obtiene una resistencia superior para la vigueta aislada aplicando [05] que para la sección compuesta empleando cualquiera de los otros criterios.

La predicción empleando la anterior Instrucción EFHE no varía respecto a la anterior, puesto que los parámetros son los mismos independientemente del tipo de vigueta y el canto, si bien el recubrimiento mecánico de la vigueta aumenta a medida que se incluyen más capas de armadura, reduciendo el canto útil de la sección total. En el caso de la vigueta T1 es 1,07 mm mayor que en el caso de la vigueta T3, por lo que esta diferencia no es significativa en la gráfica.

La resistencia estimada para el nervio in situ (Zona 2) según la expresión general [06] Vb2 aumenta ligeramente respecto al caso anterior, puesto que la cuantía también aumenta ligeramente. Sin embargo, sigue estando por debajo de la resistencia mínima estimada [07] Vb2.

El tipo de vigueta 3 supone una cuantía de acero y por tanto un efecto del pretensado, que aproxima la capacidad estimada en la Zona 1 a la de la Zona 2. De hecho, Vb1 con [06] prácticamente coincide con Vb2m con [07]. Por tanto, a partir de cantos de 200 mm, la resistencia a cortante del forjado comienza a depender de las características del nervio de hormigón en masa.

Por último, se reproduce el mismo estudio analítico para el caso de una vigueta con alta cuantía de armado y pretensado, con $9\varnothing 4$ mm, correspondiente al tipo 5.

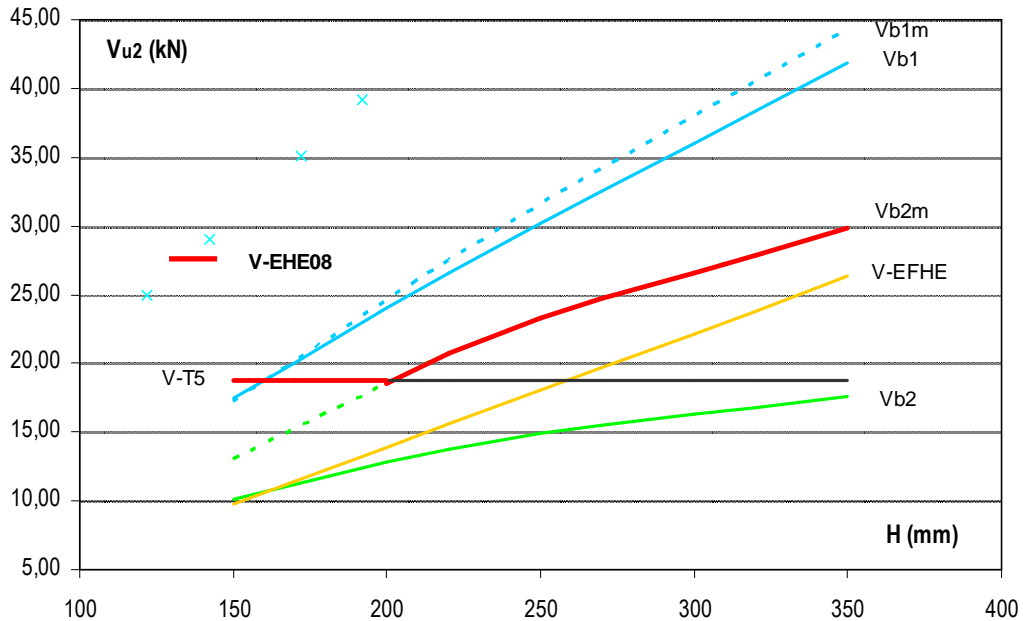


Figura li.1.1.4.2.-d Resistencia a cortante en forjados con Vigueta T5($9\varnothing r4$ mm)

Como ya empezaba a suceder con la vigueta tipo 3, las estimaciones correspondientes a la Zona 1 aplicando [06] y [07] elevan la resistencia a cortante, por lo que el valor límite corresponde a la capacidad del nervio analizado según el criterio de la Zona 2. Y como en todos los casos, la formulación Vb2 con [06] conduce a valores excesivamente conservadores, por debajo en todo momento de la resistencia del elemento prefabricado aislado según [05], de modo que la resistencia queda finalmente evaluada según Vb2m con [07].

Es decir, que la resistencia teórica del forjado sería la misma empleando viguetas T4 o T5 que con el tipo T3, ya que esta última ya ofrecía valores según Vb1 o Vb1m superiores al límite de Vb2m. De hecho, la única diferencia respecto al caso anterior sería que la vigueta T5 resiste más que la T3, por lo que el tope inferior subiría ligeramente, de modo que para cantos de forjado menores a 200 mm la resistencia se estaría evaluando según la expresión [05].

Como se aprecia en todas las gráficas para un caso teórico, la aplicación de los criterios establecidos en la Instrucción EHE conducen a valores dentro del orden de los previstos con la formulación de la derogada Instrucción EFHE sin necesidad de refrendarlos mediante ensayos.

Puesto que las cuantías de acero son bajas, normalmente los valores de cortante último resistido se obtendrían mediante la expresión de valor mínimo de la resistencia (Vb_{1m} o Vb_{2m} con [07]), dependiendo si la comprobación es en b_1 o b_2 del canto de la sección completa y de la precompresión.

Para cantos reducidos de la sección mixta aparece el tope inferior de la capacidad a cortante de la vigueta supuesta aislada sin capa de compresión, calculada con la expresión de tensiones tangenciales.

II.1.1.4.3.- ANÁLISIS EN EL CASO DE UN FORJADO PRETENSADO EN FLEXIÓN NEGATIVA

La Instrucción EHE-08 no indica tratamiento distinto en función de si el elemento se encuentra en situación de flexión positiva o negativa. En el Capítulo IV “Discusión” se tratará con mayor detalle este caso, si bien a efectos del presente análisis conviene recordarlo, aunque no exista diferencia alguna en lo que se refiere al cálculo.

Como en el caso anterior, se recurre a una sección genérica con unos valores de los materiales fijos, y se varía el tipo de vigueta, el canto del forjado y la cuantía de acero en la cara superior.

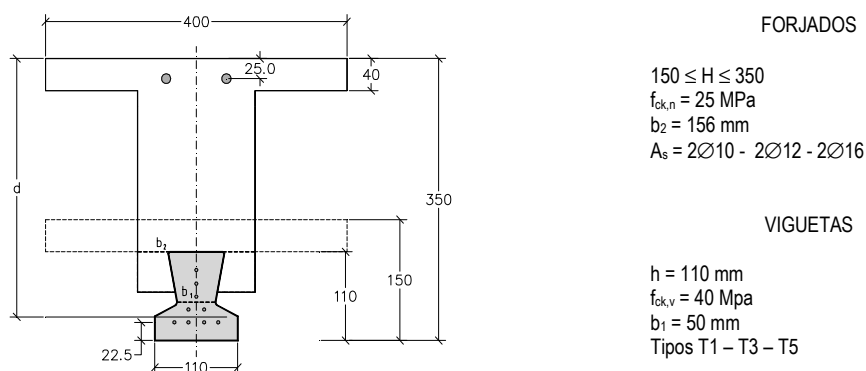


Figura II.1.1.4.3.-a. Esquema de forjado analizado

Como en el análisis del apartado anterior, las resistencias correspondientes a la Zona 1 se indican en azul (Vb1 con [06] y Vb1m con [07]), mientras que las resistencias según el análisis de la Zona 2 (Vb2 con [06] y Vb2m con [07]) se indican en verde. La resistencia del elemento pretensado aislado es una línea horizontal negra (VT- con [05]).

También se incluyen las resistencias según la antigua Instrucción EFHE en amarillo (V-EFHE), y la resistencia final según la evaluación de la actual Instrucción EHE-08, en color rojo (V-EHE-08) a partir de la selección de los valores según [05], [06] y [07].

Se ha empleado una armadura de negativo formada por dos redondos cuyos ejes se colocan a 25 mm de la cara superior del forjado. Por tanto, la cuantía de la vigueta no afectará a la determinación del canto útil, ni tampoco la armadura de negativos que se coloca en una única capa.

En relación a las predicciones correspondientes a los mismos forjados en situación de flexión positiva, los valores según [07] no deberán variar sustancialmente, ya que para su obtención no se emplea la cuantía de acero “ ρ ”. La única mínima variación en milímetros se deberá al canto útil “ d ”. Lo mismo sucederá para los valores estimados según la antigua Instrucción EFHE.

En cambio, los valores calculados a partir de [06] sí que presentarán variaciones de importancia respecto a los de flexión positiva, ya que la cuantía de acero aumenta significativamente al incluir acero de armar con mayores diámetros que los cordones de pretensado.

Evidentemente, los valores de resistencia de las viguetas aisladas aplicando [05] no varían, ya que se trata de una característica del elemento prefabricado, independientemente de su situación.

Para el caso de un forjado ejecutado con vigueta tipo 1, y teniendo en cuenta que su armado no permitirá soportar momentos positivos excesivos, se emplearán $2\varnothing 10$ en la cara superior para analizar el comportamiento en el caso de cortante y flexión negativa.

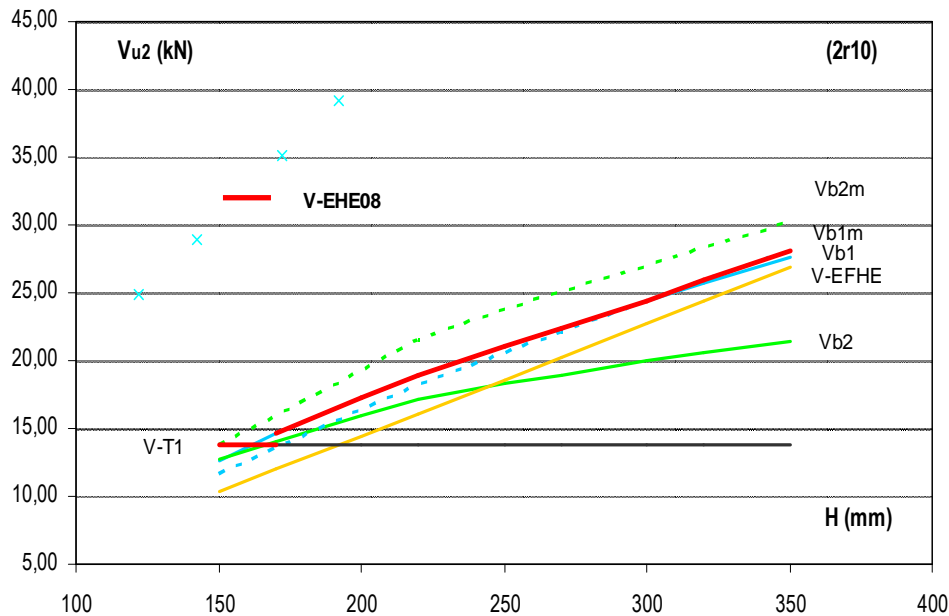


Figura li.1.1.4.3.-b Resistencia a cortante en forjados con Vigueta T1($4\varnothing r4$ mm) y $2\varnothing 10$

Al estimar la cuantía a partir de la armadura de tracción formada por $2\varnothing 10$ mm, el valor de "p" aumenta significativamente, llegando al tope de 0,02 en los casos de cantos inferiores a 200 mm, lo que da lugar a que las estimaciones evaluadas según [06] en la Zona 1 y la Zona 2, Vb1 y Vb2 ofrezcan mayores resistencias a cortante que en el caso de la flexión positiva.

Sin embargo, la predicción para el nervio de hormigón en masa, con un ancho mayor (156 mm frente a los 50 mm) que en el caso de la vigueta, reduce también el factor de cuantía "p", por lo que la resistencia mínima debida al hormigón, sin considerar el acero en tracción ni el pretensado en la zona 2 evaluada según [07] sigue siendo mayor.

En cualquier caso, la resistencia del forjado viene determinada por el análisis en la Zona 1, donde la predicción incluyendo la cuantía según [06] y la capacidad mínima considerando exclusivamente el hormigón y el efecto del pretensado a partir de [07] prácticamente se solapan.

El tope inferior de resistencia que supone la vigueta analizada según [05] sería de aplicación exclusivamente para el caso de forjados de 150-160 mm de canto total, donde la armadura de la cara superior estaría prácticamente a la misma altura que la cara superior del elemento prefabricado.

En el forjado con vigueta tipo 3 se ha considerado una armadura superior formada por $2\varnothing 12$ mm, en la misma posición que en el ejemplo anterior.

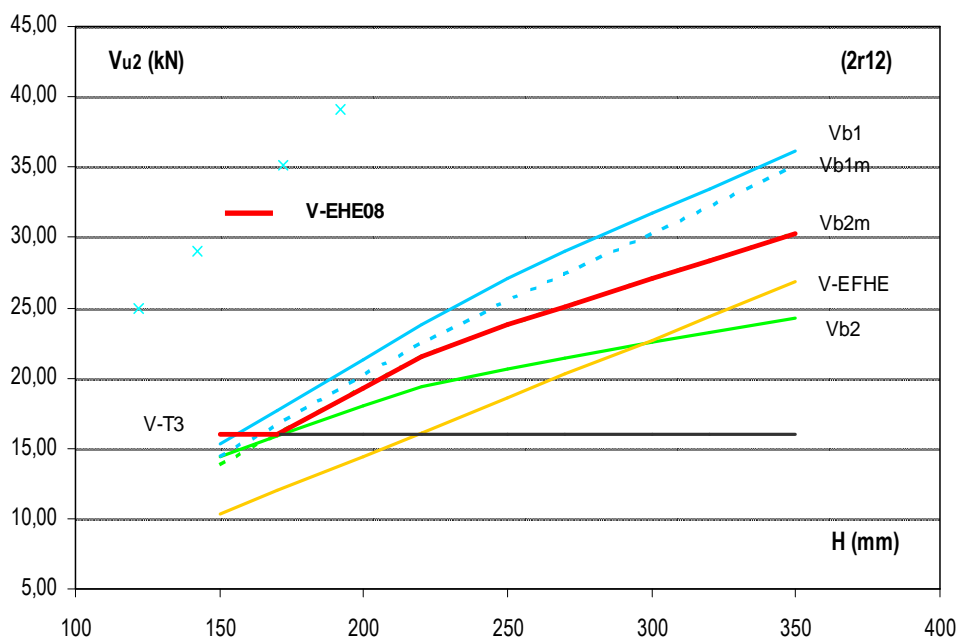


Figura li.1.1.4.3.-c Resistencia a cortante en forjados con Vigueta T3($6\varnothing r4$ mm) y $2\varnothing 12$

La armadura de negativo formada por $2\varnothing 12$ mm eleva las predicciones teóricas [06] en las dos zonas analizadas, Vb1 y Vb2, quedando en casi todas las posibles configuraciones, excepto para cantos mayores de 300 mm por encima de los valores tradicionales de la Instrucción EFHE. Además, la armadura permite elevar el factor de cuantía ρ lo suficiente como para que los valores obtenidos con la expresión general superen los correspondientes a resistencia mínima a cortante.

En este caso el valor de la resistencia a partir de cantos de forjado de 170 mm vendría determinado por la capacidad a cortante de la zona de hormigón en masa según el criterio [07] sin considerar efecto del pretensado ni colaboración de la armadura traccionada. Los resultados para la Zona 1 están en todos los casos por encima de este criterio, por lo que la resistencia a cortante estaría determinada exclusivamente por la calidad del hormigón en masa y el ancho del nervio a la altura considerada, independientemente del tipo de vigueta empleada o de la cantidad de acero traccionado.

Como sucedía en el análisis de capacidad a cortante en flexión negativa, se alcanza una determinada resistencia en el nervio de hormigón en masa, para la configuración geométrica y de materiales considerada, que no se ve modificada por el resto de parámetros (cuantía de acero traccionado o efecto de la precompresión).

Como en el caso de la vigueta tipo 1, el tope inferior correspondiente a la resistencia a cortante de la vigueta calculada con [05] sólo sería de aplicación para cantos reducidos.

Tal y como se realizó para el caso de la flexión positiva, se incluye el estudio de la predicción para el caso de la vigueta de mayor pretensado, con $9\varnothing 4$ mm (vigueta T5), si bien una vez alcanzado para el caso anterior la situación en que la resistencia está limitada por V_{b2m} según [07], el resultado final será el mismo.

Se ha empleado una cuantía de armadura a flexión negativo formada por $2\varnothing 16$ mm, pues este tipo de vigueta corresponderá a vanos con luces y cargas importantes, para optimizar el acero en flexión positiva.

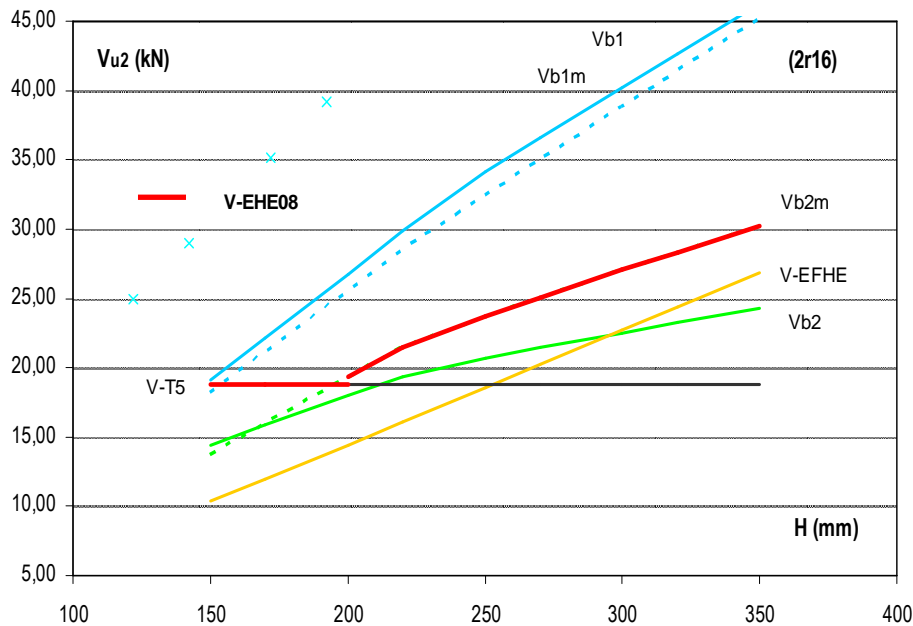


Figura li.1.1.4.3.-d Resistencia a cortante en forjados con Vigueta T5($9\varnothing 4$ mm) y $2\varnothing 16$

Para la cuantía de acero traccionado considerada la predicción V_{b1} en la Zona 1 aplicando [06] supone el valor más alto. Es decir, son necesarias cuantías de acero muy elevadas para que en este tipo de secciones la expresión general conduzca a valores superiores a los correspondientes a la resistencia mínima a cortante [07].

El efecto del pretensado es lo que eleva los valores V_{b1} y V_{b1m} aplicando [06] y [07], pero sin embargo no implican un incremento de la resistencia a cortante de la sección, que queda limitada por la capacidad de la Zona 2 y, como en el caso anterior, por la predicción V_{b2} según [07]. Puesto que la geometría de la sección no ha cambiado, los valores numéricos obtenidos serían idénticos. Por lo que la capacidad final de la sección depende, como ya se comentó, de la calidad del hormigón en masa del nervio y el ancho o separación entre los bloques aligerantes, independientemente del pretensado de la vigueta o el acero de tracción colocado en la cara superior.

La mayor resistencia a cortante de la vigueta T5 según [05] contribuye a mejorar la predicción para los forjados con canto reducido, de menos de 200 mm.

II.1.1.4.4.- SOBRE LA SEGURIDAD EN LA NORMATIVA GENERAL

A raíz de transformar el coeficiente de la anterior versión EHE-98, que afecta al valor de la tensión tangencial de cálculo de 0,12 en el actual $0,18/\gamma_c$, ha surgido el cuestionamiento de si la seguridad en la evaluación de la resistencia a cortante, corresponde directamente con la resistencia del hormigón.

En efecto, el Anejo 19 de la Instrucción EHE-08 propone una serie de ventajas a través de los distintivos oficialmente reconocidos, de modo que mediante una mejora constante de la calidad, y a partir de parámetros estadísticos de control y seguimiento tanto en el acero como en el hormigón y los productos prefabricados, los materiales se beneficiarían de unos coeficientes de reducción de resistencia menores a los establecidos con carácter general. Así, se podría pasar de $\gamma_c = 1,5$ a $\gamma_c = 1,35$ para productos prefabricados en posesión de un Distintivo Oficialmente Reconocido.

La publicación de un trabajo por parte de D. Izquierdo y A. Domínguez¹⁶ plateaba el estudio de un conjunto de elementos de edificación: forjados isostáticos formados por losas macizas o elementos prefabricados pretensados y algunos elementos típicos de obra civil como los voladizos o losas interiores de tableros de puente, pasos inferiores a base de losas macizas o muros de contención.

Los elementos escogidos pretendían cubrir un amplio rango de variación de la relación Sobrecarga / Carga Total¹⁷ (sobrecarga frente a carga total de cálculo). La razón es que es de esperar que elementos en los que la sobrecarga sea importante, la variabilidad de ésta será por tanto importante, y por consiguiente su influencia sobre los factores de importancia de la función de estado límite. Por el contrario, en elementos donde la influencia de la sobrecarga sea escasa, es de esperar que la variabilidad de las resistencias sean determinantes en la función de estado límite, ya que la variabilidad de la carga permanente será escasa por lo general.

Por lo que respecta a los elementos pretensados sin armadura transversal, a partir de alguno de los ensayos documentados en este trabajo de tesis, se realizó un análisis estadístico empleando la formulación de Mohr para la determinación de la resistencia a cortante de la pieza.

El análisis concluyó que las probabilidades de fallo de la formulación de cortante dependen en gran medida de la relación Sobrecarga vs. Carga Total del elemento, tanto para elementos armados como para elementos pretensados. Los valores obtenidos mostraban índices de fiabilidad medios de 4 para el caso de los elementos armados y de 4.3 para el caso de los elementos pretensados.

Se destacaba que en ningún caso la variación de la resistencia del hormigón produce variación alguna en la seguridad a cortante. Los valores estadísticos obtenidos mostraban que su incidencia era prácticamente despreciable, por lo que la expresión que figura tanto en Instrucción EHE-08 como en el Eurocódigo 2, en el que la seguridad de la expresión de cortante se obtiene dividiendo por el coeficiente de seguridad del hormigón γ_c era incoherente, siendo más acertado proporcionar un valor para $C_{R,d}$ ya corregido para tener en cuenta la incertidumbre de los modelos y la seguridad necesaria.

II.1.2.- INSTRUCCIÓN ESPAÑOLA PARA FORJADOS UNIDIRECCIONALES DE HORMIGÓN

II.1.2.1.- Instrucción EF-88¹⁸

En la primera versión de Instrucción de forjados unidireccionales, EF-88, se establecía una única comprobación para forjados de viguetas sin armadura transversal:

$$V_d \leq V_{u1} \text{ con } V_{u1} = 2 \cdot f_{cv} \cdot b \cdot d$$

esto es, se permitía emplear un valor de tensiones tangenciales máximas doble del aplicable para el resto de elementos de hormigón recogidos en la EH-88, donde $f_{cv} = 0,5 \cdot (f_{cd})^{1/2}$

Además, previa justificación experimental, este valor podía ampliarse hasta:

$$V_{u1} = \xi \cdot (1 + 50 \cdot \rho_1) \cdot f_{cv} \cdot b \cdot d$$

$$\xi = 1,6 - d \geq 1 \text{ (efecto del canto)} \quad \text{y} \quad \rho_1 = \frac{A_s \cdot f_{yk}}{b \cdot d \cdot 4.100} \text{ (cuantía de armadura)}$$

Aparece la armadura multiplicada por el coeficiente $f_{yk}/4100$ (aceros con mayor límite elástico).

La comprobación debe realizarse para tres espesores distintos del nervio, $b_1 - b_2 - b_3$ adoptando como resistencia del elemento el menor de los tres. La resistencia del hormigón (f_{ck}) a emplear será la menor de las resistencias de los hormigones que existan en la fibra considerada. Esto es, para b_1 se tomará la del hormigón prefabricado y en los casos b_2 y b_3 la del hormigón del nervio.

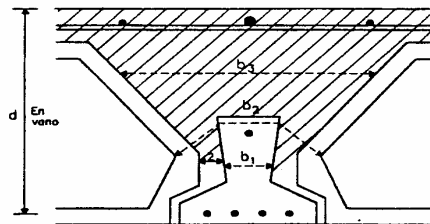


Fig. II.1.2.1.- Comprobación de esfuerzo cortante en nervios de forjados de vigueta pretensada

Correspondería éste al valor más alto, históricamente, de los que se ha permitido para evaluar la tensión tangencial máxima admisible en forjados.

También se incluía la comprobación del monolitismo del sistema o comprobación a esfuerzo rasante, debiendo verificarse:

$$V_d \leq V_{u2} \text{ con } V_{u2} = \beta \cdot p \cdot d \cdot f_{cv}$$

p , perímetro crítico a rasante de la superficie de contacto

β , factor de valor 1,2 para superficies rugosas eficazmente engarzadas en cola de milano, y 0,6 para el resto de los casos, en particular para superficies encofradas con molde liso.

Por ejemplo, para las mismas condiciones de cuantía, canto y hormigón estudiado en II.1.1.3.-:

$$f_{cv} = \xi \cdot (1 + 50 \cdot \rho_1) \cdot 0,5 \cdot (f_{cd})^{1/2} = (1,6 - 0,20) \cdot (1 + 50 \cdot 0,02) \cdot [0,5 \cdot (400/1,5)^{1/2}] / 10 = 2,28 \text{ MPa} > 1,04 \text{ MPa (EHE)}$$

Es decir, el valor que se obtendría aplicando la Instrucción EHE de 1998, que es cuando empieza a detectarse el descenso en la capacidad a cortante teórica en forjados pretensados, se habría reducido en más de un 50% respecto al que se obtenía aplicando la Instrucción EF-88.

Podrían llegar a emplearse valores de V_{u2} superiores a los indicados, justificándolos mediante resultados de ensayo que reproduzcan las peores condiciones del forjado.

II.1.2.2.- Instrucción EF-96¹⁹

Se incorpora la doble comprobación de biela comprimida y tracción en el alma que ya se comentó en el capítulo dedicado a la EH-82 (li.1.1.2.3.-), con las expresiones:

$$V_{rd} \leq V_{u1} \text{ (agotamiento por compresión oblicua) y } V_{rd} \leq V_{u2} \text{ (agotamiento por tracción del alma)}$$

V_{u1} se calcula como se vio anteriormente, sin embargo para V_{u2} se emplea la misma formulación que en la EF-88, con un valor de f_{cv} permitido doble del que aparece en la normativa general (EH-91)

$$V_d \leq V_{u2} \text{ con } V_{u2} = 2 f_{cv} \cdot b \cdot d$$

Al igual que en la versión anterior, se permiten valores mayores siempre que estén contrastados experimentalmente:

$$V_{u2} = \xi \cdot \zeta \cdot f_{cv} \cdot b \cdot d$$

f_{cv} es la resistencia virtual de cálculo del hormigón a cortante: $f_{cv} = 0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2}$
 ξ factor adimensional que depende del canto: $\xi = ,16 - d$ (en metros)
 ζ factor adimensional que depende de la cuantía: $\zeta = 1 + 50\rho \leq 2$
 ρ idéntica expresión que en expresiones anteriores, pero en N/mm^2

$$\rho_l = \frac{A_s \cdot f_{yk}}{b \cdot d \cdot 400}$$

Se mantiene el valor de f_{cv} , resistencia virtual de cálculo, modificando la expresión debido al cambio de unidades, siendo ahora:

$$f_{cv} = 0,5 \cdot (f_{cd})^{1/2} \approx f_{cv} = 0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2}$$

Derivado del valor original tomado del código americano ACI, que a su vez también se ha modificado por el cambio de unidades $f_{cv} = 0,5 \cdot (f_{ck})^{1/2} \rightarrow f_{cv} = 0,13 \cdot (f_{ck})^{1/2} = 0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2}$ con $\gamma = 1,5$

La comprobación de esfuerzo rasante se realiza de igual manera que en la EF-88, salvo por la reducción del valor de f_{cv} que da lugar, evidentemente, a menores esfuerzos rasantes admisibles.

II.1.2.3.- Instrucción EFHE²⁰

Tras la publicación de la EHE en 1998, ha existido un amplio periodo de coexistencia entre la anterior versión, la EF-96, que seguía los planteamientos tradicionales de cálculos en tensiones y la Instrucción EHE que propone los principio de Estados Límites.

La redacción de la EFHE era obligada, por tanto, para elaborar un texto normativo para el campo específico de elementos prefabricados en hormigón para forjados unidireccionales que siguiera los mismos planteamientos teóricos que para el resto de elementos en hormigón. Sin embargo, su publicación se ha retrasado hasta principios de 2003, lo que ha originado confusión dentro del mercado de la prefabricación, dada la cantidad de formulaciones de cortante existentes.

Evidentemente, la formulación propuesta en la Instrucción EFHE para la resistencia frente a esfuerzo cortante, supone otro escalón descendente en la valoración cuantitativa del fenómeno, como viene siendo habitual, si se observa la trayectoria histórica de los valores propuestos.

Se siguen manteniendo las dos comprobaciones tradicionales:

$$V_{rd} \leq V_{u1} \text{ (agotamiento por compresión oblicua)} \text{ y } V_{rd} \leq V_{u2} \text{ (agotamiento por tracción del alma)}$$

Empleando la misma expresión para V_{u1} y proponiendo una nueva para V_{u2} :

$$V_{u2} = 0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2} \cdot b \cdot d \quad \text{es decir,} \quad f_{cv} = 0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2} \quad [08]$$

Y se admite duplicar este valor si se contrasta mediante ensayos:

$$V_{u2} = 0,32 \cdot (f_{cd})^{1/2} \cdot b \cdot d \quad \text{es decir,} \quad f_{cv} = 2 \times 0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2} \quad [09]$$

Por lo tanto, con la formulación de la EFHE, se tiene un valor de cortante máximo resistido inferior al que se venía empleando tradicionalmente. Inferior, incluso, a algunos de los valores que se obtendrían aplicando la EHE de 1.998 (pues el efecto de la cuantía ρ - y el canto ξ - que antes aparecían también en las expresiones de las versiones de la EF- y no aparecen en esta última, permiten variar los valores de la Instrucción EHE, haciéndolos mayores, para cuantías elevadas y cantos pequeños, que los que se determinan a partir de la Instrucción EFHE).

Y aunque estos valores pueden llegar a duplicarse mediante la realización de ensayos, los valores que se obtendrían serían los mismos que se permitían calcular sin ningún tipo de experimentación con la anterior Instrucción EF-96.

Para el cálculo del Estado Límite Último frente a esfuerzo rasante, se remite al articulado de la Instrucción EHE, si bien se permite un valor del coeficiente β mayor para engarce en cola de milano.

Además, se incluían dos Anejos, números 5 y 6, donde se describen los ensayos de cortante y de rasante necesarios para poder aplicar los valores $2 \cdot f_{cv}$ para cortante y un incremento del 20% para rasante.

Destacar también, el tratamiento de la resistencia frente a esfuerzo cortante en forjados de losas alveolares pretensadas, donde se puede emplear dos formulaciones distintas, dependiendo de si el elemento alcanza su fisuración por flexión (en cuyo caso se emplea la fórmula general de la EHE, de resultados bastante más bajos a los obtenidos con al anterior EF-96 que empleaba la fórmula de la EP-93), o no lo alcanza (cálculo en tensiones que permite valores muy altos de resistencia).

$$\text{- Si } M_d > M_0: \quad V_{u2} = [0,12 \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} - 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad [04]$$

$$\text{- Si } M_d \leq M_0 \quad V_{u2} = \frac{I \cdot b_0}{S} \sqrt{f_{ct,d}^2 + \alpha \cdot \sigma_{cpm} \cdot f_{ct,d}} \quad \text{(ya aparecía en EF-96)} \quad [05]$$

II.2.- FORMULACIÓN DE CORTANTE EN LA NORMATIVA EUROPEA

II.2.1.- CÓDIGO MODELO

II.2.1.1.- Código Modelo 1990 (CEB/FIB Model Code 1990 MC-90)

La versión de 1990²¹ desarrolla el cortante y las solicitaciones axiales a partir de tres modelos para la comprobación con respecto al estado límite último de resistencia en regiones críticas: vigas de hormigón armado, vigas de hormigón pretensado y soportes de hormigón armado. En todos los casos, se trata de la analogía al esquema de bielas y tirantes dentro del elemento.

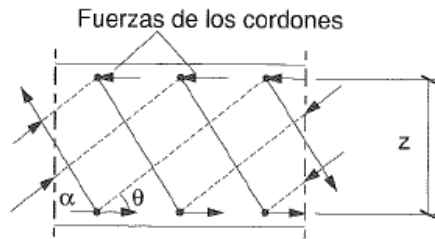


Figura II.2.1.1.- Modelo de resistencia a cortante en el alma

Dichos modelos quedan sujetos a ciertas condiciones, como la limitación de la armadura de tracción (evitando secciones sobreamadas), una cuantía mínima de armadura transversal, así como la inclinación, separación y anclaje a los cordones de tracción y compresión.

II.2.1.1.1.- ELEMENTOS LINEALES

VIGAS DE HORMIGÓN ARMADO

Se propone el modelo de cordones paralelos, indicando las expresiones que permiten obtener las fuerzas actuantes en el cordón de tracción, el cordón de compresión, la compresión en el alma y la tracción del acero en el alma.

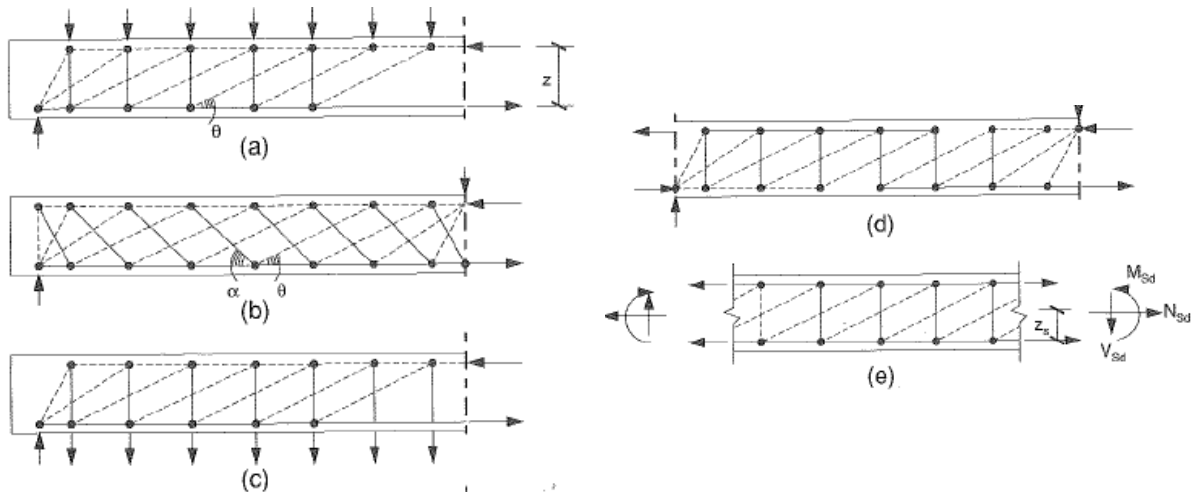


Figura II.2.1.1.1.- Modelos para vigas de hormigón armado con cordones paralelos:

- (a) carga continua superior
- (b) carga concentrada
- (c) carga continua colgada
- (d) viga continua con carga concentrada
- (e) zona sometida a momento, cortante y axil

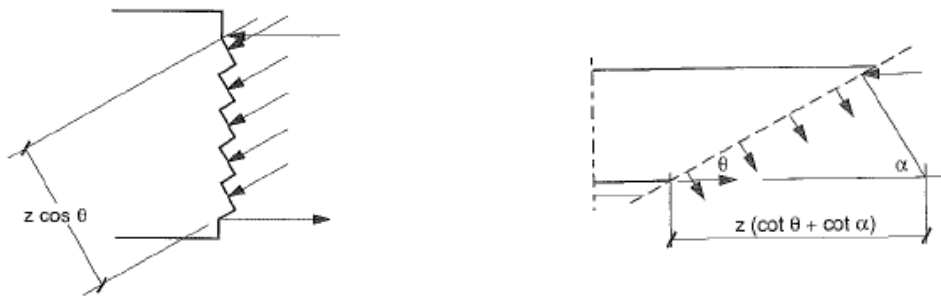


Figura li.2.1.1.1.- Compresión del hormigón en el alma y tracción en el acero del alma

VIGAS DE HORMIGÓN PRETENSADO

El pretensado se trata como un sistema de cargas externas, proponiendo tres modelos de análisis, si bien todos ellos consisten a su vez en la superposición de otros dos modelos: uno que representa las acciones que mantienen el equilibrio con el pretensado y una parte de las otras cargas, y otro que sería una analogía de la celosía aplicada a una viga normal del hormigón armado.

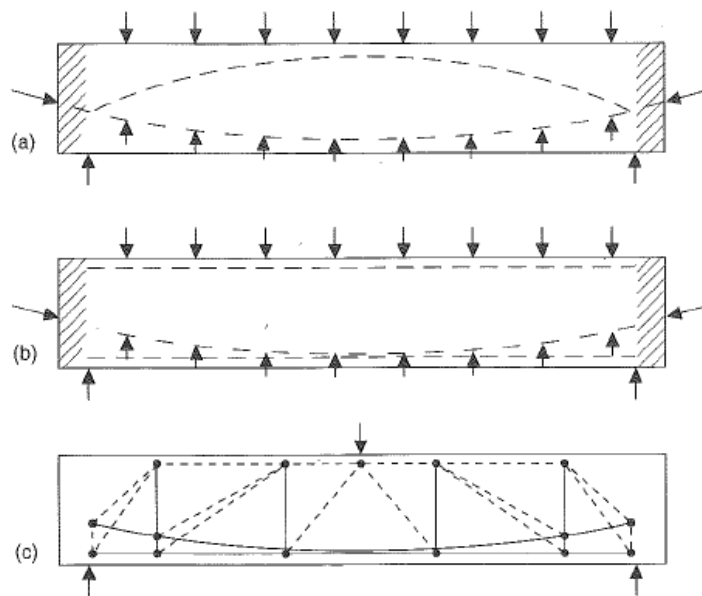


Figura li.2.1.1.1.- Modelos para vigas pretensadas
 (a) modelo 1 con arco de compresión
 (b) modelo 2 sin arco de compresión
 (c) modelo 2

En el primer método con pretensado interno postesado, se divide la viga en zonas definidas por los puntos de inflexión. Se superpone un arco de compresión (cordón curvo) interno a la viga, equilibrándose mediante las fuerzas aplicadas a sus extremos y las fuerzas distribuidas a lo largo del mismo. A continuación, se plantea una celosía de una viga normal de hormigón armado, incluyendo el resto de la resistencia de los cordones no empleada en el esquema primero. Los campos de tensiones de los dos esquemas se superponen para determinar los esfuerzos finales.

El segundo método supone una simplificación del anterior, aunque en este caso, las directrices del arco y de los tendones son tales que sus efectos de curvatura combinada equilibran una fracción constante de la carga. Las expresiones para determinar la fuerza en el cordón de tracción, el de compresión, la tracción en el acero del alma, y la compresión en el hormigón del alma, son similares a las del modelo empleado en vigas de hormigón armado.

El tercer método es de aplicación general, empleando un primer esquema en el que no se plantea el arco, por lo que todas las fuerzas debidas al pretensado y a las demás acciones actúan en el esquema de la celosía.

CORTANTE LONGITUDINAL EN SECCIONES EN "T" Y DOBLE "T"

La cuantía de armadura necesaria para transmitir el esfuerzo cortante se obtiene mediante modelos de vigas de celosía.

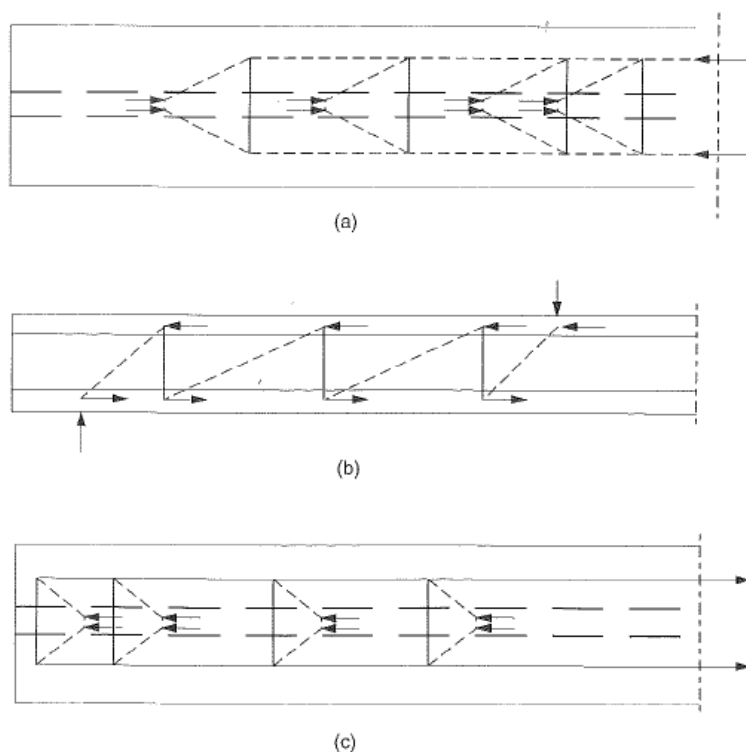


Figura li.2.1.1.1.- Modelos de una armadura para una viga en doble T

- (a) ala de compresión
- (b) alma
- (c) ala de tracción

Como puede apreciarse, en todos los casos tratados, el Código Modelo propone una determinación de esfuerzos en distintas zonas del elemento, y a partir de ahí, se determinaría la armadura necesaria, o la resistencia del hormigón. No se plantea una formulación exclusiva para la capacidad a cortante del elemento, sino la absorción de esfuerzos en cada una de las zonas en que se divide (cordón comprimido, cordón traccionado y alma).

II.2.1.1.2.- ESFUERZO CORTANTE TRANSVERSAL DISTRIBUIDO A LO ANCHO DE LA PLACA

En el caso de placas macizas en zonas sometidas a cargas uniformemente repartidas, así como elementos equiparables a ellos (elementos aligerados, vigas en T de placas nervadas, elementos lineales de menor importancia como los dinteles,...), se desarrolla el problema del esfuerzo cortante transversal distribuido a lo ancho de la placa.

ESFUERZO CORTANTE EN ZONAS NO FISURADAS

Cuando la zona estudiada no deba fisurarse bajo las solicitaciones de estado límite último, basta con comprobar que la máxima tensión principal de tracción no supera la resistencia del hormigón:

$$\sigma_{ct,max} < f_{ctd}$$

ESFUERZO CORTANTE EN ZONAS FISURADAS SIN ARMADURA TRANSVERSAL

Se propone una expresión empírica de resistencia a cortante para elementos con cordones paralelos:

$$V_{Rd1} = 0,12 \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho \cdot f_{ck})^{1/3} \cdot b_{red} \cdot d \quad [04] \text{ (sin pretensado)}$$

$$\xi = 1 + (200/d)^{1/2}, \text{ con } d \text{ en mm}$$

ρ cuantía de armadura de tracción por flexión debidamente anclada

b_{red} ancho reducido del alma, igual al ancho total menos la suma de los conductos de los tendones situados en el alma (caso de haberlos)

f_{ck} resistencia del hormigón, limitada a 50 MPa

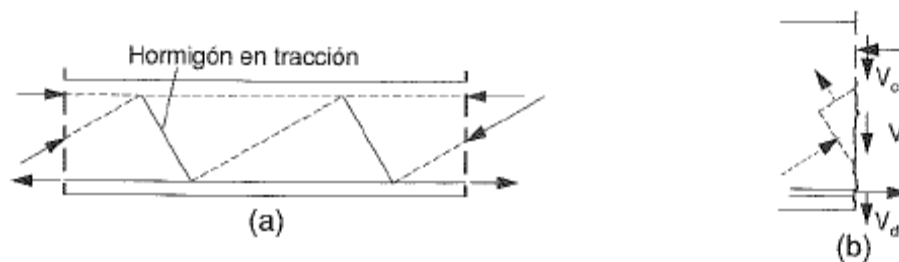


Figura II.2.1.1.2.- Modelo de las acciones que resisten el esfuerzo cortante

El esfuerzo cortante total es suma de tres efectos:

V_c esfuerzo cortante resistido por la zona comprimida

V_i esfuerzo cortante transmitido en la fisura por contacto entre hormigones

V_d esfuerzo cortante transmitido a través de las fisuras por el efecto pasador de la armadura

En el Código Modelo no se indican las expresiones para la obtención de cada contribución por separado, entendiéndose que quedarían incluidas en la expresión empírica descrita anteriormente.

II.2.1.2.- Código Modelo 2010 (Model Code 2010) ²²

Se parte de la concepción de diseñar un elemento para una carga determinada, de modo que efectos como el pretensado, en realidad contribuyen a reducir la sollicitación, más que a mejorar la resistencia.

$$V_{Rd} = V_{Rd,c} + V_{Rd,s} \geq V_{Ed}$$

- V_R resistencia a cortante de diseño
- $V_{Rd,c}$ resistencia a cortante aportada por el hormigón
- $V_{Rd,s}$ contribución a la resistencia a cortante proporcionada por los cercos
- V_{Ed} valor de la carga de cortante

El valor del esfuerzo cortante para el análisis seccional, V_{Ed} puede reducirse por la contribución de efectos favorables resultantes de cordones de tracción inclinados, cordones comprimidos y tendones pretensados. Los efectos desfavorables de estos elementos incrementarán el valor de V_{Ed} . Para determinar estos efectos, deberá tenerse en cuenta la pérdida de pretensado en la transferencia y su desarrollo longitudinal.

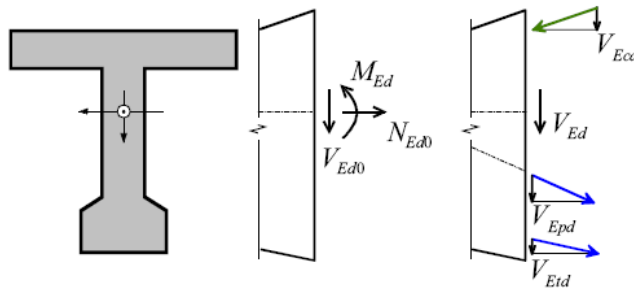


Figura II.2.1.2.- Contribución de fuerzas en cordones inclinados al valor del esfuerzo cortante de diseño

Como norma general se indica que lo normal será contar con una cuantía mínima de armadura transversal en vigas, de modo que el articulado aborda la capacidad a cortante contando con la presencia de cercos.

Se parte de una sección de comprobación, situada a una distancia z del borde del apoyo, lo que corresponde al brazo mecánico aproximado de la pieza, de valor $z = 0,9 \cdot d$.

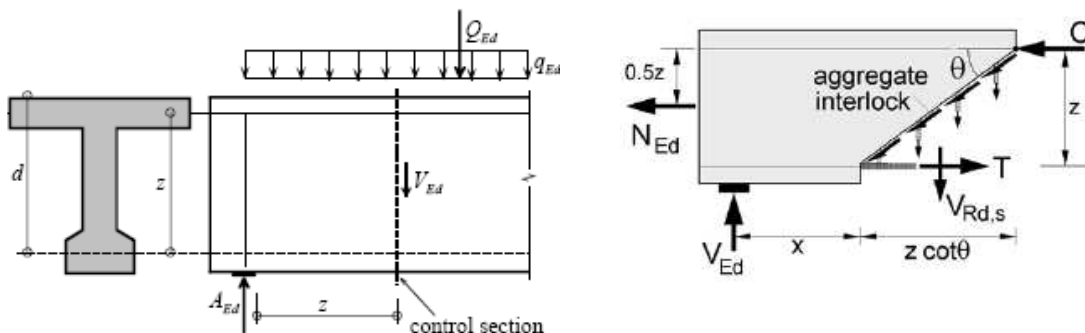


Imagen II.2.1.2.- Sección de control y fuerzas en el alma de una viga

Se establecen tres niveles de análisis o aproximación al problema. El primero de ellos correspondería al diseño de elementos en nuevas estructuras, el segundo para comprobaciones en elementos existentes, y el tercero para el diseño de elementos en situaciones especiales de carga o comprobaciones detalladas.

En el caso de las vigas, el articulado del documento establece una cuantía mínima de armadura longitudinal ($A_{s,min} = 0,26 \cdot b_t \cdot d \cdot f_{ctm} / f_{yk}$) y de armadura transversal ($A_{sw,min} = 0,12 \cdot b_w \cdot s_w \cdot f_{ck}^{1/2} / f_{yk}$).

II.2.1.2.1.- REGIONES FISURADAS POR FLEXIÓN

Se limita la resistencia máxima según la expresión

$$V_{Rd,max} = k_c \cdot (f_{ck}/\gamma_c) \cdot b_w \cdot z \cdot (\cot\theta + \cot\alpha) / (1 + \cot^2\theta)$$

θ inclinación de la biela comprimida

α inclinación de los cercos

En los análisis correspondientes a los niveles I y III se puede emplear $\theta = 45^\circ$. En los casos en que esta armadura sea superior a $0,08 \cdot f_{ck}^{1/2} / f_{yk}$, la contribución a la resistencia a cortante de los cercos sería:

$$V_{Rd,s} = A_{sw} \cdot z \cdot f_{ywd} \cdot (\cot\theta + \cot\alpha) \cdot \sin\alpha / s_w$$

Y la contribución del hormigón a la resistencia se evaluaría como:

$$V_{Rd,c} = k_v \cdot f_{ck}^{1/2} \cdot z \cdot b_w / \gamma_c \quad \text{limitando } f_{ck}^{1/2} \leq 8 \text{ MPa}$$

La armadura longitudinal deberá ser capaz de soportar el incremento de la fuerza de tracción de valor:

$$\Delta F_{td} = V_{Ed} \cdot (\cot\theta - \cot\alpha) / 2 + V_{Rd,c} \cdot (\cot\theta + \cot\alpha) / 2$$

Esta sollicitación no excede en ningún momento de la tracción en la armadura en la zona de momento máximo debida exclusivamente a la flexión.

Como espesor de la sección de hormigón para la comprobación a cortante, b_w , deberá tomarse el menor valor dentro de todo el ámbito de la sección de comprobación en la longitud z

Análisis de Nivel I

Puede emplearse durante los primeros diseños de nuevos elementos e incluso para las comprobaciones en la fase última de diseño de elementos, tanto si llevan como si no llevan armadura transversal.

Las expresiones comentadas anteriormente pueden simplificarse empleando los siguientes factores:

$$\theta = 36^\circ$$

$$k_c = 0,5 \cdot (30/f_{ck})^{1/3} \leq 0,5 \quad \text{con } f_{ck} \text{ en MPa}$$

$$k_v = 200 / (1.000 + 1,3 \cdot z) \leq 0,15 \quad \text{cuando } \rho_w = 0$$

$$k_v = 0,15 \quad \text{cuando } \rho_w \geq 0,08 \cdot f_{ck}^{1/2} / f_{yk}$$

Para el caso del ejemplo descrito en el apartado II.1.1.3.-, la contribución del hormigón en términos de tensión tangencial sería:

$$V_{Rd,c} = k_v f_{ck}^{1/2} z b_w / \gamma_c \quad \tau = 0,162 \cdot 40^{1/2} = 1,02 / \gamma_c \text{ en MPa}$$

Se obtendrían resistencias similares a las ya comentadas, puesto que el coeficiente k_v – aunque depende del brazo de palanca “z” – no deja de ser un ajuste que se traduce en el conocido 0,16 comentado en [08], sin incluir la reducción del coeficiente parcial de seguridad que en la Instrucción EFHE se incluye dentro de la raíz cuadrada, mientras que en esta versión del Model Code aparece fuera.

Por lo tanto, el procedimiento general del MC2010 para regiones fisuradas en el caso de forjados supondría rebajar los valores de resistencia a los que existían en 1.998 sin aplicar la Instrucción EF-.

Análisis de Nivel II

Aplicable a elementos con una cuantía mínima de armadura transversal, según se establece en el propio documento. Está basada en el ángulo de inclinación variable del campo de compresiones durante la respuesta del elemento bajo la acción de la carga, debiendo en todo caso verificarse:

$$20^\circ + 10.000 \cdot \varepsilon_x \leq \theta \leq 45^\circ$$

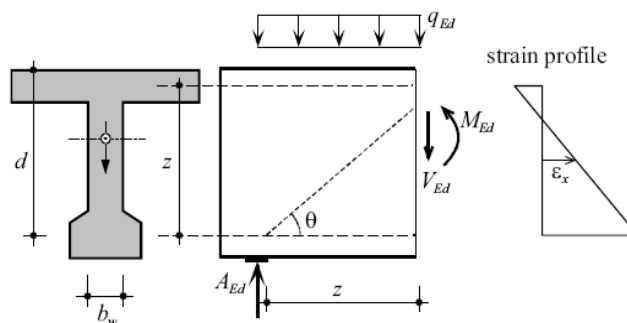


Figura II.2.1.2.1.- Definición de ε_x

Donde ε_x corresponde a la deformación en el punto medio del brazo de palanca considerado, tal y como se muestra en la figura.

Para un primer tanteo, podrá adoptarse el valor de 0,001. En caso de ser necesaria mayor precisión, podrá calcularse mediante un análisis de sección plana, no siendo nunca menor de -0,0002

En el análisis de nivel II, puede obviarse la contribución del hormigón en la resistencia a cortante, aplicando el valor de $k_v = 0$ y por tanto, $V_{Rd,c} = 0$

El espesor de la viga o el alma puede comprobarse para la inclinación del campo de compresiones seleccionando aplicando la expresión general con el siguiente coeficiente:

$$k_c = 0,55 \cdot (f_{ck} / 30)^{1/3} \leq 0,55 \quad \text{con } f_{ck} \text{ en MPa}$$

Si se prevé la formación rótula plástica en la zona considerada, se desarrollará un análisis de nivel IV.

Análisis de Nivel III

Se aplica tanto en vigas como en losas y para cualquier cuantía de armadura transversal. El ángulo de inclinación en este caso se determina como:

$$\theta = 29^\circ + 7.000 \cdot \varepsilon_x$$

El valor de ε_x se determina en este caso aplicando la expresión:

$$\varepsilon_x = \frac{M_{Ed} / z + V_{Ed} + 0,5 \cdot N_{Ed} - A_p \cdot f_{p0}}{2 \cdot (E_s \cdot A_s + E_p \cdot A_p)}$$

Donde f_{p0} corresponde a la tensión en los cables cuando la deformación en el hormigón que los rodea es cero.

Las expresiones generales son de aplicación con los siguientes factores:

$$k_c = 0,55 \cdot (30/f_{ck})^{1/3} \leq 0,55 \quad \text{con } f_{ck} \text{ en MPa}$$

$$k_v = [0,4 / (1 + 1.500 \cdot \varepsilon_x)] \cdot 1.300 / (1.000 + 0,7 \cdot k_{dg} \cdot z) \quad \text{cuando } \rho_w = 0$$

$$k_v = 0,4 / (1 + 1.500 \cdot \varepsilon_x) \quad \text{cuando } \rho_w \geq 0,08 \cdot f_{ck}^{1/2} / f_{yk}$$

$$k_{dg} = 48 / (16 + d_g) \geq 1,15 \quad \text{con } d_g \text{ el diámetro del árido en mm}$$

Análisis de nivel IV

La resistencia de elementos sometidos a cortante, o a cortante combinado con torsión, deberá determinarse a partir de los requisitos de equilibrio y compatibilidad de deformaciones mediante el empleo de las correspondientes relaciones tensión – deformación en la armadura y en el hormigón en régimen fisurado.

II.2.1.2.2.- REGIONES NO FISURADAS POR FLEXIÓN

En el caso de elementos prefabricados de un solo vano y apoyados, sin armadura transversal, el fallo por cortante puede acaecer cuando la tensión principal de tracción en el alma alcanza el valor de la resistencia a tracción del hormigón. Este tipo de fallo puede suceder en regiones no fisuradas por flexión y se conoce como agotamiento por tensión tangencial.

Análisis de Nivel I

La capacidad a cortante puede determinarse mediante la expresión general:

$$V_{Rd,c} = \frac{I_b \cdot w}{S} \sqrt{f_{ctd}^2 + \alpha \cdot \sigma_{cp} \cdot f_{ctd}} \quad [05]$$

Donde intervienen los factores ya comentados anteriormente, puesto que se trata de la misma expresión que aparece en la Instrucción EHE-08 y el Eurocódigo.

En este caso, el cálculo se realiza a la altura del centro de gravedad de la sección, que dependiendo de la geometría de la misma, puede o no, corresponder con la fibra donde se produzca la máxima tensión tangencial, por lo que en aquellas secciones en las que no exista doble simetría, correspondería acometer un análisis de Nivel II.

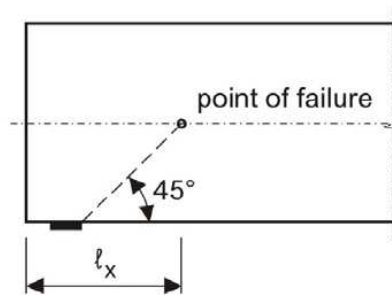


Figura li.2.1.2.2.- Definición de la zona donde se produciría el colapso

Análisis de Nivel II

La capacidad a cortante se obtiene mediante la expresión aplicada para una fibra situada a una altura “y” en la sección analizada:

$$V_{Rd,c} = \frac{I b_w(y)}{S_c(y)} \left[\sqrt{f_{ctd}^2 + \alpha \cdot \sigma_{cp}(y) \cdot f_{ctd}} - \tau_{cp}(y) \right] \quad [10]$$

$S_c(y)$ es el momento estático de la sección por encima de la fibra y, respecto al c.d.g.

$b_w(y)$ es el ancho de la sección a la altura de la fibra y

y es la altura a la que se encuentra la fibra analizada, en la zona crítica de rotura

$\sigma_{cp}(y)$ es la tensión de compresión en el hormigón a la altura de la fibra y, a la distancia l_x

$$\sigma_{cp}(y) = \left[\frac{1}{A_c} + \frac{Y_c - y}{I} \right] \cdot F_p(l_x)$$

Y_c altura del centro de gravedad de la sección de hormigón

A_c área de la sección transversal de hormigón

$\tau_{cp}(y)$ es la tensión tangencial en el hormigón debida a la transmisión del pretensado, a la altura de la fibra y, a la distancia l_x

$$\tau_{cp}(y) = \frac{1}{b_w(y)} \left[\frac{A_c(y)}{A_c} - \frac{S_c(y) \cdot (Y_c - Y_{pt})}{I} \right] \cdot \frac{dP_t(l_x)}{dx}$$

$A_c(y)$ área de hormigón por encima de la fibra “y”

Y_{pt} centro de gravedad de las armaduras pretensadas

Aunque esta comprobación conduce a valores inferiores a [05] debido a la reducción del término $-\tau_{cp}(y)$, las resistencias obtenidas siguen siendo muy elevadas, al considerar el pretensado aplicado en toda la sección. Por lo tanto, no debería ser de aplicación para el caso de forjados de vigueta pretensada.

II.2.1.2.3.- CORTANTE ENTRE ALMA Y ALAS EN SECCIONES EN "T"

La introducción de fuerzas de tracción o compresión en las alas genera esfuerzos cortantes en las secciones de encuentro entre alas y el alma, además de las correspondientes fuerzas de tracción y compresión en las propias alas.

El desarrollo de fuerzas de compresión en las alas deberá analizarse mediante campos de tensiones, recomendándose las siguientes inclinaciones para la difusión:

$$25^\circ \leq \theta_f \leq 45^\circ \text{ para la compresión en alas}$$

$$35^\circ \leq \theta_f \leq 50^\circ \text{ para la tracción en alas}$$

En general, será preceptivo el empleo de armadura por problemas de flexión transversal, así como un mínimo de cuantía de armadura transversal. La armadura longitudinal del ala deberá estar eficazmente anclada, de acuerdo con el campo de tensiones empleado.

II.2.1.2.4.- RASANTE ENTRE HORMIGONES

La tensión tangencial en la interfase entre hormigones ejecutados a distintas edades deberá garantizar:

$$V_{Edi} \leq V_{Rdi}$$

El valor de la tensión tangencial viene determinado por:

$$v_{Edi} = \beta \cdot V_{Ed} / (z \cdot b_i)$$

- β factor cociente entre la fuerza longitudinal en el nuevo hormigón, y la fuerza longitudinal total tanto en la zona comprimida o traccionada, ambas calculadas para la sección considerada.
- z brazo de palanca interno en la sección compuesta
- b_i ancho de la junta
- V_{Ed} cortante actuando en la sección compuesta

El valor de la tensión máxima resistida es:

$$V_{Rdi} = c \cdot f_{ctd} + \mu \cdot \sigma_n + \rho \cdot f_{yd} \cdot (\mu \cdot \sin \alpha + \cos \alpha) \leq 0,5 \cdot v \cdot f_{cd}$$

- c factor que depende de la cohesión
- μ coeficiente de rozamiento
- ρ cuantía de acero transversal a la junta
- σ_n tensión normal debida a la existencia de cargas axiales actuando en la interfase
- α inclinación de armadura transversal a la junta

Los factores c y μ dependen de la rugosidad de la superficie

- Muy liso (acero, plástico, tratamientos especiales superficiales,...)	$c = 0,025$	$\mu = 0,5$
- Liso (superficie de hormigón sin curado ni tratamiento)	$c = 0,35$	$\mu = 0,6$
- Rugoso	$c = 0,45$	$\mu = 0,7$
- Muy rugoso	$c = 0,5$	$\mu = 0,9$

II.2.2.- EUROCÓDIGO - 2

A partir de 1992 se empieza a elaborar el texto que se pretende sea, en un futuro, la normativa Europea de aplicación al hormigón estructural en todos los países miembros de la CE.

Puesto que el enfoque del EC-2 es muy general, hay formados alrededor de 15 grupos de trabajo sobre otros tantos productos específicos de hormigón estructural, encargados de elaborar los correspondientes "Product Standard".

II.2.2.1.- Primera versión

En el primer texto o borrador del EC-2²³ se propone una formulación de cortante para elementos sin armadura transversal:

$$V_{Rd1} = [\tau_{Rd} k (1,2 + 40 \cdot \rho_l) - 0,15 \cdot \sigma_{cp}] \cdot b_w \cdot d$$

τ_{Rd} es la resistencia de cálculo básica a cortante $\tau_{Rd} = 0,25 f_{ctk 0,05} / \gamma_c$
 factor de canto $k = 1,6 - d \geq 1$ (con "d" en metros)

ρ_l cuantía de armadura traccionada $\rho_l = A_s / (b_w \cdot d) \leq 0,02$ (ver fig. II.2.2.1.-)

σ_{cp} tensión axial en la pieza $\sigma_{cp} = N_{sd} / A_c$

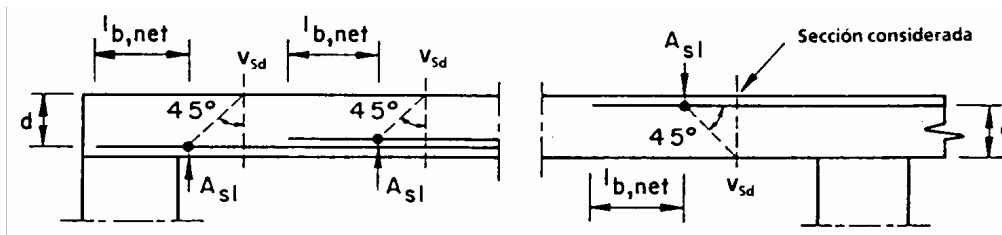


Fig. II.2.2.1.-Definición de A_s para su uso en la ecuación

Al igual que la formulación de la Instrucción EHE, está compuesta por dos términos aditivos, el primero que depende de la pieza y su armado, y un segundo sumando que tiene en cuenta la colaboración del pretensado.

Introduce la novedad de un valor mínimo de resistencia cortante en elementos con poca armadura traccionada, pues cuando $\rho \rightarrow 0$, $V_{Rd1} = [1,2 \cdot \tau_{Rd} k - 0,15 \cdot \sigma_{cp}] \cdot b_w \cdot d$ aún queda parte de la resistencia a cortante soportada por el hormigón de la pieza. En la formulación de la EHE, que proviene del Model Code '90, la resistencia sin armadura traccionada a cortante es nula, contrario a lo que demuestra la experiencia en casos de zapatas de hormigón en masa o elementos sin armado.

Sin embargo, al calcular el término correspondiente a la cuantía "p" al no tener en cuenta el factor de mayoración f_{yp} / f_{yk} que sí tiene la EHE, se obtienen valores muy bajos de cuantía, por lo que conduce a valores inferiores a los que se obtienen con la Instrucción Española.

También se incluye un valor máximo de cortante resistido sin rotura por compresión en el alma de la pieza, por elementos sin armadura transversal:

$$V_{Rd2} = 0,5 \cdot v \cdot f_{cd} \cdot b_w \cdot 0,9d \quad \text{con } v = 0,7 - f_{ck}/200 \geq 0,5 \text{ donde } f_{ck} \text{ se expresa en N/mm}^2$$

II.2.2.2.- EUROCODIGO 2 - EN 1992-1-1 (2004)²⁴

Para elementos sin armadura transversal, la resistencia a cortante se evalúa según la expresión:

$$V_{Rd,c} = [C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} - 0,15 \cdot \sigma_{cp}] \cdot b_w \cdot d \geq (v_{min} - 0,15 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d \quad [11]$$

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0 \quad \text{con "d" en mm}$$

$$\rho_l = \frac{A_s}{b_w \cdot d} \leq 0,02 \quad \text{cuantía geométrica de la armadura longitudinal traccionada}$$

$\sigma_{cp} = N_{Ed} / A_c$ tensión axil efectiva en la sección. Con N_d esfuerzo axil de cálculo incluyendo el pretensado y A_c el área total de la sección de hormigón.

$$C_{Rd,c} = 0,18 / \gamma_c \quad \text{para } \gamma_c = 1,5 \rightarrow C_{Rd,c} = 0,18 / 1,5 = 0,12 \text{ de la EHE-98}$$

$$v_{min} = 0,035 \cdot k^{3/2} \cdot f_{ck}^{1/2} \quad \text{tope inferior a la tensión tangencial admisible}$$

Esta expresión, para $\gamma_c = 1,5$ es exactamente igual a la que aparecía en la Instrucción EHE-98. No obstante, existían ciertos aspectos de tratamiento diferencial:

- El factor del canto "k" en EC-2 y "ξ" en la EHE-98 tienen idéntica expresión, sin embargo en la Normativa española, para valores de $d < 200$ mm, se permitían valores de $\xi > 2$ ya que no hay limitación, mientras que en el EC-2 siempre se debe cumplir $k \leq 2$.
- El factor de cuantía "ρ_l" está mayorado en el caso de la EHE-98 por el cociente f_{yp}/f_{yk} por lo que en elementos pretensados se suele alcanzar el 0,02. En el EC-2, en cambio, para cordones pretensados de pequeño diámetro, se suele tener valores de $\rho_l \approx 0,008$
- En la Instrucción EHE-98, si $\rho \rightarrow 0$, $V_{u2} = 0$ (en ausencia de pretensado). En el EC-2, en cambio, siempre existe un valor mínimo que sin embargo es inferior a $0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2}$

Estos aspectos ya están adecuados en la última versión nacional de la Instrucción EHE-08.

Además, para elementos pretensados biapoyados en los que se garantice que no se alcanza la fisuración, se puede emplear:

$$V_{u2} = \frac{I \cdot b_w}{S} \sqrt{f_{ct,d}^2 + \alpha \cdot \sigma_{cm} \cdot f_{ct,d}} \quad [05]$$

Y también puede emplearse, para comprobaciones en secciones a distancia "x" de los apoyos, siempre que $0,5d \leq x \leq 2d$, la expresión:

$$V_{Rd,c} = [C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} (2d/x) - 0,15 \cdot \sigma_{cp}] \cdot b_w \cdot d \leq 0,5 \cdot b_w \cdot d \cdot v \cdot f_{cd}$$

$$v = 0,6 \cdot (1 - f_{ck} / 250) \text{ en N/mm}^2 \quad \text{y cargas aplicadas en la cara superior del elemento.}$$

Expresión que no hace sino recoger la mayor resistencia a cortante en la proximidad a los apoyos por la ausencia de fisuración.

II.2.2.3.- ANEJO NACIONAL

El texto del Eurocódigo 2 incluye una serie de coeficientes con valores recomendados, pero que pueden ser definidos por cada uno de los Estados Miembros. Son los “valores en recuadro” (box values”), pues se muestran enmarcados mediante un recuadro.

La norma europea EN 1992-1-1 (2004) ha sido publicada en español como UNE-EN-1992-1-1 (2010)²⁵, y es el texto actualmente en vigor donde aparecen los coeficientes a definir por cada país.

Una vez aprobada a nivel nacional, se ha elaborado recientemente por parte de la Comisión Permanente del Hormigón del Ministerio de Fomento, el Anejo Nacional correspondiente: AN/IUNE-EN-1992-1-1²⁶.

En el apartado concreto del Estado Límite Último de capacidad a cortante, se mantiene el coeficiente:

$$C_{R,d} = 0,18 / \gamma_c$$

Que como ya se ha expuesto en el apartado correspondiente a la Instrucción EHE-08, relaciona directamente la seguridad a cortante con la resistencia del hormigón.

En cambio, para la capacidad mínima a cortante en secciones con poca o nula cuantía de armadura longitudinal, se ha empleado el valor que aparece en la Instrucción EHE-08, en lugar del propuesto en la normativa europea, que como se ha indicado, ofrece resistencias superiores al término del EC-2:

$$V_{\min} = [(0,075/\gamma_c) \cdot \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2}]$$

En el caso concreto de los nervios de forjado pretensados, tanto este valor mínimo de la resistencia a cortante, como la existencia de un tope inferior (capacidad de la vigueta aislada analizada según la expresión elástica), son las razones por las que la previsión de capacidad de estos elementos es más elevada aplicando la Instrucción EHE-08, a pesar de tener expresiones idénticas.

II.2.2.4.- Propuesta de revisión

En la actualidad, el texto del Eurocódigo 2 se encuentra en proceso de revisión, y presumiblemente se verá actualizado con el contenido de la última versión del Código Modelo de 2010.

El Comité Técnico de Normalización, a través del grupo de trabajo nacional que participa en la elaboración del Eurocódigo, ha presentado una propuesta para el análisis a cortante²⁷.

Dicha propuesta parte de las conclusiones de los trabajos de A. Marí et al²⁸, ya comentados en el apartado anterior.

El cortante resistido por cualquier elemento se expresa según:

$$V_{Rd} = V_{cu} + V_{su} \leq V_{Rd,max} = \alpha_{cw} \cdot b_w \cdot d_s \cdot v_1 \cdot f_{cd} \cdot \frac{\cot \theta + \cot \alpha}{1 + \cot^2 \theta}$$

Que en el caso de inclinación de la biela a 45° y para elementos sin armadura transversal resulta:

$$V_{Rd} = V_{cu0} \leq V_{Rd,max} = \alpha_{cw} \cdot b_w \cdot d_s \cdot v_1 \cdot f_{cd} \cdot 0,5$$

α_{cw} coeficiente en función del estado tensional en la biela
 $\alpha_{cw} = 1$ para elementos sin pretensado
 $\alpha_{cw} = 1 + \sigma_{cp} / f_{cd}$ para $0 \leq \sigma_{cp} \leq 0,25 f_{cd}$
 $\alpha_{cw} = 1,25$ para $0,25 f_{cd} \leq \sigma_{cp} \leq 0,50 f_{cd}$
 $\alpha_{cw} = 2,5 (1 - \sigma_{cp} / f_{cd})$ para $0,50 f_{cd} \leq \sigma_{cp} \leq f_{cd}$

d_s desde la fibra de hormigón más comprimida y el c.d.g. de las armaduras traccionadas

v_1 factor de reducción de resistencia para el hormigón fisurado por cortante
 $v_1 = 0,6$ para $f_{ck} \leq 60$ MPa
 $v_1 = 0,9 - f_{ck}/200 > 0,5$ para $f_{ck} > 60$ MPa

La contribución del hormigón sin armadura transversal se expresa según:

$$V_{cu0} = 0,30 \cdot \zeta \cdot k_p \cdot \frac{f_{ck}^{2/3}}{\gamma_c} \cdot d \cdot b_{v,eff} \quad [12]$$

x profundidad de la fibra neutra

ζ coeficiente en función del efecto escala, de valor $1,2 - 0,2(a/d)d \geq 0,65$ (en metros)

a luz de cortante (M_{Ed} / V_{Ed}), de valor $l_0/4$ en vigas sometidas a carga uniforme, con l_0 distancia entre puntos de momento nulo

k_p factor de resistencia para pretensado o carga axil $K_P = 1 + 0,24 \frac{P y_t}{f_{ctm} b d^2}$

$b_{v,eff}$ ancho efectivo para cálculo a cortante, de valor b para secciones rectangulares, y para secciones en T o en I, varía según:

$$x \leq h_f \quad b_{v,eff} = b_v = b_w + 2 h_f \leq b$$

$$x > h_f \quad b_{v,eff} = b_w + 2 h_f (3v^2 - 2v^3) \leq b \quad ; \quad v = h_f / x$$

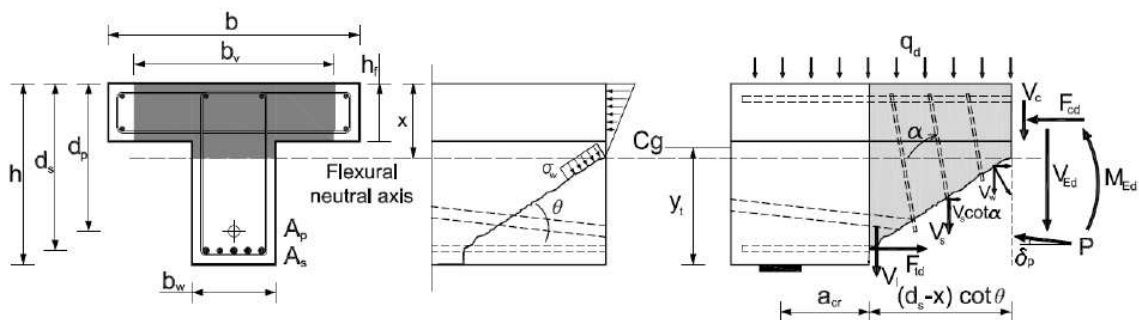


Imagen II.2.2.4.- Esquema considerado para el análisis

Para el caso de secciones con armadura transversal, se recurre al sumatorio por separado de la contribución del acero y del hormigón, variando la contribución de ambos parámetros con la inclinación de la biela comprimida.

La profundidad de la fibra neutra en el caso de secciones pretensadas se determina según:

$$x = x_0 + 0,80(h - x_0) \left(\frac{d}{h} \right) \frac{\sigma_{cp}}{\sigma_{cp} + f_{ctm}}$$

f_{ctm} resistencia media a tracción, no mayor de 4,60 MPa
 x_0 profundidad de la fibra neutra para la misma sección sin pretensado

En secciones en T o doble T la fibra neutra se encuentra dentro de las alas cuando se cumple la condición:

$$\alpha_e \rho_l \leq \frac{\delta^2}{2(1-\delta)} \quad \text{con} \quad \delta = \frac{h_f}{d}$$

En esa situación el eje neutro se determina como en el caso de una sección rectangular de ancho b

$$\frac{x_0}{d} = \alpha_e \rho_l \left(-1 + \sqrt{1 + \frac{2}{\alpha_e \rho_l}} \right)$$

$$\begin{aligned} \alpha_e \rho_l &= \alpha_{e,s} \rho_s + \alpha_{e,p} \rho_p \\ \alpha_{e,s} &= E_s / E_{cm} & \alpha_{e,p} &= E_p / E_{cm} & E_{cm} &= 22.000(f_{cm}/10)^{0,3} \\ \rho_s &= A_s / (b d_s) & \rho_p &= A_p / (b d_p) \end{aligned}$$

Si no se verifica la condición anterior, y por tanto $x > h_f$, se emplea la siguiente expresión

$$\frac{x_0}{d} = [\delta(\eta - 1) + \eta \alpha_e \rho_l] \left[-1 + \sqrt{1 + \frac{\delta^2(\eta - 1) + 2\eta \alpha_e \rho_l}{[\delta(\eta - 1)^2 + \eta \alpha_e \rho_l]}} \right]$$

$$\eta = b / b_w \quad \text{con } b_w \text{ el espesor del alma en contacto con las alas}$$

En este modelo la resistencia se logra a partir del cortante transferido por la cabeza comprimida a lo largo de la fisura mediante el efecto engranamiento y la fricción, los cercos y el efecto arco gracias a la armadura de tracción. El modelo se ha comparado con la reciente actualización de la base de datos de ensayos a cortante ACI-DAfStb databases²⁹, con muy buenos resultados, por lo que supone una aproximación acertada al fenómeno, y se propondrá para su inclusión en los primeros borradores.

Aunque no se detalla en el documento, se propone como sección de comprobación aquella que se encuentra a una distancia $(d_s - x) \cot \theta$ desde el origen de la fisura en la cara inferior que progresa hasta alcanzar la fibra neutra. De forma simplificada este término sería $0,85 \cdot d$.

Por tanto, es preciso realizar una iteración para una carga V estimada, que produce una fisura a una distancia S_{cr} del apoyo en función del momento de fisuración de la sección. O bien a partir del cálculo del cortante máximo resistido por la sección, puede determinarse la sección crítica donde tendría lugar la rotura, puesto que sería posible determinar hasta dónde ha progresado la fisura por flexión y a partir de la misma, dónde alcanza la fisura la fibra neutra.

II.2.3.- NORMA ARMONIZADA DE PRODUCTO (MARCADO CE)

La Norma UNE-EN-15037-1 (2008)³⁰ ha sido elaborada por el comité técnico CEN/TC229 de Productos prefabricados de hormigón, de modo que sea de aplicación en toda la Unión Europea para garantizar el libre comercio de productos prefabricados estructurales y su convergencia con el Eurocódigo 2

El análisis de la capacidad a cortante se describe en el anexo informativo E, aplicando el criterio general de considerar el menor valor de la sección compuesta a partir de dos zonas de comprobación:

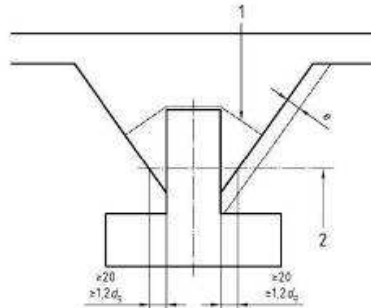


Figura II.2.3.- Definición de los niveles de verificación para viguetas de hormigón armado y pretensado

El nivel 2 queda definido a partir de la zona en que el espesor de hormigón entre la bovedilla y la vigueta es menor a 20 mm o $1,2d_g$ (tamaño máximo del árido).

A partir del cortante solicitación V_{Sd} , se obtendría la tensión tangencial:

$$\tau_{Sd} = V_{Sd} / (b \cdot z) \leq 0,03 f_{ck}$$

- b anchura de la sección transversal de la vigueta al nivel considerado o la longitud de la línea de menor resistencia, en mm
- z brazo de palanca en ELU, de valor 0,9 d en las viguetas de hormigón armado y I/S en el caso de viguetas de hormigón pretensado, en mm
- d canto útil en mm
- f_{ck} resistencia característica a compresión del hormigón al nivel estudiado (MPa)

Si no se verifica el límite de $0,03 f_{ck}$, entonces sería preceptiva la colocación de armadura transversal para resistir el esfuerzo cortante, según el apartado 6.2.3. del Eurocódigo 2 (UNE-EN-1992-1-1:2004).

Por lo tanto, la resistencia a cortante en forjados de viguetas pretensada sin armadura transversal sería:

$$V_{u2} = 0,03 f_{ck} \cdot b \cdot S/I \quad [13]$$

- b anchura de la sección transversal de la vigueta (mm)
- I momento de inercia principal respecto al c.d.g. de la sección (mm⁴)
- S momento estático de la sección por encima de b respecto al c.d.g. (mm³)

Tomando el menor valor, ya sea con $f_{ck,v}$ y $b_{0,v}$ o bien $f_{ck,n}$ y $b_{0,n}$ en la zona más estrecha de la vigueta o en la línea de menor resistencia del hormigón vertido in situ.

En el caso de confiar la resistencia exclusivamente a la vigueta, sin contar con la colaboración del forjado, la normativa remite al Eurocódigo 2 para determinar la resistencia a cortante

II.3.- OTRAS NORMATIVAS DE REFERENCIA

II.3.1.- CÓDIGO AMERICANO ACI (318R)

II.3.1.1.- Introducción

La creación del ACI-318 "Requisitos Reglamentarios para el hormigón estructural" del Instituto Americano del Hormigón data de 1971. Desde entonces, la evolución del texto reglamentario ha consistido en la inclusión de Requisitos, según avanzaba el conocimiento.

En versiones anteriores, el valor tradicional de la tensión tangencial máxima admisible venía definido por:

$$\tau = 0,5 \cdot (f_{ck})^{1/2}$$

Valor que como se indicó anteriormente, era el mismo que se adoptó en la Normativa Nacional desde sus primeros textos (HA-61) hasta la penúltima versión anterior a la actual EHE-08 (EH-91).

En el código actual la resistencia virtual a tensiones tangenciales se ha reducido drásticamente, pasando del valor indicado en a:

$$\tau = 0,13 \cdot (f_{ck})^{1/2}$$

Que también ha sido adoptado en la Normativa Nacional como valor de resistencia virtual a cortante, pero incluyendo el coeficiente de minoración de resistencia del hormigón:

$$\tau = 0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2} \quad \text{con } \gamma = 1,5 \quad [09]$$

Inicialmente, la capacidad a cortante se obtenía a partir de la tensión tangencial máxima admisible en el hormigón, algo que ha ido ampliándose, según los estudios han permitido definir más parámetros que intervienen en la capacidad a cortante.

II.3.1.2.- ACI-318S

La versión de 2008³¹ ha estado en vigor hasta el 2011³², aunque el apartado de cortante no ha sufrido importantes modificaciones, en particular en el caso de la contribución del hormigón pretensado a la resistencia a cortante.

$$V_c = \left(0,05 \cdot \lambda \cdot \sqrt{f'_c} + 4,8 \frac{V_u \cdot d_p}{M_u} \right) b_w \cdot d$$

f'_c resistencia del hormigón en MPa con $(f'_c)^{1/2} \leq 8,3$ MPa

λ factor de modificación para hormigón ligero

d_p distancia desde la fibra extrema en compresión al centroide del acero

La reciente edición de 2.014³³ ha consistido en reordenar el articulado para lograr un documento más intuitivo y manejable.

La expresión que aparece por tanto sigue siendo la misma, aunque se han incluido límites inferiores y superiores, de modo que:

$$2 \cdot \lambda \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d \leq V_c \leq 5 \cdot \lambda \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d$$

Se indica que la expresión general está calibrada para elementos sometidos a cargas continuas, por lo que ofrecerá resultados conservadores en otras situaciones.

El término $V_u \cdot d_p / M_u$ puede expresarse para cargas continuas de forma explícita según:

$$\frac{V_u d_p}{M_u} = \frac{d_p (1 - 2x)}{x(1 - x)}$$

l es la luz del elemento
 x la distancia desde el apoyo a la sección analizada

II.3.2.- CÓDIGO CANADIENSE CSA-2004

En versiones anteriores el modelo utilizado en la Normativa Canadiense seguía el ACI americano. El documento 2004³⁴ abandona la similitud con el ACI para incluir la formulación, desarrollada por el profesor Michael P. Collins.

$$V_r = V_c + V_s + V_p \leq 0,25 \phi_c \cdot f'_c \cdot b_w \cdot d_v + V_p$$

V_p tiene en cuenta el efecto del pretensado en la resistencia a cortante
 V_s es la contribución de las armaduras transversales en la resistencia a cortante
 V_c es la contribución del hormigón en la resistencia a cortante, calculado según:

$$V_c = \phi_c \cdot \lambda \cdot \beta \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d_v$$

ϕ_c es un factor de resistencia para el hormigón
 λ es un factor a emplear en caso de incluir hormigón ligero
 β es un factor que tiene en cuenta la resistencia a cortante del hormigón fisurado:

$$\beta = \frac{230}{(1000 + d_v)} \text{ para tamaño máximo del árido es } \phi = 20 \text{ mm}$$

f'_c es la resistencia a compresión del hormigón.

Se impone un tope inferior de resistencia a cortante en general y además se establece que la contribución del hormigón no excederá del valor: $(f'_c)^{1/2} \leq 8 \text{ MPa}$

Este límite es similar el fijado por el ACI americano, aunque en este caso el valor tope ha quedado establecido en 8,3 MPa.

II.3.3.- NORMATIVA FRANCESA (BAEL - CPT PLANCHERS TITRE I)³⁵

En la normativa francesa anterior al marcado CE (UNE-EN-15037-1) y las normas armonizadas, la resistencia a cortante en forjados de viguetas pretensadas se evalúa, tanto para flexión positiva como negativa, mediante la expresión:

$$V_{rd} = \tau_{rd} \cdot \left(\frac{b \cdot l}{H} \right)_{\min} \quad [13]$$

- τ_{rd} es el valor de la tensión tangencial de cálculo $\tau_{rd} = 0,03 f_{ck}$ (en MPa), se empleará el hormigón correspondiente al menor de los existentes a la profundidad “y” analizada de la sección
- b es el espesor del alma de hormigón solicitado a corte (en mm)
- l es el momento de inercia de la sección transversal (en mm⁴)
- H momento estático de la sección por encima de la fibra a la que se realiza la comprobación y referida al cdg de la sección completa

La expresión incluye términos correspondientes a la formulación en términos tangenciales mediante el círculo de Mohr, aunque no se recoge el efecto del pretensado, pues para pequeños elementos, como es el caso de las viguetas pretensadas, el porcentaje de pretensado anclado en la sección crítica es despreciable. Se supone que la sección transversal continúa siendo plana incluso en las situaciones de ELU y las tensiones se evalúan en estado elástico. El valor de τ_{rd} proviene de la práctica de sistemas recogidos en la Avis Technique, que a su vez se asemeja a la formulación del Código ACI.

Destacar que en Francia no se emplea la vigueta con sección en cola de milano, conocida antes de la publicación de la EFHE como “semivigueta”, por lo que las secciones comercializadas suelen presentar mayor altura y superficie de contacto, de manera que a sección prefabricada cobra más importancia y por ello se recurre a una formulación similar a la de losas alveolares.

También se incluyen especificaciones relativas al monolitismo del sistema (rasante), debiendo verificar los valores de τ_{rd} a rasante los requisitos fijados en la tabla del Product Estándar correspondiente, que, en este caso, se ha obtenido de la experiencia en Francia, siendo “b” el perímetro de contacto entre hormigones y el cociente l/H con el mismo significado de la expresión anterior. La fórmula a emplear es la misma para evaluar las tensiones tangenciales de corte y de rasante.

La expresión indicada, tanto para cálculo de resistencia a cortante como para las comprobaciones a rasante se emplea para cualquier tipo de sección, no sólo para el caso de vigueta de forjado, por lo que se puede concluir que en la Normativa Francesa existía un tratamiento general para el cortante.

La expresión de la tensión tangencial empleada en este documento $0,03 f_{ck}$ es la que se ha empleado de referencia en los anejos de la norma de producto de forjados de viguetas pretensadas.

La última versión del documento, del año 2012³⁶ mantiene los mismos criterios a efectos de la evaluación de la capacidad a cortante en nervios pretensados, ya que en muchos aspectos es una traslación del texto de la norma armonizada de producto EN-15037-1, elaborada en gran medida por los propios representantes franceses.

Se incluyen criterios más amplios en lo que se refiere al monolitismo de la sección mixta, o comprobación a rasante, puesto que la casuística de geometrías y distintos acabados en las viguetas es más amplia, mientras que en España se ha reducido, al menos en la mayoría de fabricantes, al engarce en cola de milano.

II.3.4.- NORMATIVA ALEMANA (DIN 1045)

El tratamiento de elementos tipo vigueta pretensada en las normas DIN alemanas hasta la entrada en vigor del mercado CE establecía una serie de requisitos en los elementos sin armadura transversal:

- Para las secciones de hormigón sin armadura transversal, esta permitido considerar situaciones de tensión del hormigón al limite de la capacidad de carga para esfuerzos cortantes, si se puede demostrar, bien por calculo bien por ensayos, que se puede excluir una rotura frágil y que se dispone de suficiente capacidad de carga.
- Para las secciones de hormigón sin armadura transversal, se debe demostrar que, bajo el efecto combinado de esfuerzos cortantes, flectores y axiles, se cumple

$$V_{sd} \leq \sqrt{\left(\frac{f_{ctk;0,05}}{\gamma_c}\right)^2 - \frac{\sigma_{cm} \cdot f_{ctk;0,05}}{\gamma_c}} \cdot b_w \cdot h$$

- | | |
|---------------|---|
| V_{sd} | valor asignado / medido del esfuerzo cortante que se ha de resistir |
| σ_{cm} | tensión media de compresión en la sección de hormigón |
| γ_c | coeficiente de seguridad del hormigón |

V_{sd} en la sección transversal residual no fisurada se ha de calcular según el correspondiente estado tensional.

Una parte de hormigón se puede considerar no fisurada cuando, estando al limite de la capacidad de carga, se encuentra totalmente bajo esfuerzos de compresión o en el caso particular considerado, si la tensión principal en el hormigón no supera el valor de 1,0 N/mm².

Como puede comprobarse, la expresión aplicable para el caso de viguetas de hormigón a la hora de evaluar la resistencia a cortante, coincide con la expresión de la tensión principal admisible por el hormigón, obtenida a partir del círculo de Mohr. Además, se tiene en cuenta el pretensado (negativo si es de compresión), pero estableciendo las limitaciones correspondientes a las condiciones de fisuración.

Se prioriza, además, la necesidad de comprobar la no existencia de riesgo de rotura frágil, ya sea a través de ensayos o por cálculo.

II.4.- SITUACIÓN ACTUAL

Tal y como se describió en la introducción, se observa un descenso en la evolución de la resistencia a cortante en la Normativa Nacional y Europea. Normalmente, la formulación en Europa suele ser heredera de los avances en investigación desarrollada por el Código Americano ACI, en tanto en cuanto la formulación en los EE.UU presenta un carácter más empírico y se sirve en gran medida de la experimentación directa; mientras que en Europa existe una tradición más teórica y los resultados empíricos no suelen ser de aplicación inmediata.

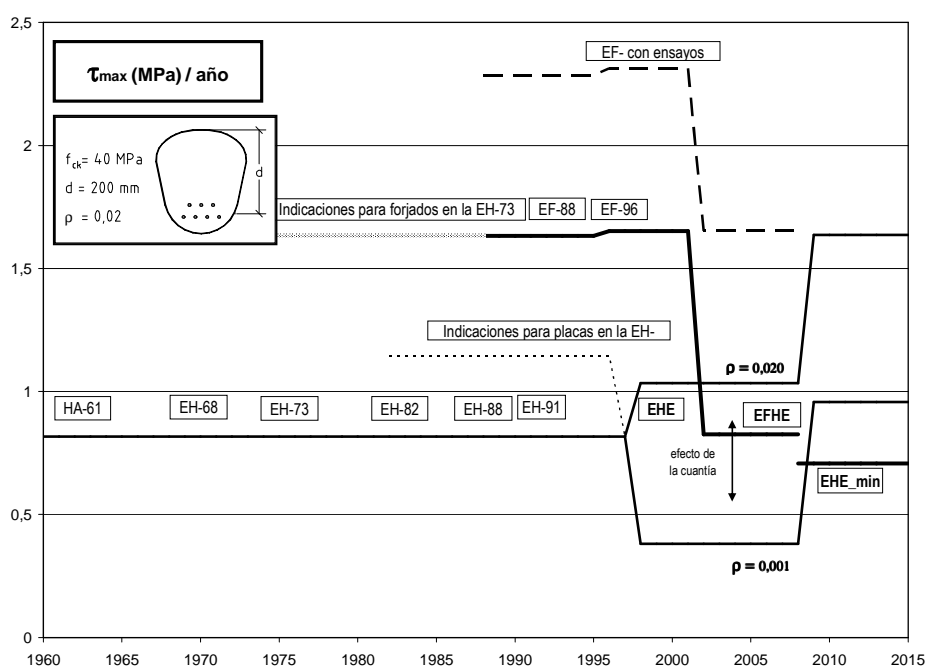


Figura II.4.- Evolución de la tensión tangencial teórica en la normativa nacional

En la gráfica se aprecia cómo el tratamiento normativo en el caso de los forjados de vigueta pretensada y el resto de elementos ha ido variando a lo largo de la historia, pasando desde un tratamiento diferencial a un proceso de convergencia con la formulación general. Esta situación se tradujo en reducciones drásticas de la resistencia prevista, coincidiendo con el aumento de investigaciones del cortante en el hormigón y el tratamiento conservador derivado de los accidentes registrados.

II.4.1.- TENDENCIA EN LA NORMATIVA

Aunque el comportamiento de la resistencia a cortante en elementos de hormigón armado ha sido estudiado durante cerca de sus 100 años de historia, con más de 6.000 experimentos documentados en vigas sometidas a estados de carga para analizar el cortante, el problema sigue sin tener una solución clara. Por el contrario, predecir el comportamiento de elementos de hormigón armado sometidos a flexión es un problema tan complejo. La teoría de secciones planas (hipótesis de Navier), ofrece un método racional, sencillo y general, capaz de predecir, no sólo la resistencia a flexión, sino la respuesta completa

carga-deformación de cualquier sección de hormigón armado. Por esta razón casi no existen diferencias en la evaluación de la resistencia, o de la cuantía de armadura necesaria para garantizar el comportamiento dúctil de la sección, entre los distintos códigos y normativas.

Existen, sin embargo, numerosos desacuerdos en lo que se refiere a la resistencia a cortante en elementos estructurales y a los requisitos de armado necesarios para garantizar un comportamiento dúctil a cortante de la pieza. A la vista de la disparidad existente entre el estado del conocimiento en el comportamiento a flexión frente al comportamiento a cortante, no es de extrañar que, mientras que fallos en estructuras de hormigón diseñadas a flexión son muy escasas, en el caso del diseño a cortante, fallos por esta razón se producen con más frecuencia. El colapso de la plataforma de extracción de gas Norwegian Sleipner en 1991, que supuso unas pérdidas de un billón de dólares; o el colapso de las pilas de hormigón armado en un puente de un tren expreso en Hanshin (Japón) en 1995, a causa de un terremoto, son algunos ejemplos.

Quizás una de las causas por las que el problema es tan complicado de entender es que el método tradicional de ensayo, aunque es fácil de realizar, es difícil de analizar. En estos ensayos (ver fig. II.4.1.-) el comportamiento de la pieza varía de sección en sección a lo largo de la luz de cortante (distancia desde el apoyo al punto de aplicación de la carga) y del canto de la viga. En cambio, mediante el ensayo propuesto por M.P. Collins en sus estudios desarrollados en la Universidad de Toronto, si bien requieren un proceso más complicado de ejecución, permiten un análisis más completo. A partir de estos análisis, se ha desarrollado la teoría de MCFT.

El nuevo modelo propuesto en la revisión del Eurocódigo 2 parece aportar una solución general y amplia para todos los tipos de elementos, además de facilitar una aproximación física capaz de localizar la sección crítica en una viga.

II.4.2.- FORMULACIÓN DISPONIBLE PARA LAS COMPROBACIONES DE CORTANTE

A modo de resumen, se indican aquí las distintas formulaciones disponibles a nivel nacional, para el técnico a la hora de evaluar la resistencia a cortante de nervios de forjados ejecutados con viguetas pretensadas, enumerando las particularidades o problemas de aplicación en cada uno de los casos:

- Instrucción EHE-08

$$V_{u2_EHE} = [(0,18/\gamma_c) \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{cv})^{1/3} + 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad [06]$$

$$V_{u2_EHE,min} = [(0,075/\gamma_c) \cdot \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2} + 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad (\text{valor mínimo}) \quad [07]$$

Se deben realizar cuatro comprobaciones, dos para cada nivel analizado, considerando los distintos hormigones, espesores y efecto del pretensado, tanto con la formulación general como con la de resistencia mínima (sin considerar la cuantía de acero traccionado).

Además, la resistencia así obtenida no podrá ser menor a la que tendría el elemento prefabricado aislado

$$V_{u2_EHE,v} = I \cdot b_0 \cdot (f_{ct,d}^2 + \alpha_l \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,d})^{1/2} / S \quad [05]$$

Expresión general para elementos en los que no se alcanza la fisuración por flexión

- Instrucción EFHE 2003 (derogada)

$$V_{u2_EFHE(2)} = 0,32 \cdot f_{cd}^{1/2} \cdot b_0 \cdot d \quad [09]$$

Valor tradicional en el cálculo de cortante en forjados, que proviene del $0,5 \cdot f_{ck}^{1/2}$ en kp/cm^2

- Eurocódigo 2

$$V_{u2_EC2} = [C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} - 0,15 \cdot \sigma_{cp}] \cdot b_w \cdot d \geq (0,035 \cdot k^{3/2} \cdot f_{ck}^{1/2} - 0,15 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d \quad [11]$$

Expresión similar a la que aparece recogida en la normativa nacional.

- Revisión del Eurocódigo 2

$$V_{cu0} = 0,30 \cdot \zeta \cdot \frac{x}{d} \cdot k_p \cdot \frac{f_{ck}^{2/3}}{\gamma_c} \cdot d \cdot b_{v,eff} \quad [12]$$

Expresión no recogida aún en textos reglamentarios

- Marcado CE

$$V_{u2} = 0,03 \cdot f_{ck} \cdot b \cdot S / I \quad [13]$$

Tomando el menor valor de los dos analizados, en los dos niveles considerados

- Model Code 2010

$$V_{u2_MC2010} = I \cdot b_0 \cdot [(f_{ct,d}^2 + \alpha_l \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,d})^{1/2} - \tau_{cp}] / S \quad [10]$$

Expresión no recogida aún en textos reglamentarios

-
- ¹ Instrucción para el Proyecto y Ejecución de Obras de Hormigón. Ministerio de Obras Públicas. Aprobada por Orden Ministerial de 3 de febrero de 1939 (1.939).
- ² Instrucción para el Proyecto de Obras de Hormigón. Tomos I y II. Ministerio de Obras Públicas. A partir de la Comisión para la revisión de la anterior Instrucción creada por O.M. del 26 de febrero de 1942. Publicada en la Revista de Obras Públicas de Julio de 1944. ISSN 0034-8619 (1.942).
- ³ Comentarios a la "Instrucción para el proyecto de obras de hormigón". Revista de Obras Públicas número 2806 del año 1949 (1.949).
- ⁴ G. Ortega "Cálculo de secciones de hormigón armado. Tomo II. Tablas y ábacos. Publicaciones del Instituto Eduardo Torroja.(1.959).
- ⁵ Instrucción para el Proyecto de Obras de Hormigón. Publicaciones de la Revista de Obras Públicas. (1.959).
- ⁶ Instrucción H.A. 61. Especial para estructuras de hormigón armado. Normas y Manuales del Instituto Eduardo Torroja de la Construcción y el Cemento. CSIC. (1.961).
- ⁷ Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón armado. Ministerio de Obras Públicas. Decreto 2987/1968 de 20 de septiembre (1.968).
- ⁸ Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón armado. Ministerio de Obras Públicas. Decreto 3062/1973 de 19 de octubre. BOE N° 293 (1.973).
- ⁹ Real Decreto 2252/1982, de 24 de julio, por el que se modifica la "Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado" (1.982)
- ¹⁰ Real Decreto 824/1988, de 15 de julio, por el que se aprueba la "Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado (EH-88)" y la "Instrucción para el proyecto y la ejecución de forjados unidireccionales de hormigón armado a pretensado (EF-88)" (1.988).
- ¹¹ Real Decreto 1039/1991, de 28 de Junio, por el que se aprueba la "Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado (EH-91)" (1.991).
- ¹² Real Decreto 2661/1998, de 11 de diciembre del Ministerio de Fomento, por el que se aprueba la "Instrucción de Hormigón Estructural (EHE)" (1.998).
- ¹³ J. Calavera "Comparision of Eurocode 2, Model Code 90 and ACI 318-99 with regard to shear and punching provisions for footing" Structural Concrete 2001, 2 N° 4 (2.001)
- ¹⁴ Real Decreto 1247/2008 del Ministerio de Fomento, de 18 de julio, por el que se aprueba la "Instrucción de Hormigón Estructural (EHE-08)" (2.008).
- ¹⁵ A. Domínguez, D. Izquierdo, L. Vega "Resistencia a esfuerzo cortante en forjados de viguetas pretensadas". IV Congreso internacional de estructuras de ACHE. Valencia noviembre (2.008)
- ¹⁶ D. Izquierdo, A. Domínguez "sobre la seguridad de la formulación de cortante en elementos de hormigón sin armadura transversal" V. Congreso de ACHE. Barcelona – octubre (2.011).
- ¹⁷ UNE-EN-1990 (2003) Bases de Diseño (2.003).
- ¹⁸ Real Decreto 824/1988, de 15 de julio, por el que se aprueba la "Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado (EH-88)" y la "Instrucción para el proyecto y la ejecución de forjados unidireccionales de hormigón armado a pretensado (EF-88)" (1.988).
- ¹⁹ Real Decreto 2608/1996 de 20 de diciembre del Ministerio de Fomento, por el que se aprueba la "Instrucción para el Proyecto y la Ejecución de Forjados unidireccionales de hormigón armado o pretensado (EF-96)" (1.996).
- ²⁰ Real Decreto 642/2002, de 5 de julio, por el que se aprueba la "Instrucción para el proyecto y la ejecución de forjados unidireccionales de hormigón estructural realizados con elementos prefabricados (EFHE)" (2.003)
- ²¹ CEB/FIP, Código Modelo 1990 para hormigón estructural. Bulletin d'Information N° 213/214 – (1.993).
- ²² Model Code 2010 Final Draft. Fib 2012. Bulletins d'Informations 65-66.Lusanne. Suiza (2.012).
- ²³ EN 1992-1-: Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. Primer borrador. UNE-ENV-1992-1-1 (1.993)

- ²⁴ EN 1992-1-1 (2004) (English): Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. Y EN 1992-1-1:2004/AC:2008 (2.008).
- ²⁵ UNE-EN-1992-1-1 (2010): Eurocódigo 2: Proyecto de Estructuras de Hormigón. Parte 1-1 reglas generales y reglas para edificación. AENOR. Junio (2.010).
- ²⁶ AN/UNE-1992-1-1. Anejo Nacional. Ministerio de Fomento. Marzo (2.013).
- ²⁷ Subcomité CTN140/SC2 Propuesta para análisis de secciones de hormigón a cortante (2.014).
- ²⁸ Marí, A., Bairán, J., Cladera, A., Oller, E., Ribas, C. "Shear-flexural strength mechanical model for the design and assessment of reinforced concrete beams" Structure and Infrastructure Engineering, publicado en octubre de 2014. <http://dx.doi.org/10.1080/15732479.2014.964735> (2.014).
- ²⁹ KH Reineck, E. Bentz, B. Fitik, D.A. Kuchma, and Oguzhan Bayrak. ACI-DAfStb Databases for Shear Tests on Slender Reinforced Concrete Beams. Structural Journal Vol. 111, pg 1147 – 1156. Septiembre (2.014).
- ³⁰ UNE-EN-15037-1:2008. Norma Europea. Productos Prefabricados de Hormigón. Sistemas de forjado y bovedilla. Parte 1: viguetas. CEN / TC229 / WG1 / 5 (2.007).
- ³¹ ACI-318S (2008) Requisitos Reglamentarios para el Hormigón Estructural. American Concrete Institute. (2.008).
- ³² ACI-318S (2.011) Requisitos Reglamentarios para el Hormigón Estructural. American Concrete Institute. (2.011).
- ³³ ACI-318S (2.014) Requisitos Reglamentarios para el Hormigón Estructural. American Concrete Institute. (2.015).
- ³⁴ Design of Concrete Structures. A23.3-04. Canadian Standard Association. CSA. December (2.004).
- ³⁵ "Planchers nervurés à poutrelles préfabriquées" Titre I. CSTB (1.996).
- ³⁶ "Planchers nervurés à poutrelles préfabriquées" Titre I. CSTB Septiembre (2.012).

CAPITULO III

Procedimiento experimental

CAPÍTULO III

III.1.- INTRODUCCIÓN.....	171
III.2.- DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS	172
III.2.1.- ENSAYOS DE CORTANTE	172
III.2.2.- ENSAYOS COMPLEMENTARIOS	179
III.3.- EVALUACIÓN TEÓRICA	185
III.3.1.- CONSIDERACIONES PREVIAS	185
III.3.2.- VALORES DECLARADOS POR EL FABRICANTE.....	185
III.3.3.- VALORES OBTENIDOS A PARTIR DE LAS EXPRESIONES TEÓRICAS.....	186
III.3.4.- EXPRESIONES TEÓRICAS EMPLEADAS	190
III.3.5.- CRITERIOS DE APLICACIÓN PARA LAS DISTINTAS FÓRMULAS.....	192
III.4.- RESULTADOS OBTENIDOS.....	197
III.4.1.- VALORES PARA CADA FABRICANTE.....	197
III.4.2.- RESULTADOS EXPERIMENTALES DE TODOS LOS MODELOS DE VIGUETA.....	211
III.4.3.- ANÁLISIS DE LA FISURACIÓN	214
III.4.4.- VALORES MEDIOS	217

III.1.- INTRODUCCIÓN

El presente trabajo se basa fundamentalmente en el empleo de resultados experimentales, en todos los casos sobre secciones consistentes en un nervio de vigueta prefabricada pretensada, completado con hormigón en masa vertido sobre molde, de modo que se reprodujera la configuración final del elemento en un forjado tradicional de vigueta y bovedilla.

Todos los ensayos han sido realizados en las instalaciones del Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja, o en las de otros laboratorios de los empleados para el control externo, como AIDICO o APPLUS.

Los datos que se han recopilado provienen de ensayos de contraste, realizados con periodicidad anual entre los años 1995 y 2005, en nervios de forjados de fabricantes en posesión del Sello de Conformidad CIETAN. Se trata de nervios aislados, con longitud mayor o igual a 16 veces el canto total de la sección compuesta, apoyados en sus dos extremos con una entrega directa de $H/2$ y sometidos a la acción de dos cargas puntuales, dispuestas simétricamente a una distancia de entre 3 y 3,5 veces el canto total de la pieza, dependiendo del año en que se realizó el ensayo y a partir de la Instrucción correspondiente y la Reglamentación Técnica en vigor.

Además, a fin de completar la base de datos se han realizado algunos ensayos dentro de un proyecto propio del Plan Nacional de Investigación Científica, Desarrollo e Innovación Tecnológica 2000-2003, denominado "Estudio del comportamiento frente a esfuerzo cortante en forjados unidireccionales de viguetas pretensadas", a partir de una campaña donde se reprodujeron nervios de forjado aislados, en continuidad y en voladizo, de modo que se pudiera comprobar la capacidad a cortante tanto en flexión positiva como en flexión negativa. Los ensayos correspondientes a los casos de vanos aislados se emplean en este trabajo como validación de los correspondientes a los ensayos de control de los procesos de calidad.

La información completa de cada uno de los ensayos, tanto de la geometría de los nervios, propiedades mecánicas de los materiales, y resultados obtenidos, incluyendo laboratorio de ensayo y fecha de realización, se detalla en el Anexo I de este documento.

Se ha obviado el nombre de los fabricantes, que aparecen identificados mediante una numeración, si bien se ha mantenido el número de la autorización de uso, que se incluye en el índice del Anexo I, y a través de la cual es posible identificar a cada empresa de prefabricados.

También se han incluido algunos ensayos en viguetas aisladas, prelosas pretensadas y losas alveolares pretensadas para calibrar los resultados obtenidos y la propuesta elaborada, en todos los casos provenientes de fabricantes del Sello de Conformidad CIETAN, y realizados en las instalaciones del Instituto Eduardo Torroja.

III.2.- DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS

III.2.1.- Ensayos de cortante

III.2.1.1.- OBJETO DE LOS ENSAYOS

Mediante el esquema de viga aislada biapoyada con dos cargas puntuales aplicadas en la proximidad de los apoyos se busca obtener una ley de esfuerzos cortantes constante localizada en los tramos de la pieza ensayada donde el momento flector es menor. La parte central del nervio queda sometida a un esfuerzo de flexión pura.

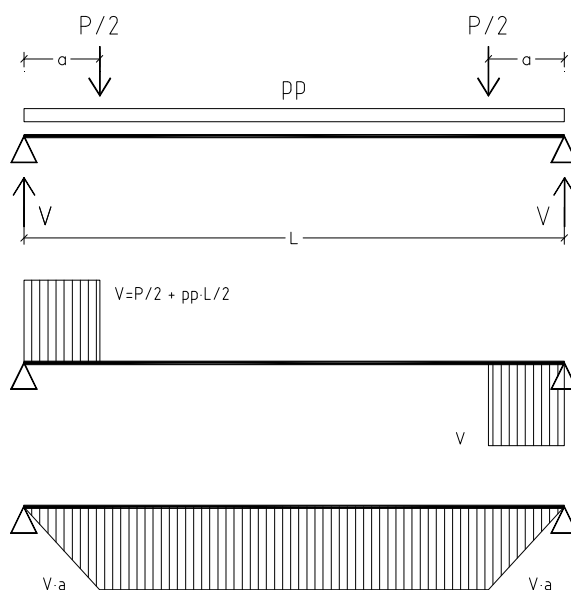


Figura III.2.1.1.- Esquema y esfuerzos en los ensayos estudiados del Anexo I

De este modo, se pretende alcanzar la capacidad última del nervio a cortante mediante la rotura de uno de los extremos. Al ser un ensayo simétrico, se entiende que el extremo que no alcanza el agotamiento ha resistido, al menos, un esfuerzo cortante igual a la zona crítica que marca el final del ensayo.

III.2.1.2.- CARACTERÍSTICAS DE LAS PIEZAS ENSAYADAS

La definición completa de cada una de las secciones, así como la geometría y materiales empleados, se recogen en el Anejo I de este trabajo. En general, y de modo esquemático, las muestras ensayadas corresponden a una geometría similar a la indicada en la figura III.2.1.2.-, con una longitud de al menos dieciséis veces el canto total de la sección.

Cada una de las muestras anuales de cada fabricante está constituida por tres viguetas de la misma clase, que son seleccionadas y marcadas durante la inspección a fábrica. Las clases así elegidas varían cada año, de manera que se cubra toda la gama dentro de la producción de la fábrica. El producto seleccionado, en este caso vigueta pretensada, está siempre completado con la información correspondiente a su número de autorización de uso, tipo de vigueta y forjado correspondiente, así como

sus características físicas y mecánicas. De estas tres muestras, se ensayan dos, reservando la tercera para posibles ensayos adicionales en caso de duda.

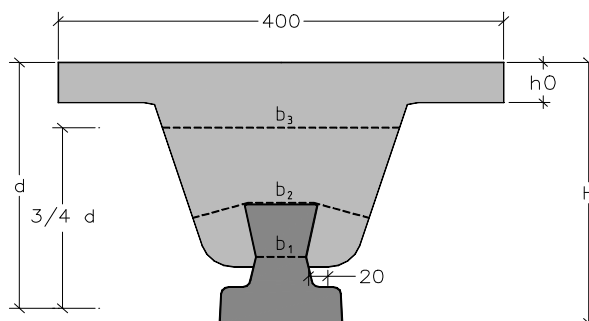


Figura III.2.1.2.- Esquema de la sección tipo empleada en los ensayos

Las piezas ensayadas están constituidas por la vigueta pretensada y el hormigón en masa que, vertido sobre un molde, simula de manera eficaz la disposición del nervio completo en un forjado unidireccional (vigueta + hormigón in situ). La rigidez de los moldes metálicos permite suponer en todos los casos que el hormigonado de la cabeza de compresión correspondería a una situación de apuntalamiento completo del elemento prefabricado, de modo que la vigueta nunca estará sometida a esfuerzos hasta formar parte del nervio o sección compuesta.

Aunque los interejos habituales en estos forjados suelen oscilar entre 0,60 y 0,70 metros, se ha optado por un ancho de ala de 0,40 metros, por facilidad de transporte y manejo, ya que para estos ensayos no se coloca armadura de reparto o mallazo electrosoldado, obligatorio en el caso de la ejecución de forjados unidireccionales a nivel nacional. De este modo no existe riesgo de rotura del ala.

Asimismo, se indican los tres espesores para los que tradicionalmente ha venido siendo preceptiva la comprobación de cortante, debiendo elegir como resistencia a cortante de la sección, el menor valor de entre los correspondientes al análisis en los tres supuestos, calculados según:

- b_3 espesor del nervio en la fibra situada a $3/4$ veces "d", con resistencia $f_{ck,n}$ del hormigón en masa
- b_2 espesor del nervio en la unión entre vigueta y hormigón en masa, con $f_{ck,n}$ la de este último
- b_1 mínimo espesor del alma de la vigueta, con resistencia $f_{ck,v}$ del hormigón prefabricado

En todas las expresiones teóricas aparece el término b_0 (b_w en la normativa europea) que tomará alguno de los anteriores $b_1 - b_2 - b_3$ en función de la fibra analizada de la sección.

Puesto que la muestra es fabricada íntegramente en las instalaciones del prefabricador, muchas veces éste produce un solo tipo de hormigón, que corresponde al del elemento pretensado. Por ello, es habitual emplear este mismo hormigón para el llenado del molde, ensayando la pieza a 7 días en lugar de los 28 habituales. Esto es así porque para elementos pretensados se buscan altas resistencias iniciales en el hormigón, con lo que en 7 días se obtienen los 25-30 MPa correspondientes a los hormigones habitualmente empleados en las obras in situ. Por tanto, en los análisis de estos ensayos es preciso considerar que el nervio está formado por el mismo hormigón que la vigueta, quedando del lado de la seguridad.

III.2.1.3.- MATERIALES EMPLEADOS Y SISTEMA DE FABRICACIÓN

Los materiales estructurales básicos – hormigón y acero – corresponden a los empleados en el proceso de producción normal de cada fabricante, incluidos los controles correspondientes.

- Hormigón

El fabricante desarrolla un control estadístico de su producción para cada tipo de hormigón fabricado. Durante las inspecciones periódicas por parte del Sello CIETAN los valores registrados se revisan y se comprueba que son favorables.

Puesto que las viguetas seleccionadas para los ensayos tienen una trazabilidad hasta origen, y los controles de resistencia del hormigón son diarios, se dispone de resultados en dos probetas de hormigón ensayadas a compresión del día de hormigonado de los elementos.

El valor de este resultado no es tanto numérico como estadístico, al estar incluido en una población y formar parte de un seguimiento que garantiza que el valor declarado como f_{ck} en la ficha técnica del producto es correcto.

La resistencia característica declarada por el fabricante y el riesgo del consumidor se considerarán garantizados si se cumple la siguiente condición recogida en el Anejo 19 de la Instrucción EHE-08:

“La resistencia característica declarada por el fabricante y el riesgo del consumidor se considerarán garantizados cuando se verifica:

$$f_{ci}^* - 1,7 \sigma_{35} \geq f_{ck}$$

Siendo $f_{ci}^* = f_{ci} - \Delta X$ el valor medio de los dos resultados obtenidos para cada determinación, modificado por el factor de corrección a partir de los resultados de verificación”.

Disponiendo de los valores de la resistencia especificada del hormigón, la desviación típica y el coeficiente de variación, el periodo analizado (que suele corresponder a un mes de producción continuada) deberá cumplir simultáneamente el criterio que se indica en la siguiente tabla del Anejo 19 de la Instrucción EHE-08:

Resistencia especificada para el hormigón f_{ck} (MPa)	Desviación típica σ_{35} (MPa)	Coefficiente de variación de la población δ_{35}
25	3,6	0,108
30	4,2	0,108
35	4,9	0,107
40	5,5	0,105
45	6,0	0,103
50	6,5	0,101
60	7,3	0,096

De este modo se garantiza que el hormigón empleado en la fabricación de las viguetas coincide con el indicado en la ficha de producción, por lo que el valor empleado como f_{ck} en los análisis de los ensayos es directamente el declarado por cada fabricante.

Es preciso indicar que este criterio, exigible a partir de la entrada en vigor de la Instrucción EHE-08, estaba ya implícito en los mecanismos de control recogidos en la Reglamentación Técnica del Sello de conformidad CIETAN, por lo que serían igualmente válidos para los ensayos realizados entre 1995 y 2005, que corresponderían con las muestras ensayadas a cortante y analizadas en este trabajo, anteriores a la entrada en vigor de la actual Instrucción.

- Acero de pretensar

En el caso de la armadura activa, los procesos de control de calidad de cada fabricante incluyen:

- Control mediante la documentación de suministros que llegan a fábrica, realizado de acuerdo con la Instrucción EHE en vigor (antes del suministro, durante el suministro y después del suministro).
- Control mediante certificados de calidad según la Instrucción EHE en vigor, cuando corresponda. Documento en vigor que acredite el reconocimiento por Autoridad competente del certificado de calidad.
- Control mediante ensayos, cuando corresponda, según la Instrucción EHE en vigor.

Durante la inspección en fábrica se comprueba que la documentación del acero es correcta y coincide con la empleada, de modo que en el caso concreto de las muestras seleccionadas para el ensayo, y a partir de la trazabilidad del producto acabado, se verifica que el acero empleado en la producción dispone de los ensayos correspondientes establecidos en la reglamentación, y que las propiedades mecánicas declaradas son correctas.

Por lo tanto, los valores mecánicos del acero que aparecen recogidos en la documentación técnica se consideran correctos y son de aplicación para las comprobaciones que se realicen.

- Fuerza de pretensado

Tal y como se establece en el reglamento particular de calidad de estos fabricantes, se medirá y limitará la fuerza de pretensado en todas y cada una de las sucesivas fases mediante dispositivos dinamométricos que registren, directamente o por comparación, la magnitud de la carga introducida.

Adicionalmente, los manómetros empleados se comparan mensualmente con un dinamómetro calibrado, de modo que se garantice que la fuerza de pretensado aplicada coincide con la declarada.

III.2.1.4.- COMPROBACIONES PREVIAS

Al tratarse de ensayos de contraste de la calidad, las medidas realizadas corresponden exclusivamente a los criterios de idoneidad del producto acabado.

Previamente al ensayo, se comprueban las medidas de la sección prefabricada, así como la posición de armaduras, aplicando las tolerancias correspondientes a la Reglamentación Técnica del Sello de Conformidad CIETAN en vigor.

- Posición de armaduras principales de tracción

- Cada tendón individualmente ± 5 mm en vertical
- Para el c.d.g. conjunto de la armadura en la cara traccionada ± 3 mm en vertical

- Deslizamiento de alambres.

- Para alambres individuales $1,3 \cdot \Delta L_0$
- Valor medio de todos los alambres en un elemento $\Delta L_0 = 0,4 \cdot l_{bpd} \cdot \sigma_{pm0} / E_p$ (mm)

l_{bpd} límite superior de longitud de transferencia $l_{bpd} = l_{pt2} + \alpha_2 \cdot \varnothing \cdot (\sigma_{pd} - \sigma_{pm\infty}) / f_{bpd}$

$$l_{pt2} = 1,2 \cdot l_{pt}$$

$$l_{pt} = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \varnothing \cdot \sigma_{pm0} / f_{bpt} \quad (\text{mm})$$

α_1 valor 1,0 para transferencia gradual y 1,25 para instantánea.

α_2 valor 0,25 para alambres y barras y 0,19 para cordones.

\varnothing diámetro nominal (mm)

f_{bpt} tensión de adherencia $f_{bpt} = \eta_{p1} \cdot \eta_1 \cdot f_{ctd(t)}$

η_{p1} valor 2,7 para alambres grafilados y 3,2 para cordones

η_1 valor 1,0 para buenas condiciones de adherencia y 0,7 resto

$f_{ctd(t)}$ resistencia a tracción a tiempo (t) = $\alpha_{ct} \cdot 0,7 \cdot f_{ctm(t)} / \gamma_c$

α_{ct} valor recomendado 1,0.

f_{bpd} tensión de adherencia en ELU $f_{bpd} = \eta_{p2} \cdot \eta_1 \cdot f_{ctd}$

η_{p2} valor 1,4 en alambres grafilados y 1,2 en cordones de 7 hilos

f_{ctd} resistencia de diseño a tracción $f_{ctd} = \alpha_{ct} \cdot f_{ctk,0,05} / \gamma_c$

σ_{pd} tensión de pretensado correspondiente a la fuerza inicial, en MPa

σ_{pm0} tensión inicial en el acero de pretensar después de la transferencia, en MPa

$\sigma_{pm\infty}$ tensión final de pretensado después de las pérdidas, en MPa

E_p módulo de elasticidad en el acero de pretensar, en MPa

De forma simplificada, se han estado empleando los siguientes valores de referencia, calculados para un periodo de tiempo $t = 2$ días en el momento de la transferencia. Valores calculados para tensión inicial de

pretensado de 1320 MPa, con unas pérdidas del 15% en el momento de la transferencia y del 21% a tiempo infinito, con transferencia del pretensado gradual y para hormigón con control de calidad.

Límite para alambre individual ($1,3 \cdot \Delta L_0$ en mm)								
f_{ck} (MPa)	25	30	35	40	45	50	55	60
f_{ctm} (MPa)	2,6	3,9	3,2	3,5	3,8	4,1	4,2	4,4
$f_{ctm(t=2d)}$ (MPa)	1,5	1,7	1,8	2,0	2,2	2,4	2,4	2,5
$f_{ctk,0.05}$ (MPa)	1,8	2,0	2,2	2,5	2,7	2,9	3,0	3,1
\varnothing (mm)								
3	2,00	1,80	1,60	1,50	1,30	1,30	1,20	1,20
4	2,60	2,30	2,10	1,90	1,80	1,70	1,60	1,50
5	3,20	2,90	2,60	2,40	2,20	2,10	2,00	1,90
6	3,90	3,50	3,20	2,90	2,60	2,50	2,40	2,30
7	4,50	4,00	3,70	3,30	3,10	2,90	2,80	2,70
7,5	4,80	4,30	3,90	3,60	3,30	3,10	3,00	2,90
8	5,10	4,60	4,20	3,80	3,50	3,30	3,20	3,00
9,4	6,00	5,40	4,90	4,50	4,10	3,80	3,70	3,60
10	6,40	5,80	5,20	4,70	4,40	4,10	4,00	3,80

- Recubrimiento de armaduras

- No presentar ninguna armadura con una reducción superior a 3 mm respecto a los valores declarados, ni más de una con una reducción superior a los 2 mm

- Geometría de la pieza

- Comprobación de la longitud suministrada con una tolerancia de ± 25 mm
- Comprobación de las dimensiones transversales con una tolerancia de ± 5 mm

- Defectos aparentes de la pieza

- Que no haya existencia de coqueas de más de 20 mm de diámetro y/o 5 mm de profundidad, ni coqueas que dejen la armadura a la vista.
- Que no existan fisuras de ancho mayor de 0,1 mm
- Que no existan fisuras de ancho menor a 0,1 mm y longitud mayor de 20 mm
- Que no existan fisuras en la zona de anclaje de las armaduras pretensadas

Estas medidas se comprueban durante la visita a la fábrica, sobre las muestras seleccionadas y que después serán ensayadas. Igualmente, una vez recibida la muestra en el laboratorio, se procede a la comprobación de la geometría de la sección compuesta.

De esta forma se garantiza que la geometría declarada por el fabricante no supera las tolerancias establecidas, de modo que pueden emplearse los valores nominales para el diseño y el cálculo, y en este caso para el análisis de los ensayos.

Las muestras seleccionadas en la fábrica son marcadas, de modo se garantice en la recepción en el laboratorio que el nervio incluye la vigueta que ha sido seleccionada aleatoriamente y sobre la que se han realizado los controles anteriormente indicados.

III.2.1.5.- DESCRIPCIÓN DEL ENSAYO DE CORTANTE

Las piezas se colocan en el banco de ensayos, apoyadas en sus extremos por medio de rodillos metálicos de seis centímetros de diámetro y chapas de acero, disponiéndose el eje de dichos rodillos a una distancia de $H/2$ del borde de la muestra hasta el año 2003, y 100 mm a partir de entonces.

Sobre las piezas se dispone un perfil metálico de reparto de carga, apoyado mediante rodillos metálicos de cinco o diez centímetros de diámetro, según el perfil de reparto utilizado, y chapas metálicas tomadas con escayola, situados simétricamente respecto del eje de la pieza. En el centro del perfil actúa un gato AMSLER de 200 kN de capacidad máxima, desplazable a lo largo de la viga principal de pórtico de carga, que se ajusta sobre él en el momento de iniciar la carga. El gato es accionado por un dinamómetro de péndulo AMSLER PM-103, y está provisto de rótulas esféricas en su base y en la cabeza de apoyo.

Los ejes de los rodillos de aplicación de la carga se sitúan a una distancia respecto a los ejes de los rodillos de apoyo de la pieza ensayada igual a $3h$ o $3,5h$, tal y como se indica en la figura III.2.1.5.-

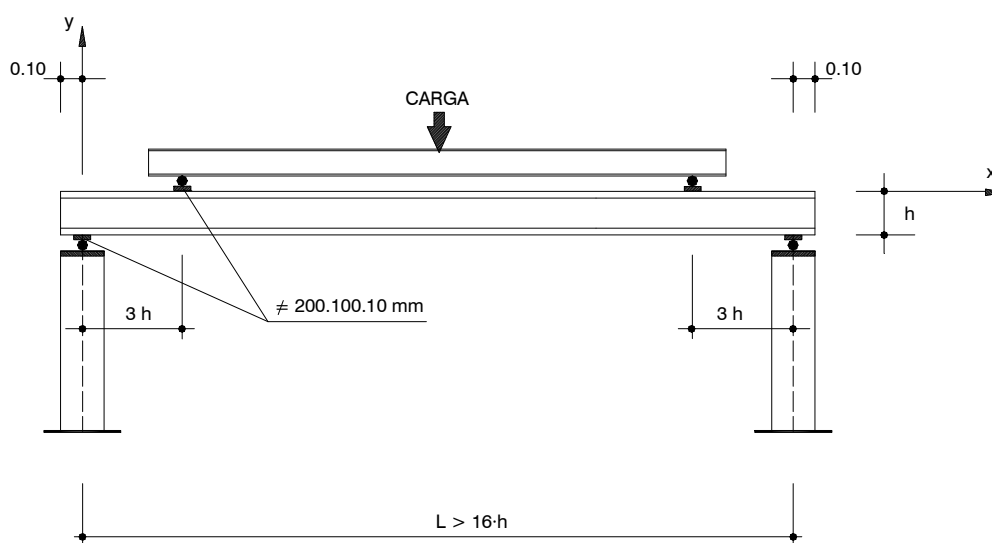


Fig. III.2.1.5.- Disposición del ensayo

Las cargas aplicadas se miden directamente en la escala del dinamómetro, elegida de modo que se obtenga la sensibilidad adecuada en las medidas de carga durante el ensayo. Las cargas de rotura corresponden a aquellas bajo las cuales aumentan rápida o bruscamente las flechas de las piezas ensayadas al tiempo que disminuye la presión señalada en la máquina de carga, o bien cuando se produce la rotura del forjado. La carga se aplica gradualmente en forma lenta y continuada hasta alcanzar la rotura.

Los datos del ensayo se suministran en un informe que recoge un valor de comparación, media entre el esfuerzo cortante obtenido y el previsto según las fichas técnicas de cada producto. El cociente entre estos dos valores indicaría el nivel de seguridad, que siempre deberá ser mayor que 1,00. Para valores por debajo de 1,35 se considera que puede ser preciso ensayar la muestra adicional o consultar la documentación correspondiente los procesos de fabricación y trazabilidad de materias primas del periodo de producción al que corresponda la vigueta.

III.2.1.6.- COMPROBACIONES DURANTE EL ENSAYO

Durante la realización se observa la respuesta cualitativa del elemento, comprobando que no se produce descascarillamiento del hormigón ni separación de las dos fases de la sección compuesta antes del colapso.

El resultado del ensayo es un valor de carga última de agotamiento por capacidad a cortante, donde se incluye la parte correspondiente al peso propio del elemento, obtenido a partir de la declaración de peso propio que aparece en la autorización de uso o ficha técnica del producto, el peso del perfil metálico de reparto de la carga, y la mitad de la carga obtenida en la lectura del dinamómetro.

La base de datos incluida en el presente trabajo incluye algunos resultados en los que se ha producido el agotamiento por flexión o, en menor medida, fallo por rasante. Aunque no se han utilizado en los ajustes finales con vistas a proponer un modelo, ha preferido mantenerse su información, que podría ser de utilidad para futuras investigaciones y análisis de la interacción flexión / cortante.

Ocasionalmente, se empleará un resultado de agotamiento por flexión cuando el valor sea aproximado o similar al de la segunda muestra ensayada, en el caso de rotura por cortante de ésta última.

No se indica si la fisura inicial por cortante aparece a partir de una fisura de tracción, o directamente surge por tracción oblicua del alma. Tampoco se precisa si la rotura se produce al llegar la fisura inclinada a la cabeza de compresión. De este modo, el resultado es simplemente un dato numérico de agotamiento por cortante. Cuando se produce por fallo de anclaje de armadura sí se indica, si bien no es el caso de ninguno de los ensayos en viguetas, aunque sí se ha llegado a observar en prelosas o losas alveolares.

III.2.2.- Ensayos complementarios

III.2.2.1.- OBJETO DE LOS ENSAYOS

Se planteó una campaña de ensayos para analizar la capacidad a cortante en secciones sometidas a flexión negativa, para lo cual se seleccionaron viguetas de un único fabricante en posesión del Sello de Conformidad CIETAN, con tres configuraciones distintas de armadura activa y, por lo tanto, tres niveles de pretensado. También se han empleado dos cantos para el nervio del forjado, de 220 y 300 mm en

donde se han ido alternando los tipos de vigueta y de armadura en la cara superior ($2\varnothing 10$, $2\varnothing 16$ y $2\varnothing 20$).

Se han dispuesto tres configuraciones de ensayo, desde vano aislado biapoyado, vano en voladizo y vanos continuos, para comparar la resistencia a cortante en una misma sección dependiendo del momento solicitación.

En este estudio se emplearán exclusivamente los valores correspondientes a los vanos de flexión positiva, planteados en el estudio inicial para comparar la resistencia en caso de vanos continuos y vanos aislados, y a la vez para que sirvieran como comprobación de los resultados obtenidos del análisis de la base de datos de ensayos de contraste.

Toda la documentación relativa a estos ensayos se encuentra en el Anexo II del presente trabajo. Además, en el Anexo III se incluye el material gráfico correspondiente a imágenes y vídeos.

III.2.2.2.- CARACTERÍSTICAS DE LAS PIEZAS ENSAYADAS

III.2.2.2.1.- Vigueta aislada

Las viguetas empleadas corresponden al mismo fabricante, con la geometría y el armado mediante alambres de 4 mm, indicados a continuación:

(Los valores nominales declarados son verificados mediante medición directa de las muestras, aplicando los criterios anteriormente descritos de tolerancia)

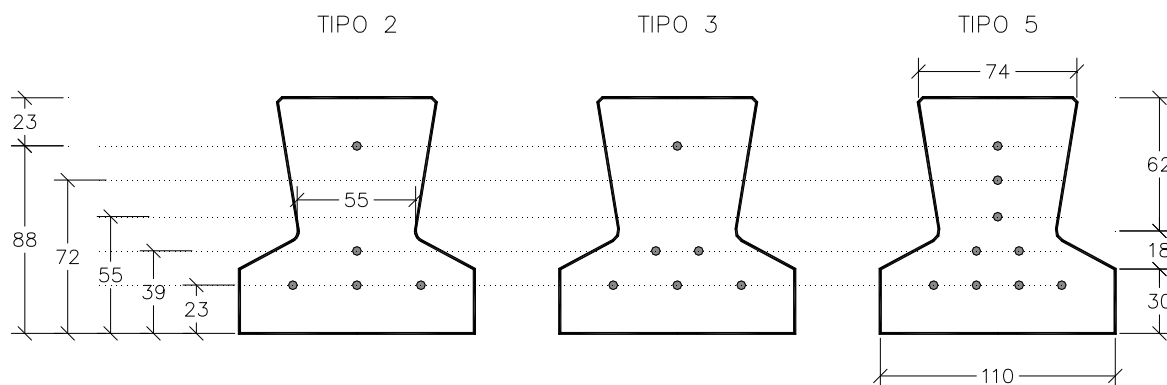


Figura III.2.2.2.- Geometría de las viguetas pretensadas empleadas.

Las características de los materiales empleados y las propiedades mecánicas del elemento aislado aparecen consignadas en la ficha técnica del fabricante, donde se indica la fuerza de pretensado y las pérdidas estimadas, la calidad del acero y del hormigón.

4.- MATERIALES Y CONTROL						CONTROL (1)
HORM. VIGUETA 1 a 5	:	HP-40/P/12/IIa	$f_{ck} = 40.0$ N/mm ²	$\Gamma_{c,c} = 1.50$		
HORMIGON IN SITU	:	HA-25/B/16/IIa	$f_{ck} = 25.0$ N/mm ²	$\Gamma_{c,c} = 1.50$		NORMAL
ACERO ARMADURA ACTIVA	:	Y 1860 C II	$f_{pk} = 1654$ N/mm ²	$\Gamma_{s,s} = 1.15$		
ACERO REFUERZO SUPERIOR	:	B400S	$f_{yk} = 400$ N/mm ²	$\Gamma_{s,s} = 1.15$		NORMAL
ACERO REFUERZO SUPERIOR	:	B500S	$f_{yk} = 500$ N/mm ²	$\Gamma_{s,s} = 1.15$		NORMAL

5.- ARMADO, TENSIONES, PERDIDAS Y VALORES RESISTENTES DE LA VIGUETA T11 (2)						
ARMADURA	ALTURA V (mm)	TIPOS DE VIGUETA				
		1	2	3	4	5
INFERIOR V1	22.50	2 ϕ 4	3 ϕ 4	3 ϕ 4	4 ϕ 4	4 ϕ 4
V2	38.50	1 ϕ 4	1 ϕ 4	2 ϕ 4	1 ϕ 4	2 ϕ 4
V3	54.50					1 ϕ 4
SUPERIOR V4	71.50	1 ϕ 4			1 ϕ 4	1 ϕ 4
V5	87.50		1 ϕ 4	1 ϕ 4	1 ϕ 4	1 ϕ 4

TENSION INICIAL (N/mm ²)						
Armadura inferior		1324	1324	1324	1324	1324
Armadura superior		1324	1324	1324	1324	1324

PERDIDAS FINALES (%)						
Armadura inferior		16.9	19.0	20.9	22.3	23.9
Armadura superior		15.5	15.7	16.9	20.2	23.2

MOMENTO FLECTOR (m·kN)						
SERVICIO: Sobre sopandas		1.1	1.3	1.4	1.7	1.2
SERVICIO: En vano		1.8	2.3	2.7	2.7	2.3
ULTIMO: Sobre sopandas		1.8	2.0	2.1	2.6	2.6
ULTIMO: En vano		3.4	3.9	4.0	4.0	3.7
ESFUERZO CORTANTE (kN)		6.0	6.8	7.4	7.9	8.7
RIGIDEZ EI (m ² MN)		0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
MODULO RESIST.WL,s (cm ³)		201	205	206	209	209
FUERZA PRET. P _i (kN)		61.83	76.43	90.74	105.2	133.4
EXCENTRICIDAD e,s (mm)		9.0	8.8	8.7	6.4	5.2
CLASE EXP. AMB. RECUBR.		IIa	IIa	IIa	IIa	IIa

Tabla III.2.2.1.-a. Propiedades de la vigueta pretensada aislada

Las propiedades físicas de los materiales empleados están debidamente contrastadas, tanto por la documentación de que dispone el fabricante en el caso del acero de pretensar, como por los controles realizados durante la fabricación: tensión inicial de pretensado, proceso de curado de las viguetas, ensayos de resistencia del hormigón antes del destesado y a 28 días.

Las fechas de fabricación de las viguetas empleadas, y los resultados de ensayo de rotura en probeta cilíndrica de hormigón de 15x28 a 28 días, son los siguientes:

	Hormigonado	Probetas	R ₁	R ₂	f_{ck}	f_{ck} declarada	%
Viguetas tipo II	19/05/2005	16/06/2005	44,50	44,50	44,50	HP-40	+11,25
Viguetas tipo III	06/04/2004	05/05/2004	45,00	44,50	44,75		+11,87
Viguetas tipo V	21/05/2005	21/05/2005	45,00	44,50	44,75		+11,87

Tabla III.2.2.1.-b. Datos de las viguetas pretensadas

Las materias primas constituyentes del hormigón fueron cemento Lafarge Asland, S.A. CEM-I 52,5R; áridos de canteras propias del fabricante, grava 4/12 y arena 0/4 y 2/8; y agua de red pública. No se emplean aditivos ni adiciones en la producción de este elemento.

El acero empleado en todas las viguetas es del mismo suministrador, Fapricela del tipo Y-1860-C. El fabricante dispone de los resultados de las propiedades mecánicas de las coladas empleadas.

III.2.2.2.2.- Nervios de forjado

A partir de las viguetas suministradas se han empleado de forma general dos cantos distintos de forjado, hormigonado mediante el vertido sobre moldes rígidos que simulen la geometría del sistema, en este caso sustituyendo las tradicionales bovedillas o bloques aligerantes. Al comienzo del estudio, se realizaron dos ensayos “prototipo” en continuidad, con un canto intermedio.

Como en el caso de los ensayos de contraste, se ha empleado un ancho de ala en la cara superior de 0,40 metros. Además, se ha simplificado la geometría del nervio para poder elaborar un molde recto, de modo que el espesor del nervio de hormigón in situ se mantiene constante en toda la altura desde la vigueta hasta las alas superiores.

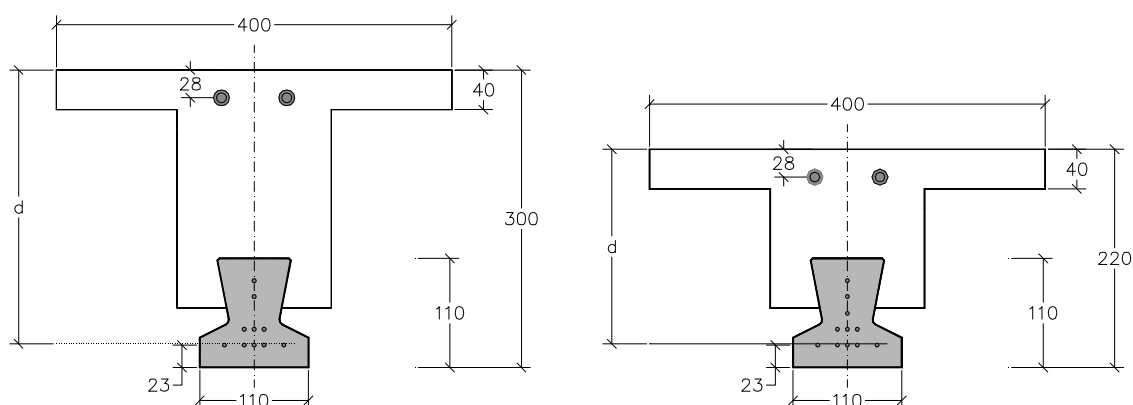


Figura III.2.2.2.2.- Geometría de los nervios ensayados

Dependiendo de si el elemento puede ser manipulado una vez endurecido el hormigón o no, la preparación de las muestras se realizará directamente en el banco de muestras o en el suelo, para posterior acopio. En el cuadro siguiente se indican las muestras realizadas.

Las muestras ensayadas con tipo * y “aislado” corresponden a la parte del nervio en continuidad donde no se ha alcanzado la rotura durante el ensayo. Las propiedades de los materiales son las mismas que las del nervio original en continuidad.

Las muestras se hormigonaron en las instalaciones del Instituto Eduardo Torroja, formando lotes, cada uno de los cuales quedaba caracterizado con probetas cilíndricas de 15x30 para determinar la resistencia característica del hormigón vertido en moldes.

Se han ido alternando las distintas configuraciones geométricas para los ensayos, mediante nervios aislados para ensayos biapoyados o en voladizo, y nervios continuos para ensayos en configuración real de forjados de edificación. En este último caso las muestras debieron hormigonarse directamente sobre los apoyos en que serían ensayadas más tarde.

La siguiente tabla indica las muestras previstas para su estudio, su fecha de hormigonado y la resistencia del hormigón empleada.

Muestra	Tipo de vigueta	Canto de forjado	Armado superior	Tipo de Ensayo	Fecha hormigonado	Fecha ensayo	$f_{c,real}$ (MPa)
ENSAYOS EN VIGUETAS AISLADAS							
VP01	Tipo II	-	-	Aislado	19/05/05	05/11/14	44,50 (vig)
VP02	Tipo II	-	-	Asimétrico	19/05/05	06/11/14	44,50 (vig)
VP03	Tipo V	-	-	Aislado	21/05/05	05/11/14	44,80 (vig)
VP04	Tipo V	-	-	Asimétrico	21/05/05	06/11/14	44,80 (vig)
ENSAYOS DE CANTO 220 mm							
A01	Tipo II	220	2Ø16	Continuo	04/11/05	11/01/06	21,45
A01bis	Tipo II	220	-	Aislado	04/11/05	27/02/06	21,45
A02	Tipo V	220	2Ø16	Continuo	10/11/05	10/01/06	15,75
A02bis	Tipo V	220	-	Aislado	10/11/05	27/02/06	15,75
A03	Tipo V	220	2Ø16	Continuo	16/11/05	10/01/06	15,30
A03bis	Tipo V	220	-	Aislado	16/11/05	27/02/06	15,30
A04 (*)	Tipo II	220	2Ø16	Continuo	22/11/05	22/12/05	20,80
B01	Tipo V	220	2Ø10	Continuo	14/02/06	28/03/06	24,62
B01bis	Tipo V	220	-	Aislado	14/02/06	31/08/06	24,62
B02	Tipo II	220	2Ø10	Continuo	16/02/06	28/03/06	15,65
B02bis	Tipo II	220	-	Aislado	16/02/06	31/08/06	15,65
B03	Tipo V	220	2Ø10	Continuo	20/02/06	24/03/06	13,70
B03bis	Tipo V	220	-	Aislado	20/02/06	31/08/06	13,70
B04	Tipo II	220	2Ø10	Continuo	22/02/06	24/03/06	16,80
B04bis	Tipo II	220	-	Aislado	22/02/06	31/08/06	16,80
1	Tipo V	220	-	Aislado	01/03/06	30/03/06	18,05
2	Tipo V	220	-	Aislado	01/03/06	30/03/06	18,05
3	Tipo V	220	-	Aislado	02/03/06	30/03/06	28,75
4	Tipo II	220	-	Aislado	02/03/06	30/03/06	28,75
5	Tipo II	220	-	Aislado	03/03/06	30/03/06	23,95
6	Tipo II	220	-	Aislado	03/03/06	30/03/06	23,95
V01	Tipo II	220	2Ø10	Voladizo			
V02	Tipo V	220	2Ø10	Voladizo			
V03	Tipo II	220	2Ø16	Voladizo	02/11/11	21/03/12	37,40
V04	Tipo V	220	2Ø16	Voladizo	02/11/11	21/03/12	37,40
ENSAYOS DE CANTO 250 mm							
P01	Tipo III	250	2Ø16	Continuo	20/07/04	10/09/04	27,55
P02	Tipo III	250	2Ø16	Continuo	21/07/04	09/09/04	32,40
P03a	Tipo III	250	-	Aislado	19/08/04	16/09/04	32,04
P03b	Tipo III	250	-	Aislado	19/08/04	16/09/04	32,04
P03c	Tipo III	250	-	Aislado	19/08/04	16/09/04	32,04
P03d	Tipo III	250	-	Aislado	19/08/04	16/09/04	32,04
ENSAYOS DE CANTO 300 mm							
C01	Tipo II	300	2Ø16	Continuo	23/07/07	07/09/07	11,85
C01bis	Tipo II	300	-	Aislado	23/07/07	17/02/09	11,85
C02 (**)	Tipo II	300	2Ø16	Continuo	23/07/07	07/09/07	11,85
C03	Tipo II	300	2Ø20	Continuo	08/08/07	05/09/07	13,00
C04	Tipo II	300	2Ø20	Continuo	08/08/07	05/09/07	13,00
C04bis	Tipo II	300	-	Aislado	08/08/07	17/02/09	13,00
D01	Tipo V	300	2Ø16	Continuo	02/11/11	07/12/11	37,40
D02	Tipo V	300	2Ø16	Continuo	02/11/11	07/12/11	37,40

Los ensayos realizados sobre muestras aisladas se emplearán como validación de los correspondientes al contraste del Sello de Conformidad CIETAN del Fabricante 2.

III.2.2.3.- DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS DE CORTANTE

Como en la disposición descrita en el apartado III.2.1.5.-, las piezas se colocan en el banco de ensayos, apoyadas en sus extremos mediante el mismo sistema y con las mismas longitudes de entrega.

Sobre las piezas se dispone también un perfil metálico de reparto de carga, cuya dimensión dependerá del esquema de ensayo empleado, con los mismos criterios de apoyo. En el centro de dicho perfil actúa un gato AMSLER de 200 kN de capacidad máxima, accionado por dinamómetro de péndulo AMSLER PM-103, que está provisto de rótulas esféricas en su base y en la cabeza de apoyo.

Los ejes de los rodillos de aplicación de la carga se sitúan a una distancia respecto a los ejes de los rodillos de apoyo de la pieza ensayada igual a $2,5 \cdot h$ o bien a la distancia correspondiente a $2,5 \cdot h$ desde el punto de inflexión teórico de la curva de momentos.

La documentación completa relativa a la disposición específica de cada ensayo, el tipo de apoyo y entrega, y los puntos de aplicación de la carga, se detalla en el Anexo II. Igualmente, el material gráfico correspondiente a imágenes y vídeos se incluye en el Anexo III.

III.2.2.3.1.- Ensayos aislados

Se realizarán dos tipos de ensayos, dependiendo de si se trata de las muestras hormigonadas como vanos aislados, o la parte de nervio que no ha alcanzado la rotura según el esquema empleado para elementos en continuidad.

El esquema de los ensayos aislados es el mismo que se indica en el apartado III.2.1.5.-, variando la distancia del punto de aplicación de la carga entre 2 – 2,5 – 3 veces el canto total de la muestra.

También se incluyen cuatro resultados de vanos aislados de vigueta, sin completar con hormigón, que se emplearán para verificar la capacidad del elemento prefabricado.

III.2.2.3.2.- Ensayos en flexión negativa

Se incluyen catorce resultados experimentales de nervios de forjado en continuidad, variando canto, pretensado y armadura negativa, así como otros dos ensayos de nervios aislados dispuestos en voladizo, con una carga en punta y otra en vano.

Estos resultados se emplearán para aportar algún valor de flexión negativa y comprobar el modelo propuesto, aunque en rigor se ajuste exclusivamente para flexión positiva.

III.3.- EVALUACIÓN TEÓRICA

III.3.1.- Consideraciones previas

Tal y como se ha comentado, los datos aquí tratados corresponden al caso de ensayos de contraste, cuyo único cometido consiste en comprobar que el valor declarado por el fabricante en sus productos prefabricados coincide con el que se obtendría sometiendo el elemento a rotura. También se han incluido los ensayos de vanos aislados correspondientes al estudio de capacidad en continuidad.

Por ello se trata de predecir un valor a partir de la formulación teórica que se refrendará mediante el ensayo tipo descrito.

Además, para este trabajo se han realizado las predicciones teóricas correspondientes al listado de formulaciones disponibles, según se indica en el apartado correspondiente.

III.3.2.- Valores declarados por el fabricante

Durante el periodo de tiempo en el que estos ensayos han sido realizados, antes de la entrada en vigor del marcado CE para productos prefabricados, la normativa de referencia en el campo de viguetas pretensadas era la Instrucción EF-96 hasta el febrero de 2003, y posteriormente la Instrucción EFHE, que sería derogada en diciembre de 2008.

Aunque por exigencia reglamentaria el cortante debía ser evaluado exclusivamente con esa formulación, por lo que en rigor para un tipo de vigueta y un canto de forjado debiera declararse un único valor, la realidad es que cada calculista, presumiblemente a partir de un programa de cálculo propio, llegaba a ofrecer tres o incluso más valores, recurriendo a la formulación obligatoria, y a otras empleadas en el momento o que aparecieron en normativa anterior, como la del Código Modelo de 1978, valores del ACI estadounidense, ... etc.

Además, incluso en las expresiones más sencillas – aquellas que dependen exclusivamente del ancho, el canto útil y la resistencia del hormigón – llegaban a afectar criterios individuales, como la homogeneización o no de la sección, la consideración o no de todas las armaduras a la hora de determinar el canto útil,... por lo que la reproducción de los valores consignados en la documentación del producto no siempre es inmediata.

Por ello, como primera medida desde el punto de vista del control de calidad, se optó por garantizar experimentalmente la idoneidad de estos valores.

En la ficha de cada uno de los ensayos se indica el valor empleado en el ensayo como comparación, a partir de la Autorización de Uso o la documentación técnica del marcado CE en vigor y las capacidades a cortante indicadas para cada configuración del forjado.

Se ha empleado sistemáticamente el intereje menor de todos los que aparecieran en la ficha técnica, ya que los valores aparecen siempre referenciados por metro de ancho de forjado, quedando del lado de la seguridad, puesto que los especímenes ensayados corresponderían a un intereje de 40 cm, que es el ancho de la cabeza superior, en lugar de los 60-70-82 cm tradicionalmente empleados.

III.3.3.- Valores obtenidos a partir de las expresiones teóricas

A partir del desarrollo expuesto en el capítulo anterior, donde se indicaban las expresiones disponibles para predecir la capacidad a cortante en elementos de hormigón, se pretende aplicar cada una de ellas al elemento ensayado, a fin de obtener el valor teórico que se comparará con el resultado del ensayo.

III.3.3.1.- INSTRUCCIONES NACIONALES DE FORJADO ANTERIORES A LA EHE-08

Tanto en la Instrucción EF-96 como en la Instrucción EFHE aparece la misma expresión, si bien en la primera era de aplicación en general, mientras que en la nueva versión de 2003 debía ser refrendada mediante ensayos.

No se ha considerado la expresión de la Instrucción EF-96 en la que el valor de la tensión tangencial de $2 \cdot f_{cv}$ podía aumentarse en función de la cuantía de acero a partir de ensayos, que ha supuesto el valor máximo histórico de resistencia a cortante en forjado de vigueta pretensada.

En cualquier caso, en la ficha de cada uno de los elementos ensayados, se indican los dos valores teóricos previstos según la Instrucción EFHE, ya que el menor de ellos (la mitad), corresponde al valor tradicional de capacidad a cortante en secciones de hormigón.

$$V_{u2_EFHE(1)} = 0,16 \cdot (f_{cd})^{1/2} \quad [08]$$

$$V_{u2_EFHE(2)} = 0,32 \cdot (f_{cd})^{1/2} \quad [09]$$

f_{cd}	resistencia de diseño del hormigón de la vigueta pretensada
b_0	menor ancho en la vigueta pretensada
d	canto útil de la sección total

No se ha considerado el incremento del valor de cortante permitido por la Instrucción EF-96, superiores a la tensión tangencial de $0,32 \cdot f_{cd}^{1/2}$, y donde intervenía el efecto de la cuantía, ya que en febrero de 2003 dejó de emplearse.

En general, el valor de referencia consignado en las autorizaciones de uso, en el periodo de ensayos realizados desde 1995 al año 2005, corresponde al de $0,32 \cdot f_{cd}^{1/2}$, calculado para la resistencia característica del hormigón, el canto útil de la sección compuesta, y el espesor de la vigueta en su zona más estrecha, coincidiendo con el alma. La sección de comprobación se establecía en todos los casos para una distancia de una vez el canto útil desde el borde del apoyo.

III.3.3.2.- INSTRUCCIÓN NACIONAL DE HORMIGÓN ARMADO EHE-08

Al unificar en un solo documento las Instrucciones de Hormigón Armado y la de elementos prefabricados se ha optado por emplear la formulación general, desapareciendo la tradicional expresión que dependía exclusivamente de la resistencia del hormigón y el ancho y canto del forjado.

En el articulado se indican los criterios para aplicar la expresión general al caso de forjados de vigueta pretensada, de modo que se deben realizar cinco comprobaciones para, a partir de la comparación de los mismos, determinar un único valor de capacidad resistente del nervio.

Los criterios de aplicación se indican en el capítulo anterior y para su elaboración se ha empleado la misma base de datos de este trabajo.

Por lo tanto, en la ficha de cada uno de los ensayos se indica el valor previsto según la Instrucción EHE-08 tras comparar las parejas de valores. También se indica la capacidad de la vigueta pretensada aislada mediante la aplicación de la fórmula del círculo de Mohr.

Tal y como se indica en el Capítulo II., la evaluación de la capacidad a cortante en forjados de vigueta pretensada se obtiene a partir de la comparación de una serie de valores, dependiendo de las propiedades geométricas y mecánicas de la sección compuesta.

Se facilitarán dos valores para cada ensayo, por un lado el correspondiente a la resistencia del nervio aislado, calculado mediante la expresión general de aplicación para elementos no fisurados:

$$V_{u2_EHE,v} = \frac{I b_0}{S} \sqrt{f_{ct,d}^2 + \alpha_1 \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,d}} \quad [05]$$

$f_{ct,d}$	resistencia de diseño a tracción en el hormigón de la vigueta pretensada
b_0	menor ancho en la vigueta pretensada
I	inercia de la vigueta obtenida a partir de la geometría respecto al c.d.g.
S	momento estático de la sección de la vigueta por encima de b_0 respecto al c.d.g.
σ'_{cd}	tensión media de compresión en el hormigón debido a la fuerza de pretensado.
α	coeficiente de desarrollo del pretensado, de valor $l_x / (1,2 \cdot \varnothing \cdot \sigma_{inf} / 21)$
l_x	distancia desde el extremo de la pieza donde se realiza la comprobación, en este caso la longitud de entrega (l_e) más la distancia desde el apoyo al punto de intersección entre una línea inclinada 45° desde el borde de dicho apoyo hasta la recta horizontal a la altura de la fibra analizada b_0
\varnothing	diámetro de la armadura longitudinal traccionada
σ_{inf}	tensión de pretensado en los cables a tiempo infinito

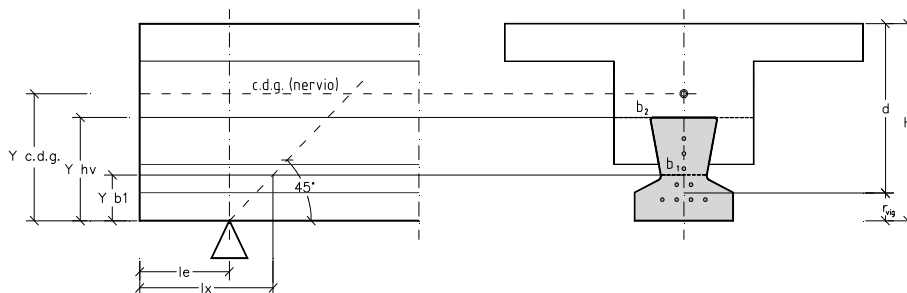


Figura III.3.3.2.-a. Sección de comprobación y evaluación del desarrollo del pretensado l_x

Y por otro lado el de aplicación para regiones fisuradas, analizada a una distancia de una vez el canto útil de la sección desde el borde del apoyo, según la expresión general:

$$V_{u2_EHE} = [(0,18/\gamma_c) \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{cv})^{1/3} + 0,15 \cdot \alpha \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad [06]$$

Con un valor mínimo de:

$$V_{u2_EHE,min} = [(0,075/\gamma_c) \cdot \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2} + 0,15 \cdot \alpha \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d \quad [07]$$

- f_{cv} resistencia efectiva del hormigón a cortante, de valor $f_{ck} \leq 60$ MPa
 γ_c coeficiente de reducción de la resistencia del hormigón
 b_0 menor ancho en la vigueta pretensada
 d canto útil de la sección total ($H_{forjado} - r_{vigüeta}$).
 $\xi = 1 + (200/d)^{1/2} \leq 2$ factor que tiene en cuenta el efecto escala
 ρ_l cuantía geométrica de armadura de tracción, anclada al menos un canto útil, $\rho \leq 0,02$
 σ'_{cd} tensión axial media en el alma de la sección $\sigma'_{cd} = N_d / A_c < 0,30 \cdot f_{cd} \leq 12$ MPa
 En borradores iniciales de la Instrucción la tensión aparecía afectada por el factor α , como en el caso de la expresión [05]. Sin embargo, puesto que en esta expresión general el término σ'_{cd} no se trata sólo de la tensión normal debida al efecto del pretensado, se ha eliminado el coeficiente α en la versión definitiva.
 Para el análisis de los forjados estudiados, donde el único esfuerzo axial corresponde al efecto del pretensado, la evaluación de σ'_{cd} sería la misma que en el caso de regiones no fisuradas según [05], si bien para la sección de comprobación a una distancia de un canto útil desde el borde del apoyo, lo normal es contar con la totalidad del pretensado transferido al hormigón de la vigueta.

En este caso se debe realizar el análisis para una sección $b_1 \cdot d$ en el cuello de la vigueta y considerando el efecto del pretensado, y para la sección $b_2 \cdot d$ en la zona de hormigón en masa sin considerar tensiones de precompresión, empleando el menor de ambos, para el valor de V_{u2} .

La descripción detallada de los criterios específicos para el análisis de cada una de las secciones y la elección del valor reglamentario de la resistencia cortante del forjado se incluye en el apartado II.1.1.4.1. de este trabajo.

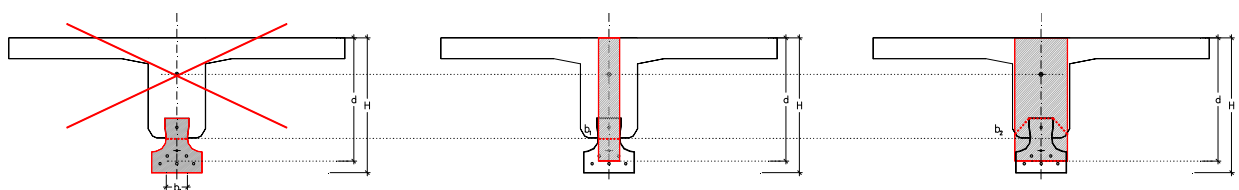


Figura III.3.3.2.-b. Esquemas para el análisis de secciones de forjados de vigueta pretensada

Adicionalmente, se incluye, si bien no es de aplicación según la Instrucción en vigor, el valor de la resistencia de la sección compuesta a partir de la fórmula elástica para regiones no fisuradas, es decir, la misma que se emplea en el caso del análisis de la vigueta aislada.

Para este último caso la expresión [05] se aplicará también a la sección de comprobación definida como I_x en la Figura III.3.3.2.-a. ya que tal y como se expuso en el Capítulo I, la tensión tangencial máxima en la sección no fisurada se produce en el cuello de la vigueta, de espesor b_1 .

III.3.3.3.- EUROCÓDIGO 2 Y MARCADO CE

Se incluirá también el valor correspondiente a la resistencia a cortante según el modelo propuesto en la última versión de la normativa europea, así como lo establecido en la norma de producto de mercado CE, la UNE-EN-15370-1.

$$V_{u2_EC2} = \left[C_{R,d} \cdot k \cdot \sqrt{100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck}} - 0,15 \cdot \sigma'_{cd} \right] b_w \cdot d \geq (v_{min} - 0,15 \cdot \sigma'_{cd}) \cdot b_w \cdot d \quad [11]$$

f_{ck}	resistencia característica del hormigón
b_w	menor ancho en la vigueta pretensada (equivalente a b_0).
d	canto útil de la sección total ($H_{forjado} - r_{vig}$).
k	factor que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $\xi = 1 + (200/d)^{1/2} \leq 2$
ρ_l	cuantía geométrica de armadura longitudinal anclada un canto útil, $\rho \leq 0,02$
σ'_{cd}	tensión axial media en el alma de la sección (compresiones en negativo)
$C_{R,d}$	factor de corrección de la capacidad a cortante, de valor $0,18/\gamma_c$
γ_c	coeficiente de reducción de la resistencia del hormigón
v_{min}	$0,035 \cdot k^{3/2} \cdot f_{ck}^{1/2}$ tensión tangencial resistente mínima

$$V_{u2_CE} = \frac{I b_0}{S} \cdot 0,03 \cdot f_{cd} \quad [13]$$

f_{cd}	resistencia de diseño a compresión en el hormigón de la vigueta pretensada
b_0	menor ancho en la vigueta pretensada
I	inercia de la sección compuesta a partir de la geometría respecto al c.d.g.
S	momento estático de la sección compuesta por encima de b_0 respecto al c.d.g.

Como se ha indicado en el Capítulo II, esta expresión proviene de las normas técnicas francesas.

III.3.3.4.- CODIGO MODELO

Se incluye también la predicción teórica según los criterios de cálculo de la última versión del Model Code de 2010, que supone la tendencia actual en la normativa e investigación europea en el caso del cortante.

$$V_{u2_MC2010} = \frac{I b_0}{S} \cdot \left[\sqrt{f_{ct,d}^2 + \alpha \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,d}} - \tau_{cp} \right] \quad [10]$$

$f_{ct,d}$	resistencia de diseño a tracción en el hormigón de la vigueta pretensada
b_0	menor ancho en la vigueta pretensada
I	inercia de la sección compuesta a partir de la geometría respecto al c.d.g.
S	momento estático de la sección de por encima de b_0 respecto al c.d.g.
σ'_{cd}	tensión debida al pretensado en la fibra analizada = $[1/A_c + (Y_c - y)/I] \cdot F_p(l_x)$
$F_p(l_x)$	fuerza de pretensado a tiempo infinito, en la sección analizada l_x
A_c	área de la sección transversal del nervio
Y_c	centro de gravedad del nervio
y	profundidad de la fibra analizada desde la cara inferior de la vigueta
α	coeficiente de desarrollo del pretensado, igual que en la Instrucción EHE-08
τ_{cp}	tensión tangencial en el hormigón debida al pretensado, en la fibra y , a la distancia l_x
	$\tau_{cp} = (1/b_0) \cdot [A_{cy}/A_c - S_{cy} \cdot (Y_c - Y_{pt})/I] \cdot (dP_{t,lx} / dx)$
A_{cy}	área de hormigón por encima de la fibra "y"
A_c	área de hormigón de la sección compuesta
S_{cy}	en este caso, $S_{cy} = S$

Y_{pt} c.d.g. de las armaduras pretensadas
 $dP_{t,lx}/dx$ variación de la fuerza de pretensado a lo largo de la pieza

El término τ_{cp} representaría la diferencia de tensión tangencial en la fibra analizada debido al efecto del pretensado, que simplificado también puede expresarse como la diferencia de precompresión normal entre la zona superior e inferior de la vigueta, que debe soportar la zona más estrecha de la sección.

τ_{cp} como $(F_{p,i} - F_{p,s}) / 1.000 \cdot b_0$ diferencia de fuerza de pretensado a ambos lados

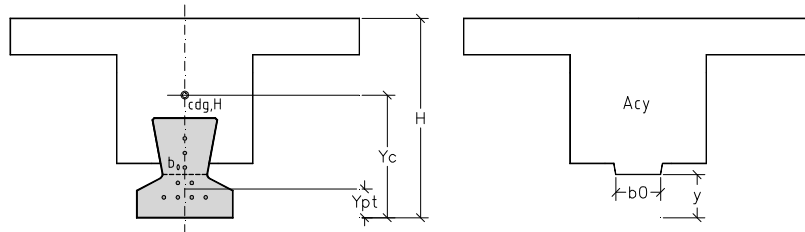


Figura III.3.3.4.- Parámetros geométricos de la sección

Corresponde con el Nivel de aproximación II, que supone un análisis más preciso a partir de los datos geométricos y mecánicos de las secciones empleadas.

III.3.3.5.- PROPUESTA NACIONAL DEL CTN-170 PARA LA REVISIÓN DEL EUROCODIGO 2

Por último, se ha incluido la propuesta de formulación presentada por el grupo de trabajo nacional:

$$V_{cu0} = 0,30 \cdot \zeta \cdot \frac{x}{d} \cdot k_p \cdot \frac{f_{ck}^{2/3}}{\gamma_c} \cdot d \cdot b_{v,eff} \quad [12]$$

- f_{ck} resistencia característica del hormigón y f_{ctm} resistencia media a tracción
- γ_c coeficiente de reducción de la resistencia del hormigón
- ζ coeficiente en función del efecto escala, de valor $1,2 - 0,2 \cdot (a/d)$ $d \geq 0,65$
- k_p factor de resistencia para pretensado, $k_p = 1 + 0,24 \cdot (P \cdot y_t) / (f_{ctm} \cdot b \cdot d^2)$
- P fuerza de pretensado considerada
- a luz de cortante
- x profundidad de la fibra neutra
- d canto útil de la sección total
- $b_{v,eff}$ ancho efectivo, para secciones en T depende del espesor del ala comprimida h_f
 $x \leq h_f$ $b_{v,eff} = b_v = b_w + 2 \cdot h_f \leq b$
 $x > h_f$ $b_{v,eff} = b_w + 2 \cdot h_f \cdot (3 \cdot v^2 - 2 \cdot v^3) \leq b$ con $v = h_f / x$
- b_w menor ancho en la vigueta pretensada

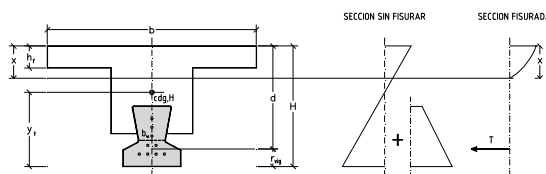


Figura III.3.3.5.- Criterios geométricos de la sección para el análisis según la propuesta del CTN para la revisión del EC-2

Si bien esta expresión no está aún en vigor, se ha comprobado por parte de los autores con las principales bases de datos experimentales disponibles con resultados muy positivos, por lo que puede suponer un acercamiento de gran valor teórico.

III.3.4.- Expresiones teóricas empleadas

Los resultados experimentales de cada uno de los ensayos se comparan con los siguientes valores teóricos previstos, a partir de la formulación descrita en el apartado anterior, pero con los criterios que se han empleado para el presente análisis.

- (A) V_{u2_ficha} valor declarado en la autorización de uso del fabricante
- (B1) $V_{u2_EFHE(1)} = 0,16 f_{cm}^{1/2} \cdot b_0 \cdot d$ [08]
- (B2) $V_{u2_EFHE(2)} = 0,32 f_{cm}^{1/2} \cdot b_0 \cdot d$ [09]
- (C1) $V_{u2_EHE,v} = I \cdot b_0 \cdot (f_{ct,m}^2 + \alpha_l \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,m})^{1/2} / S$ aplicada a la vigueta (sección simple) [05]
- (C2) $V_{u2_n} = I \cdot b_0 \cdot (f_{ct,m}^2 + \alpha_l \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,m})^{1/2} / S$ aplicada al nervio (sección compuesta) [05]
- (C3) $V_{u2_e} = I \cdot b_0 \cdot f_{ct,m} / S$ aplicada al nervio (sección compuesta)
- (C4) $V_{u2_CE} = 0,03 f_{cm} \cdot I \cdot b_0 / S$ aplicada al nervio (sección compuesta) [13]
- (D) $V_{u2_EHE} = [(0,18/\gamma_c) \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{cv})^{1/3} + 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d$ [06]
 $\geq V_{u2_EHE,min} = [(0,075/\gamma_c) \cdot \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2} + 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d$ [07]
- (E) $V_{u2_MC2010} = I \cdot b_0 \cdot [(f_{ct,m}^2 + \alpha_l \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,m})^{1/2} - \tau_{cp}] / S$ [10]
- (F) $V_{u2_EC2} = [C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} - 0,15 \cdot \sigma_{cp}] \cdot b_w \cdot d$ [11]
 $\geq (0,035 \cdot k^{3/2} \cdot f_{ck}^{1/2} - 0,15 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d$
- (G) $V_{u2_CTN} = [0,30 \cdot \zeta \cdot (x/d) \cdot k_p \cdot (f_{ck}^{2/3} / \gamma_c)] \cdot b_{v,eff} \cdot d$ [12]

Las expresiones (C2) y (C3) no corresponden a ninguna formulación de aplicación a este caso particular, pero se han incluido para comprobar los resultados que se obtendrían de su empleo. En el caso concreto de (C2), se supone aplicable a nervios biapoyados cuando no se ha alcanzado la fisuración por flexión, como podría ser el caso en estos ensayos.

Resulta también interesante comprobar la predicción en los casos particulares de estos ensayos a partir de la propuesta del CTN (G), de cara a una validación de la misma para el campo de aplicación concreto de los forjados unidireccionales.

III.3.5.- Criterios de aplicación para las distintas fórmulas

Los valores empleados en cada formulación han sido los siguientes:

$$(B1) \quad V_{u2_EFHE} = 0,16 \cdot \sqrt{f_{cm}} \cdot b_1 \cdot d$$

f_{cm} resistencia media a compresión del hormigón de la vigueta pretensada, de valor $f_{ck, \text{ ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1}$
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 d canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{\text{mec}}$
 r_{mec} recubrimiento mecánico de las armaduras situadas por debajo de la fibra $2 \cdot h_{\text{vigüeta}}/3$

$$(B2) \quad V_{u2_EFHE} = 0,32 \cdot \sqrt{f_{cm}} \cdot b_1 \cdot d$$

f_{cm} resistencia media a compresión del hormigón de la vigueta pretensada, de valor $f_{ck, \text{ ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1}$
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 d canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{\text{mec}}$
 r_{mec} recubrimiento mecánico de las armaduras situadas por debajo de la fibra $2 \cdot h_{\text{vigüeta}}/3$

$$(C1) \quad V_{u2_EHE,v} = \frac{I b_1}{S} \cdot \sqrt{f_{ct,m}^2 + \alpha \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,m}} \quad (\text{aplicada a la sección simple prefabricada – vigueta})$$

$f_{ct,m}$ resistencia media a tracción en el hormigón de la vigueta pretensada, de valor $0,3 f_{ck, \text{ ficha}}^{2/3}$
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 I inercia bruta de la vigueta obtenida a partir de la geometría respecto al c.d.g.
 S momento estático de la sección de la vigueta por encima de b_0 respecto al c.d.g.
 σ'_{cd} tensión media debida al pretensado en la vigueta, de valor $P_{\text{inf}} / A_{\text{vigüeta}} \leq 12 \text{ MPa}$
 P_{inf} fuerza de pretensado a tiempo infinito, de valor $\sum A_{\varnothing} \sigma_{p, \text{ ficha}} (1 - \text{perdidas}_{\infty, \text{ ficha}}/100)$
 A_{vig} área bruta de la vigueta pretensada, obtenida a partir de la geometría declarada en ficha
 α coeficiente de desarrollo del pretensado, de valor $l_x / (1,2 \cdot \varnothing \cdot \sigma_{\text{inf}} / 21)$
 l_x distancia desde el extremo de la pieza donde se realiza la comprobación, en este caso, la longitud de entrega $L_e = 100 \text{ mm}$, más el punto de intersección de una línea inclinada 45° desde el borde del apoyo hasta la altura de la fibra b_0 , es decir y_{b0}
 \varnothing diámetro de la armadura longitudinal traccionada
 σ_{inf} tensión de pretensado en los cables a tiempo infinito, de valor $\sigma_{p, \text{ ficha}} (1 - \text{perd}_{\infty, \text{ ficha}}/100)$

$$(C2) \quad V_{u2_EHE,n} = \frac{I b_1}{S} \cdot \sqrt{f_{ct,m}^2 + \alpha \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,m}} \quad (\text{aplicada a la sección compuesta – nervio de forjado})$$

$f_{ct,m}$ resistencia media a tracción en el hormigón de la vigueta pretensada, de valor $0,3 f_{ck, \text{ ficha}}^{2/3}$
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 I inercia bruta de la sección compuesta a partir de la geometría respecto al c.d.g.
 S momento estático de la sección de la vigueta por encima de b_0 respecto al c.d.g.
 σ'_{cd} tensión media debida al pretensado en el nervio, de valor $P_{\text{inf}} / A_{\text{nervio}} \leq 12 \text{ MPa}$
 P_{inf} fuerza de pretensado a tiempo infinito, de valor $\sum A_{\varnothing} \sigma_{p, \text{ ficha}} (1 - \text{perdidas}_{\infty, \text{ ficha}}/100)$
 A_{nervio} área bruta del nervio, obtenida a partir de la geometría declarada en ficha
 α coeficiente de desarrollo del pretensado, de valor $l_x / (1,2 \cdot \varnothing \cdot \sigma_{\text{inf}} / 21)$
 l_x distancia desde el extremo de la pieza donde se realiza la comprobación, en este caso, la longitud de entrega $L_e = 100 \text{ mm}$, más el punto de intersección de una línea inclinada 45° desde el borde del apoyo hasta la altura de la fibra b_0 , es decir y_{b0}
 \varnothing diámetro de la armadura longitudinal traccionada
 σ_{inf} tensión de pretensado en los cables a tiempo infinito, de valor $\sigma_{p, \text{ ficha}} (1 - \text{perd}_{\infty, \text{ ficha}}/100)$

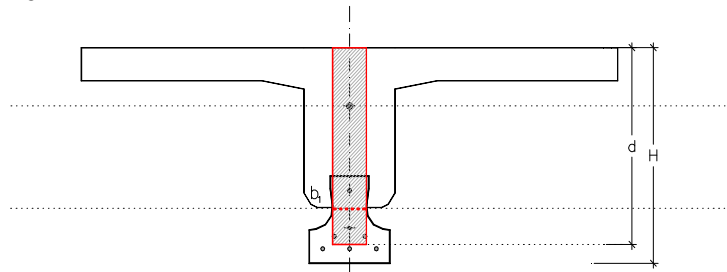
(C3) $V_{u2_e} = \frac{I b_1}{S} f_{ct,m}$ (aplicada a la sección compuesta – nervio de forjado)

$f_{ct,m}$ resistencia media a tracción en el hormigón de la vigueta pretensada, de valor $0,3 f_{ck, \text{ficha}}^{2/3}$
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 I inercia bruta de la sección compuesta a partir de la geometría respecto al c.d.g.
 S momento estático de la sección compuesta por encima de b_0 respecto al c.d.g.

(C4) $V_{u2_CE} = \frac{I b_1}{S} 0,03 f_{cm}$ (aplicada a la sección compuesta – nervio de forjado)

f_{cm} resistencia media a compresión en el hormigón de la vigueta pretensada
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 I inercia bruta de la sección compuesta a partir de la geometría respecto al c.d.g.
 S momento estático de la sección compuesta por encima de b_0 respecto al c.d.g.

Comprobaciones según EHE-08 en $b_1 \cdot d$



(D) $V_{u2_EHE} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi^3 \sqrt{100 \rho_l f_{cv}} + 0,15 \sigma'_{cd} \right] b_1 \cdot d$ (en la sección compuesta – nervio de

forjado)

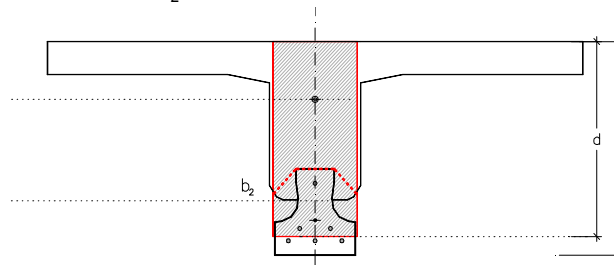
f_{cv} resistencia efectiva el hormigón a cortante, de valor $f_{ck, \text{ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1} \leq 60$ MPa
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 d canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{\text{mec}}$
 r_{mec} recubrimiento mecánico de las armaduras situadas por debajo de la fibra $2 \cdot h_{\text{vigüeta}}/3$
 ξ factor que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1 + (200/d)^{1/2} \leq 2$
 ρ_l cuantía geométrica de armadura de tracción, anclada al menos un canto útil, $A_p / (b_1 \cdot d) \leq 0,02$
 σ'_{cd} tensión media debida al pretensado en la vigueta, de valor $\alpha P_{\text{inf}} / A_{\text{vigüeta}} \leq 12$ MPa
 P_{inf} fuerza de pretensado a tiempo infinito, de valor $\sum A_{\varnothing} \sigma_{p, \text{ficha}} (1 - \text{perdidas}_{\% \infty, \text{ficha}}/100)$
 $A_{\text{vigüeta}}$ área bruta de la vigueta, obtenida a partir de la geometría declarada en ficha
 α coeficiente de desarrollo del pretensado, de valor $l_x / (1,2 \cdot \varnothing \sigma_{\text{inf}})$
 l_x distancia desde el extremo de la pieza donde se realiza la comprobación, en este caso, la longitud de entrega $L_e = 100$ mm, más una vez el canto útil.
 \varnothing diámetro de la armadura longitudinal traccionada
 σ_{inf} tensión de pretensado en los cables a tiempo infinito, de valor $\sigma_{p, \text{ficha}} (1 - \text{perd}_{\% \infty, \text{ficha}}/100)$

(D)_{min} $V_{u2_EHE} = \left[\frac{0,075}{\gamma_c} \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2} + 0,15 \sigma'_{cd} \right] b_1 \cdot d$

f_{cv} resistencia efectiva el hormigón a cortante, de valor $f_{ck, \text{ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1} \leq 60$ MPa
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 d canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{\text{mec}}$

r_{mec}	recubrimiento mecánico de las armaduras situadas por debajo de la fibra $2 \cdot h_{vigüeta}/3$
ξ	factor que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1+(200/d)^{1/2} \leq 2$
σ'_{cd}	tensión media debida al pretensado en la vigüeta, de valor $\alpha P_{inf} / A_{vigüeta} \leq 12 \text{ MPa}$
P_{inf}	fuerza de pretensado a tiempo infinito, de valor $\sum A_{\varnothing} \cdot \sigma_{p,ficha} \cdot (1 - \text{perdidas}_{\infty, \text{ficha}}/100)$
$A_{vigüeta}$	area bruta de la vigüeta, obtenida a partir de la geometría declarada en ficha
α	coeficiente de desarrollo del pretensado, de valor $l_x / (1,2 \cdot \varnothing \cdot \sigma_{inf})$
l_x	distancia desde el extremo de la pieza donde se realiza la comprobación, en este caso, la longitud de entrega $L_e = 100 \text{ mm}$, más una vez el canto útil.
\varnothing	diámetro de la armadura longitudinal traccionada
σ_{inf}	tensión de pretensado en los cables a tiempo infinito, de valor $\sigma_{p,ficha} \cdot (1 - \text{perd}_{\infty, \text{ficha}}/100)$

Comprobaciones según EHE-08 en $b_2 \cdot d$



$$(D) \quad V_{u2_EHE} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot \xi^3 \sqrt{100 \cdot \rho_l \cdot f_{cv}} \right] \cdot b_2 \cdot d \quad (\text{aplicada a la sección compuesta – nervio de forjado})$$

f_{cv}	resistencia efectiva el hormigón a cortante, de valor $f_{ck, \text{ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1} \leq 60 \text{ MPa}$
b_2	menor ancho en el nervio hormigonado in situ
d	canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{mec}$
r_{mec}	recubrimiento mecánico de las armaduras situadas por debajo de la fibra $2 \cdot h_{vigüeta}/3$
ξ	factor que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1+(200/d)^{1/2} \leq 2$
ρ_l	cuantía geométrica de armadura longitudinal de tracción, anclada un canto útil $A_p / (b_2 \cdot d) \leq 0,02$

$$(D)_{\min} \quad V_{u2_EHE} = \left[\frac{0,075}{\gamma_c} \cdot \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2} \right] \cdot b_2 \cdot d$$

f_{cv}	resistencia efectiva el hormigón a cortante, de valor $f_{ck, \text{ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1} \leq 60 \text{ MPa}$
b_2	menor ancho en el nervio hormigonado in situ
d	canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{mec}$
r_{mec}	recubrimiento mecánico de las armaduras situadas por debajo de la fibra $2 \cdot h_{vigüeta}/3$
ξ	factor que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1+(200/d)^{1/2} \leq 2$

$$(E) \quad V_{u2_MC2010} = \frac{I b_1}{S} \cdot \left[\sqrt{f_{ct,m}^2 + \alpha \cdot \sigma'_{cd} \cdot f_{ct,m}} - \tau_{cp} \right] \quad (\text{aplicada a la sección compuesta-nervio de forjado})$$

$f_{ct,m}$	resistencia media a tracción en el hormigón de la vigüeta pretensada, de valor $0,3 f_{ck, \text{ficha}}^{2/3}$
b_1	menor ancho en la vigüeta pretensada
I	inercia bruta de la sección compuesta a partir de la geometría respecto al c.d.g.
S	momento estático de la sección de la vigüeta por encima de b_0 respecto al c.d.g.
σ'_{cd}	tensión debida al pretensado en la fibra analizada, de valor $[1/A_c + (Y_c - y)/I] \cdot F_p(l_x)$
$F_p(l_x)$	fuerza de pretensado a tiempo infinito, en la sección analizada l_x
A_{nervio}	area bruta del nervio, obtenida a partir de la geometría declarada en ficha
Y_c	centro de gravedad del nervio, a partir de la geometría de la ficha

y profundidad de la fibra analizada, medida desde la cara inferior de la vigueta
 α coeficiente de desarrollo del pretensado, de valor $l_x / (1,2 \cdot \varnothing \cdot \sigma_{inf} / 21)$
 l_x distancia desde el extremo de la pieza donde se realiza la comprobación, en este caso, la longitud de entrega $L_e = 100$ mm, más el punto de intersección de una línea inclinada 45° desde el borde del apoyo hasta la altura de la fibra b_0 , es decir y_{b0} . $l_x = 100 + y_{b0}$
 \varnothing diámetro de la armadura longitudinal traccionada
 σ_{inf} tensión de pretensado en los cables a tiempo infinito, de valor $\sigma_{p,ficha} \cdot (1 - \text{perd}_{\infty, \text{ficha}} / 100)$
 τ_{cp} tensión tangencial en el hormigón debida al pretensado, en la fibra y , a la distancia l_x
 $\tau_{cp} = (1/b_0) \cdot [A_{cy}/A_c - S_{cy} \cdot (Y_c - Y_{pt})/I] \cdot (dP_{t,lx} / dx)$
 A_{cy} área de hormigón por encima de la fibra "y"
 A_z área de hormigón de la sección compuesta, a partir de la geometría de la ficha
 S_{cy} en este caso, $S_{cy} = S$
 Y_{pt} c.d.g. de las armaduras pretensadas
 $dP_{t,lx}/dx$ variación de la fuerza de pretensado a lo largo de la pieza (pendiente de la recta)

(F) $V_{u2_EC2} = [C_{R,d} \cdot k \cdot \sqrt{100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck}} - 0,15 \cdot \sigma_{cd}] \cdot b_1 \cdot d$ (en la sección compuesta – nervio de forjado)
 f_{ck} resistencia característica del hormigón, de valor $f_{ck, \text{ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1}$
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 d canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{mec}$
 r_{mec} recubrimiento mecánico de las armaduras situadas por debajo de la fibra $2 \cdot h_{\text{vigüeta}}/3$
 k factor que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1 + (200/d)^{1/2} \leq 2 = \xi$
 ρ_l cuantía geométrica de armadura longitudinal de tracción, anclada un canto útil, $A_p / (b_1 \cdot d) \leq 0,02$
 σ_{cd} tensión media debida al pretensado en la vigueta, $P_{inf} / A_{\text{vigüeta}}$ (compresiones en negativo)
 P_{inf} fuerza de pretensado a tiempo infinito, de valor $\sum A_{\varnothing} \cdot \sigma_{p,ficha} \cdot (1 - \text{perdidas}_{\infty, \text{ficha}} / 100)$
 $A_{\text{vigüeta}}$ área bruta de la vigueta, obtenida a partir de la geometría declarada en ficha
 $C_{R,d}$ factor de corrección de la capacidad a cortante en secciones sin armadura, de valor $0,18/\gamma_c$
 γ_c coeficiente de reducción de la resistencia del hormigón, en este caso, de valor 1,00

(F)_{min} $V_{u2_EC2} = [0,035 \cdot k^{3/2} \cdot f_{ck}^{1/2} - 0,15 \cdot \sigma_{cd}] \cdot b_1 \cdot d$
 f_{ck} resistencia característica del hormigón, de valor $f_{ck, \text{ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1}$
 b_1 menor ancho en la vigueta pretensada
 d canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{mec}$
 r_{mec} recubrimiento mecánico de las armaduras situadas por debajo de la fibra $2 \cdot h_{\text{vigüeta}}/3$
 k factor que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1 + (200/d)^{1/2} \leq 2 = \xi$
 σ_{cd} tensión media debida al pretensado en la vigueta, $P_{inf} / A_{\text{vigüeta}}$ (compresiones en negativo)
 P_{inf} fuerza de pretensado a tiempo infinito, de valor $\sum A_{\varnothing} \cdot \sigma_{p,ficha} \cdot (1 - \text{perdidas}_{\infty, \text{ficha}} / 100)$
 $A_{\text{vigüeta}}$ área bruta de la vigueta, obtenida a partir de la geometría declarada en ficha

(G) $V_{u2_CTN} = [0,30 \cdot \zeta \cdot (x/d) \cdot k_p \cdot (f_{ck}^{2/3} / \gamma_c)] \cdot b_{v,eff} \cdot d$
 f_{ck} resistencia característica del hormigón, de valor $f_{ck, \text{ficha}} / e^{-1,645 \cdot 0,1}$
 γ_c coeficiente de reducción de la resistencia del hormigón, en este caso, de valor 1,00
 ζ coeficiente que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1,2 - 0,2 \cdot (a/d) \cdot d \geq 0,65$
 a luz de cortante, en este caso definida en el ensayo (2,5 – 3 veces H)
 x profundidad de la fibra neutra
 d canto útil de la sección total, obtenido como $H_{\text{forjado}} - r_{mec}$
 $b_{v,eff}$ ancho efectivo, que depende del espesor h_f y el ancho b del ala comprimida
 $x \leq h_f$ $b_{v,eff} = b_v = b_1 + 2 \cdot h_f \leq b$ con b_1 ancho mínimo de la vigueta
 $x > h_f$ $b_{v,eff} = b_1 + 2 \cdot h_f \cdot (3 \cdot v^2 - 2 \cdot v^3) \leq b$ con $v = h_f / x$

k_p	factor de resistencia para pretensado o carga axil	$K_p = 1 + 0,24 \frac{P y_t}{f_{ctm} b d^2}$
P	fuerza de pretensado a tiempo infinito, de valor $\sum A_{\sigma} \sigma_{p, ficha} (1 - \text{perdidas}_{\infty, ficha} / 100)$	
y_t	c.d.g. del nervio medido desde la fibra inferior. Coincide con $y_{c.d.g.}$ en otras expresiones	
f_{ctm}	resistencia media a tracción en el hormigón de la vigueta pretensada, de valor $0,3 f_{ck, ficha}^{2/3}$	
b	ancho del ala del nervio analizado	

A modo de resumen, se indica que los criterios empleados en todos los casos han sido los siguientes:

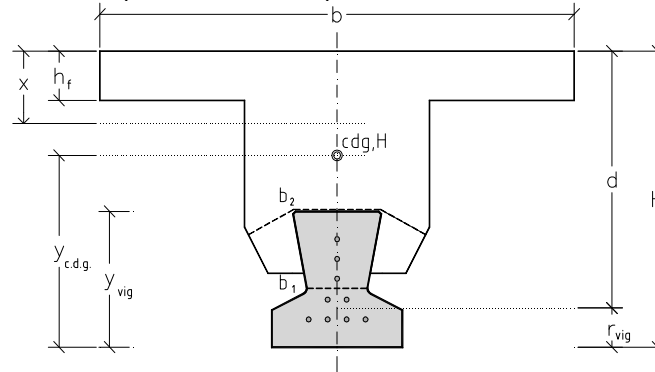


Figura III.3.5.- Valores geométricos en las secciones analizadas

- Resistencia media en todos los valores del hormigón (resistencia a tracción o a compresión)
- Geometrías consideradas a partir de los valores declarados por cada fabricante, una vez comprobadas que las desviaciones de las dimensiones nominales se encuentran dentro de las tolerancias de control de calidad.
- Empleo de área, momento estático e inercia en valores brutos, puesto que se ha supuesto el empleo del mismo hormigón en la vigueta que en la cabeza de compresión, por lo que no ha sido necesario homogeneizar valores en los 196 ensayos de la base de datos. Este supuesto está contrastado por la práctica habitual de la fabricación de los nervios, ya que normalmente las empresas de prefabricados no producen hormigones $f_{ck} = 25$ MPa, por lo que no se cambia la programación de la central de hormigonado para ejecutar las muestras que luego se enviarían al laboratorio. Además, empleando el mismo hormigón de la vigueta se obtenían los 25 MPa necesarios para el desmoldeo a los pocos días, no siendo necesario esperar para ejecutar todas las muestras.
- Empleo de valores de área, momento estático e inercia en valores homogeneizados en los ensayos adicionales, al emplear distinto hormigón entre el elemento prefabricado y el nervio hormigonado en el laboratorio.
- Tensión de pretensado considerada a partir de los valores declarados de tensión inicial y posición de las armaduras en la sección del elemento prefabricado.
- Pérdidas de pretensado consideradas como el 80% de las pérdidas a tiempo infinito, tras realizar un análisis de varios elementos representativos, y comprobar la relación entre las pérdidas en el periodo estimado de ensayo y a tiempo infinito.

III.4.- RESULTADOS OBTENIDOS

En el presente apartado se incluyen todos los resultados experimentales recogidos en el Anexo I, aun cuando no se haya alcanzado la rotura por cortante. Es preciso indicar que se trata de ensayos de contraste durante los cuales el protocolo consiste en aplicar carga hasta alcanzar la rotura por cortante, si bien en algunos casos es posible que se agote la carrera del gato o se produzca la rotura por flexión. En todos casos, si la carga de cortante es superior a 1,5 veces el valor teórico de rotura declarado por el fabricante, el ensayo – a efectos de comprobación – es considerado favorable.

Los parámetros concretos de cada ensayo y los datos geométricos y mecánicos de cada elemento se recogen en el Anexo I del presente trabajo.

III.4.1.- Valores para cada fabricante

Se ha optado, inicialmente, por presentar los resultados con carácter individual para cada uno de los fabricantes, en aquellos casos en los que se disponga de una población de al menos 4 resultados experimentales con el mismo modelo de vigueta.

De esta forma se podrá comprobar si los resultados obtenidos y su tendencia se compensan entre fabricantes o si, en realidad, los valores medios se repiten individualmente.

Se muestran los valores ordenados según el nivel de pretensado en la vigueta, así como los coeficientes correspondientes a la comparación con los ensayos.

Para todos los fabricantes se representa una gráfica en la que en el eje de abscisas corresponde a la fuerza de pretensado a tiempo infinito (P_{inf}), ya que lo normal es que para cada modelo de vigueta se haya empleado un único canto de forjado. En ordenadas se presenta la carga total de cortante alcanzada durante el ensayo (V_e), que corresponderá en muchos casos a la de rotura por cortante, aunque en otros sea la máxima alcanzada por capacidad del gato o agotamiento por flexión, como ya se ha indicado.

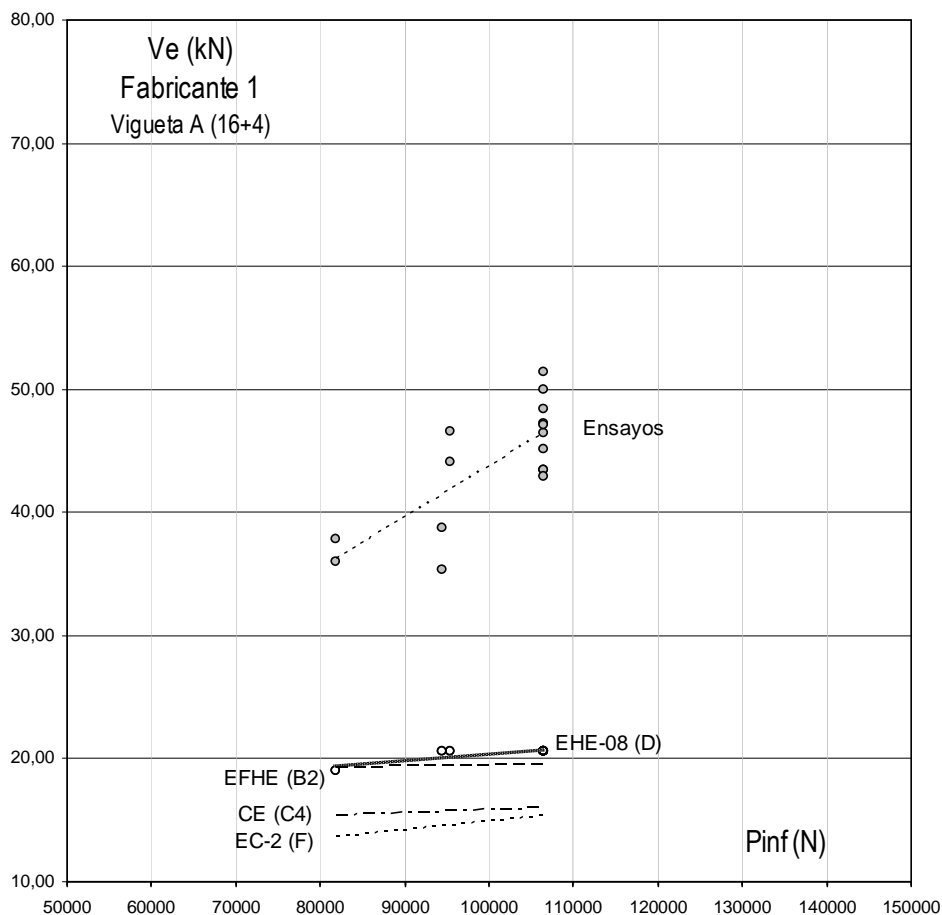
En puntos grises aparecen los resultados experimentales con su la línea de tendencia, mientras que en puntos blancos se indica la predicción según la Instrucción EHE-08 (D), actualmente en vigor.

Se incluyen también las líneas de tendencia correspondientes a las evaluaciones teóricas aplicando la expresión de la Instrucción EFHE (B2), derogada desde el 2008, y las que corresponderían a la reglamentación europea de aplicación: el Eurocódigo 2 (F) y la norma armonizada de marcado CE (C4).

Por último, se incluyen los valores de media aritmética, desviación típica y coeficiente de variación obtenidos para las expresiones mencionadas anteriormente más el análisis de la vigueta aislada (C1) y la estimación según el MC2010 (E), que no se presentan en la gráfica para facilitar su lectura.

III.4.1.1.- FABRICANTE 1

Este fabricante cuenta con 18 ensayos y un solo tipo de vigueta – Vigueta A – cuyo diseño no se ha modificado en el periodo estudiado. Los 16 primeros ensayos corresponden a una sección de 17+4 entre 1.995 y 2.002, mientras que los 2 últimos son de 26+4 durante el año 2.003 y no se incluyen en la gráfica.



Gráfica III.4.1.1.- Valores obtenidos para el Fabricante 1 (18 ensayos)

En este caso el aumento de pretensado implica un incremento de la resistencia a cortante que no queda reflejado en la formulación. Los valores obtenidos en los ensayos están por encima del doble de los valores teóricos.

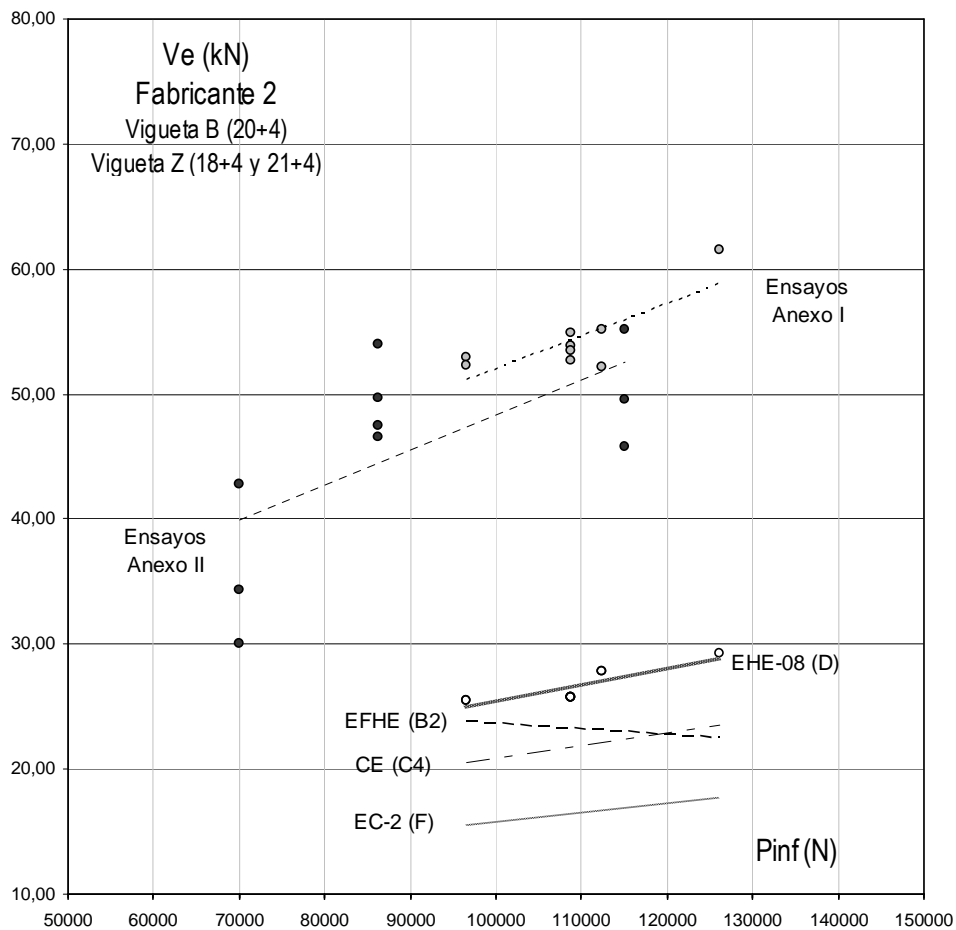
Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	44,00	-	-	-
EFHE	(B2)	19,47	2,26	0,2461	0,1089
Vigueta	(C1)	20,41	2,15	0,2084	0,0968
CE	(C4)	15,86	2,77	0,2765	0,0998
EHE-08	(D)	20,41	2,15	0,2084	0,0968
MC2010	(E)	44,73	0,99	0,1336	0,1353
EC2	(F)	14,93	2,94	0,2499	0,0850

Como puede apreciarse, la estimación según (D) y (B2) son similares, tal y como se perseguía con el ajuste para la Instrucción EHE-08. Sin embargo, al tratarse de un canto reducido (210 mm), la predicción (D) coincide con (C1), por lo que la resistencia corresponde exclusivamente al elemento prefabricado. Las estimaciones según (F) y (C4) serían incluso inferiores a la de la vigueta aislada.

III.4.1.2.- FABRICANTE 2

Este fabricante cuenta con 11 ensayos y dos tipos de vigueta – Vigueta B0 y B – cuyo diseño, tanto en geometría como en posición de armaduras y pretensado se ha modificado en el periodo estudiado. Todos los ensayos corresponden a una sección de 20+4. Se presentan los 9 correspondientes a la Vigueta B, ya que es la misma que se empleó en los ensayos del proyecto de investigación.

De este mismo fabricante, se dispone de ensayos realizados dentro del proyecto de investigación, además de algún otro en continuidad. Para el caso de los ensayos biapoyados y simétricos, con el mismo esquema que los analizados en este trabajo, hay un total de 10 resultados experimentales, correspondientes a dos cantos (220 y 250 mm), tres tipos de armado y tres luces de cortante para cada uno. El modelo se ha identificado como – Vigueta Z-. Los datos correspondientes a estos ensayos se recogen en el Anexo II.



Gráfica III.4.1.2.-Valores obtenidos para el Fabricante 2 (9 ensayos)
Se incluyen otros 10 resultados recogidos en el Anexo II

Los resultados que no corresponden a los ensayos de contraste del Sello CIETAN se representan mediante los puntos negros, con la respectiva línea de tendencia.

Como puede apreciarse los resultados experimentales de ambas campañas son similares en cuanto a resistencia a cortante en función de la fuerza de pretensado. En el caso de la vigueta de menor cuantía el menor valor obtenido coincide con la predicción según (D) para el elemento con mayor pretensado.

Como en el caso anterior, el aumento de pretensado mejora la capacidad a cortante para una misma geometría de la sección y tipo de hormigón en una proporción que no concuerda con la predicción teórica. Además, la diferencia entre ensayo y teoría es aún mayor, siempre por encima del doble como se comprueba en la tabla siguiente con los valores medios.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	54,33	-	-	-
EFHE	(B2)	23,26	2,34	0,1647	0,0704
Vigueta	(C1)	24,86	2,19	0,1987	0,0906
CE	(C4)	21,80	2,50	0,1333	0,0534
EHE-08	(D)	26,55	2,05	0,0770	0,0376
MC2010	(E)	60,27	0,91	0,0925	0,1021
EC2	(F)	16,48	3,30	0,1092	0,0331

Ensayos de contraste del Anexo I

Al ampliar la gama de pretensado, gracias a los ensayos adicionales las predicciones en las fórmulas donde interviene guardan una pendiente similar a la obtenida en los ensayos, aunque siguen estando muy por debajo de los valores experimentales.

El descenso en la predicción según (B2) se debe principalmente a que el acero de pretensar para el tipo más armado se dispone en varias capas, subiendo el centro de gravedad de las armaduras y por lo tanto el recubrimiento mecánico, con la consecuente reducción del canto útil.

También se ha elaborado la misma tabla para los ensayos correspondientes a la campaña recogida en el Anexo II (puntos negros en la gráfica).

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	45,54	-	-	-
EFHE	(B2)	25,85	1,77	0,3284	0,1857
Vigueta	(C1)	26,91	1,69	0,2592	0,1535
CE	(C4)	21,29	2,29	0,7082	0,3096
EHE-08	(D)	26,91	1,69	0,2592	0,1535
MC2010	(E)	54,38	0,84	0,1133	0,1356
EC2	(F)	16,65	2,73	0,3431	0,1258

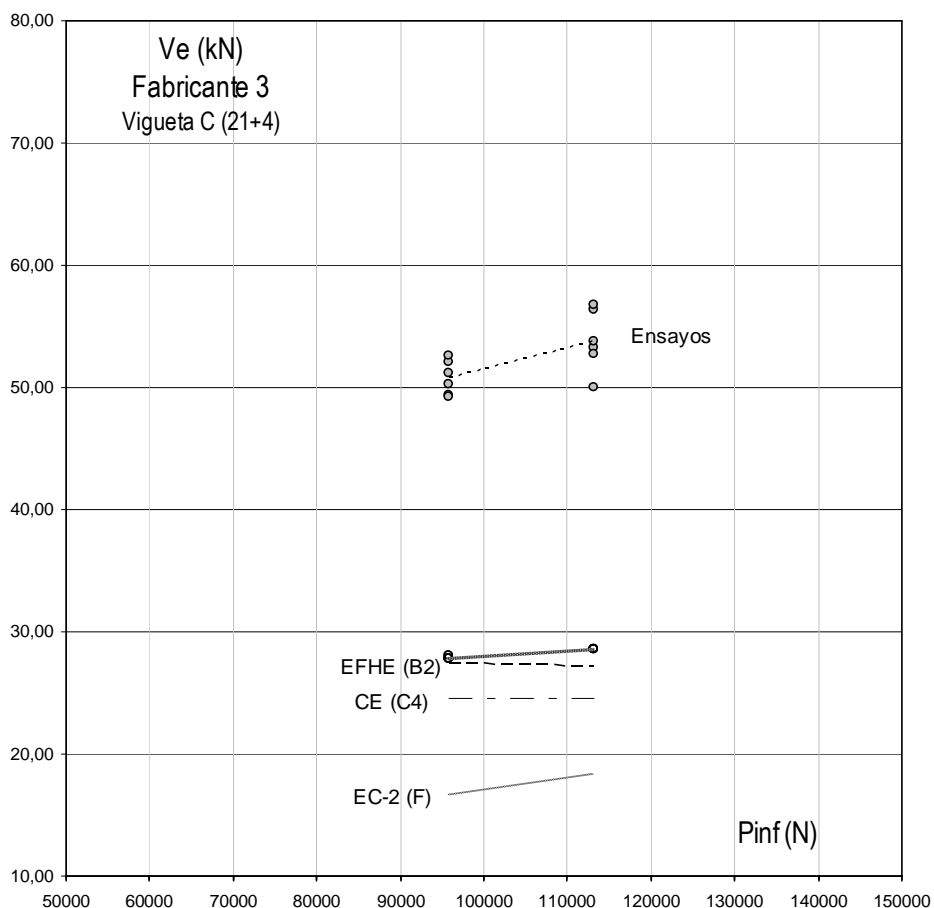
Ensayos adicionales recogidos en el Anexo II

Los valores medios registran el lógico descenso en comparación con los ensayos del Anexo I al incluir tanto los resultados experimentales como las predicciones para los casos de vigueta de poca cuantía de pretensado.

Como los ensayos se realizan en muestras de 220-250 mm, la predicción correspondiente a (D) coincide con (C1), por lo que es dimensionante el elemento prefabricado. Además, la reducción de la cuantía de pretensado se traduce también en una aproximación hacia los valores previstos según (B2), donde no interviene la precompresión.

III.4.1.3.- FABRICANTE 3

Este fabricante cuenta con 20 ensayos y tres tipos – Vigueta C, D, E – puesto que su diseño en cuanto a geometría, posición de alambres y pretensado se ha modificado en el periodo estudiado. Los 12 primeros ensayos corresponden a una sección de 21+4 y vigueta tipo C. Los otros 8 ensayos la sección ensayada son de 22+4 y vigueta D, excepto los dos últimos, que son del tipo E. En la siguiente estadística se han reflejado los 12 primeros.



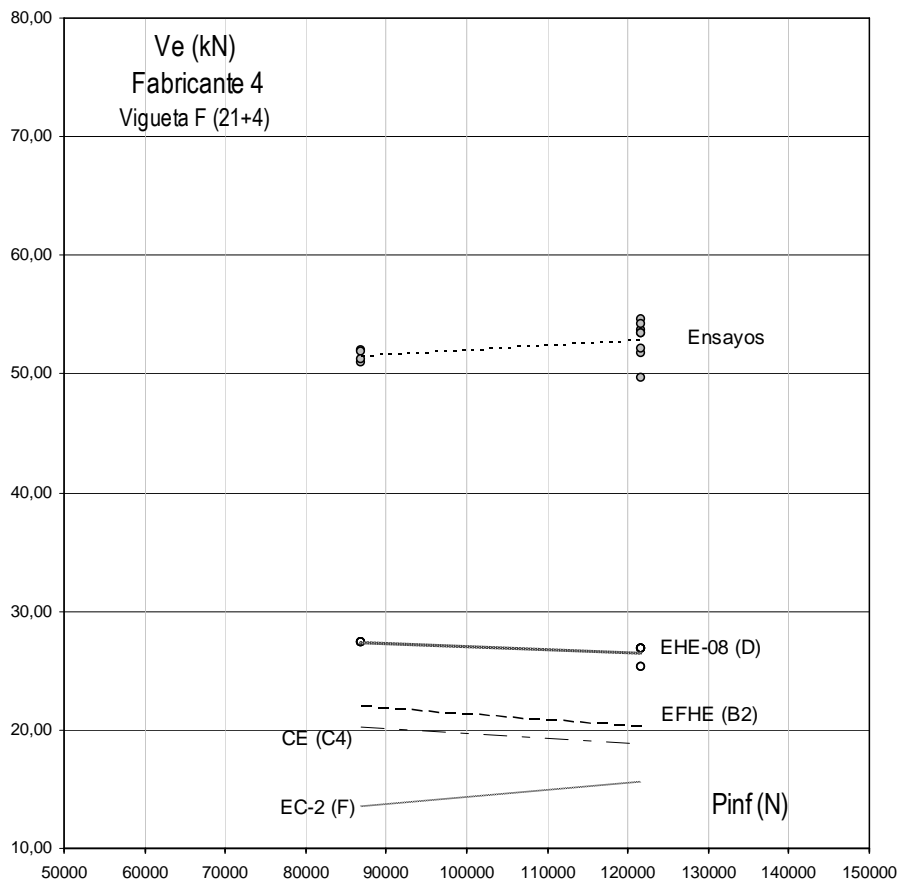
Gráfica III.4.1.3.-Valores obtenidos para el Fabricante 3 (12 ensayos)

Como en los casos anteriores, aún empleando dos tipos de armado las diferencias no son tan importantes como para que la tendencia en los valores teóricos sea similar a los resultados de los ensayos, además de seguir ofreciendo valores del orden de la mitad.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	52,28	-	-	-
EFHE	(B2)	27,28	1,92	0,0993	0,0518
Vigueta	(C1)	27,82	1,88	0,0690	0,0367
CE	(C4)	24,48	2,14	0,1011	0,0473
EHE-08	(D)	28,22	1,85	0,0777	0,0419
MC2010	(E)	71,01	0,74	0,0404	0,0549
EC2	(F)	17,55	2,98	0,1265	0,0424

III.4.1.4.- FABRICANTE 4

Este fabricante cuenta con 20 ensayos y tres tipos – Vigueta F, G, H – puesto que su diseño en cuanto a geometría, posición de alambres y pretensado se ha modificado en el periodo estudiado. Los 12 primeros ensayos corresponden a una sección de 21+4 y vigueta tipo F armado 7. Con armado 5 el canto es 22+4. Los siguientes 4 ensayos en el tiempo han sido de 21+4 y vigueta G, y los últimos 4 de 26+4 y vigueta G, excepto los dos últimos, que era la tipo H. En la siguiente estadística se han reflejado los 12 primeros.



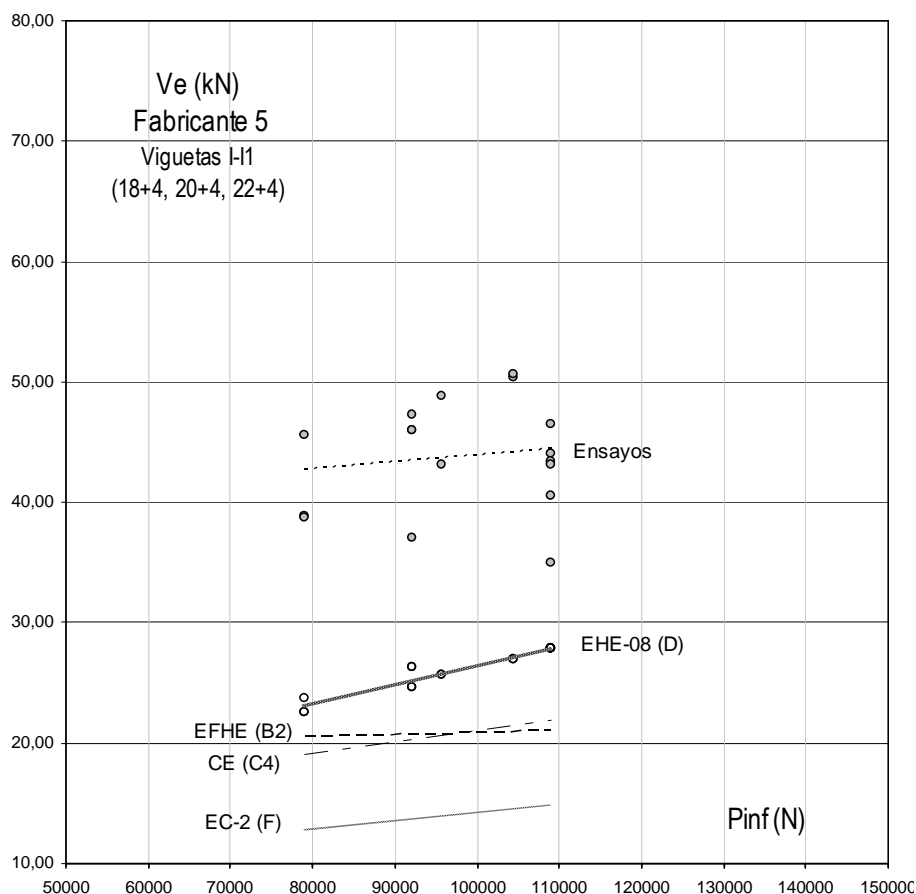
Gráfica III.4.1.4.-Valores obtenidos para el Fabricante 4 (12 ensayos)

En este caso por la distribución de alambres el incremento de pretensado no es suficientemente alto como para compensar la subida del centro de gravedad de las armaduras, reduciendo el canto útil, por lo que la predicción de resistencia decrece.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	52,40	-	-	-
EFHE	(B2)	20,77	2,53	0,1469	0,0581
Vigueta	(C1)	17,29	3,03	0,1009	0,0333
CE	(C4)	19,34	2,71	0,1443	0,0532
EHE-08	(D)	26,73	1,96	0,0786	0,0401
MC2010	(E)	46,22	1,15	0,1534	0,1332
EC2	(F)	14,99	3,51	0,2240	0,0638

III.4.1.5.- FABRICANTE 5

Este fabricante cuenta con 17 ensayos y dos tipos – Vigueta I, I1 – puesto que su diseño en cuanto a geometría, posición de alambres y pretensado se ha modificado en el periodo estudiado. Los 9 primeros ensayos alternan secciones de 18+4, 20+4 y 22+4, cambiando también el armado. Los siguientes 8 ensayos son todos para una sección de 22+4. En la siguiente estadística se han agrupado todos.



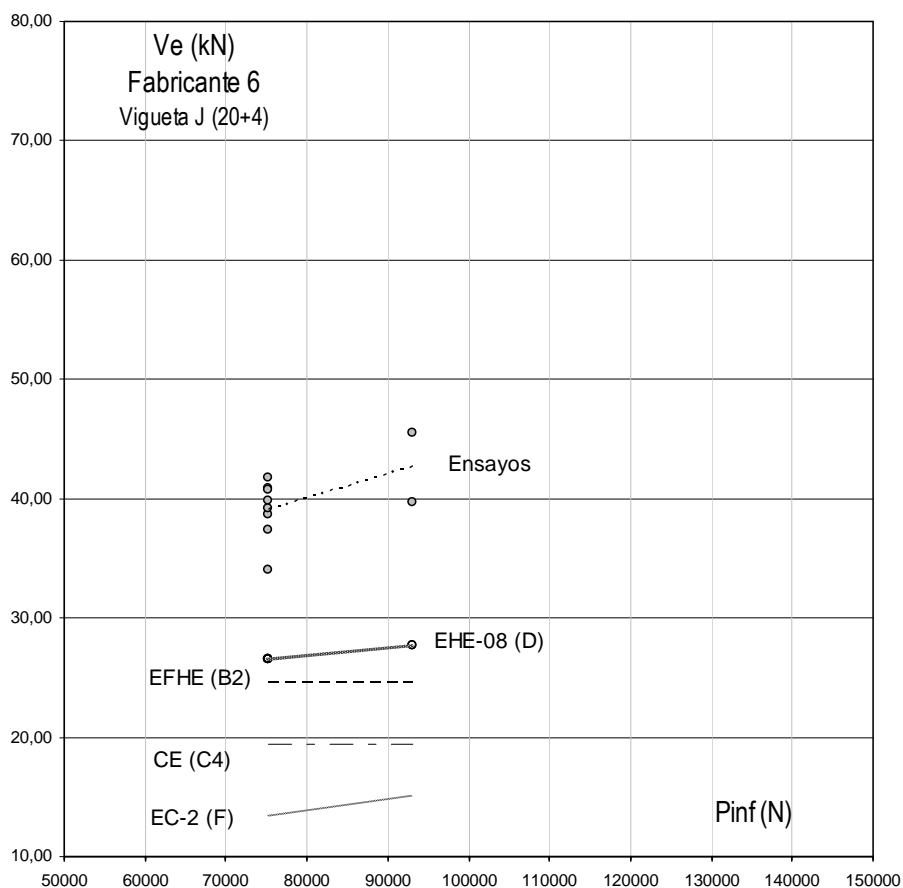
Gráfica III.4.1.5.-Valores obtenidos para el Fabricante 5 (17 ensayos)

En el caso de este fabricante se ha optado por representar en un mismo gráfico todas las cuantías de pretensado y cantos de forjado, lo que permitirá comprobar si las tendencias son similares a cuando se representen la totalidad de los valores agrupados para todos los fabricantes. Los ensayos 79 y 80 corresponden a forjados de 22+4 con máximo pretensado, y suponen resultados bajos (35 y 40,51KN) donde se cargó sólo hasta alcanzar un esfuerzo cortante poco mayor al declarado por el fabricante.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	43,80	-	-	-
EFHE	(B2)	20,79	2,11	0,2083	0,0988
Vigueta	(C1)	24,67	1,78	0,1791	0,1008
CE	(C4)	20,86	2,12	0,2776	0,1312
EHE-08	(D)	26,09	1,68	0,1846	0,1096
MC2010	(E)	56,60	0,78	0,0870	0,1115
EC2	(F)	14,14	3,10	0,3124	0,1007

III.4.1.6.- FABRICANTE 6

Este fabricante cuenta con 17 ensayos y dos tipos de vigueta – Vigueta J y K – cuyo diseño ha variado la posición de armaduras en el periodo estudiado. Todos los ensayos corresponden a una sección de 20+4. Se representan los 10 primeros ensayos correspondientes a la vigueta J.



Gráfica III.4.1.6.-Valores obtenidos para el Fabricante 6 (10 ensayos)

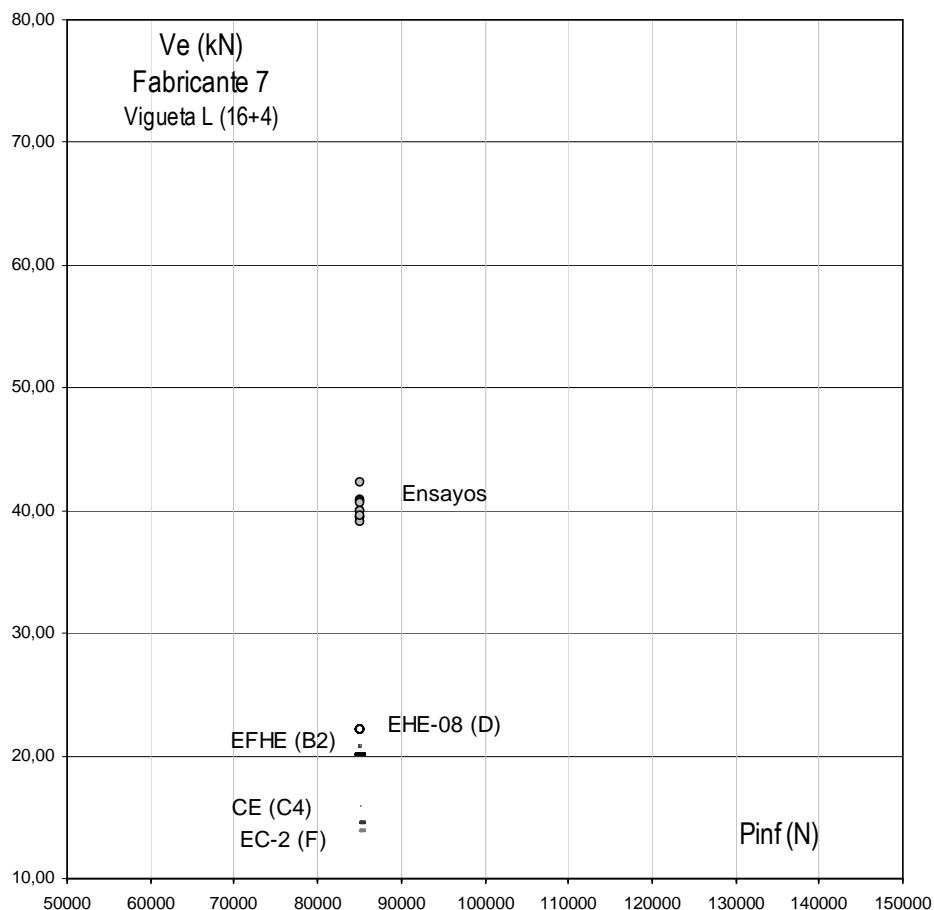
Se trata de los elementos con menos pretensado de entre los ensayados, y también el caso en el que la predicción teórica se aproxima más al comportamiento observado durante la experimentación.

Es posible que esta circunstancia se deba a que el efecto del pretensado tal y como aparece considerado en la formulación aporta menor resistencia en comparación con el comportamiento real del nervio durante el ensayo. Ocho de los resultados experimentales corresponden al tipo S4, y sólo dos al tipo S5 con mayor armado.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	39,77	-	-	-
EFHE	(B2)	24,61	1,62	0,1215	0,0752
Vigueta	(C1)	21,50	1,85	0,1202	0,0650
CE	(C4)	19,49	2,04	0,1534	0,0752
EHE-08	(D)	26,80	1,48	0,1006	0,0678
MC2010	(E)	57,75	0,69	0,0446	0,0648
EC2	(F)	13,80	2,88	0,1904	0,0660

III.4.1.7.- FABRICANTE 7

Este fabricante cuenta con 12 ensayos y un solo tipo de vigueta – Vigueta L – cuyo diseño no ha variado en el periodo estudiado. Los 2 primeros ensayos corresponden a una sección de 22+4, mientras que los otros 10 son de 16+4. Se representan estos 10 ensayos.



Gráfica III.4.1.7.-Valores obtenidos para el Fabricante 7 (10 ensayos)

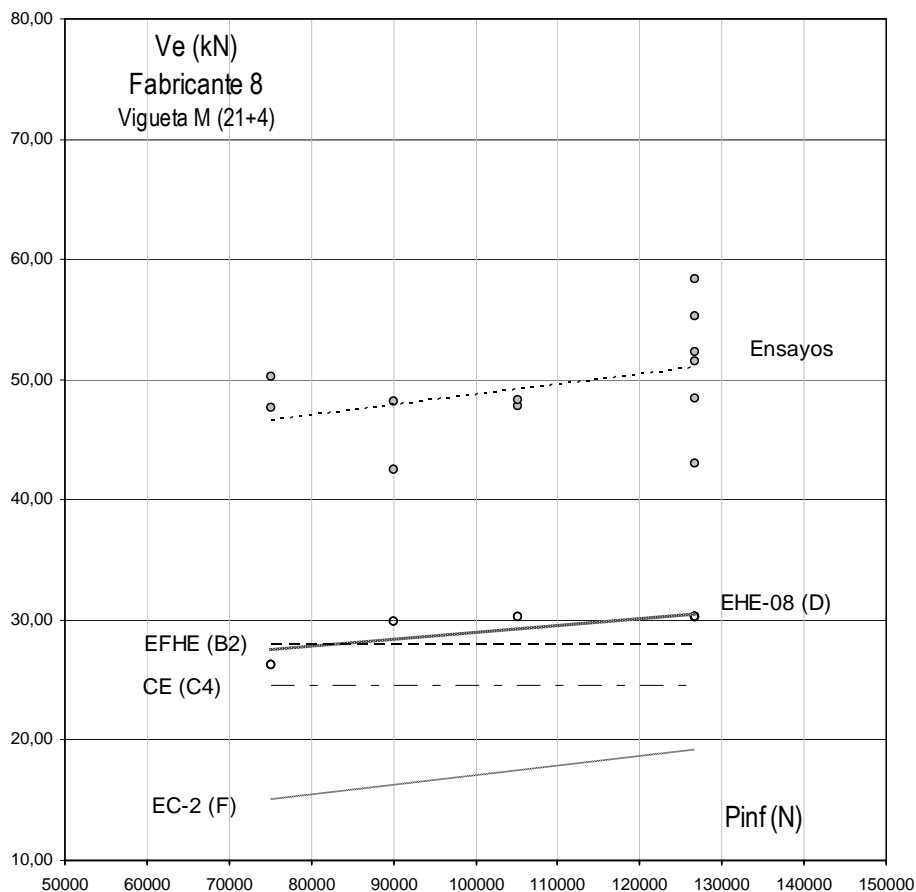
Se ha ensayado siempre el mismo modelo de vigueta con el mismo tipo de armado, por lo que no hay variación del pretensado. Se trata del menor canto ensayado – 16+4 – de entre los ejemplos analizados.

Es preciso indicar que en este caso la resistencia teórica prevista del nervio según (D) coincide con el tope mínimo adoptado, es decir, la capacidad de la vigueta por sí sola analizada mediante la fórmula del círculo de Mohr (C1).

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	38,71	-	-	-
EFHE	(B2)	20,11	2,00	0,0480	0,0240
Vigueta	(C1)	22,13	1,82	0,0436	0,0240
CE	(C4)	14,57	2,76	0,0663	0,0240
EHE-08	(D)	22,13	1,82	0,0436	0,0240
MC2010	(E)	39,48	1,02	0,0245	0,0240
EC2	(F)	13,84	2,90	0,0698	0,0240

III.4.1.8.- FABRICANTE 8

Este fabricante cuenta con 18 ensayos y tres tipos de vigueta – Vigueta M0, M1, M – al haber modificado la posición de armaduras y el pretensado en el periodo estudiado. Los 6 primeros ensayos corresponden a una sección de 21+4 de los tipos M0 y M1, mientras que los otros 12, también de 21+4, se han ensayado con la vigueta tipo M. Se representan los 12 últimos.



Gráfica 0 Valores obtenidos para el Fabricante 8 (12 ensayos)

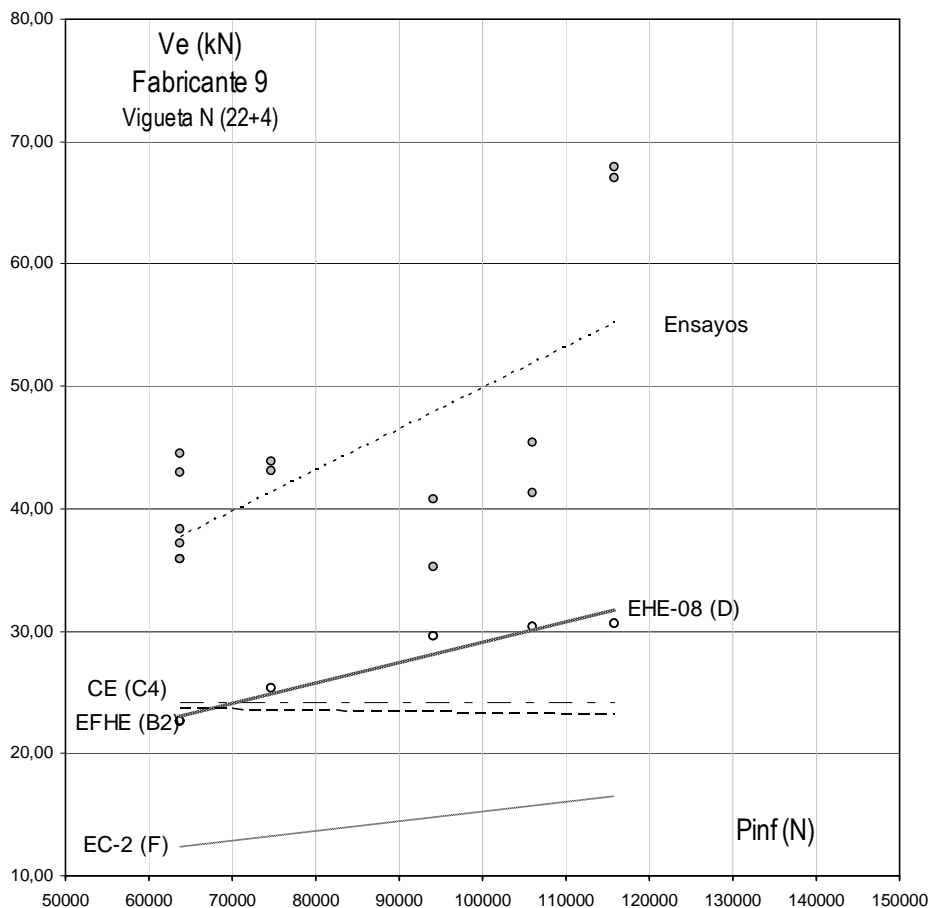
Se trata de uno de los grupos de muestras con mayor variación del tipo de armado con 4 configuraciones distintas para un mismo modelo de vigueta. Se aprecia que la tendencia entre la predicción teórica con los ensayos coincide, con una diferencia de valores del orden del doble, según se ha indicado.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	39,04	-	-	-
EFHE	(B2)	27,90	1,77	0,1600	0,0903
Vigueta	(C1)	27,97	1,77	0,1704	0,0963
CE	(C4)	24,60	2,01	0,1845	0,0918
EHE-08	(D)	29,46	1,68	0,1715	0,1020
MC2010	(E)	64,01	0,77	0,0664	0,0860
EC2	(F)	17,81	2,79	0,4972	0,1780

La predicción de la resistencia según la antigua Instrucción EFHE (C4) se aproxima a la correspondiente a la vigueta por sí sola (C1), a pesar de tratarse de un forjado con un canto de 250 mm.

III.4.1.9.- FABRICANTE 9

Del fabricante identificado como número 9, que cuenta con 14 ensayos, correspondiente a un único modelo de vigueta – Vigueta N – todas con el mismo canto, 22+4, y cuatro tipos de armado, se incluye la representación de todos los valores.



Gráfica III.4.1.9.-Valores obtenidos para el Fabricante 9 (14 ensayos)

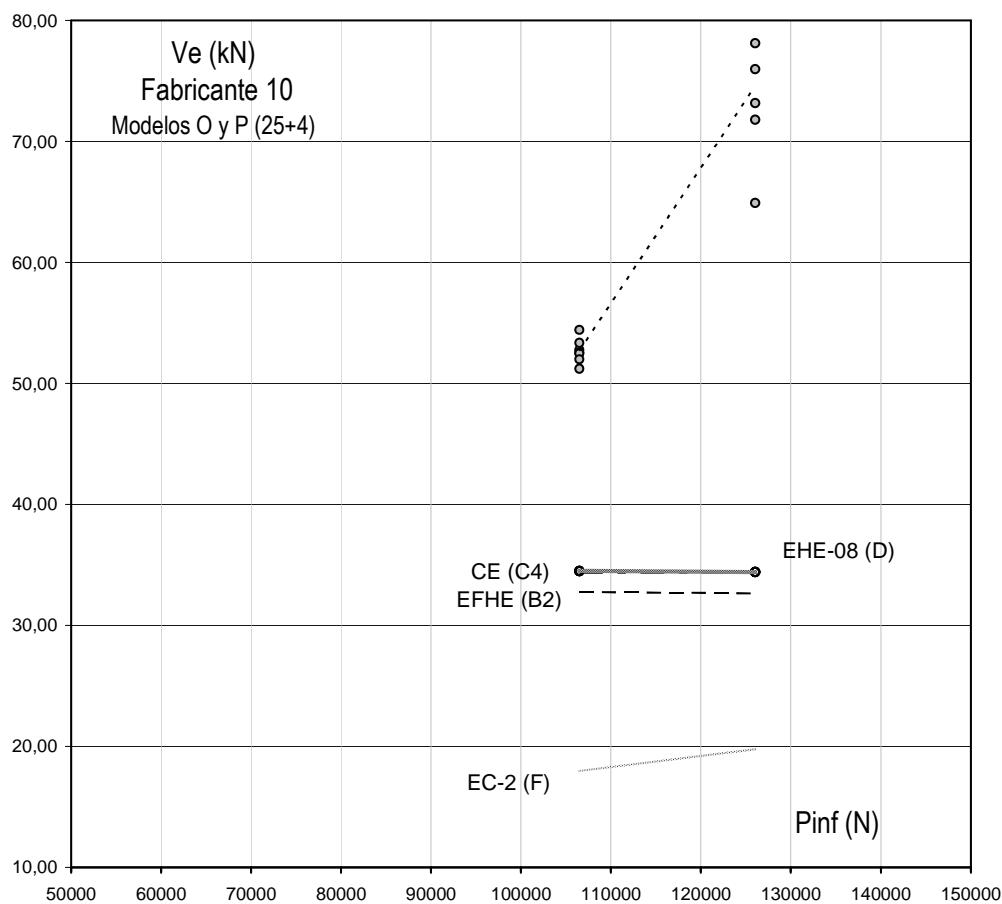
Para el mismo modelo de vigueta se han ensayado cuatro configuraciones distintas de pretensado. Los valores obtenidos son similares, si bien en el caso del máximo pretensado dos resultados elevan la media, pronunciando la pendiente de la tendencia, que también es similar a la predicción teórica según (D) y (F) que son las expresiones que tienen en cuenta σ'_{cd} independientemente de la variación de los valores de resistencia, una vez más del orden del doble.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	44,21	-	-	-
EFHE	(B2)	23,44	1,89	0,4613	0,2443
Vigueta	(C1)	18,22	2,42	0,4481	0,1854
CE	(C4)	24,22	1,83	0,4305	0,2358
EHE-08	(D)	26,23	1,69	0,3007	0,1781
MC2010	(E)	76,04	0,59	0,1961	0,3305
EC2	(F)	14,02	3,14	0,3329	0,1060

La predicción (E) sobredimensiona la contribución del pretensado, por lo que para cantos elevados no es adecuado considerar esta expresión.

III.4.1.10.- FABRICANTE 10

Se dispone de un total de 19 ensayos de este fabricante, organizados en tres modelos de vigueta – Viguetas O, P, Q – debido a cambios en el diseño del producto tanto en su geometría como en el pretensado y las propiedades de los materiales. En todos los casos el ensayo se realizó sobre nervios de canto 25+4, variando el tipo de armado. Puesto que las diferencias entre el modelo O y el modelo P son mínimas, se representan agrupados los 13 ensayos correspondientes.



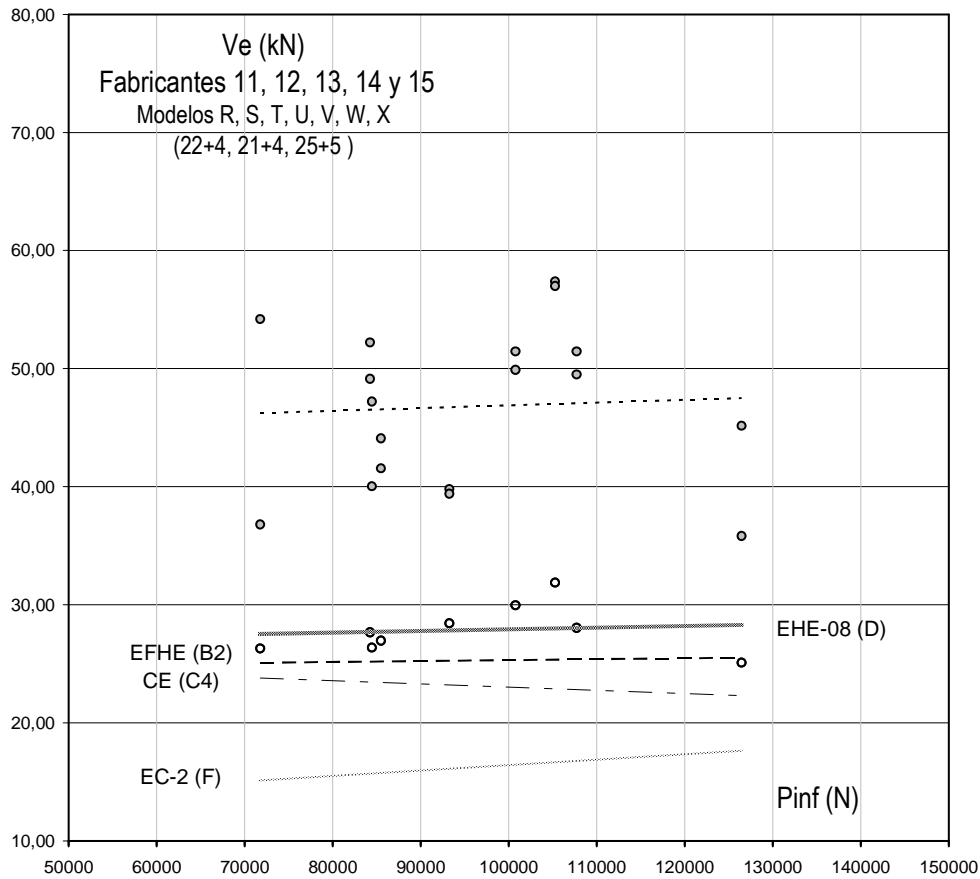
Gráfica 0 Valores obtenidos para el Fabricante 10 (13 ensayos)

En este caso la experimentación refleja un fuerte aumento para mayor pretensado que en las predicciones teóricas no se observa. Además, la evaluación según el mercado CE (C4) coincide con la de la Instrucción EHE-08 (D) pues con los criterios de aplicación comentados, la resistencia a cortante para este nervio, el de mayor canto de los ensayados (25+4), queda definida por la capacidad del nervio in-situ, en cuyo análisis según (D) no intervendría el efecto del pretensado.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	62,78	-	-	-
EFHE	(B2)	32,70	1,92	0,3724	0,1939
Vigueta	(C1)	29,17	2,15	0,4126	0,1917
CE	(C4)	34,33	1,83	0,3518	0,1924
EHE-08	(D)	34,46	1,82	0,3530	0,1937
MC2010	(E)	91,73	0,68	0,1359	0,1983
EC2	(F)	18,81	3,32	0,4826	0,1454

III.4.1.11.- FABRICANTES 11, 12, 13, 14 Y 15

Al tratarse de fabricantes con menos antigüedad en el Sello CIETAN, cuentan con menor número de ensayos, y en algunos casos con distinto modelo de vigueta en un corto periodo de tiempo. Se ha optado por incluirlos todos en una única gráfica.



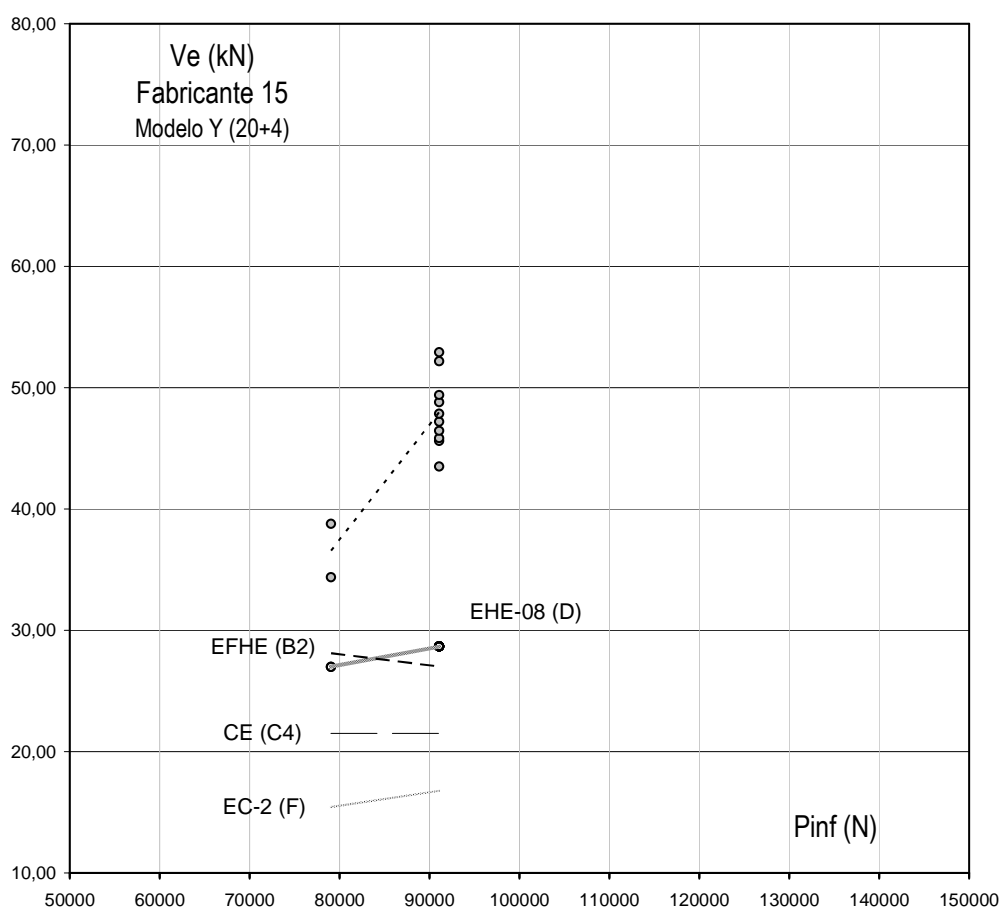
Gráfica III.4.1.11.-Valores obtenidos para los Fabricantes 11, 12, 13, 14 y 15 (18 ensayos)

Dada la amplia gama de cuantías de armado y pretensado, y la variación de canto en los elementos representados, la gráfica refleja la tendencia general para la población completa de ensayos recogidos en el Anexo I, donde la media de los valores experimentales está muy por encima de las predicciones teóricas, siendo la evaluación según la actual Instrucción EHE-08 (D) la que más se aproxima.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	46,79	-	-	-
EFHE	(B2)	25,28	1,85	0,2342	0,1266
Vigueta	(C1)	26,85	1,74	0,1959	0,1126
CE	(C4)	23,15	2,03	0,3087	0,1520
EHE-08	(D)	40,26	1,37	0,1858	0,1359
MC2010	(E)	81,67	0,67	0,1328	0,1995
EC2	(F)	20,18	2,70	0,4328	0,1604

III.4.1.12.- FABRICANTE 15

Se presentan agrupados los resultados para los 12 ensayos disponibles, del mismo modelo de vigueta – Vigueta Y- y para un canto de 20+4 en todos los casos alternando el tipo de armado.



Gráfica III.4.1.12.- Valores obtenidos para el Fabricante 15 (12 ensayos)

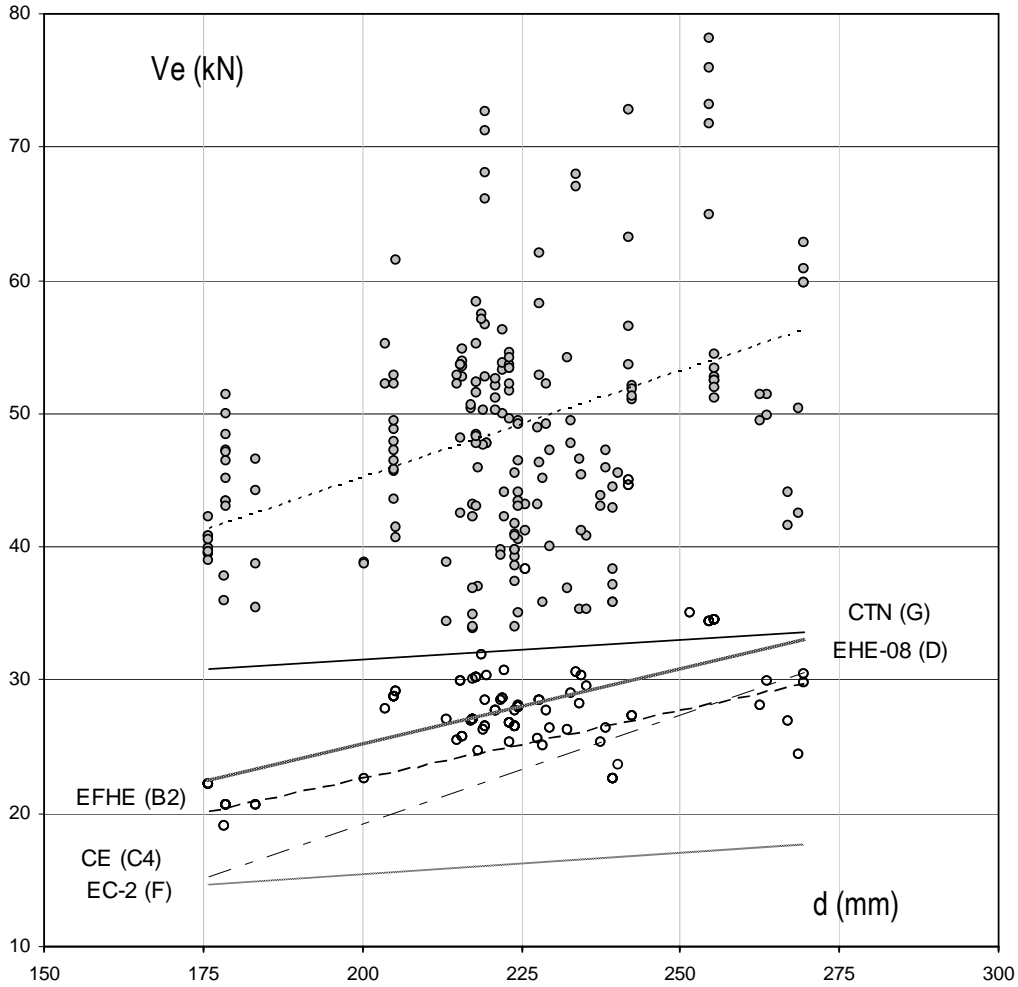
Como en otros casos similares, un pequeño aumento de la fuerza de pretensado se traduce en un aumento significativo de la capacidad a cortante, que queda recogido en las expresiones teóricas donde se considera el término σ'_{cd} , lo que se manifiesta en la pendiente, y no en las que sólo dependen de la resistencia del hormigón. En el caso de la expresión (B2) se repite la situación observada de que el aumento de las capas de alambre eleva el c.d.g. de las armaduras y reduce el canto útil.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	46,08	-	-	-
EFHE	(B2)	27,21	1,70	0,2119	0,1249
Vigueta	(C1)	28,40	1,62	0,1583	0,0977
CE	(C4)	21,50	2,14	0,2445	0,1141
EHE-08	(D)	28,40	1,62	0,1583	0,0977
MC2010	(E)	59,46	0,78	0,0941	0,1213
EC2	(F)	18,81	2,78	0,2541	0,0916

III.4.2.- Resultados experimentales de todos los modelos de vigueta

Los resultados de los ensayos y los valores correspondientes a la previsión para cada una de las fórmulas empleadas se incluyen en el Anejo I. Para simplificar, se presentan en este apartado los datos mediante gráficas.

El siguiente gráfico muestra los valores de resistencia a cortante obtenidos en los ensayos (V_e) en función del canto útil de la sección analizada.



Gráfica III.4.2.-a Resultados experimentales en función del canto útil

Tal y como se aprecia, los resultados experimentales están muy por encima de las predicciones teóricas, tanto de la anterior reglamentación EFHE, como de la actual EHE-08 o la normativa Europea.

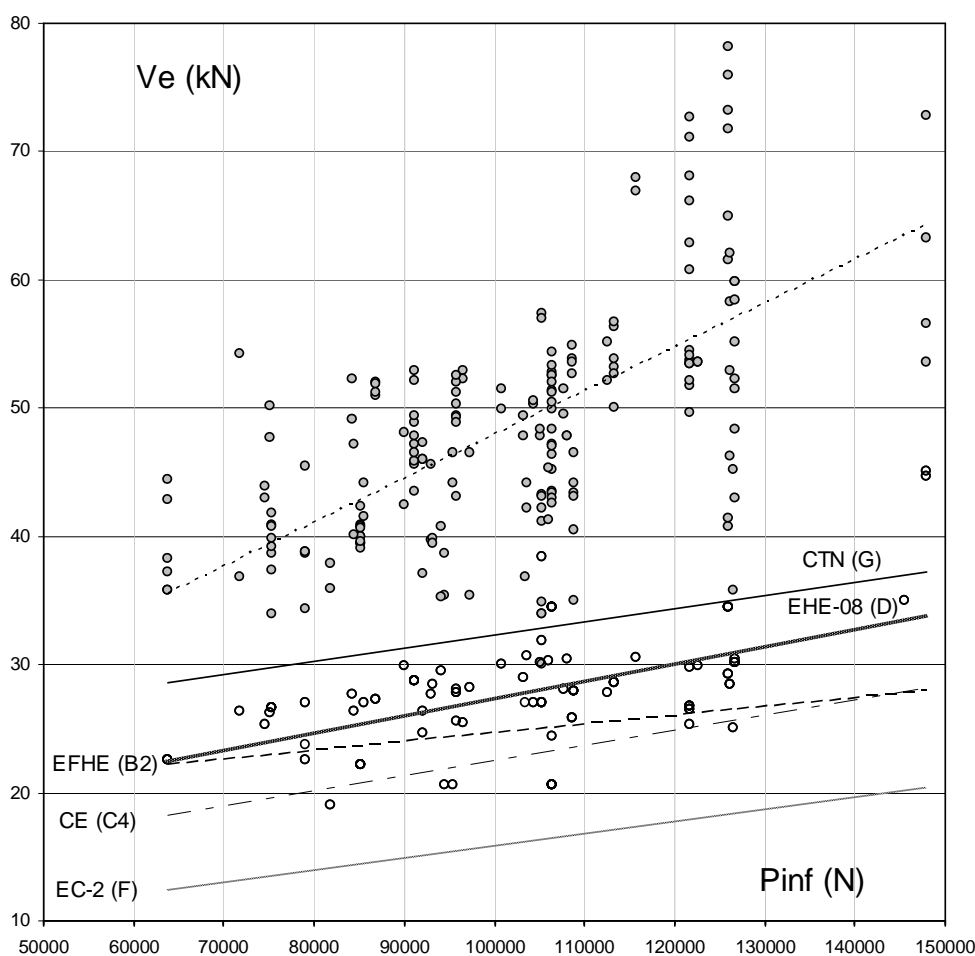
Se observa además que, si bien la formulación de la Instrucción EHE-08 (D) incluye más parámetros que la de la anterior EFHE (B2), como la tensión de pretensado y la cuantía de armadura traccionada, ha sido calibrada para respetar los valores que tradicionalmente se han empleado en este tipo de forjados, que se evaluaban exclusivamente en función del hormigón, el canto y el ancho del nervio.

Las líneas de tendencia corresponden a ajustes lineales y se emplean para indicar cualitativamente un orden de magnitud. En todos los casos la diferencia radica en el criterio para determinar una τ resistente,

y luego se aplica el producto $b \cdot d$. La tendencia que más se inclina, en cambio, corresponde a la expresión del marcado CE (C4), porque aplica el término $l \cdot b/S$, lo que refleja una mejor calibración de la geometría ya que aumenta el término que multiplica la tensión resistente τ para mayor canto en mayor medida que el producto equivalente a una sección rectangular $b \cdot d$.

La expresión teórica propuesta por el CTN español para la revisión del EC-2 (G) ofrece predicciones más cercanas a los valores de ensayo, por encima del resto de formulaciones.

En la siguiente gráfica se vuelven a representar los valores experimentales de resistencia a cortante (V_e), en este caso ordenados en función de la fuerza de pretensado de la vigueta (P_{inf})



Gráfica III.4.2.-b Resultados experimentales en función de la fuerza de pretensado

Representando los resultados de los ensayos en función de la fuerza de pretensado en el elemento prefabricado, se observa que la capacidad a esfuerzo cortante de este tipo de elemento constructivo depende en gran medida del efecto de la precompresión del nervio.

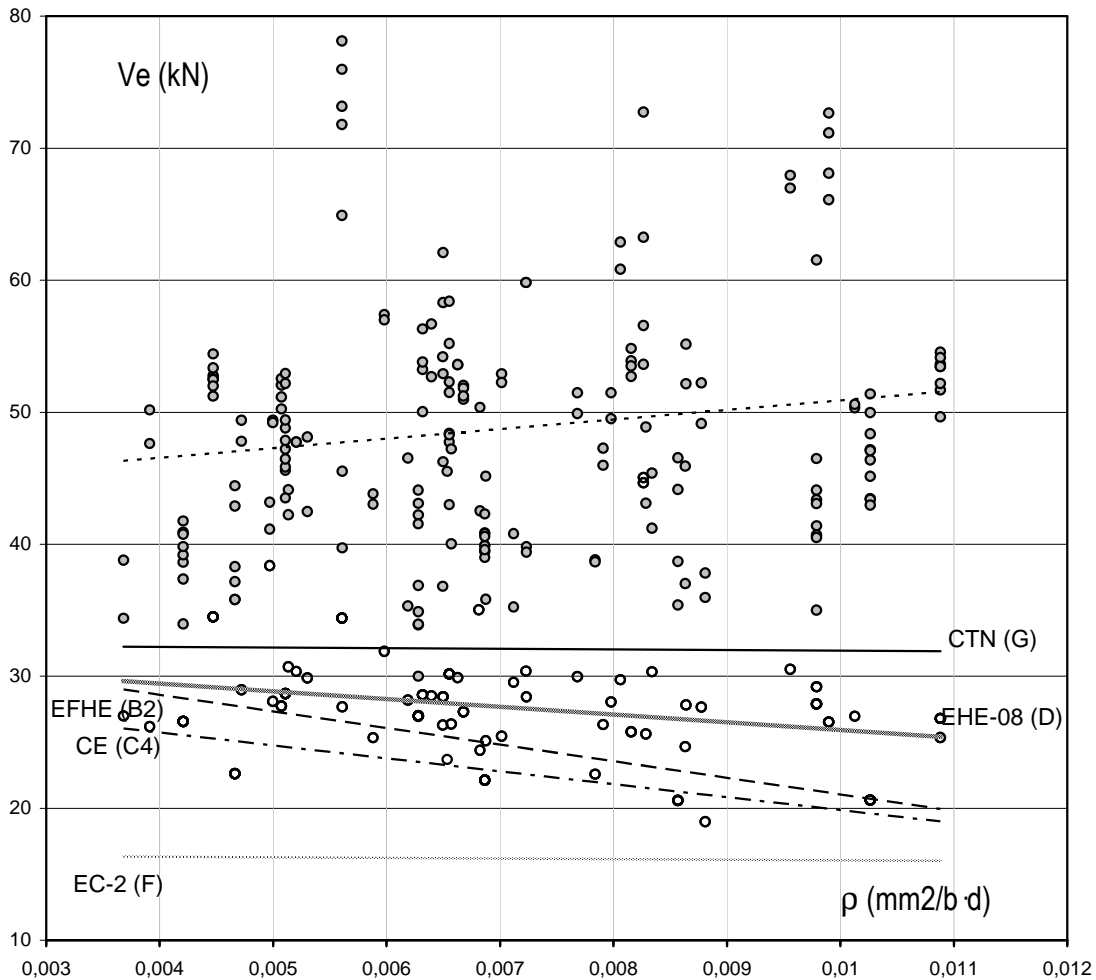
En el caso de la formulación de la Instrucción EFHE (B2), al no intervenir en la evaluación de la resistencia el efecto del pretensado, la pendiente de la recta de ajuste a partir de los ensayos es menor. Es preciso indicar que aunque es un ajuste de puntos, la pendiente se debe al incremento de f_{ck} , ya que se emplea hormigón HP45 en las viguetas que suelen tener mayor fuerza de pretensado.

En el caso de la normativa nacional EHE-08 (D) y EC-2 (F) se aprecia que el efecto del pretensado se tiene en cuenta, si bien los resultados previstos siguen estando por debajo de la experimentación. Los valores según (D), calibrados para aproximarse a los históricos a partir de (B2), al incluir el pretensado, son superiores a éstos para mayor cuantía de alambres, siendo similares para menor precompresión.

La expresión del marcado CE (C4) tampoco tiene en cuenta el pretensado, por lo que la mayor inclinación se debe principalmente a que las viguetas con mayor pretensado corresponden en muchos casos a los mayores cantos ensayados, y por tanto también a una importancia más alta del término $l \cdot b/S$.

Por último, la predicción según la propuesta del CTN (G) ofrece valores superiores a (D), más próximos a la experimentación, y el efecto del pretensado se tiene en cuenta en función del término k_p y la profundidad de la fibra neutra x .

La misma gráfica puede representarse ordenando los resultados de los ensayos (V_e) en función de la cuantía de acero de pretensado (ρ) referida a la sección $b_1 \cdot d$.



Gráfica III.4.2.-c Resultados experimentales en función de la cuantía de acero traccionado

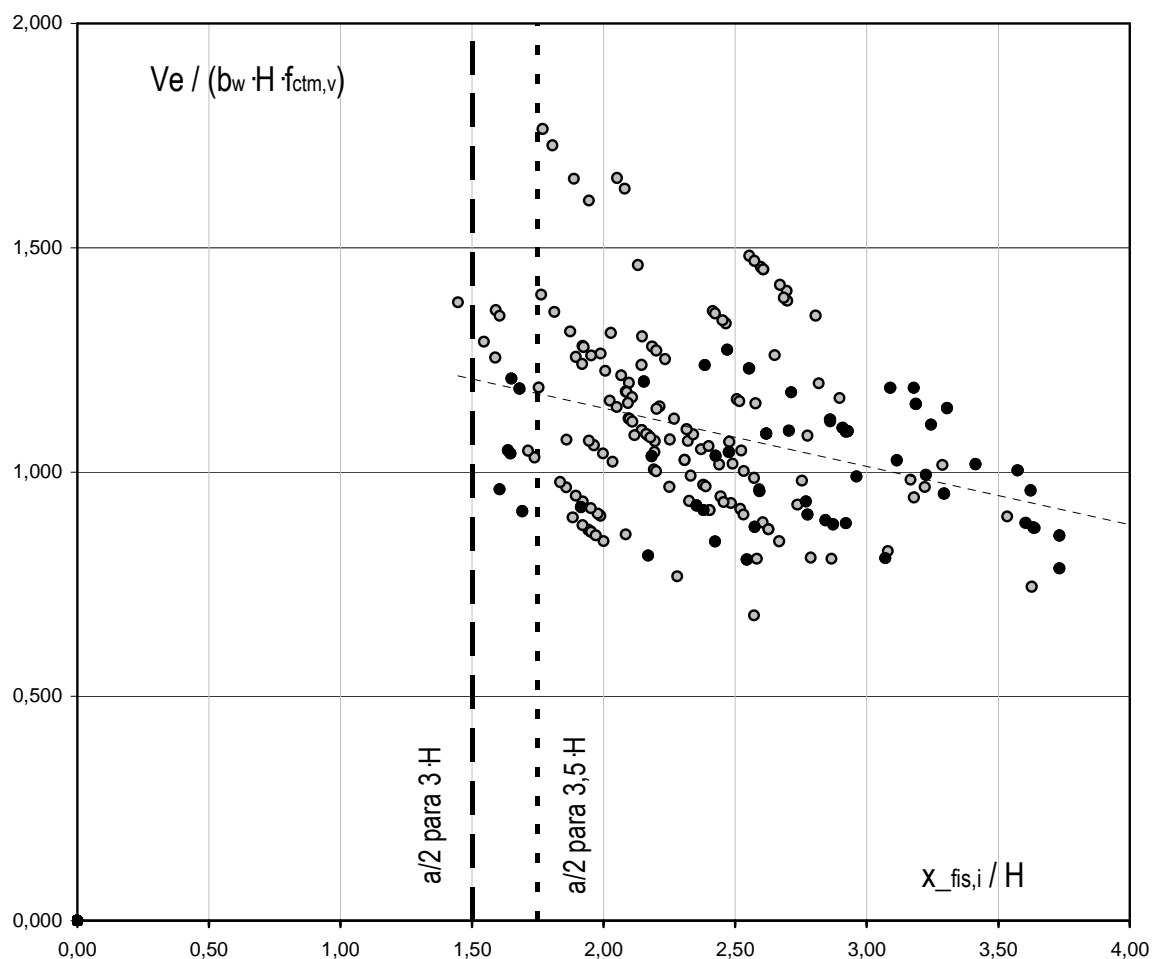
En este caso, los ensayos muestran que la capacidad a cortante del elemento constructivo no tiene una dependencia tan fuerte del acero traccionado. Esto es así debido a que la cuantía de acero es menor, si

se compara con nervios de hormigón armado, por ejemplo, variando en una horquilla muy reducida (entre 0,003-0,012) sin llegar en ningún caso al tope de 0,02.

El hecho de que la tendencia de las expresiones teóricas sea descendente se debe a que a mayor cuantía, más capas de acero, por lo que sube el centro mecánico de las armaduras, y por tanto se reduce el canto útil de la sección, lo cual pone de manifiesto que, a nivel de evaluación teórica, la capacidad dependería más de la geometría de la sección (canto útil), que del efecto pasador de la armadura traccionada (cuantía de acero). De hecho, en el caso de estos elementos la mayor cuantía de acero implica mayor pretensado, de ahí que experimentalmente sí haya una tendencia ascendente.

III.4.3.- Análisis de la fisuración

A partir de la definición de las armaduras, el pretensado de la viga y la geometría del nervio compuesto puede evaluarse fácilmente tanto el momento de descompresión de la sección como el momento para el que se alcanza f_{ctm} en la fibra inferior de la viga, es decir, cuando se produce la fisuración en la sección.



Gráfica III.4.2.-d. Relación entre el cortante obtenido y la fisuración en la fibra inferior

En la anterior gráfica se representa el cortante resistido adimensionalizado $V_e / (b_w \cdot H \cdot f_{ctm,v})$ en función de la distancia medida desde el eje del apoyo donde se ha alcanzado la fisuración inferior en la fibra más traccionada en proporción al canto total de la sección ensayada $x_{fis,i} / H$

Conocido el esquema simétrico de carga durante el ensayo, y a partir del resultado del mismo, puede reproducirse la ley de momento flector en el vano y determinar hasta dónde se podrían haber llegado a producir fisuras por flexión en la fibra inferior de la viga, en el momento de dar por concluido el ensayo de cortante. En gris se representan los ensayos en los que la luz de cortante (a) es $3 \cdot H$, mientras que se emplea el color negro en los que dicho valor (a) es $3,5 \cdot H$, se emplea el color negro.

Como puede apreciarse, la fisuración por tracción se encuentra prácticamente en todos los casos entre el punto de aplicación de la carga (a) y la zona situada a más de $1,5 \cdot H$ desde el eje del apoyo. Para zonas más próximas a la entrega del elemento no se ha alcanzado la fisuración. Cuando se alcanzan valores altos de carga también progresa la fisuración.

Sin embargo, la normativa establece que para comprobar el cortante se debe analizar una sección situada a una distancia de una vez el canto útil desde el borde del apoyo (valor no superior a $1,5 \cdot H$), por lo que se trata de una sección sin fisurar en su cara inferior por efecto de la flexión.

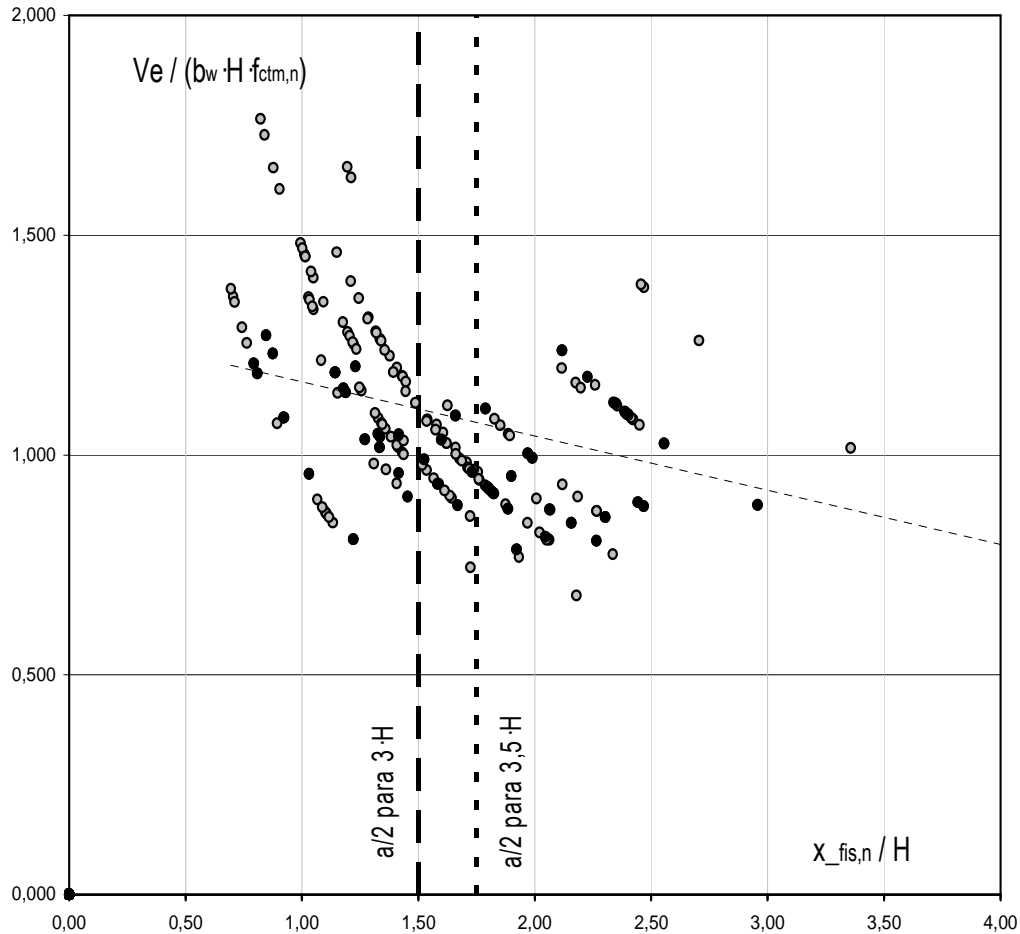
La contribución del pretensado consistiría en mantener la integridad del nervio en el cordón traccionado. Por tanto, es preciso analizar también el progreso de la fisuración en la zona de la sección donde no existe pretensado.

Hay que tener en cuenta que se trata de una sección compuesta y que la parte prefabricada representa un porcentaje reducido de la sección resistente. Por ello, se ha representado el mismo gráfico pero indicando a qué distancia del borde del apoyo tendría lugar la fisuración en el nervio in situ, analizada la fibra en la interfase entre hormigones, es decir, en la cara superior de la viga.

Se ha tomado como referencia la fisuración del hormigón in situ a la altura de la cara superior de la viga, al entender que el hormigón que rodea la cabeza del elemento prefabricado supone una parte reducida del nervio in situ que está en contacto con hormigón pretensado y está sometida a tensiones adicionales, que garantizan el engarce entre las dos partes de la sección, no siendo inmediata la simplificación para tensiones normales debidas a la flexión.

Como se ha comentado en la gráfica III.4.2.-d, en abscisas se representa el cortante adimensional resistido durante el ensayo, y en ordenadas el progreso de la fisuración en relación al canto de la sección total del forjado estudiado.

Los puntos grises corresponden también a los ensayos en los que la luz de cortante empleada es tres veces el canto total de la sección ($a = 3 \cdot H$), mientras que los puntos negros representan los ensayos llevados a cabo a partir de 2003 de acuerdo con el Anejo 5 de la Instrucción EFHE ($a = 3,5 \cdot H$).



Gráfica III.4.2.-e. Relación entre el cortante obtenido y la fisuración en el hormigón del nervio

A pesar de tratarse de un elemento biapoyado, donde se supone que el momento flector en las proximidades del apoyo debiera ser reducido, en el caso del nervio de hormigón en masa la fisuración llega en algunos casos a una distancia inferior a una vez el canto total del forjado.

Por lo tanto, la integridad del nervio a efectos de la fisuración no está gobernada por el elemento pretensado, que garantiza que el cordón traccionado se mantiene precomprimido y sin fisuras por flexión a efectos de la inercia y la contribución a la resistencia, sino por la fisuración en el interior del nervio del hormigón in situ.

Los puntos tienden a alinearse en función de un parámetro que resulta fundamental, que es la distancia entre el centro de gravedad del nervio y la cara superior de la vigueta ($Y_{cdg} - h_v$), que supone una medida indirecta del canto total y el porcentaje de elemento pretensado dentro de la sección compuesta, por lo que serviría para calibrar la eficacia del diseño de cada fabricante.

III.4.4.- Valores medios

Los valores teóricos se han obtenido para valores medios de la resistencia del hormigón, por lo que no están afectados por los coeficientes de seguridad.

Para la totalidad de los ensayos analizados, pueden obtenerse los valores medios, la desviación típica y el coeficiente de variación.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coficiente de Variación
Ensayo	-	51,90	-	-	-
Ficha (A.U.)	(A)	26,06	1,904	0,383	0,201
EFHE	(B1)	12,41	3,968	0,754	0,190
EFHE	(B2)	24,82	1,984	0,377	0,190
EHE-08 (vigüeta)	(C1)	24,73	2,027	0,491	0,242
Marcado CE	(C4)	22,80	2,193	0,443	0,202
EHE-08 (nervio)	(D)	27,69	1,775	0,310	0,175
MC-2010	(E)	63,94	0,798	0,212	0,266
EC-2	(F)	16,20	3,008	0,423	0,141
CTN	(G)	32,52	1,495	0,245	0,164

Teniendo en cuenta que los valores obtenidos con las expresiones (C2) y (C3) no están sancionados por ninguna normativa, sino que corresponden a expresiones generales aplicadas a este caso particular, se trata de comprobar el resto de valores. Lo mismo sucede con la aplicación directa según (E).

La predicción de la Instrucción EHE-08 (D), que es la actualmente empleada a nivel nacional, es ligeramente superior a la de la anterior reglamentación EFHE (B2), para cuyo empleo era prescriptiva la realización de ensayos. Conviene recordar que, en el caso de no realizar estas comprobaciones, el valor máximo correspondería al obtenido según (B1), que es la mitad de la resistencia. En cualquier caso, el resultado obtenido según (D) no deja de ser un valor muy parecido al que soportaría la vigüeta prefabricada por sí sola (C1) sin colaboración de la capa de compresión, y del orden de 1,775 veces menor que los resultados experimentales. Esta situación es más evidente para cantos pequeños de forjados, donde la predicción según otras expresiones conduce a valores de resistencia a cortante inferiores a los del propio elemento prefabricado sin colaboración del resto del hormigón del nervio.

La propuesta del CTN (G) presenta valores superiores a los de la actual Instrucción EHE-08 (D) aproximándose a los resultados experimentales. En este caso, como ya se ha comentado, el efecto del pretensado se tiene en cuenta a partir de la estimación de la fibra neutra principalmente.

Esta situación es la que da lugar a plantear la necesidad de realizar un estudio a partir de los datos experimentales, a fin de disponer de una expresión teórica que conduzca a valores más próximos a los contrastados mediante ensayos.

CAPITULO IV

Discusión

CAPÍTULO IV

IV.1.- ANÁLISIS DEL PRETENSADO	221
IV.1.1.- CRITERIO EMPLEADO	221
IV.1.2.- FASES CONSIDERADAS	221
IV.1.3.- CÁLCULO REALIZADO	222
IV.1.4.- TRANSFERENCIA DEL PRETENSADO.....	223
IV.2.- ANALISIS EN LOS ELEMENTOS	224
IV.2.1.- ESFUERZOS.....	224
IV.2.2.- COMPROBACIÓN DE LA FISURACIÓN POR FLEXIÓN	225
IV.2.3.- ANÁLISIS PREVIO MEDIANTE MODELO DE EE.FF.....	233
IV.2.4.- ESTUDIO DE LAS TENSIONES EN LAS SECCIONES DE REFERENCIA	236
IV.3.- TIPOS DE ROTURA	260
IV.3.1.- DOCUMENTACIÓN DISPONIBLE	260
IV.3.2.- ENSAYOS EN VIGUETAS AISLADAS.....	261
IV.3.3.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 220 MM	264
IV.3.4.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 250 MM	274
IV.3.5.- ENSAYOS EN FORJADOS DE CANTO 300 MM	276
IV.3.6.- LOCALIZACIÓN DE LA SECCIÓN DE ROTURA.....	278
IV.4.- DESVIACIÓN ENTRE VALORES EXPERIMENTALES Y TEÓRICOS	282
IV.4.1.- INTRODUCCIÓN.....	282
IV.4.2.- EXPRESIONES SIMPLIFICADAS PARA SECCIÓN RECTANGULAR.....	283
IV.4.3.- EXPRESIONES PARA GEOMETRÍA COMPLETA.....	287
IV.4.4.- EXPRESIONES CON EL RESTO DE PARÁMETROS (F_{ck} , σ'_{cd} , ρ).....	290
IV.4.5.- COMPARATIVA DE LAS FORMULACIONES PRINCIPALES.....	292
IV.5.- LA GENERALIZACIÓN EN LAS EXPRESIONES TEÓRICAS	294
IV.5.1.- LA GEOMETRÍA DE LA SECCIÓN	294
IV.5.2.- EL EFECTO DEL PRETENSADO	296
IV.5.3.- EL EFECTO DE LA SIMPLIFICACIÓN	298
IV.6.- PLANTEAMIENTO DEL MODELO	299
IV.6.1.- CONCLUSIONES DEL ANÁLISIS.....	299
IV.6.2.- SECCIÓN DE COMPROBACIÓN	301
IV.6.3.- MODELO A PARTIR DE LA INFLUENCIA DEL PRETENSADO	308
IV.6.4.- MODELO A PARTIR DEL AGOTAMIENTO DEL NERVIO IN SITU.....	318
IV.6.5.- PROPUESTA	324
IV.7.- DISPERSIÓN DE LOS VALORES TEÓRICOS	334
IV.7.1.- IDENTIFICACIÓN DE PARÁMETROS.....	334
IV.7.2.- COMPARACIÓN DE VALORES.....	334
IV.7.3.- RESULTADOS OBTENIDOS	343
IV.7.4.- COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD.....	344
IV.8.- LINEAS DE INVESTIGACIÓN ABIERTAS	346
IV.8.1.- CONTENIDO	346
IV.8.2.- ANÁLISIS EN EL CASO DE VANOS EN CONTINUIDAD.....	346
IV.8.3.- COMPROBACIÓN PARA OTRAS TIPOLOGÍAS DE FORJADOS PREFABRICADOS.....	356

IV.1.- ANÁLISIS DEL PRETENSADO

IV.1.1.- Criterio empleado

Los valores declarados por los fabricantes en la documentación técnica de sus productos se refieren a la sección prefabricada, a efectos de fuerza inicial y pérdidas de pretensado. En efecto, en todos los casos se incluye una fuerza de tesado inicial, así como sus pérdidas a tiempo infinito, pero asociadas a cada tipo de armado, no a cada configuración de forjado.

Es por ello que, a efectos de determinar la tensión en la fibra inferior de la vigueta y en el cuello de la misma, que son las que determinarán en vanos isostáticos cuándo se produce la descompresión de la sección, es preciso realizar un análisis previo para estos elementos.

Se ha optado por aplicar la formulación de la Instrucción EHE-08, cuyas diferencias con la normativa europea, el Eucoródigo 2, son mínimas.

IV.1.2.- Fases consideradas

A partir de los periodos de muestreo en las inspecciones y los plazos de hormigonado y ensayo se ha estimado un periodo temporal asimilable a todos los casos.

Puesto que, a excepción de un par de fábricas, todos los casos muestreados cuentan con pistas cubiertas sin ningún tipo de instalación de curado por vapor o calefacción para las edades tempranas del hormigón, se ha adoptado un proceso tipo para todos los fabricantes.

- Día 0: tesado de armaduras y hormigonado en pistas de 200 m de longitud con máquina ponedora
- Periodo días 2-3: curado mediante plásticos para evitar la pérdida de humedad
- Día 2: transferencia del pretensado y corte de los elementos en 5-6 m de longitud
- Periodo días 2-120: acopio en parque mediante durmientes a 0,90-1,00 m del borde de las piezas, sometidas exclusivamente a su peso propio y a la intemperie
- Día 120: corte de la pieza a 4-5 m de longitud, hormigonado de la cabeza del nervio mediante molde rígido metálico. A efectos de esfuerzos, la vigueta se considera sopandada, por lo que no debe soportar ni su peso propio ni el peso del hormigón fresco. Puesto que se emplea el mismo hormigón de la vigueta, el desmoldeo tiene lugar a las 24h
- Periodo días 120-240: transporte del nervio al laboratorio de ensayos y acopio en el exterior
- Día 240: ensayo como nervio biapoyado según el esquema indicado

IV.1.3.- Cálculo realizado

Se ha aplicado el criterio establecido en la Instrucción EHE-08 a una serie de elementos representativos de la base de datos, de modo que pueda establecerse una correlación entre los valores declarados en la documentación técnica y recogidos en el Anexo I, y los correspondientes al análisis en el tiempo para las fases consideradas teniendo en cuenta la fluencia.

Como es lógico, del análisis realizado se concluye que el factor determinante es el curado en edades tempranas del hormigón, es decir, el tiempo de 2-3 días de curado antes del destesado y la temperatura ambiente. Durante el acopio en parque se producen también pérdidas por fluencia pero una vez hormigonado el nervio, la masa de hormigón que éste supone coarta la fluencia de la vigueta, por lo que desde ese instante hasta el ensayo se puede considerar que las pérdidas de pretensado siguen el curso normal, no estando afectadas por la fluencia.

Se ha estimado el siguiente coeficiente para adecuar las pérdidas de pretensado de la vigueta del valor a tiempo infinito reflejado en la documentación técnica al estimado para la edad del ensayo del forjado:

$$\theta = 0,80$$

Los datos sobre los procesos de curado inicial considerados para cada fabricante se indican en la siguiente tabla resumen.

Fabricante	Tipo curado inicial	Tiempo curado	Temperatura
Fabricante 1	CURADO POR VAPOR	24h	65°C
Fabricante 2	PLÁSTICOS	72-96h	AMBIENTAL
Fabricante 3	PLÁSTICOS	48-72h	AMBIENTAL
Fabricante 4	CURADO VAPOR (hasta 2000) PISTA CALEFACTADA	8-12h calor 24h corte	70°C
Fabricante 5	PLÁSTICOS	48-36h	AMBIENTAL
Fabricante 6	DESAPARECIDA		AMBIENTAL
Fabricante 7	PLÁSTICOS	4-5 días	AMBIENTAL
Fabricante 8	PLÁSTICOS	24-48h	AMBIENTAL
Fabricante 9	PLÁSTICOS	24-48h	AMBIENTAL
Fabricante 10	PLÁSTICOS	24-48h	AMBIENTAL
Fabricante 11	DESAPARECIDA		AMBIENTAL
Fabricante 12	NATURAL	36-48h	AMBIENTAL
Fabricante 13	DESAPARECIDA		AMBIENTAL
Fabricante 14	DESAPARECIDA		AMBIENTAL
Fabricante 15	PLÁSTICOS	24-36 h	AMBIENTAL
Fabricante 16	DESAPARECIDA		AMBIENTAL

En todos los casos se trata de instalaciones fijas bajo techo, con cara inferior de las pistas acabada en chapa metálica y sometidos a los procesos de curado indicados en la tabla, así como a los controles de calidad enumerados en el Capítulo III.

IV.1.4.- Transferencia del pretensado

En el apartado correspondiente a los fenómenos de anclaje y transferencia del pretensado del Capítulo I se ha indicado que la mayoría de los códigos emplean modelos lineales de transferencia. El Eurocódigo 2 permite la aplicación de la transferencia parabólica, si bien no es el procedimiento general de análisis.

Puesto que en todos los casos analizados se ha realizado el ensayo para secciones con apoyo directo y entrega del orden de $H/2$ desde el eje del apoyo, siempre va a existir una parte importante del pretensado transferida a la sección resistente.

En los casos de los elementos estudiados, dadas las fuerzas de pretensado aplicadas y los diámetros considerados, se ha comprobado que para una distancia media de 1,20 veces el canto útil, la totalidad de la fuerza de pretensado se ha transferido al hormigón. Por supuesto este valor varía con cada fabricante y depende exclusivamente del elemento prefabricado (diámetro de las armaduras, fuerza de pretensado inicial y pérdidas a lo largo del tiempo), sin importar el canto total del forjado. Así, oscila entre los 170 mm para el caso de la vigueta R (equivalente a $0,75 d$) y los 315 mm para el caso de la vigueta M1 (del orden de $1,43 d$).

Si en lugar de referir estos valores al canto útil de la sección compuesta se refieren a la sección total, se tiene que el valor medio es del orden de $1,06 H$, por lo que se puede concluir que para secciones situadas más allá de una vez el canto total del forjado desde el eje del apoyo lo normal es contar con el pretensado totalmente transferido.

Para análisis en régimen no fisurado según la expresión identificada como (C1) se establece una sección de comprobación a una distancia desde el eje del apoyo a partir de una línea inclinada 45° desde dicho eje hasta su intersección con la línea horizontal que coincide con la fibra del c.d.g. Sin embargo, puesto que la el mayor valor de la tensión tangencial en la sección no se produce en el c.d.g., como es el caso de las secciones rectangulares, sino en el cuello de la vigueta tal y como se ha indicado, el análisis debe de realizarse en la sección correspondiente a la intersección de la mencionada línea inclinada a 45° con la fibra a la altura del cuello de la vigueta, que además suele coincidir con el c.d.g. de la vigueta y la mitad de la altura del elemento prefabricado.

Por lo tanto, la longitud disponible para transferir el pretensado sería la longitud de entrega del nervio más la mitad de la altura de la vigueta, aproximadamente. Para esta distancia $H/2 + h_{vig} / 2$ el pretensado de la vigueta se encuentra transferido del orden del 70%.

Por lo tanto, incluso para secciones muy próximas al borde del apoyo ($h_{vig}/2 \approx 50$ mm), se dispone de un pretensado importante en el elemento prefabricado, analizado según una transmisión lineal. Así, no parece necesario recurrir a un modelo de transferencia parabólico que será indispensable, por ejemplo, en el análisis de forjados de losas alveolares de grandes luces con apoyos mínimos.

IV.2.- ANALISIS EN LOS ELEMENTOS

IV.2.1.- Esfuerzos

El esquema de ensayo permite la rápida construcción de los diagramas de esfuerzos flectores y cortantes, al tratarse de una disposición de cargas simétricas en un vano aislado.

Para cada uno de los elementos ensayados se obtiene la pareja de esfuerzos flectores (M) y cortantes (V) en las siguientes secciones:

- (x_{cv}) Centro de vano
- (x_a) Bajo punto de aplicación de la carga, hacia el apoyo
- ($x_{a/2}$) En el punto situado a la mitad de distancia de la luz de cortante
- (x_{fis}) En el punto donde se alcanza la fisuración de fibra inferior de la sección
- (x_d) A una distancia de un canto útil desde el borde del apoyo
- ($x_{d/2}$) A una distancia de la mitad de un canto útil desde el borde del apoyo

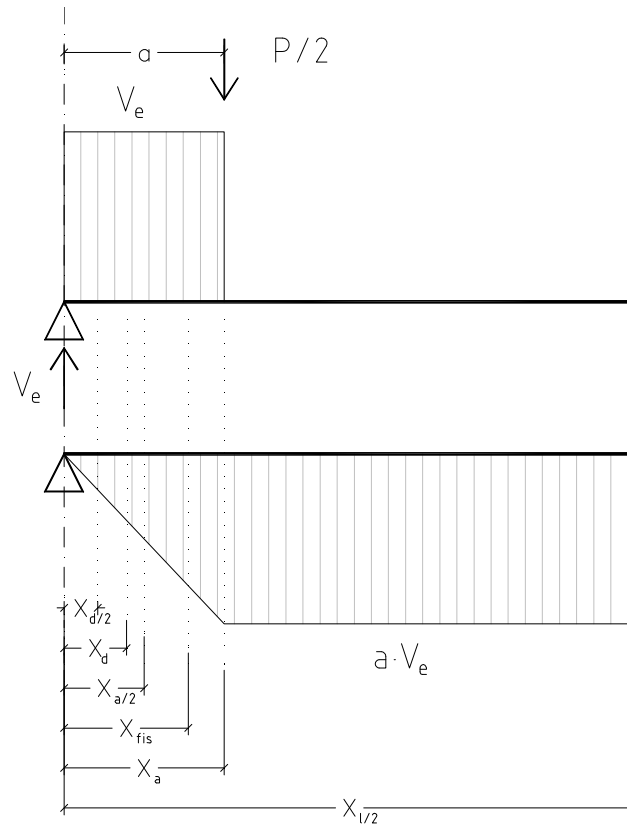


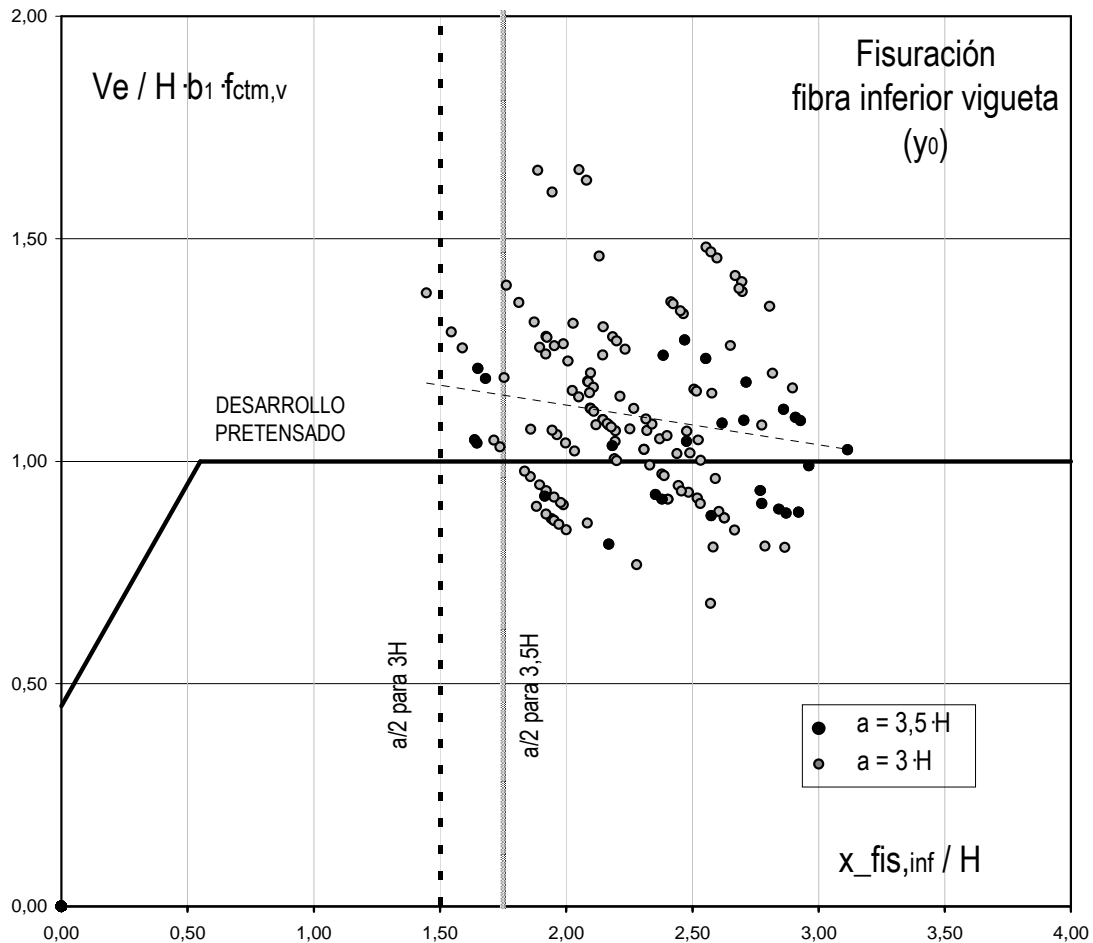
Figura IV.2.1.-a. Ubicación de las secciones analizadas en los elementos ensayados

La carga debido al peso propio está incluida dentro de la reacción pero, para mayor simplicidad de los gráficos, se ha optado por el esquema indicado en la figura, donde el cortante entre el apoyo y x_a permanece constante, mientras que varía la ley de flectores. A partir de este punto, el momento flector es constante y el esfuerzo cortante nulo.

IV.2.2.- Comprobación de la fisuración por flexión

En la siguiente gráfica se muestra la sección en la que se alcanza la fisuración por flexión en la fibra inferior del nervio ($x_{fis,i}$) para la carga final de rotura por cortante aplicada en el elemento (V_e), en los 149 casos de rotura por cortante estudiados.

Los puntos oscuros representan los ensayos en los que la luz de cortante tiene un valor $a = 3,5 \cdot H$. El resto corresponden a los ensayos anteriores al año 2003, para $a = 3 \cdot H$



Gráfica IV.2.2.-a Sección donde se produce la fisuración debida a la flexión

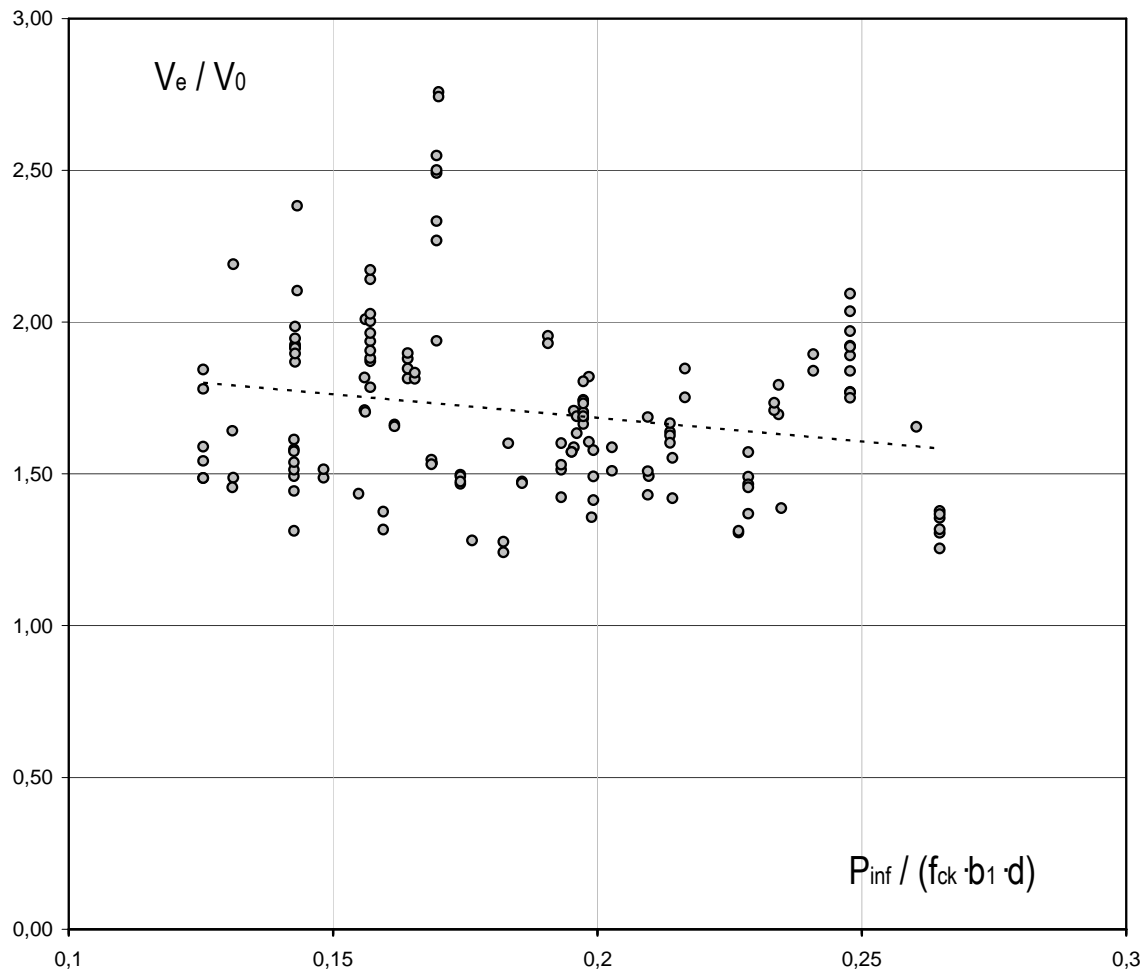
Se trata de 27 ensayos realizados con $a = 3,5H$ y 122 para $a = 3H$. De estos 122 ensayos, en todos menos en 1 caso, el colapso por cortante se produce antes de que la fisuración alcance el tramo comprendido entre el apoyo y la mitad del vano de cortante. Esta situación se amplía a 4 de los 27 en el caso de los ensayos a partir del año 2003 con $a = 3,5H$.

Lógicamente, para cargas elevadas también las secciones donde se alcanza la fisuración por flexión se acercan más hacia el apoyo, por lo que para valores más reducidos de cortante de rotura la apertura de estas fisuras por flexión no ha progresado mucho más allá desde el punto de aplicación de la fuerza hacia el eje del apoyo.

La conclusión principal es que, por lo general, entre el apoyo y la mitad del vano de cortante, la sección se podría pensar que se puede analizar desde el régimen elástico, y que el requisito reglamentario de realizar la comprobación a una distancia de una vez el canto útil desde el borde del apoyo correspondería a una sección sin fisurar por flexión en la fibra más traccionada.

En todos los casos analizados, el pretensado se encuentra desarrollado del orden del 50% en el borde del apoyo, debido a la entrega directa, y se transfiere a la sección al 100% al poco de superar una distancia de aproximadamente un canto total del forjado.

Para conocer la evolución a partir de la descompresión de la fibra inferior bajo el punto de aplicación de la carga, se ha elaborado la siguiente gráfica, donde se muestra el cociente entre la carga registrada en el momento del agotamiento por cortante, y la carga necesaria para obtener dicha descompresión (V_e/V_0).

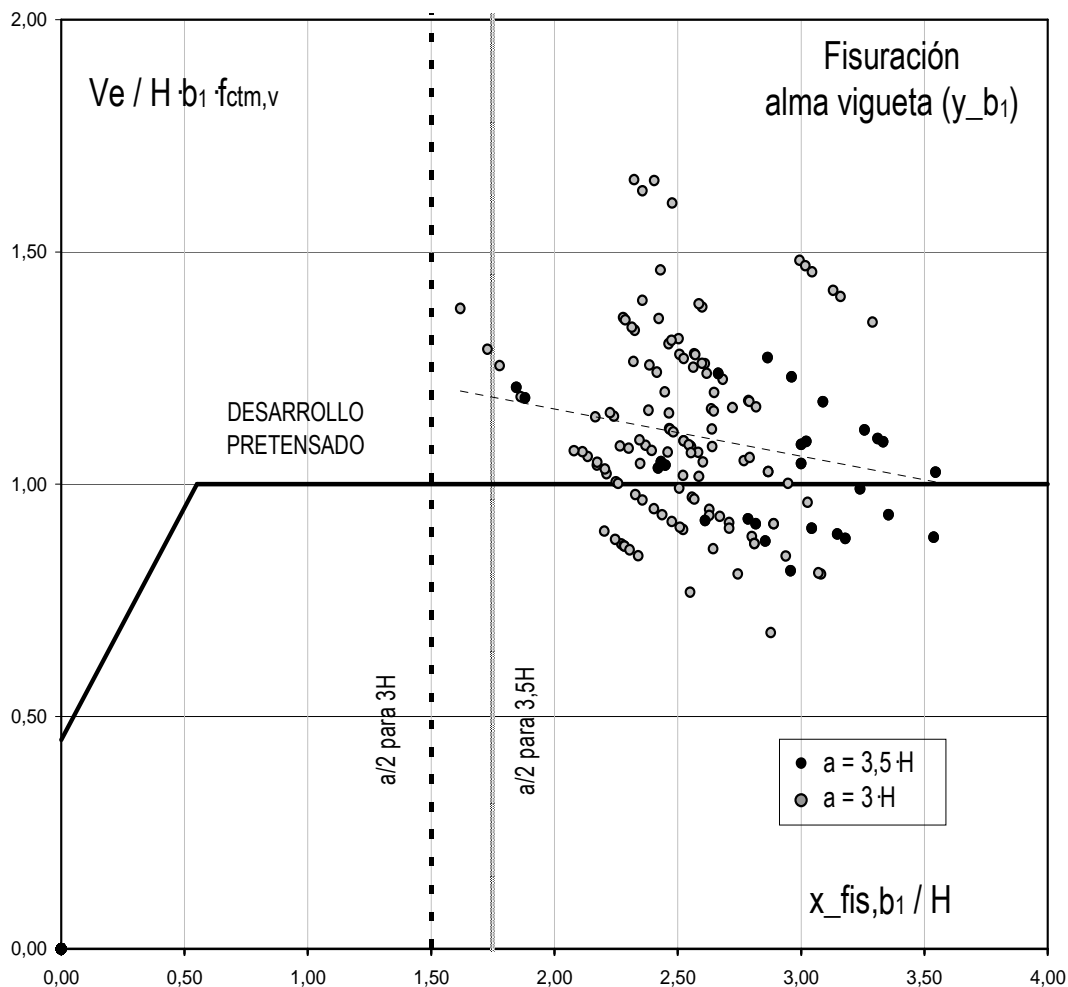


Gráfica IV.2.1.-b. Relación entre la carga de descompresión y la rotura

Como puede observarse, la dispersión de todos los casos analizados es significativa, por lo que no parece inmediato establecer una relación entre el momento de descompresión de la fibra más traccionada y la carga de rotura. Se puede apreciar, no obstante, que el pretensado parece cobrar más importancia en la resistencia de la sección para cantos más reducidos.

Sí podría concluirse que la carga de agotamiento es del orden de 1,5-2,0 veces la necesaria para originar la descompresión bajo el punto de aplicación de la carga, que corresponde a un promedio del 60% de la resistencia a cortante aportada por el efecto del pretensado.

En cualquier caso, para completar la evolución de la fisuración dentro del elemento se ha comprobado, para la carga de rotura registrada en cada ensayo, hasta qué sección llega a producirse la fisuración del hormigón del alma de la vigueta y de la cara superior del elemento prefabricado.



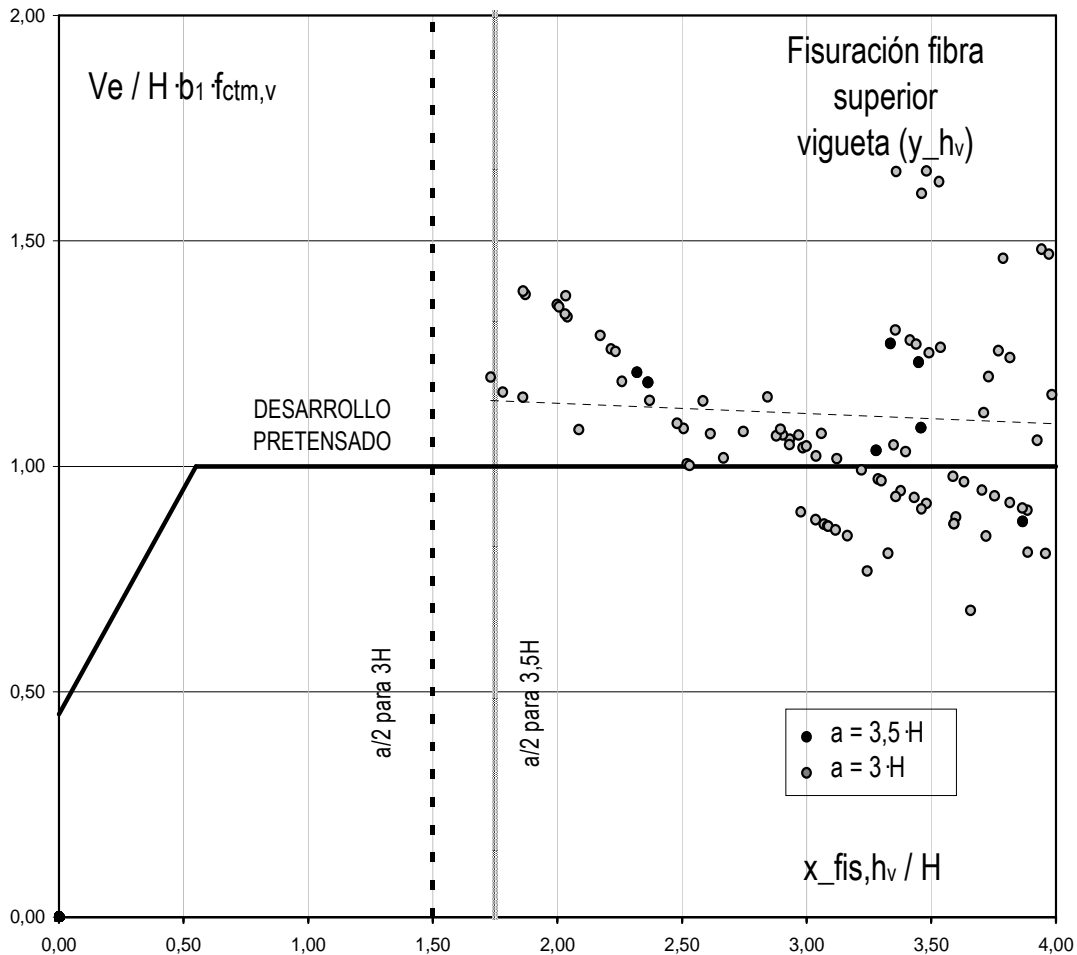
Gráfica IV.2.1.-c Fisuración a la altura del alma de la vigueta

En ninguno de los ensayos estudiados llega a producirse la fisuración por flexión en alma de la vigueta entre el eje del apoyo y la mitad del vano de cortante ($a/2$). Los puntos grises situados a la derecha del límite $x = 3$ corresponden a ensayos en los que la fisuración por flexión no ha alcanzado el alma antes de la rotura por cortante. Lo mismo sucede con los puntos negros situados más a la derecha de $x = 3,5$.

De los 149 ensayos, hay 11 en los que la fisura por flexión se alcanza antes en el cuello de la vigueta (b_1) que en la fibra inferior. Esto se debe exclusivamente a la geometría del elemento prefabricado y la distribución de los alambres de pretensado, si bien se considera que puede ser un criterio a tener en

cuenta a la hora de definir la carga para la que se produce la descompresión de la sección a efectos de la resistencia a cortante, ya que esta fibra es donde tiene lugar el mayor valor de tensión tangencial.

En la cara superior de la vigueta es necesario realizar dos comprobaciones. Por un lado, la fisuración de la cara superior del elemento prefabricado y por otro, la apertura de fisura en el hormigón in situ del nervio debida a la flexión y en ausencia de pretensado.

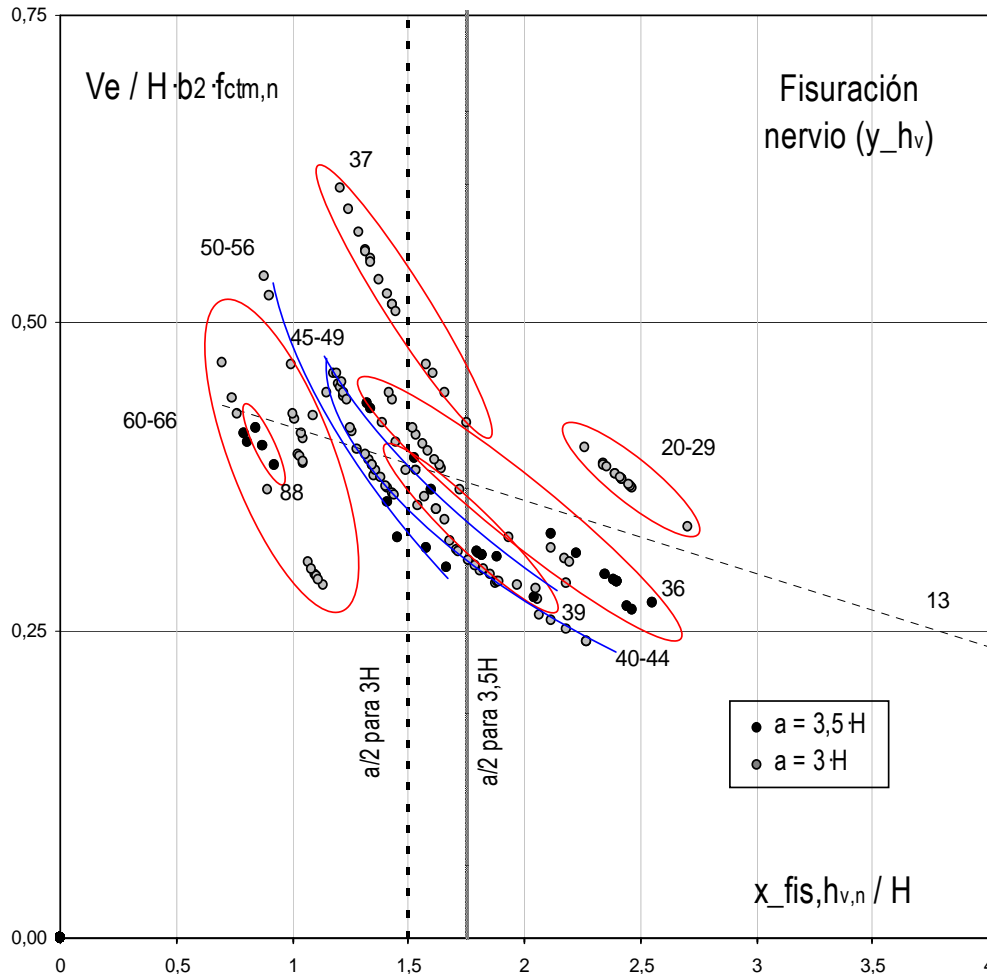


Gráfica IV.2.1.-d Fisuración en la cara superior de la vigueta

En la configuración de vano de cortante igual a $3,5 \cdot H$ se vuelve a repetir la misma situación analizada anteriormente. Es decir, hay 6 secciones donde para el valor de rotura por cortante registrado, tanto el alma como la cara superior de la vigueta han fisurado en el tramo entre el punto de aplicación de la carga y la mitad de la luz de cortante. Además, para los ensayos donde $a = 3 \cdot H$ la fibra superior de la vigueta fisura en 30 de los 122 ensayos, por lo que es posible encontrar que se inicia la apertura de fisura por flexión en la cara superior del elemento prefabricado antes que en la fibra inferior y el alma de la vigueta, zonas que cuentan generalmente con mayor pretensado.

Como en el análisis anterior, para la totalidad de los ensayos la fisura por flexión en la fibra analizada no llega a producirse en las secciones situadas entre el apoyo del elemento y la mitad del vano de cortante, por lo que en este tramo seguiría estando la sección prefabricada íntegra.

Por último, se ha comprobado la fisuración a la altura de la fibra de la cara superior del elemento prefabricado, en el hormigón en masa del nervio.



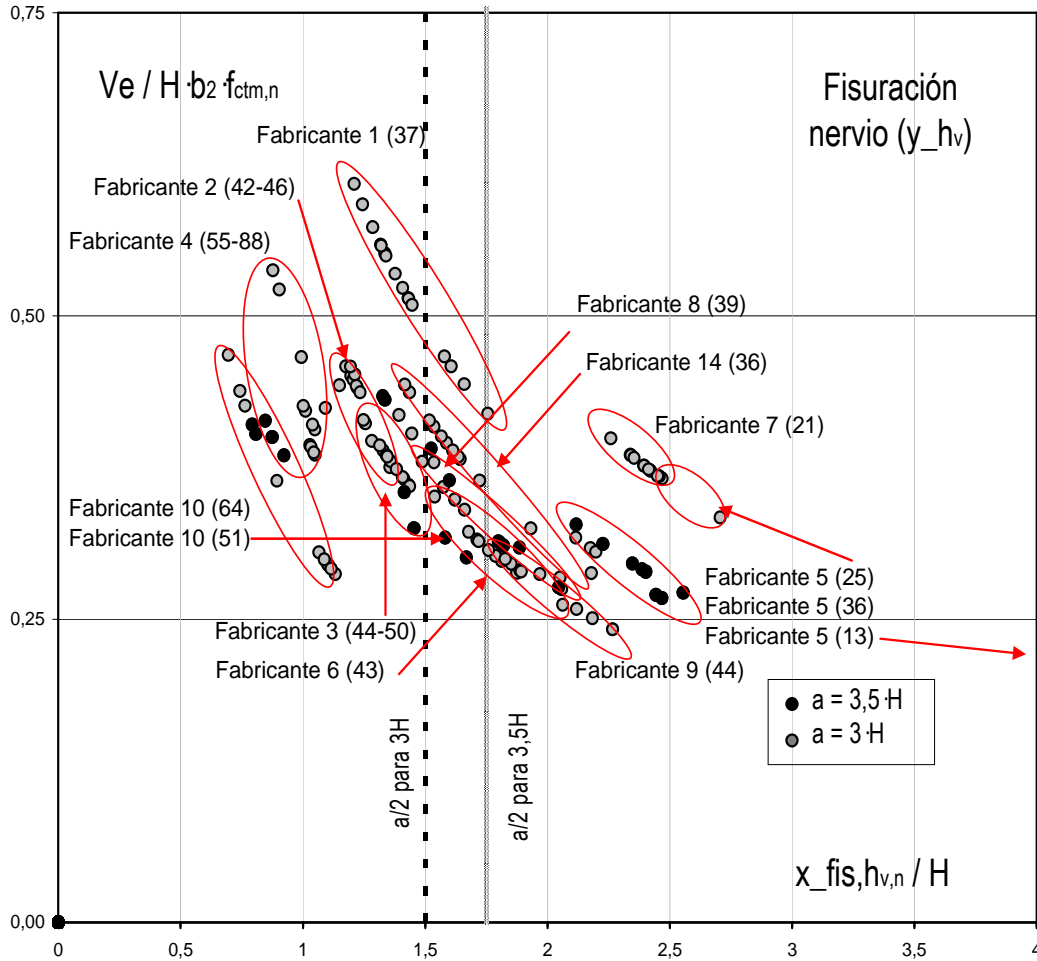
Gráfica IV.2.1.-e Fisuración en el nervio a la altura de la cara superior de la vigueta

En este caso, en la totalidad de los ejemplares ensayados y para la carga de rotura alcanzada el nervio se encuentra fisurado por debajo de la fibra neutra, independientemente del estado del elemento pretensado. De hecho, la fisura alcanza el nervio hasta cerca del apoyo, para distancias inferiores a una vez el canto total.

Los 12 casos en los que la fisuración interior del nervio progresa hasta cerca del apoyo corresponden con los ejemplares ensayados de mayor canto. 8 de ellos pertenecen al Fabricante 10, cuyos ensayos son de 25+4 cm de espesor, y corresponden al mayor tipo de armado de la vigueta P. El resto de casos corresponde al Fabricante 4, para las viguetas tipo G y H, con fuerte pretensado. En ellos se incluyen tres nervios de 26+4, el mayor canto ensayado.

Los valores parecen agruparse en función de la distancia entre el c.d.g. del nervio y la cara superior de la vigueta. De este modo, para los mayores valores, que corresponden a los cantos de forjado más elevados, la fisuración progresa hasta cerca del apoyo, si bien no es algo generalizado.

En realidad, los resultados se alinean según cada fabricante, por lo que la relación predominante es geométrica, es decir, depende de la inercia y de las dimensiones del nervio y la vigueta.



Cuando en un mismo fabricante varía el canto del forjado, como es el caso del Fabricante 5, entonces los valores pueden aproximarse a las configuraciones de otros forjados.

Los casos en los que para un mismo fabricante los valores aparecen alineados y agrupados corresponden a ensayos en los que se ha empleado el mismo canto y tipo de armado, por lo que la diferencia se debe principalmente a la propia dispersión del ensayo, como podría ser el caso del Fabricante 7.

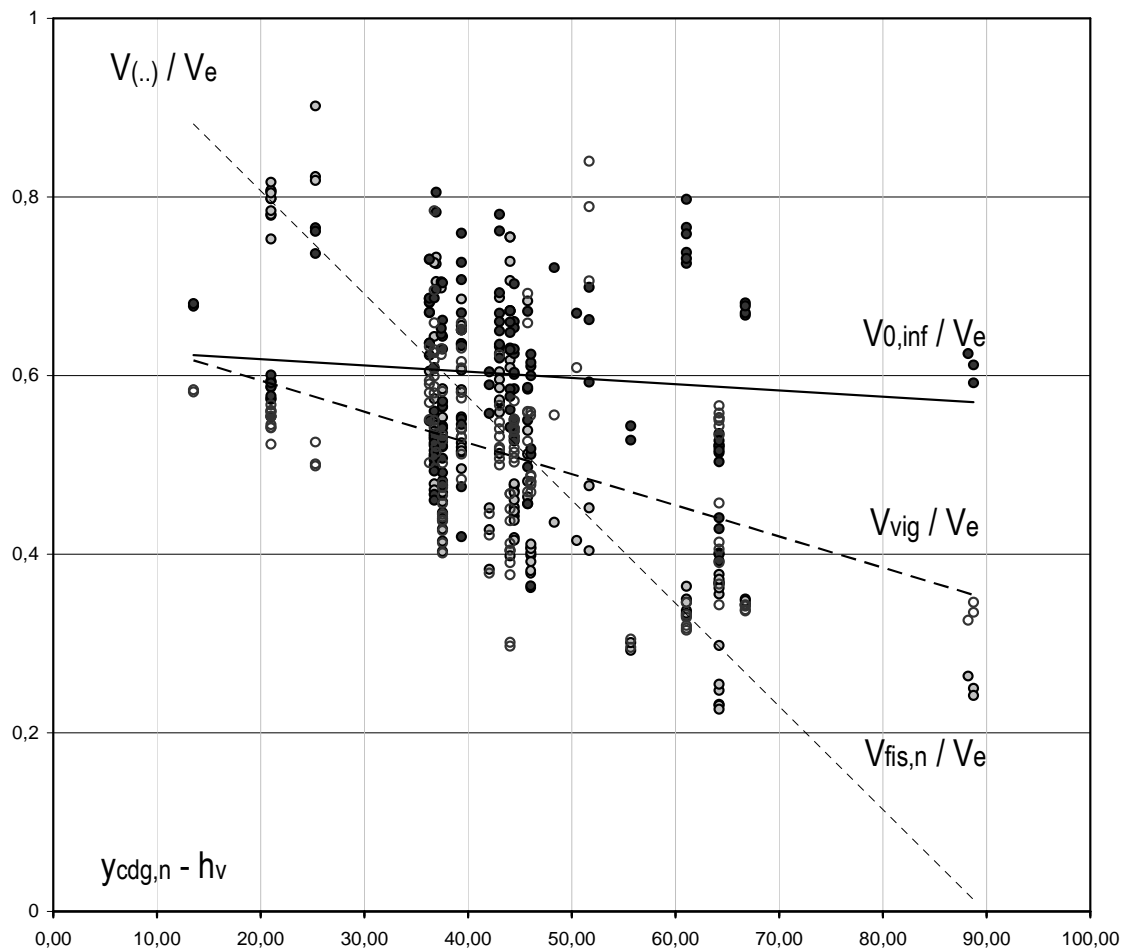
En cambio, cuando los resultados se alinean pero no se agrupan, como es el caso del Fabricante 1, los valores más altos corresponden a configuraciones de mayor pretensado.

Por lo tanto, en los casos de alto pretensado y canto elevado, con una importante sección de hormigón en masa, se observa que el elemento pretensado pierde eficacia, siendo la sección in situ la que condiciona el comportamiento de la sección compuesta. Puesto que en todos los casos se produce la fisuración del nervio del forjado, independientemente de la geometría y el pretensado del elemento prefabricado, es preciso conocer el momento en que se produce esta situación.

En la siguiente gráfica representan las líneas de tendencia de los resultados de rotura expresados como una fracción o porcentaje de la carga necesaria para generar distintas situaciones en la sección:

- Puntos grises: $V_{fis,n} / V_e$ representa la fracción de carga en la que se produce la fisura por flexión en el nervio in situ a la altura de y_{hv} en relación a la carga de rotura por cortante.
- Puntos negros: $V_{0,inf} / V_e$ representa la fracción de carga para la que se produce la descompresión de la fibra inferior de la vigueta en relación a la carga de rotura por cortante.
- Puntos blancos: V_{vig} / V_e representa la fracción de carga que correspondería al agotamiento por cortante de la vigueta prefabricada aislada en relación a la carga de rotura del forjado.

En todos los casos se representa en el eje de abscisas la distancia vertical entre el centro de gravedad del nervio de forjado y la cara superior de la vigueta prefabricada ($y_{cdg,n} - h_v$).



Gráfica IV.2.1.-f Influencia del canto de la sección en el momento de la fisuración interior del nervio y descompresión de la vigueta

Tal y como se observa, para la gran mayoría de configuraciones de forjado y ensayo, en los que la altura de vigueta oscila entre los 100-110 mm y el c.d.g del nervio está 35-45 mm por encima, el diseño de la sección es óptimo, pues la carga necesaria para descomprimir la sección prefabricada coincide aproximadamente con la de fisuración interior del nervio, y es del orden del 60% de la carga última. La sección de hormigón en masa por debajo de la fibra de unión con la pieza prefabricada se encuentra fisurada y no interviene en la resistencia.

Para configuraciones de forjado de menor canto, en las que se reduce el espesor del nervio in situ, la carga necesaria para provocar la fisuración del hormigón en masa es superior, por lo que tiene más importancia el elemento pretensado, siendo la descompresión del mismo la que rige el comportamiento de la sección compuesta.

En cambio, para cantos de forjado más elevados, en los que la separación entre el c.d.g. del nervio y la cara superior de la viga se incrementa, tiene más importancia la integridad de la sección de hormigón en masa, alcanzándose la fisuración interior del mismo para valores relativamente bajos de carga en comparación con la carga última resistida por el elemento.

No obstante, con independencia del comportamiento de la sección compuesta y el momento en que se produce la fisuración en cualquier punto de la misma, esta tipología de forjado requiere una carga del orden del 60% de la carga de rotura, para obtener la descompresión de la fibra inferior de la viga.

De hecho, hay dos ensayos del Fabricante 5 en los que para lograr la fisuración del nervio sería necesaria una carga 1,60 veces la de rotura (fuera de la gráfica), por lo que el colapso ha llegado a producirse antes de que se agote la capacidad del hormigón en masa. Se trata de la viga tipo I, que presenta la altura superior de las estudiadas, con 130 mm, y una configuración de forjado en la que el elemento prefabricado cobra una gran importancia, pues se trata de 18+4 cm.

En la situación opuesta se encontrarían los 3 ensayos de las vigas G y H, del Fabricante 4 de canto 26+4 cm (el mayor de todos los ensayados), donde la distancia del c.d.g. a la cara superior de la viga es de casi 90 mm en los que se produce la fisuración interior del nervio para valores bajos de carga y mucho antes de que se alcance la descompresión de la fibra inferior. Hay otros 6 ensayos, en este caso del Fabricante 10 y viga P, con canto 25+4 y distancia entre el c.d.g. y la cara superior de la viga de menos de 65 mm, donde se repite una situación similar en relación a la carga necesaria para producir la fisura en el nervio in situ, con valores por debajo del 25% de la carga última de rotura.

En estos dos últimos casos comentados, de los Fabricantes 4 y 10, la carga necesaria para descomprimir la fibra inferior oscila entre el 40-60% de la carga de rotura registrada durante el ensayo, por lo que, aunque se produzca la fisura en la sección de hormigón en masa en los momentos iniciales del ensayo, del orden del 20-25% de la carga final, y en zonas bajo el punto de aplicación de la carga, esta situación no parece ser determinante en cuanto al comportamiento general del elemento analizado en su totalidad, pues se movilizarían otros mecanismos para resistir el esfuerzo cortante. Entre ellos la propia capacidad del elemento prefabricado aislado, que implicaría una carga superior a la de fisuración del hormigón en masa situado por encima del mismo.

Así, para cantos pequeños, en los que la distancia entre el c.d.g. y la viga es del orden de los 20 mm, la carga necesaria para descomprimir la sección compuesta tiende a coincidir con la resistencia del elemento pretensado analizado aisladamente. En sentido contrario los términos divergen, es decir, a mayor canto la carga de descompresión de la viga es superior a la resistencia de la misma.

IV.2.3.- Análisis previo mediante modelo de EE.FF.

Se ha realizado un modelo de elementos finitos con el programa ANSYS para simular el esquema de viga biapoyada sometida a cargas puntuales simétricas empleado durante el ensayo (figura IV.2.3.-a).

Los elementos empleados han sido del tipo tetraedro isótropo de 4 nodos y se ha desarrollado un análisis totalmente elástico lineal. El pretensado se incluyó aparte y sólo sobre la vigueta pretensada como una carga axil. Las cargas puntuales a flexión se aplican sobre el sistema conjunto.

A partir del modelo de elementos finitos de la sección ensayada y el esquema de cargas, se aprecia que la máxima tensión vertical (SY en la figura IV.2.3.-c) de sollicitación en el alma, se produce en el cuello de la vigueta, que también se obtendría a partir de la distribución de tensiones tangenciales en la sección no fisurada.

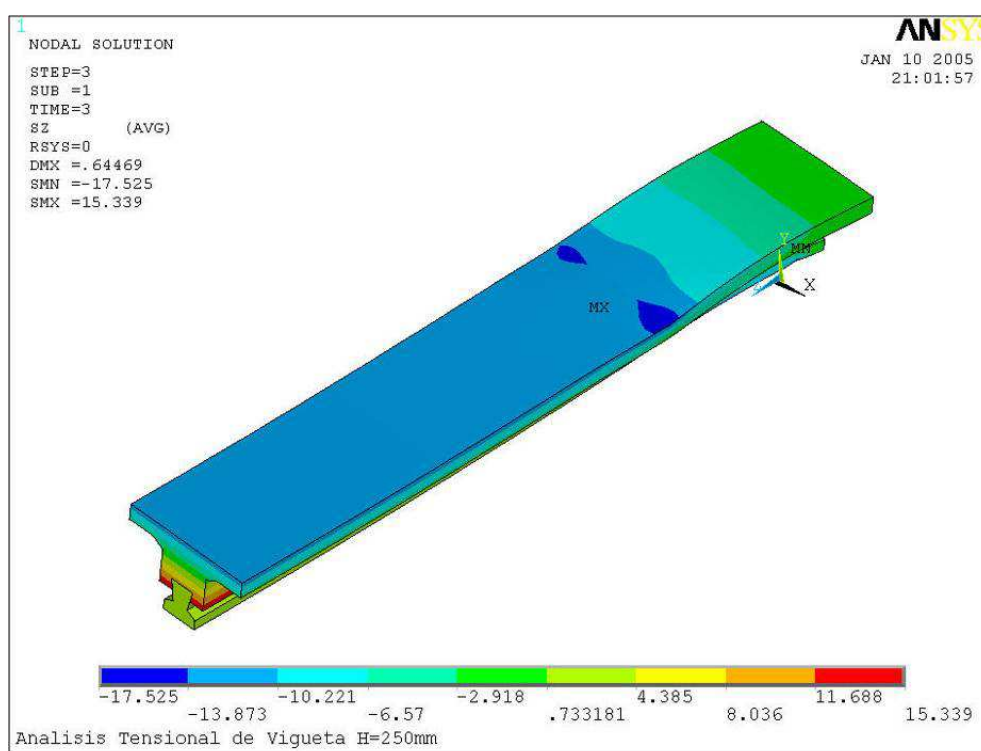


Figura IV.2.3.-a. Tensión normal de flexión en la pieza bajo la acción de una carga puntual próxima al apoyo

Debido a esto, para obtener la capacidad a cortante de la sección en flexión positiva suele bastar con realizar la comprobación en el alma del elemento prefabricado, que corresponde con la fibra donde la sección cuenta con menor espesor y, por lo tanto, el factor $b \cdot I/S$ es máximo.

Así, considerar que todo el nervio está formado por un hormigón tipo como el del elemento prefabricado, de mayor resistencia, no afectaría a la evaluación de la capacidad resistente de la sección pudiendo homogeneizar el hormigón de la sección a un único tipo, si bien sigue siendo necesario comprobar que la resistencia a la altura del nervio de hormigón vertido en el molde, con un hormigón que generalmente suele ser de 25-30 MPa, es siempre superior a la resistencia comprobada al nivel del alma de la vigueta.

Dicha comprobación es prácticamente una verificación del monolitismo del sistema y, por tanto, un análisis del esfuerzo rasante en la interfase de unión.

La figura IV.2.3.-b. muestra la geometría de la sección que se ha analizado según el programa de EE.FF., que coincide con el tipo de vigueta Z descrito en el Anexo II.

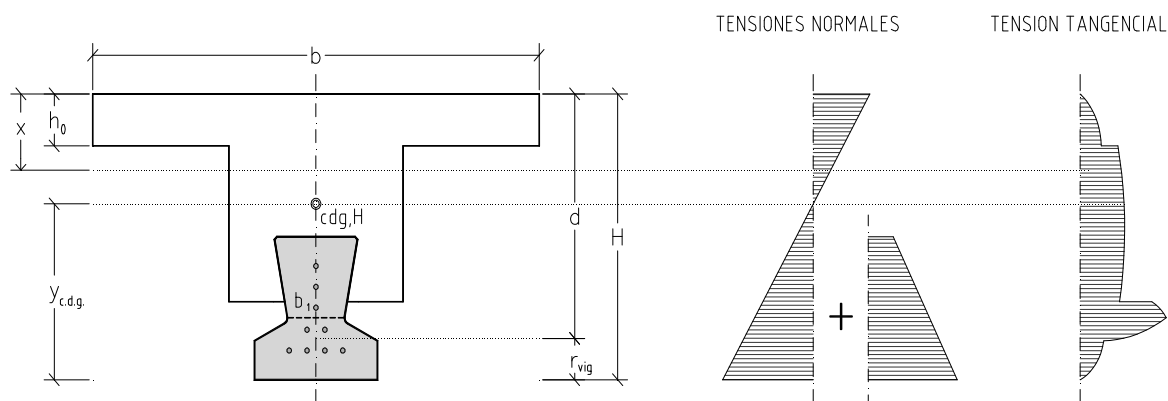


Figura IV.2.3.-b. Esquema de la sección analizada

El pretensado se ha introducido como una única carga axial en el eje longitudinal de la vigueta, coincidiendo con el c.d.g. de las armaduras y aplicado exclusivamente a la sección de la vigueta.

En régimen elástico, la tensión tangencial máxima en la sección se produce a la altura de la fibra de la sección donde el ancho es menor, en todos los casos estudiados b_1 .

En cualquier caso, en los 149 ensayos analizados a rotura, se considera que el hormigón de la vigueta y el del nervio es el mismo pues, tal y como se ha comentado, es práctica habitual en las instalaciones de prefabricados de viguetas emplear el mismo material para el llenado de moldes, ya que no se suele cambiar la dosificación de la amasadora para otras resistencias.

La zona de la vigueta donde las tensiones principales de tracción son más elevadas coincide, tal y como se ha expuesto en el Capítulo I, al eje que uniría el punto de aplicación de la carga con el punto de apoyo del elemento ensayado, que forma la biela de compresión.

El esquema modelado en el ordenador corresponde a los ensayos analizados, considerando la entrega directa por lo que también se observa que a partir del borde del apoyo, la sección más solicitada se sitúa a una distancia algo inferior a un canto útil de la sección compuesta. De hecho, podría asimilarse a una sección situada a una distancia equivalente a trazar un eje inclinado 30° desde el borde del apoyo al punto de corte del cuello de la vigueta.

En la siguiente imagen se aprecia mejor la fibra donde se produce la mayor sollicitación tensional debido al esquema de cargas aplicado.

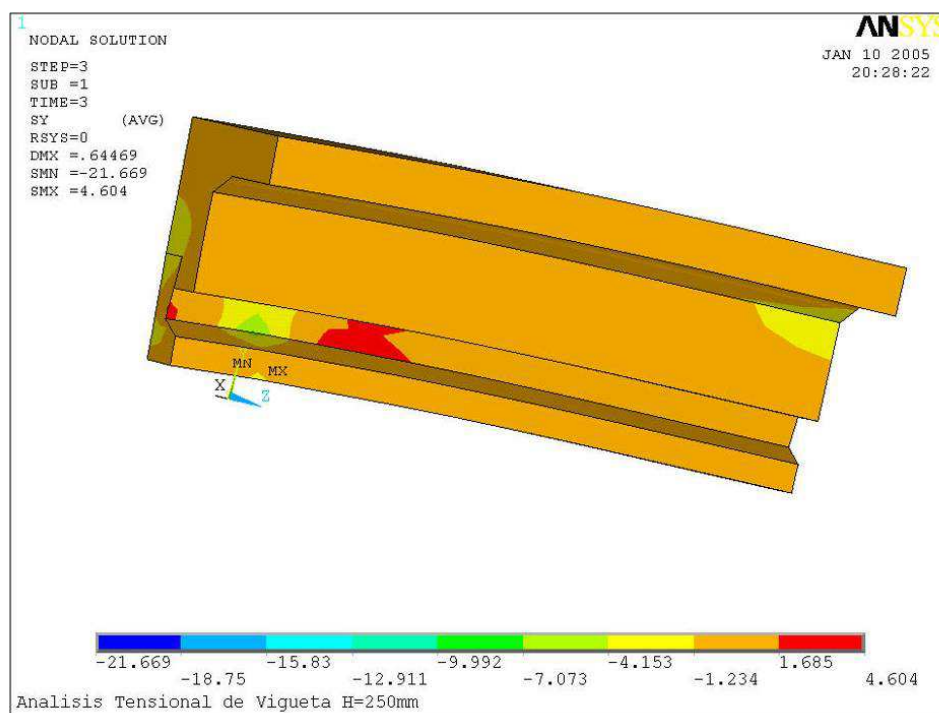


Figura IV.2.3.-c. Tensión de tracción máxima en la pieza

Dicho eje inclinado, generalmente a 45° respecto a la horizontal en secciones armadas dispongan o no de armadura transversal, se tiende aproximándose a 30° - 25° cuando existe pretensado horizontal por el efecto de compresión del alma, que modifica el campo de tensiones.

Para una sección situada a una distancia de un canto útil desde el borde del apoyo se han calculado los valores de la tensión tangencial (τ_{bw}), la tensión debida a la flexión ($\sigma_{f,bw}$) y la tensión debida al pretensado ($\sigma_{p,bw}$) en la fibra situada en el cuello de la vigueta. Como se ha comprobado anteriormente, en todos los ensayos analizados, dicha sección no se encuentra fisurada, por lo que se mantendría en régimen elástico. Además, se ha constatado que el pretensado se encuentra desarrollado en su totalidad, considerando una ley lineal de transferencia. Los resultados del ángulo de inclinación de la tensión principal calculados, varían entre 16° - 28° , con un promedio de $22,40^\circ$ para los 149 ensayos.

La propuesta del CTN para la revisión del Eurocódigo 2 (G) parte del modelo propuesto por Zararis, como se indicó en el Capítulo I, quien a su vez analizaba la rotura por cortante a partir de una fisura de dos ramas. Como se recordará, la primera partía de una fisura por flexión inclinada aproximadamente 45° que progresaba hasta la altura de la fibra neutra, para después continuar la segunda más tendida hacia el punto de aplicación de la carga. El análisis completado en el apartado anterior y en el modelo de elementos finitos pone de manifiesto que si bien el comienzo de la fisura que provoca el cortante puede ser una fisura por flexión inclinada a 45° , ésta no se inicia en la cara inferior de la vigueta, sino que comenzaría a la altura del nervio in situ del forjado, ya que la vigueta puede no haber alcanzado en algunos casos la descompresión.

IV.2.4.- Estudio de las tensiones en las secciones de referencia

IV.2.4.1.- FIBRAS ESTUDIADAS

Para cada uno de los elementos ensayados se obtiene la pareja de tensiones tangencial y normal en las siguientes fibras:

- (y_0) Fibra inferior, que se emplea como referencia para la descompresión de la sección
- (y_{b1}) Fibra en el cuello de la vigueta
- (y_{hv}) Fibra en la cara superior de la vigueta en el hormigón prefabricado
 - ($y_{b2} = y_{hv}$) Fibra en la interfaz entre vigueta y nervio en el hormigón in situ
- (y_{b3}) Fibra a una altura de $\frac{3}{4}$ del canto útil
- (y_H) Fibra en la cara superior de la sección

En las fibras correspondientes al elemento prefabricado se ha obtenido en primer lugar la tensión normal correspondiente al efecto del pretensado y, a continuación, la originada por la flexión. En el nervio de hormigón en masa no se considera la acción del pretensado.

Se han seleccionado dos escalones de carga. Primero la carga necesaria para descomprimir la fibra inferior bajo el punto de aplicación de la carga, y luego la carga obtenida en el momento de la rotura por cortante registrada durante ensayo.

En el primer caso, puesto que todo el vano de cortante se encuentra en régimen elástico, las tensiones se han calculado directamente.

En el segundo caso, y según se muestra en las gráficas IV.2.2.-, las secciones entre el apoyo y la mitad del vano de cortante no han alcanzado la fisuración, por lo que también podrían analizarse a partir de las expresiones elásticas.

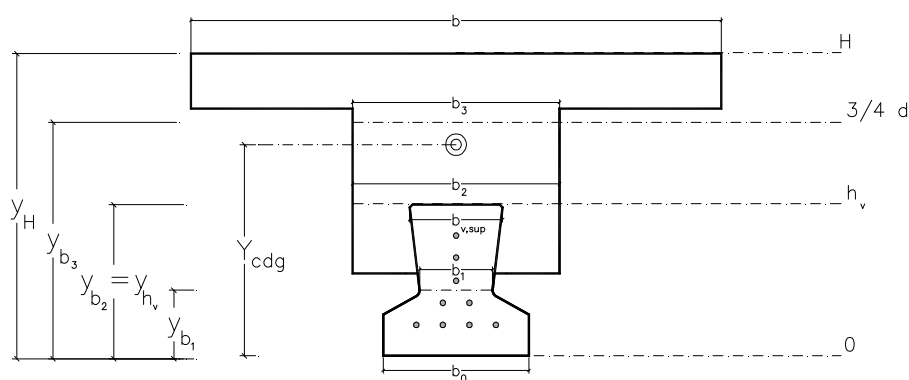


Figura IV.2.4.1.- Sección genérica y fibras más representativas

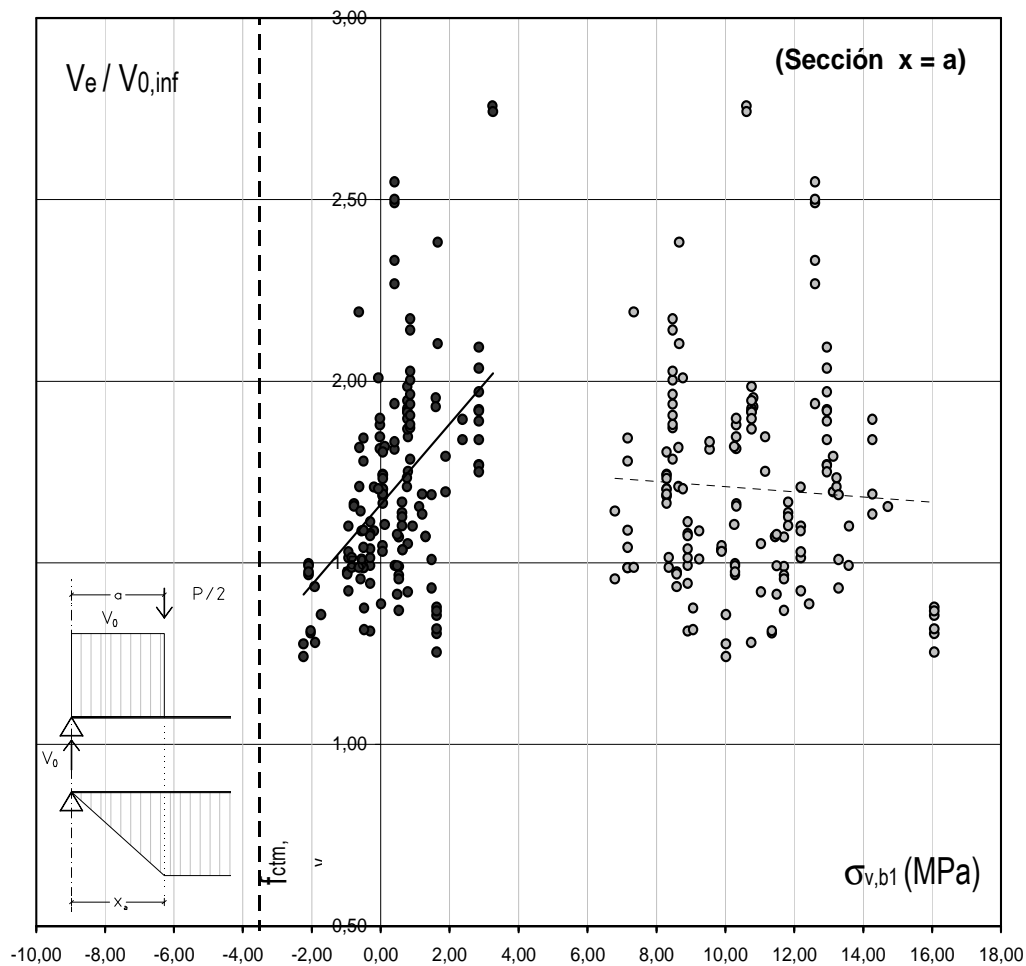
De modo simplificado y mientras se mantenga el régimen elástico, puesto que el valor del esfuerzo cortante se puede considerar constante entre el apoyo y el punto de aplicación de la carga, la tensión tangencial también se mantiene constante en todas las secciones. A continuación se presentan las tensiones normales en algunas de las fibras más representativas.

IV.2.4.2.- TENSIONES EN EL MOMENTO DE LA DESCOMPRESIÓN EN LA VIGUETA

En las siguientes gráficas se representa la tensión normal en la fibra analizada ($\sigma_{v,by}$) en el instante inicial (puntos grises) debida al pretensado y en el momento de alcanzar la carga que produce la descompresión de la fibra inferior del nervio compuesto (puntos negros) para cada sección x .

IV.2.4.2.1.- Sección bajo el punto de aplicación de la carga ($x = a$)

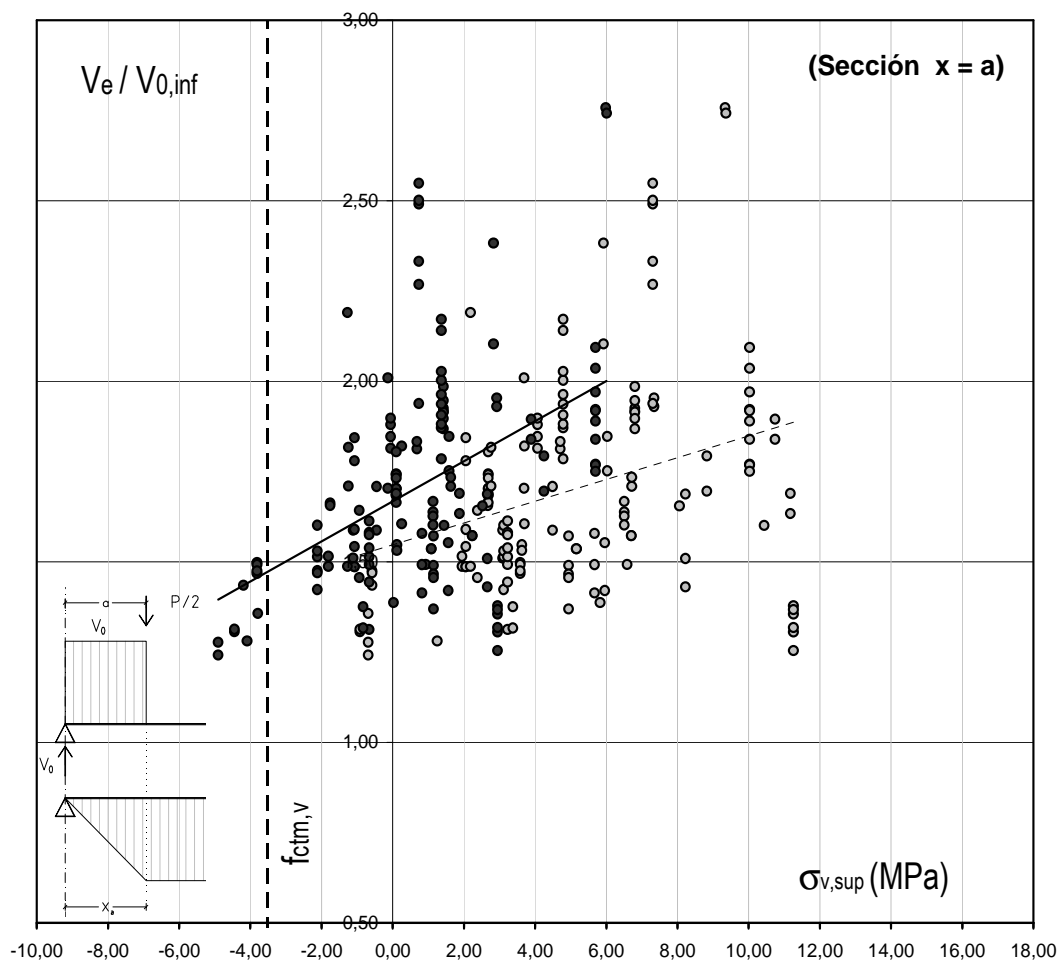
Tal y como se ha indicado, se trata de una sección que puede considerarse en régimen elástico hasta el momento de alcanzar la descompresión de la fibra más traccionada. En rigor aún existiría el margen de resistencia a tracción del hormigón, pero tradicionalmente se ha empleado el momento de descompresión de la sección para, a continuación, asimilar el comportamiento a cortante a una sección de hormigón armado convencional.



Como puede apreciarse, para aquellos elementos en los que el esfuerzo necesario para descomprimir la fibra más traccionada supone un porcentaje importante de la carga resistida (cociente $V_e / V_{descomp}$ más bajo), es frecuente que el cuello de la vigueta llegue a encontrarse próximo a la descompresión o incluso traccionado debido a la flexión.

La línea vertical representa el límite de capacidad a tracción del hormigón de la vigueta $f_{ctm,v}$ habiéndose empleado el valor para HP-40 por ser el más frecuente ($f_{ctm,40} = 3,51 \approx f_{ctm,45} = 3,65$).

La misma gráfica puede construirse para la fibra situada en la interfase entre el hormigón en masa y la vigueta pretensada, para la situación inicial y para la carga de descompresión de la fibra inferior, tanto en el hormigón de la vigueta como en el del nervio. Se aprecia que hay un gran número de muestras donde el nervio ha fisurado por tracción.



Gráfica IV.2.4.2.1.-b Tensiones normales en el b_2 en el hormigón de la vigueta bajo el punto de aplicación de la carga

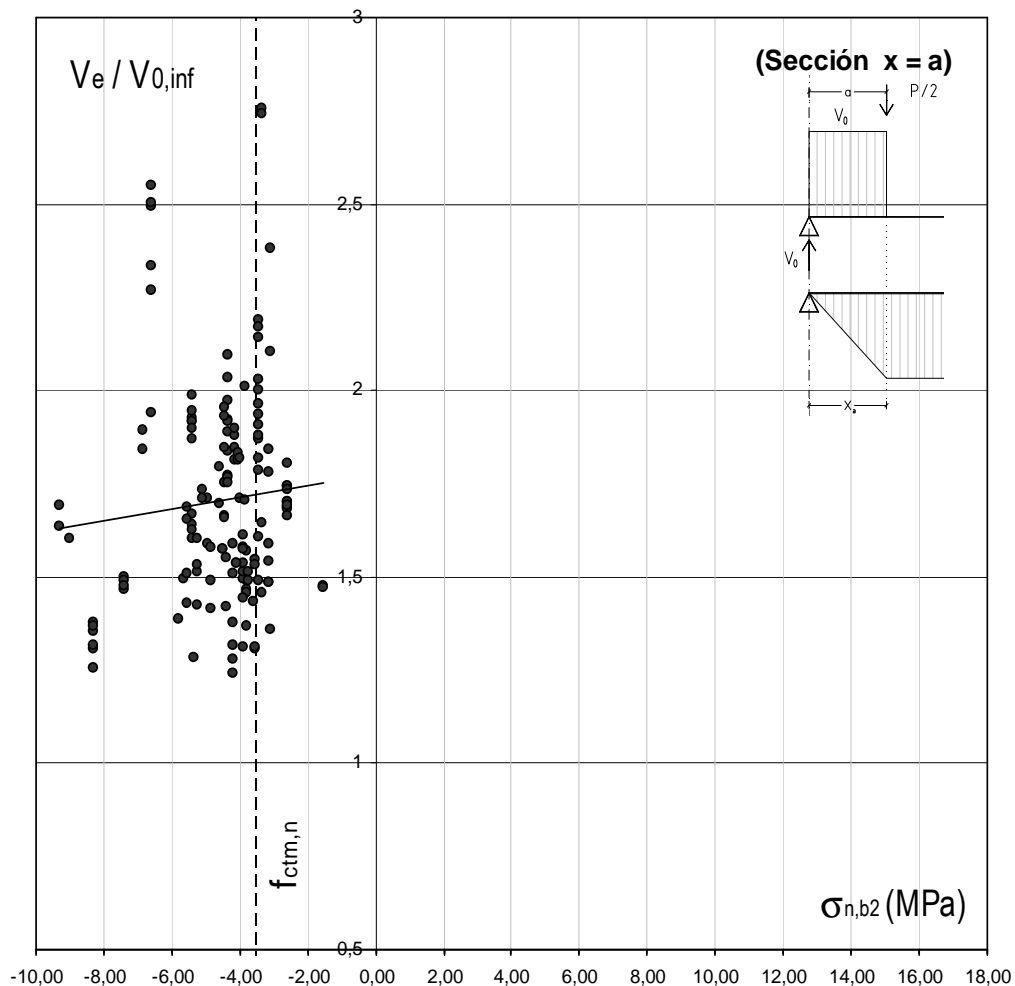
En esta fibra se observa que, en el momento de producirse la descompresión de la fibra inferior del nervio, la vigueta se mantiene en régimen elástico sin haberse alcanzado la fisuración de la fibra superior, excepto en un pequeño porcentaje de los ensayos, del orden 10 casos, en los que sí se alcanza la tensión de tracción en el hormigón prefabricado. El nervio se encuentra fisurado internamente antes de que se descomprima la vigueta.

Esto se produce en 4 muestras del Fabricante 3, coincidiendo con una determinada geometría de la sección y configuración de pretensado, ya que el alambre superior se encuentra a 24 mm de la cara superior de la vigueta, que en su fibra superior presenta tan solo 45 mm de ancho.

En otras 5 muestras del Fabricante 5 la situación es más crítica. En efecto, se trata de la vigueta I, que presenta el mayor canto de elemento aislado – 130 mm – y es en el que la armadura superior se encuentra más alejada de la cara superior, a 35 mm de profundidad, por lo que la vigueta aislada presenta ya una importante tracción en la fibra superior antes de su hormigonado y del ensayo.

Por último, en 1 ensayo del Fabricante 6 se produce idéntica situación, al tratarse de una configuración de armado más solicitada que las de los demás ensayos de este modelo. La fibra superior de la vigueta se encuentra traccionada antes de entrar en carga.

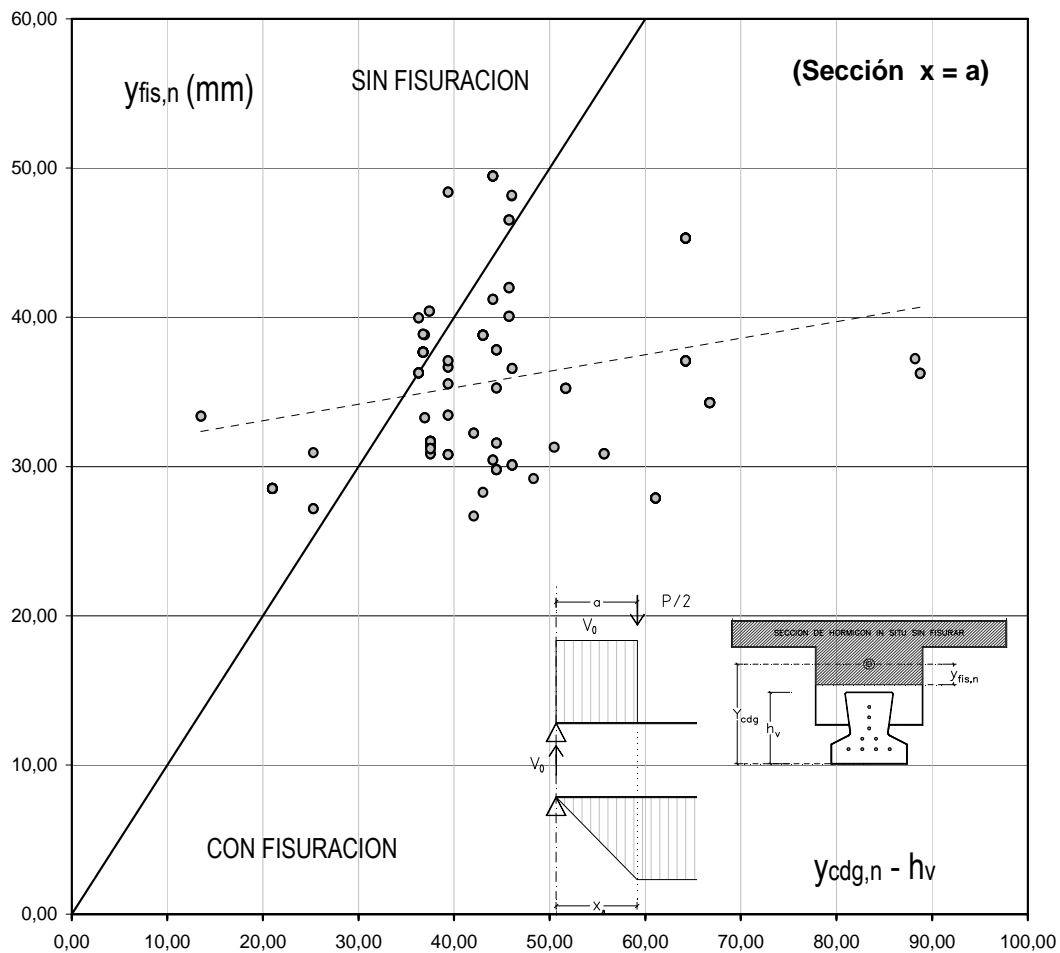
Realizado el mismo análisis para la misma fibra pero en el hormigón del nervio ($\sigma_{n,b2}$), donde no se considera la acción del pretensado ni existe armadura, más de la mitad de los ensayos presentan fisuración por encima del elemento pretensado.



Conviene recordar que, en este caso, el hormigón del nervio presenta una resistencia superior a lo habitual, pues se ha empleado el mismo de la vigueta. Por tanto, puede concluirse que en casos reales, con hormigones de 25-30 MPa, lo normal es que el hormigón del nervio se encuentre fisurado por debajo de la fibra neutra, aunque la vigueta no lo esté.

Se observa una situación de fisuración generalizada en la mayoría de los ensayos independientemente de la configuración de canto y pretensado, que se representa indirectamente mediante el cociente entre el cortante de rotura y el que correspondería a la situación en la que se alcanza la descompresión en la fibra inferior de la vigueta debido a la flexión.

En la siguiente gráfica se presenta la profundidad de la fibra hasta donde progresa la fisuración por flexión (se alcanza $f_{ctm,n}$), medida desde el centro de gravedad del nervio ($y_{cdg,n}$), en función del espesor de hormigón del nervio, representado por la distancia desde la cara superior de la vigueta (h_v) a la posición de la fibra neutra, es decir, $y_{cdg,n}$ en análisis elástico.



Gráfica IV.2.4.2.1.-d Profundidad donde se produce la fisuración del hormigón

La recta inclinada que cruza el gráfico representa los casos donde no se alcanza la tensión de tracción del hormigón dentro de la sección armada para la carga de descompresión de la fibra inferior. En estos casos la tensión necesaria para agotar la capacidad del material se produciría dentro del elemento prefabricado que gracias al pretensado, no tendría problemas de fisuración, excepto en los casos comentados anteriormente en los que la disposición de tendones genera tracciones en la cara superior.

Como puede observarse, prácticamente la totalidad de los ensayos analizados, concretamente 105, presentan fisuración en el nervio en el momento de producirse la descompresión de la vigueta en la fibra

inferior. En los restantes 44 ensayos la fisuración se produciría dentro del elemento precomprimido, por lo que no llegaría a abrirse ninguna fisura en la sección, si bien podría darse la fisura en zonas del nervio por debajo de la cara superior de la viga, a ambos lados del engarce en cola de milano. Es preciso recordar que no se ha considerado la colaboración del hormigón en masa por debajo de la cara superior de la viga, puesto que presentará fisuras desde estados iniciales del ensayo.

Independientemente de la separación entre el c.d.g. del nervio y la cara superior del elemento prefabricado, a una distancia de 30-40 mm de la fibra neutra tendría lugar el comienzo de fisuración del nervio.

Sin embargo, tal y como se ha puesto de manifiesto, a pesar de producirse la fisuración interior en el nervio de hormigón en masa, que depende directamente de la distancia entre el c.d.g. y la cara superior de la viga, ello no implica el colapso del elemento pues, aunque tenga lugar en estados iniciales de carga durante el ensayo y en secciones bajo el punto de aplicación de la carga, el pretensado sigue garantizando un comportamiento del nervio similar al de una sección no fisurada, ya que esto se produce para el 25% de la carga de rotura en los casos de grandes cantos, en los que la interfase de unión entre hormigones se encuentra alejada del c.d.g. más de 60 mm, de modo que no es una fibra donde la tensión tangencial sea máxima (c.d.g. del nervio en el hormigón en masa, o alma de la viga en el hormigón pretensado).

Por lo tanto, el comportamiento de la sección global fisurada por flexión internamente, a efectos de absorber la tensión tangencial, seguirá siendo del mismo orden de magnitud que en una sección sin fisurar mientras se mantenga la integridad o precompresión de la sección de la viga.

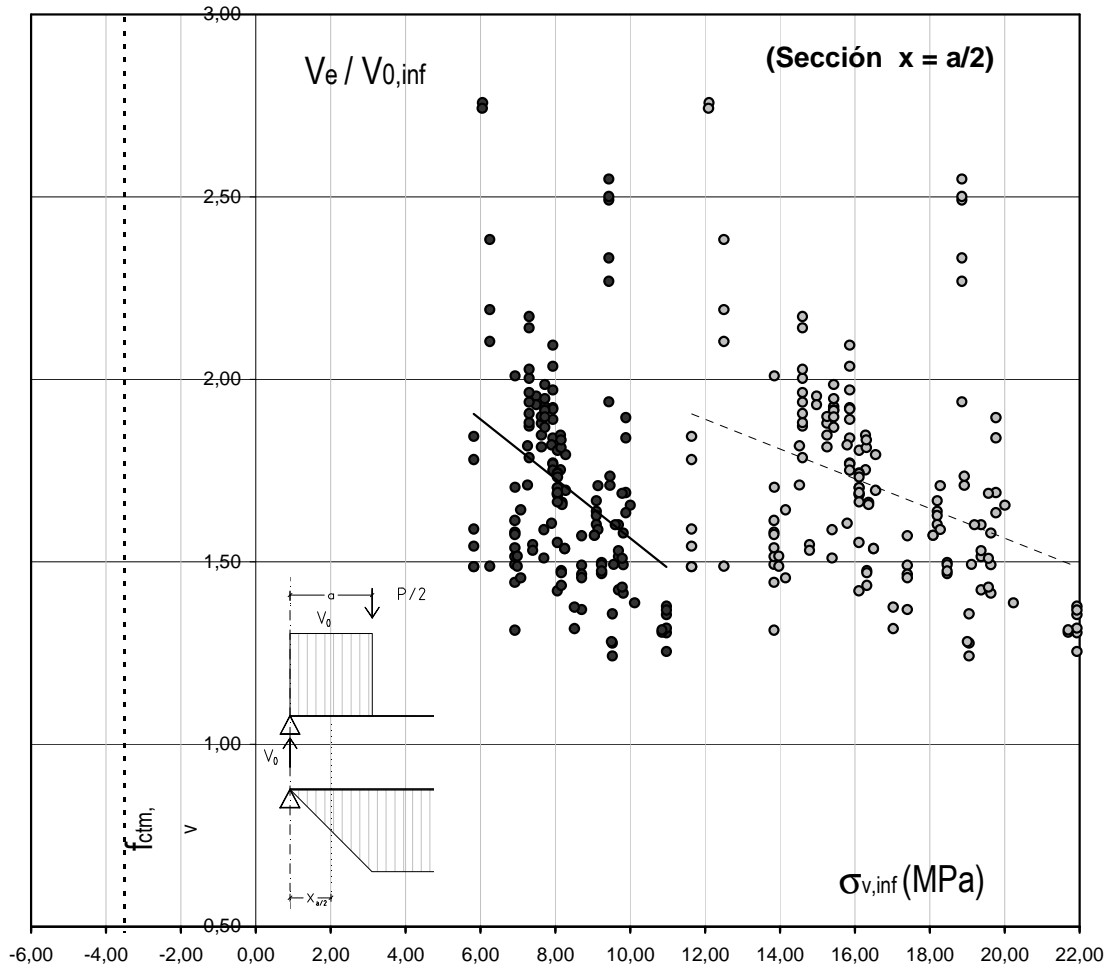
No se ha analizado la situación de las fibras por encima del c.d.g. pues se trata en todos los casos de la cabeza de compresión al corresponder a ensayos biapoyados, y en ninguno de los casos la tensión supera los $0,60 f_{cm}$ que se suele establecer como límite en las comprobaciones por fases.

Como conclusión, se ha intentado analizar la situación tensional en las secciones situadas bajo el punto de aplicación de la carga en el momento de la descompresión y tomando como referencia la carga última mediante el cociente $V_e / V_{0,inf}$, al entender que la integridad del nervio pretensado es fundamental para mejorar el comportamiento de la sección ante el esfuerzo cortante.

Podría concluirse que en función del diseño del forjado, o más bien de la relación entre elemento in situ / prefabricado (y cuantía de pretensado), la integridad de la viga vendrá determinada por la descompresión de la fibra inferior, la descompresión del alma de la viga o la fisuración de la cara superior (que está relacionada con la fisuración interior del nervio). En los elementos donde esto último sucede cobra importancia la resistencia aportada por el resto de mecanismos.

IV.2.4.2.2.- Sección en la mitad del vano de cortante ($x = a/2$)

Se ha realizado el mismo análisis para una distancia igual a la mitad del vano de cortante puesto que en esta zona ya se ha comprobado que no se ha producido la fisuración en la fibra inferior para la carga correspondiente a la descompresión bajo $x = a$.



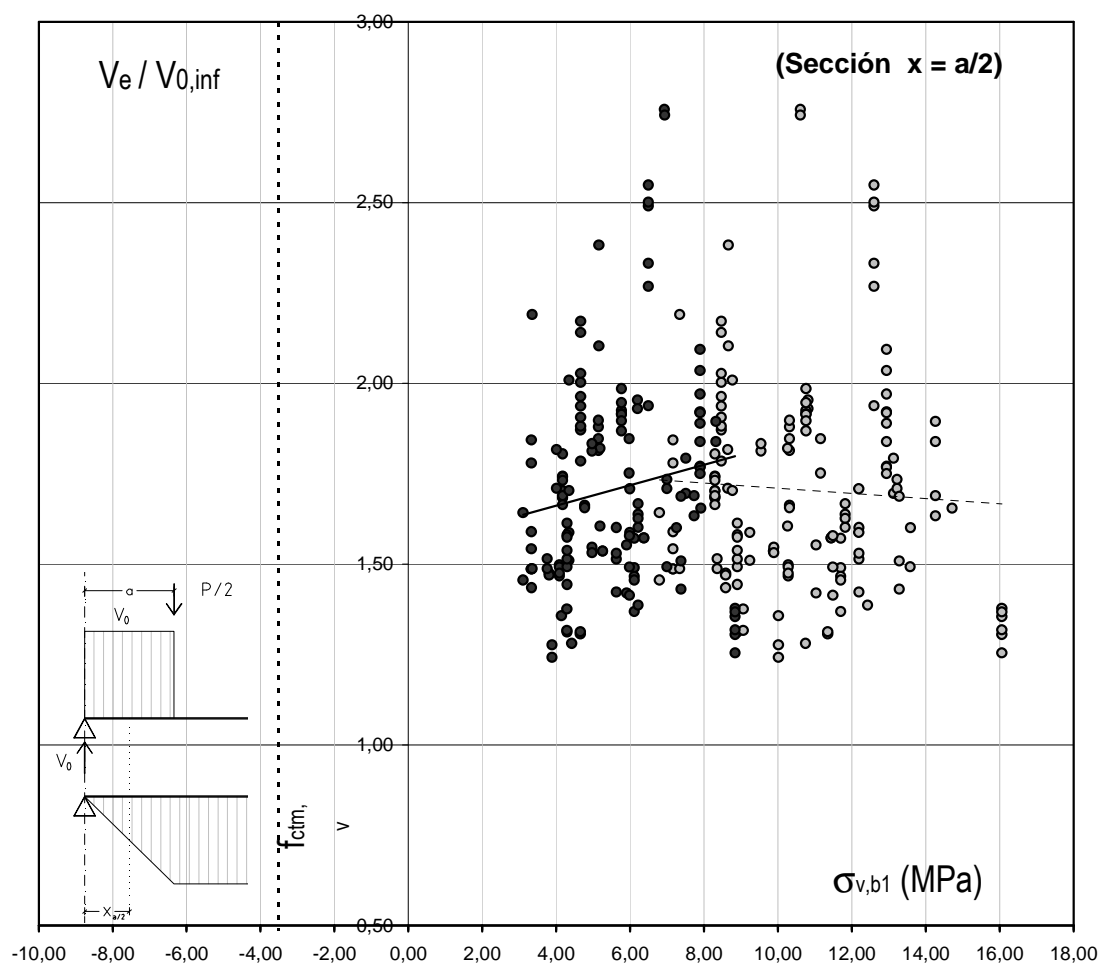
Puesto que el momento estudiado es el de la descompresión ($\sigma_{v,inf} = 0$ para $x = a$), mientras que en la sección bajo el punto de aplicación de la carga todos los puntos oscuros se localizan en el eje vertical, ya que corresponden a una tensión nula en la fibra analizada, en la sección a la mitad del vano de cortante se mantiene cierta precompresión, de entre 6-10 MPa en la mayoría de los ensayos, sea cual sea la configuración del mismo.

Al tratarse de la misma carga exterior, para una sección a la mitad de la analizada anteriormente se ha consumido la mitad del pretensado.

Los casos en los que la resistencia a cortante aportada por el resto del elemento es mayor sin considerar el pretensado corresponden con los elementos menos precomprimidos. Es decir, el cociente $V_e / V_{0,inf}$, que representa el porcentaje de resistencia del elemento debido al efecto del pretensado, aumenta a medida que el pretensado inicial en la vigueta disminuye, lo que confirma la importancia del pretensado

en la resistencia a cortante de estos elementos. La carga necesaria para descomprimir secciones fuertemente pretensadas implica un consumo importante de resistencia a cortante. En cambio, elementos menos precomprimidos – lo que no implica menor resistencia – movilizan otros mecanismos de resistencia en la sección cuando se agota el pretensado.

Como en la sección analizada en el apartado anterior bajo el punto de aplicación de la carga, es necesario comprobar el estado tensional del resto de las fibras. Las tensiones obtenidas para la fibra correspondiente al cuello de la vigueta en la sección a la mitad del vano de cortante se indican en la siguiente gráfica.



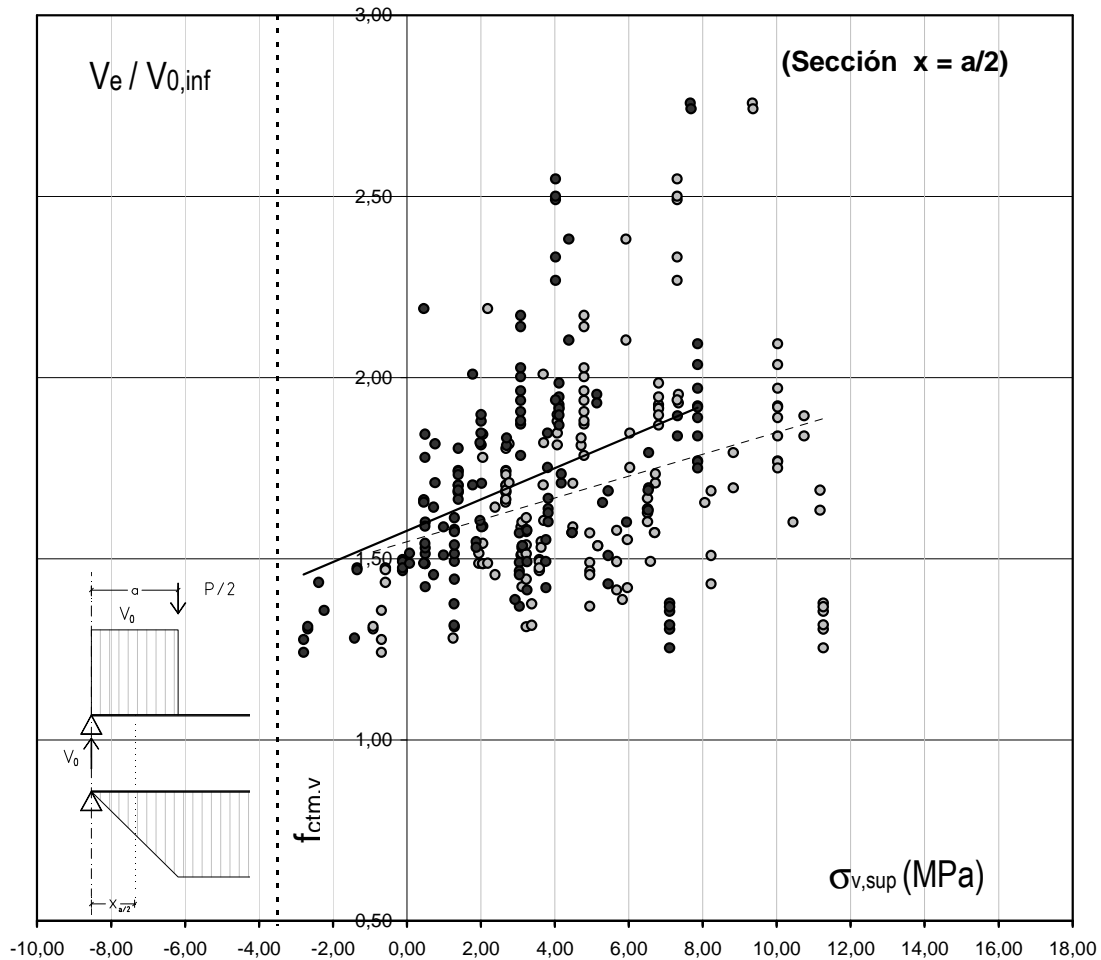
Gráfica IV.2.4.2.2.-b Tensión en el cuello de la vigueta

En la totalidad de los ensayos se mantiene un porcentaje importante de la precompresión inicial a la altura del cuello de la vigueta, superior a los 3,50 MPa en los casos de menor pretensado, llegando hasta los 6,50 MPa para las configuraciones con mayor tensión inicial.

Sin embargo como, por la disposición de los tendones y la geometría de la sección, la tensión en el cuello de la vigueta no es un elemento de diseño, como lo es la precompresión en la zona inferior del elemento, en este caso la dispersión de valores de la precompresión, tanto inicial como en el paso de carga estudiado, no corresponde a una tendencia marcada, relacionada con la contribución del pretensado a la

resistencia a cortante (cociente $V_e / V_{0,inf}$), tal y como se ha observado para la fibra inferior. Podría interpretarse por la pendiente que menor pretensado en el cuello de la vigueta implica que la carga necesaria para descomprimir la sección – y reducir la precompresión de esta fibra – supone una parte importante de la resistencia total del nervio.

Por último, se analizan las tensiones en la fibra correspondiente a la unión entre el elemento prefabricado y el nervio de hormigón en masa, tanto en la sección pretensada como en la sección sin armadura. La primera gráfica corresponde a la situación tensional en el elemento prefabricado.



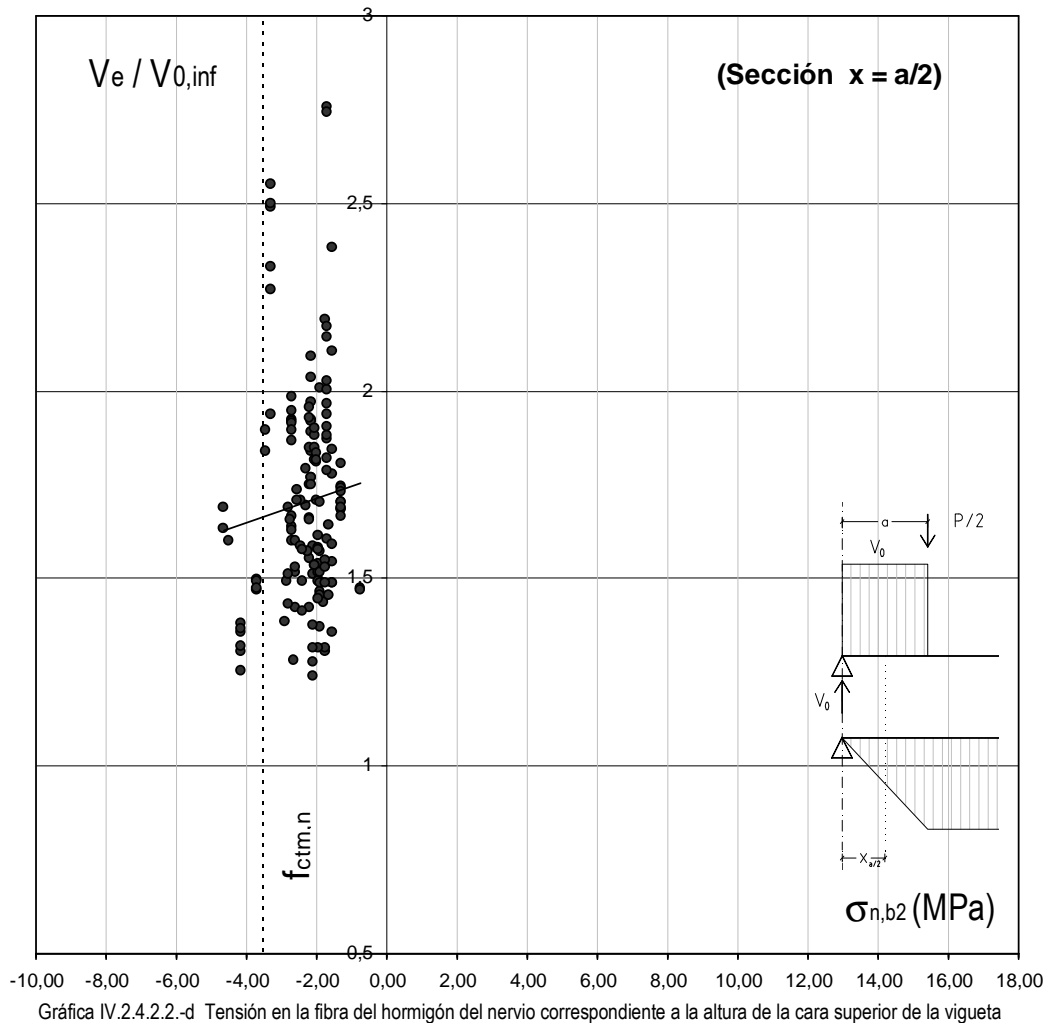
Gráfica IV.2.4.2.2.-c Tensión en la cara superior de la vigueta pretensada

En ninguno de los elementos se alcanza la fisuración de la cara inferior de la vigueta pretensada, ni siquiera en los casos descritos en el apartado anterior, en los que existe cierta tracción desde el proceso de fabricación, aún antes del hormigonado o de entrar en carga.

En este caso es más marcada la tendencia que se apuntaba en el caso de la tensión normal en el alma de la vigueta. Cuando la precompresión es mayor en la fibra superior de la vigueta es posible que se manifiesten otros mecanismos de resistencia a cortante, ya sea porque se alcanza la descompresión de la fibra inferior, o por la contribución aportada por el resto del nervio o más bien de la sección armada.

Por lo tanto, la tensión en el resto de la viga - cuello y fibra superior - exista o no precompresión, es limitativa. Cuanto menor sea, más importancia tiene la influencia del pretensado en la capacidad a cortante de la sección compuesta.

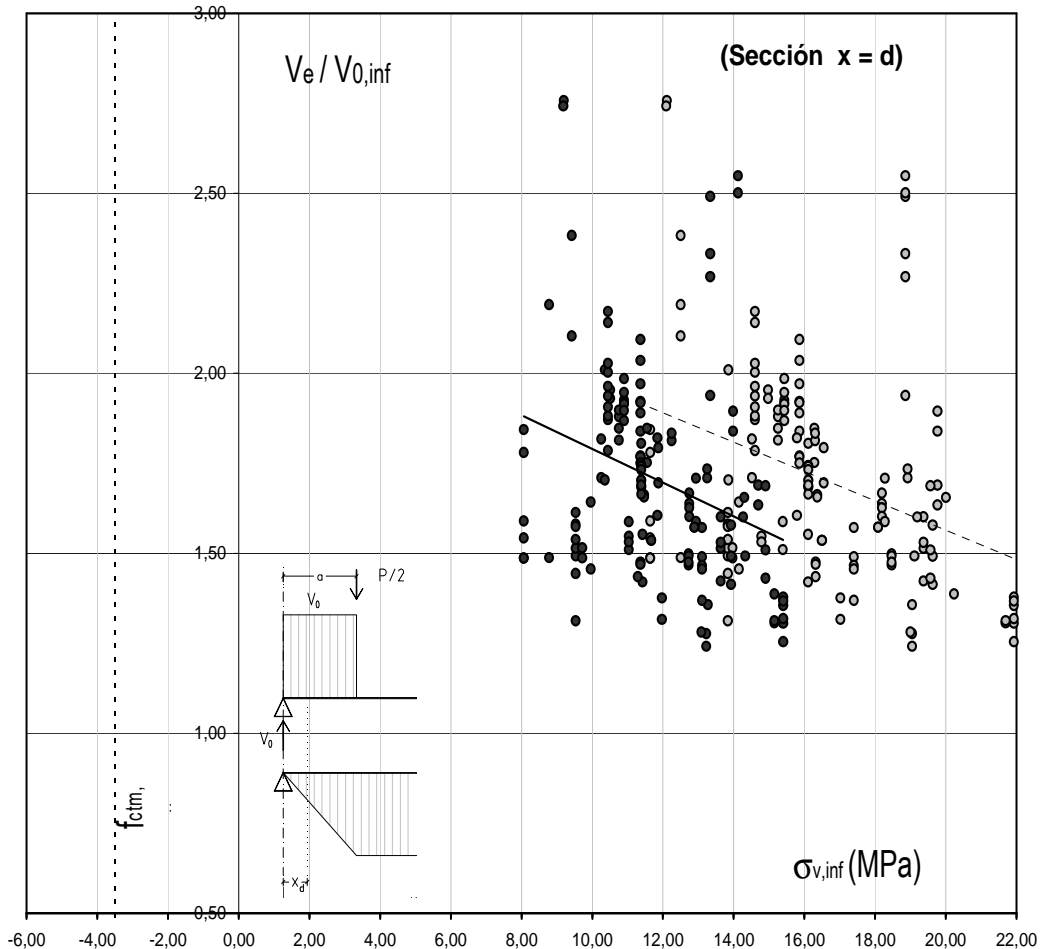
En cuanto a la fisuración de la sección de hormigón in situ ($\sigma_{n,b2}$), se repite la misma tendencia que en el caso de las secciones bajo el punto de aplicación de la carga aunque, al existir menos sollicitación, las tracciones también son menores y sólo se alcanza la fisuración del nervio en algunos casos aislados.



Por lo tanto, el pretensado permite que para secciones más próximas al apoyo el comportamiento sea similar al de una sección no fisurada. A una distancia de la mitad del vano de cortante la integridad del nervio queda prácticamente garantizada, existiendo sólo algunos casos aislados en los que se alcanza la fisuración interior del nervio, permaneciendo la viga en todos los ensayos analizados precomprimida en sus fibras inferiores y en el alma del elemento prefabricado. La tracción en la cara superior no llega a producir la fisuración.

IV.2.4.2.3.- Sección a un canto útil del borde del apoyo ($x = d$)

Por último, aunque se han analizado secciones en otros puntos del elemento, se indican los resultados obtenidos para una distancia de un canto útil desde el borde del apoyo, por suponer, junto con las dos anteriores, las situaciones tensionales y de fisuración más significativas en el caso de los elementos ensayados.



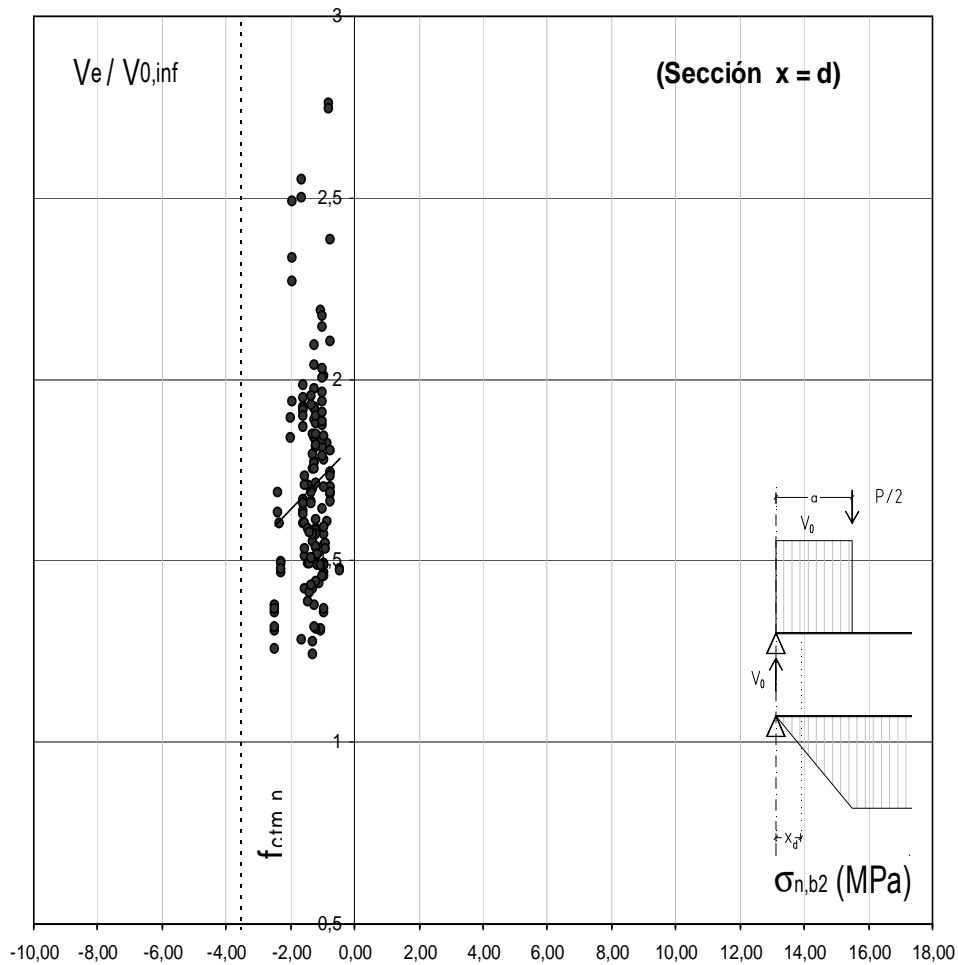
Gráfica IV.2.4.2.3.-a Tensión en la fibra inferior de la vigueta

A la vista de la gráfica, es evidente que la situación tensional de la fibra inferior es muy similar a la inicial. El momento flector en esta sección es relativamente bajo, por lo que la sollicitación también lo es, permitiendo que gran parte de la precompresión no se haya consumido.

De hecho, no es necesario incluir las gráficas correspondientes al estado tensional del alma de la vigueta ni la cara superior, pues ya se comprobó que para las secciones en mitad del vano de cortante la integridad de la vigueta pretensada se mantenía, no alcanzándose la descompresión en las fibras del alma o la cara inferior, ni la fisuración de la cara superior.

Por lo tanto, a continuación se ha optado por representar la tensión normal en la fibra superior de la vigueta en el hormigón del nervio ($\sigma_{n,b2}$), al entender que es más representativa de la totalidad del elemento y permite comprobar si en el momento estimado de descompresión del elemento en el vano de

cortante se ha producido la fisuración interior en el nervio en la sección donde generalmente se comprueba la resistencia a cortante.



Gráfica IV.2.4.2.3.-b Tensión en la fibra del hormigón del nervio correspondiente a la altura de la cara superior de la vigueta

A una distancia de un canto útil desde el borde del apoyo no llega a producirse la fisuración interior del nervio en el momento de la descompresión de la fibra inferior bajo el punto de aplicación de la carga para la luz de cortante dispuesta en los ensayos.

Por lo tanto, en la sección tradicionalmente considerada de comprobación para el esfuerzo cortante el nervio se mantiene en régimen elástico, al menos hasta el momento de la descompresión.

La sección donde se realiza el análisis tal y como aparece recogido en la mayoría de los textos reglamentarios es la situada a un canto útil desde el eje del apoyo, ya que se aplica la generalización de secciones fisuradas y formación de la biela inclinada de compresión a 45°, por lo que desde la entrega, la carga más próxima al apoyo se transmite por biela de compresión, hasta una distancia de un canto útil, donde empieza a trabajar el mecanismo de resistencia a cortante de una viga de hormigón fisurada.

A continuación se realiza un análisis similar para la carga correspondiente a la rotura por cortante registrada en el ensayo.

IV.2.4.3.- TENSIONES EN SECCIONES EN EL MOMENTO DE LA ROTURA

Las fibras donde se realiza el análisis serán las mismas que se han descrito en el apartado IV.2.4.1.-, según el esquema de la sección indicado. Igualmente, para cada sección (x) los puntos grises representan la situación tensional inicial en las fibras estudiadas, mientras que los negros corresponden con las tensiones en el momento de la rotura.

Sin embargo, es necesario recurrir a la inercia fisurada del nervio y otros mecanismos de redistribución de tensiones puesto que una vez alcanzada la descompresión en la fibra inferior o, tal y como se ha puesto de manifiesto, la fisuración en cualquier punto, se considera que la sección deja de comportarse en régimen elástico, por lo que el análisis tensional no es de aplicación inmediato.

No obstante, lo que se intenta definir es el progreso de la fisuración a lo largo de la sección estudiada, más allá de la tensión existente en cada fibra. Por ello, el análisis se realiza considerando los esfuerzos desde el apoyo hacia el punto de aplicación de la carga, con independencia de lo que suceda en el centro del vano, que se encuentra sometido exclusivamente a flexión.

IV.2.4.3.1.- Sección bajo el punto de aplicación de la carga (x = a)

En este caso, una vez alcanzada la fisura la sección deja de comportarse en régimen elástico. Por un lado se representa en el eje de abscisas la distancia desde el punto de aplicación de la carga hasta la sección en la que llega a producirse la fisuración por flexión en la fibra inferior de la vigueta. En el eje de ordenadas se indica la relación entre la carga de rotura por cortante alcanza (V_e) y la carga estimada necesaria para provocar la fisura en la fibra inferior bajo el punto de aplicación de la misma ($V_{fis,i(x=a)}$).

Como se ha indicado, es posible que antes de alcanzar esta situación se haya producido en algunos casos la fisuración interior del nervio o la fisuración de la cara superior de la vigueta, antes de alcanzar la fisuración en la cara inferior, pero esta hipótesis se considera suficientemente aproximada a nivel del conjunto de ensayos.

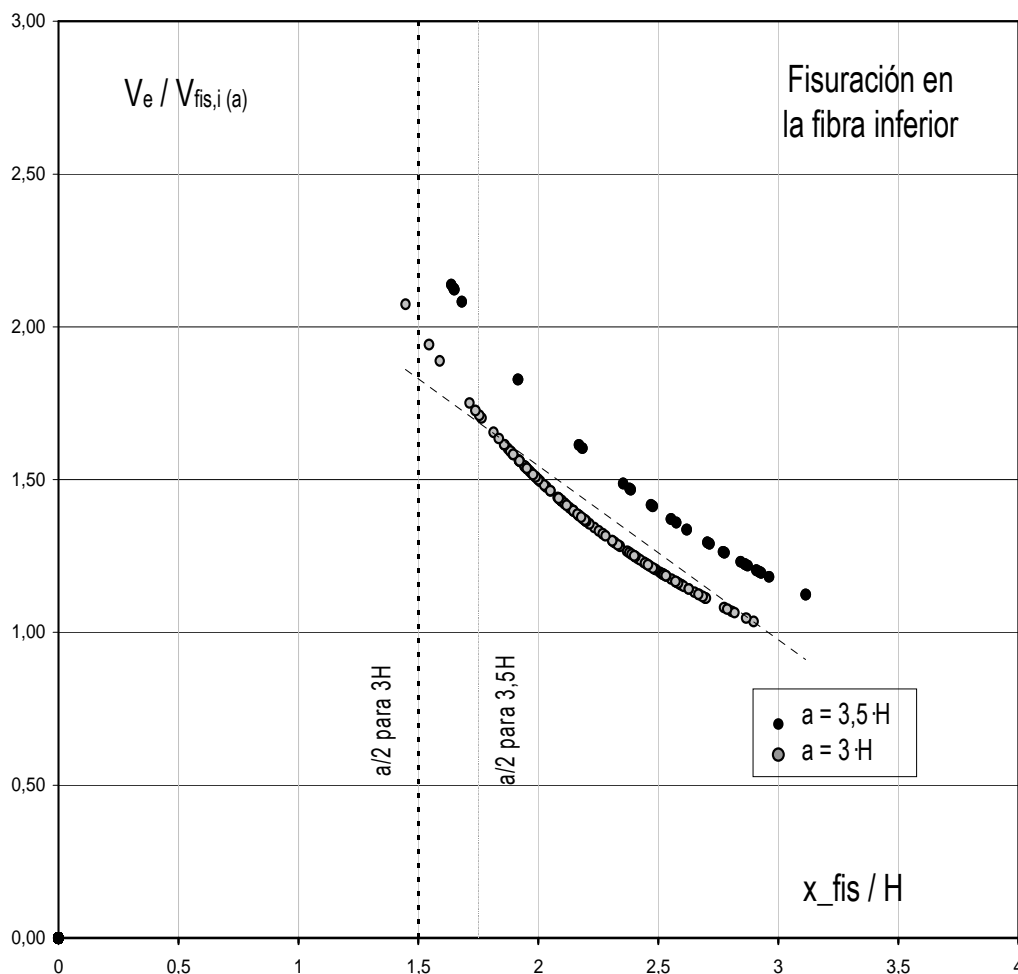
No es de extrañar el ajuste que se aprecia en la gráfica, ya que la obtención de ambos términos es matemática y emplea los mismos parámetros. La carga de ensayo (V_e) se emplea tanto para determinar la distancia de fisuración “x” en abscisas, como para el cociente $V_e/V_{fis,i}$ en ordenadas.

$$y = V_e / V_{fis,i(x=a)} \quad \text{con} \quad V_{fis,i(x=a)} = \frac{y_0 (f_{ctm,v} + \sigma'_{cd,i})}{I \cdot a}$$

$$x = x_{fis} / H \quad \text{con} \quad x_{fis,i} = \frac{y_0 (f_{ctm,v} + \sigma'_{cd,i})}{I \cdot V_e}$$

$\sigma'_{cd,i}$ la tensión inicial debida al pretensado en la fibra inferior de la vigueta

y_0 distancia desde el c.d.g. de la sección a la fibra inferior ($y_{c.d.g.,n}$)



Gráfica IV.2.4.3.1.-Relación entre la importancia de la carga de fisuración y hasta qué sección se fisura la cara inferior de la viga

Por un lado, el elemento seguiría sin alcanzar la fisuración en su cara inferior entre el apoyo y la mitad del vano de cortante, incluso aumentando la carga hasta rotura. Por otro lado, en aquellos ensayos donde es preciso aplicar una carga importante para alcanzar la fisuración, ésta supone un alto porcentaje de la carga final de rotura y la fisuración por flexión no progresa hacia el apoyo.

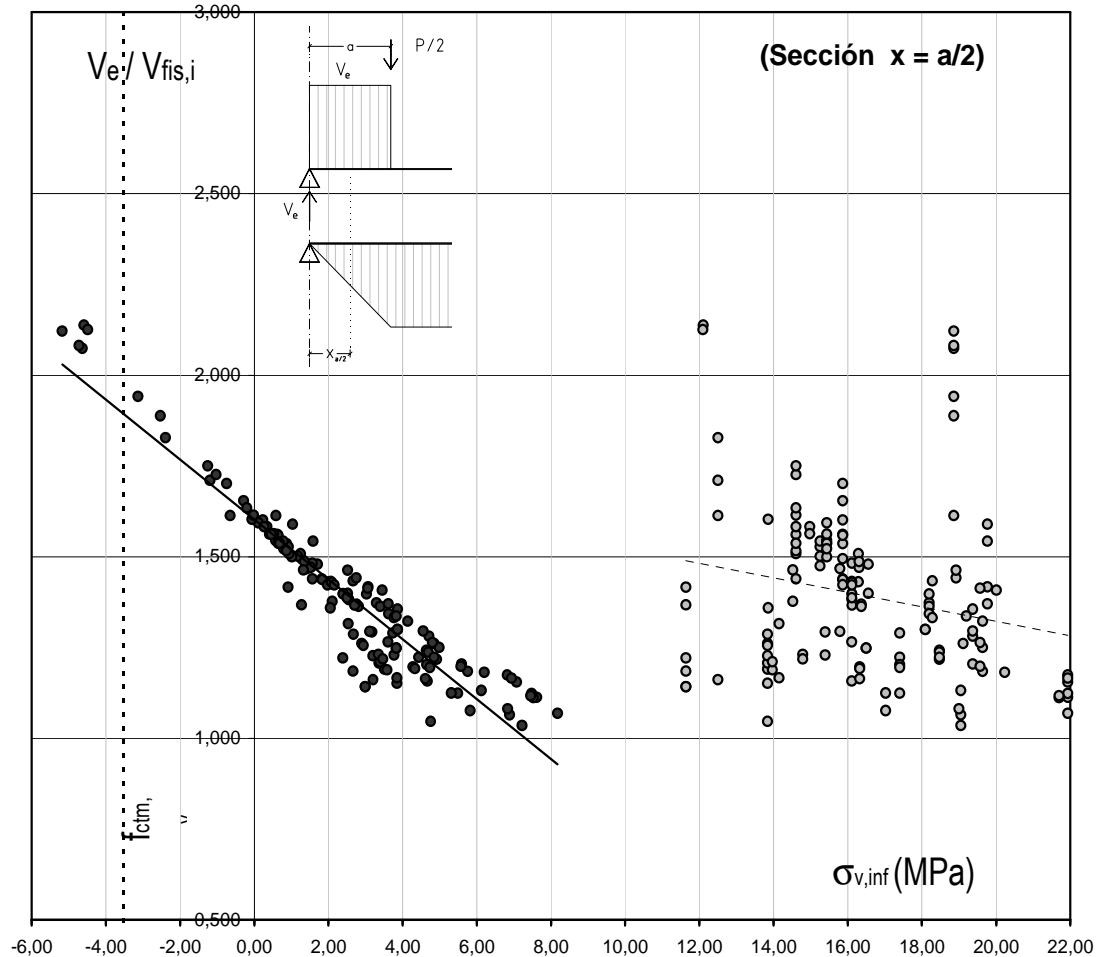
Se trata de los ensayos en los que el cociente $V_e / V_{fis,i}$ tiende o se aproxima a 1,00. En esos casos, la carga que descomprime la sección coincide prácticamente con la carga de rotura. Suelen ser ensayos con poco canto (20-24 cm), donde el pretensado tiene más influencia en la totalidad del nervio y, por ello, es mayor el cociente x_{fis} / H que relaciona la distancia hasta donde llega la fisuración con el canto total.

En cambio, en los ensayos donde la carga para originar la fisuración de la fibra inferior es relativamente baja en comparación con la carga última de cortante, y el cociente $V_e / V_{fis,i}$, se aleja de la unidad (sólo supera 2,00 en pocos ensayos), la fisuración progresa más, sin llegar a alcanzar la luz de cortante salvo en algunos casos aislados.

Por lo tanto, es importante la influencia del pretensado en la resistencia a cortante en aquellos ensayos donde actúa a altas precompresiones. El menor pretensado no tiene porqué implicar menor resistencia, sino que se movilizan otros mecanismos para absorber el esfuerzo cortante.

IV.2.4.3.2.- Sección a mitad de la luz de cortante ($x = a/2$)

Tal y como se ha expuesto, el nervio se mantiene prácticamente íntegro a esta distancia del apoyo, por lo que es posible realizar un análisis elástico de la tensión normal en las fibras indicadas ($\sigma_{v,inf}$).



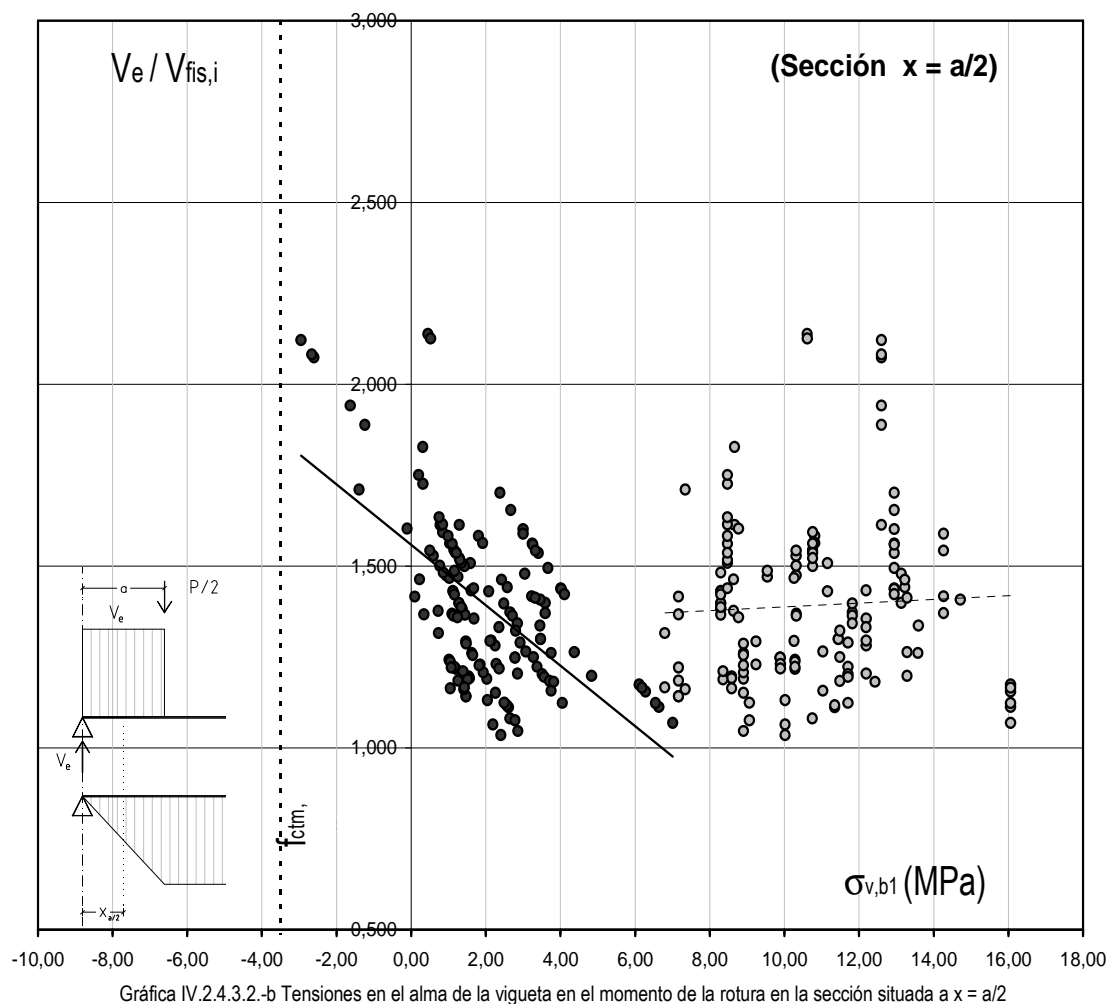
Gráfica IV.2.4.3.2.- a Tensiones en la fibra inferior en el momento de la rotura en la sección situada a $x = a/2$

Como puede apreciarse, el comportamiento en esta sección se aproxima linealmente, con menos dispersión, a una relación entre la carga última del ensayo y la carga necesaria para fisurar la fibra inferior bajo el punto de aplicación de la fuerza exterior.

En 5 ensayos se alcanzaría la fisuración por flexión en secciones situadas a la mitad del vano de cortante. En los restantes, la sección se mantendría en régimen elástico, con la fibra inferior precomprimida en muchos casos, y traccionada en otros 12, sin alcanzar la fisuración.

En los casos en los que la carga última es muy superior a la que origina la fisura bajo el punto de aplicación de la misma (del orden de un 50% más), la fibra inferior sigue aumentando la sollicitación a tracción por la flexión, por lo que el pretensado inicial se va agotando. En los ensayos en los que la carga de rotura es similar a la de fisuración en $x = a$, la vigueta sigue estando precomprimida en $x = a/2$

En el caso del alma de la vigueta, se aprecia la misma tendencia, si bien no se alcanza la fisuración en ninguno de los elementos estudiados. La siguiente gráfica muestra la tensión normal ($\sigma_{v,b1}$) en la fibra situada a la altura del cuello de la vigueta (b_1) debida a la flexión en el momento de la rotura por cortante en cada uno de los ensayos, para las secciones situadas a una distancia del apoyo de $x = a/2$

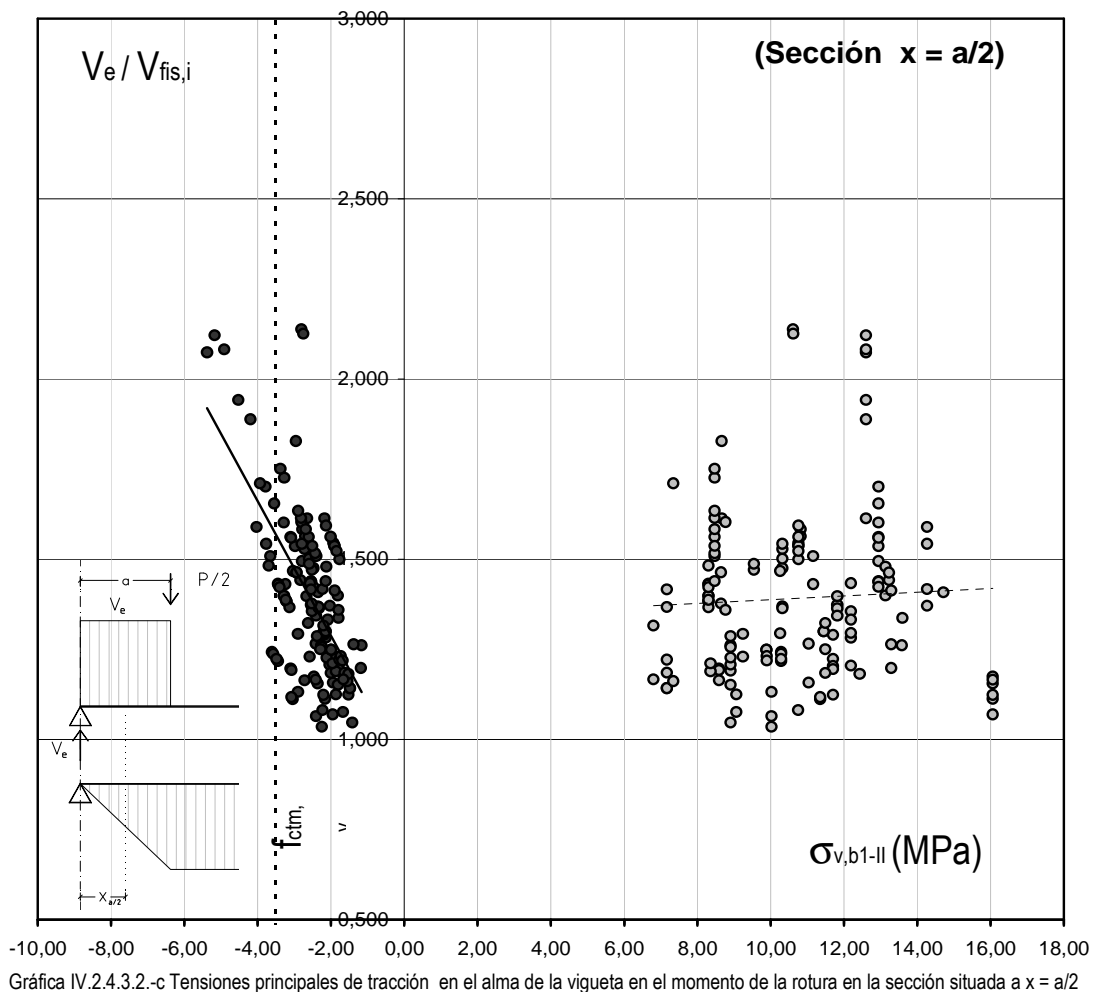


Tiene lugar la misma aproximación de los valores a la fibra inferior, de modo que cuando la carga necesaria para fisurar la fibra inferior supone un valor próximo al de la carga de agotamiento de rotura por cortante no llega a descomprimirse el alma, que sigue comportándose en régimen elástico.

En aquellos ensayos donde la fisura bajo el punto de aplicación de la carga tiene lugar relativamente pronto, y el elemento es capaz de seguir absorbiendo carga, se consume más tensión de pretensado llegado a descomprimirse el alma, e incluso estar en régimen de tracciones normales, si bien no llega en ningún momento a producirse la fisura.

Si se analizan las tensiones principales de tracción en el alma de la vigueta ($\sigma_{v,b1-II}$), teniendo en cuenta que la tensión tangencial sería la misma para todo el vano de cortante, se obtiene la siguiente gráfica, donde las tensiones principales en todos los ensayos indican una tracción muy importante, próxima a la de agotamiento, aunque con alguna dispersión, en concreto en 5 casos, todos del Fabricante 10 y cantos

de 25+4, Vigueta P y armado tipo 5, donde tiene una fuerte importancia el nervio hormigonado in situ frente al elemento pretensado o vigueta.

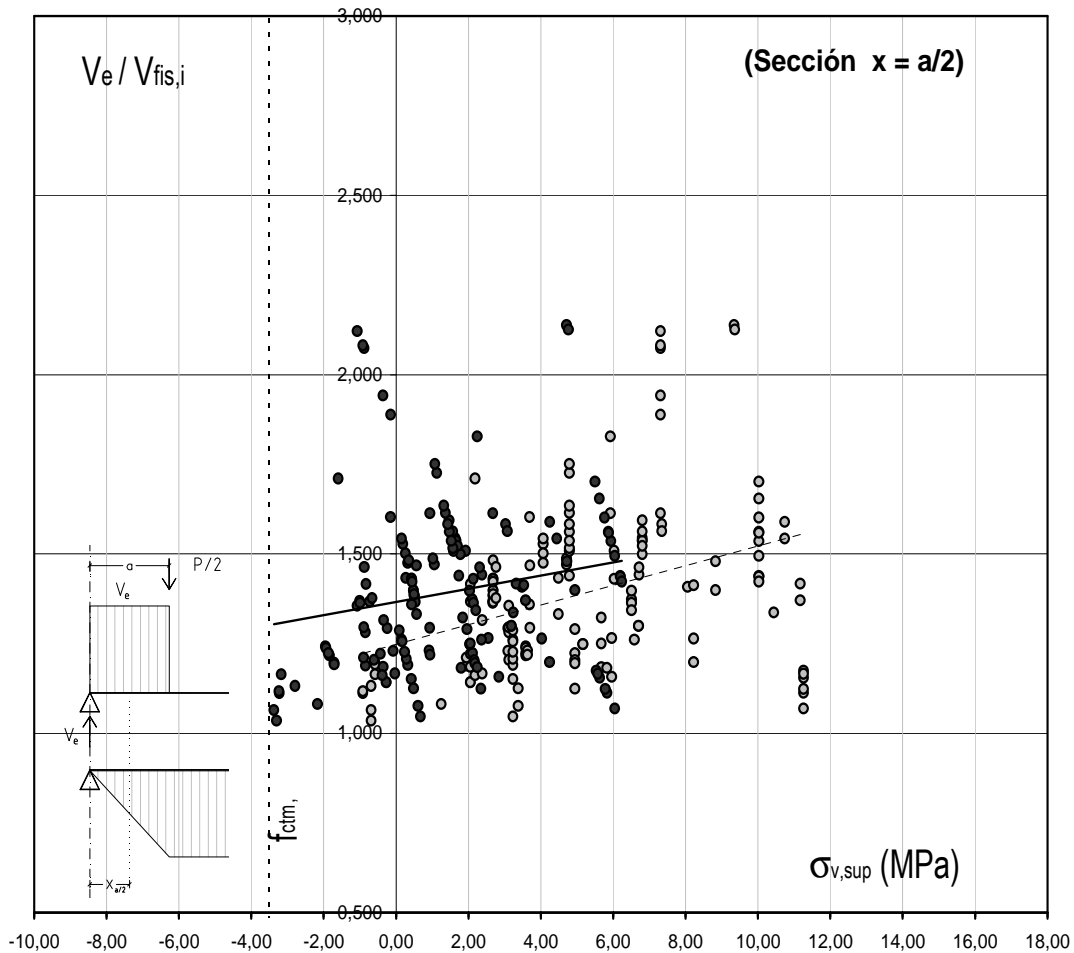


Prácticamente la totalidad de los ensayos presentan una tensión principal de tracción en el alma de la vigueta entre los 2-4 MPa, que podría justificarse desde la propia dispersión de la formulación para la determinación de la resistencia del hormigón a tracción.

Conviene recordar que a medida que la sección de análisis se desplace hacia el apoyo, aunque la tensión tangencial siga siendo la misma, la tensión normal de tracción debida a la flexión disminuye, al reducirse el momento flector solicitación, mientras que la tensión normal de compresión sigue teniendo un valor constante, ya que para $x = d$, y por lo tanto también para $x = a/2$, ya se encuentra transferido el pretensado en su totalidad en este tipo de elemento.

Como en las secciones analizadas anteriormente, también se construyen las tensiones normales de pretensado y flexión en la cara superior de la vigueta y la fibra de unión entre ambos hormigones.

En primer lugar, se comprueba la tensión normal en la cara superior de la vigueta ($\sigma_{v,sup}$) que, como se ha mostrado en los análisis iniciales, en los que la vigueta ya presenta tracciones directamente desde su fabricación, puede suponer también un criterio importante para considerar el régimen elástico en la vigueta.

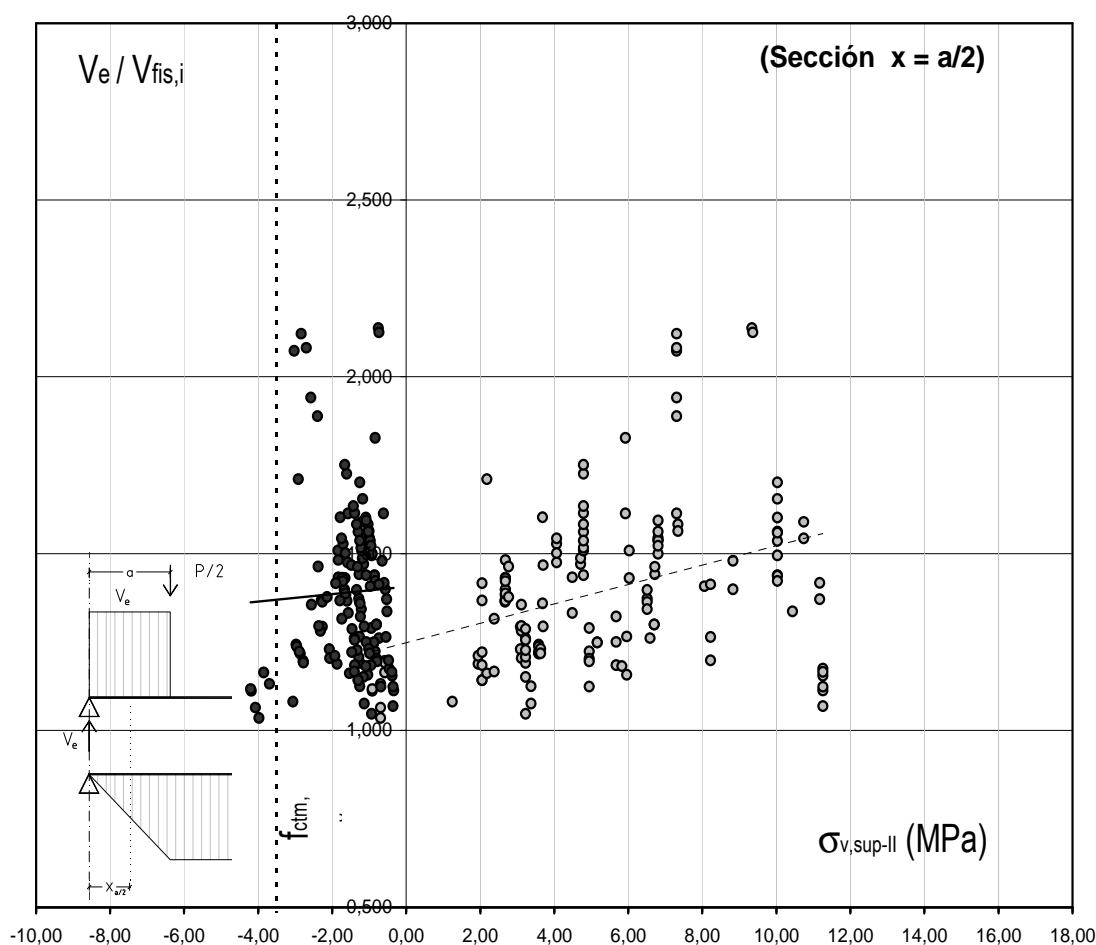


Gráfica IV.2.4.3.2.-d Tensiones normales en la cara superior de la vigueta en el momento de la rotura en la sección situada a $x = a/2$

En este caso, en ninguno de los elementos ensayados llega a alcanzarse la fisuración de la cara superior del elemento prefabricado, tanto los que originariamente se encontraban traccionados, que sí se aproximan al valor estimado de la resistencia del hormigón, como los que estando precomprimidos llegan a alcanzar tensiones de tracción.

En la gráfica siguiente se calculan las tensiones principales en esta fibra ($\sigma_{v,sup-II}$), donde se obtiene una representación similar a la anterior en el caso del alma de la vigueta, de modo que en la mayoría de ensayos se suceden tensiones principales de tracción que rondan los 2 MPa con algunas excepciones aunque en este caso, además de las dispersiones de los 5 ensayos del Fabricante 10 ya localizadas, se producen tracciones superiores a la resistencia del hormigón (por lo que ya se debería de haber producido el colapso) en 8 casos del Fabricante 5, vigueta I e I1 que como ya se comentó, presentan una altura total del elemento prefabricado de 130 mm, con el cordón mas alto muy alejado de la cara superior

y con tracciones en esta fibra antes del hormigonado y la puesta en carga del ensayo. También existe algún valor disperso aislado para el caso del Fabricante 3.

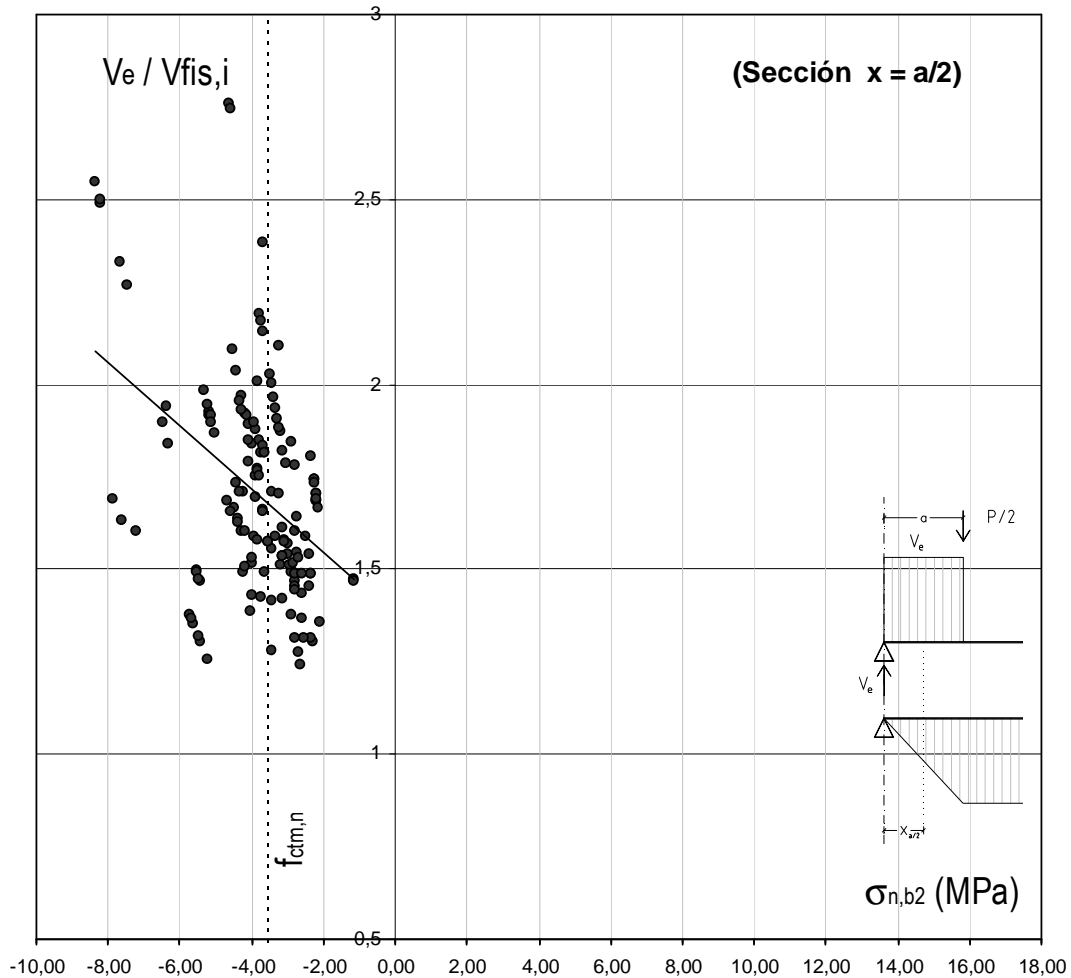


Gráfica IV.2.4.3.2.-e Tensiones principales de tracción en la cara superior de la vigueta en el momento de la rotura en la sección $x = a/2$

Por lo tanto, si bien la tendencia es similar a la que se observa en el caso del alma de la vigueta, las tensiones principales que se producen son menores, principalmente debido a que la tensión tangencial también es menor.

Por último, se estudia también la situación tensional del nervio de hormigón in situ por encima de la vigueta a partir de la tensión de tracción debida a la flexión y la tensión tangencial debida al esfuerzo cortante, que en este caso será la misma que en la fibra de la cara superior de la vigueta ya que el tipo de hormigón y el espesor de la sección es el mismo (b_2).

En primer lugar, se representa la tensión normal en la fibra de la unión entre hormigones ($\sigma_{n,b2}$) sin considerar efecto del pretensado. Tal y como se observa en la gráfica y se ha manifestado durante el análisis, dicha tensión se encuentra entre los 2-4 MPa para más de la mitad de los ensayos comprobados, repitiéndose los casos ya comentados para las viguetas de 130 mm de altura u otras secciones de canto importante, que aparecen agrupados, además de algunos valores aislados.

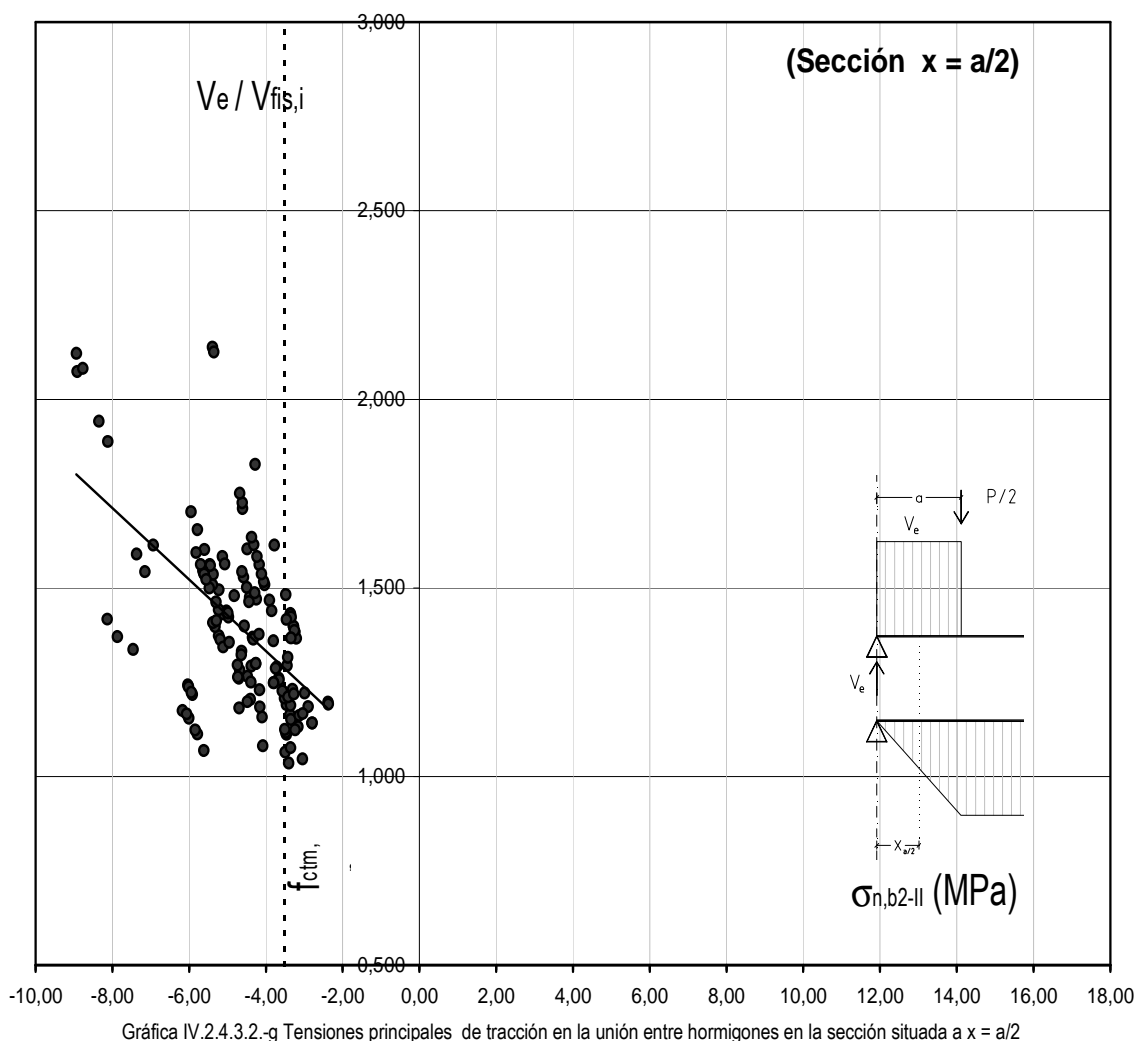


Gráfica IV.2.4.3.2.-f Tensiones normales de tracción en la unión entre hormigones en la sección situada a $x = a/2$

El promedio de las tensiones se aproxima a 4,50 MPa debido a los valores tan elevados de tensión que tendrían lugar en los casos referidos. En cualquier caso, la mayoría de resultados se ordenan próximos a la tensión estimada de rotura por tracción del hormigón independientemente del porcentaje de carga que corresponda a fisurar la sección inferior.

Por último, como en los casos anteriores, se ha estimado la tensión principal de tracción en estos elementos aún teniendo en cuenta que dados los altos valores de tracción observados, la fisuración se ha producido para valores de carga anteriores por lo que, no podría aplicarse el análisis elástico para determinar las tensiones sollicitación de la sección.

Las tensiones principales en el nervio in situ en la fibra situada a la altura de la cara superior de la viga ($\sigma_{n,b2-II}$) superan la resistencia a tracción del hormigón, por lo que en esta zona del nervio, situada a la distancia $x = a/2$ del borde del apoyo, ya habría tenido lugar el colapso por tracción oblicua del alma en el nervio de hormigón en masa, independientemente del estado tensional del elemento prefabricado pretensado que completa la sección resistente.



Por lo tanto, se podría concluir que en las secciones situadas a la mitad de la luz de cortante para los nervios estudiados se producen tensiones principales de tracción por encima del alma de la vigueta que suponen agotamiento por tracción oblicua del alma del nervio.

Las tensiones principales estimadas superan la resistencia a tracción del alma tanto en la cara superior del elemento pretensado como de la sección de hormigón si armadura,.

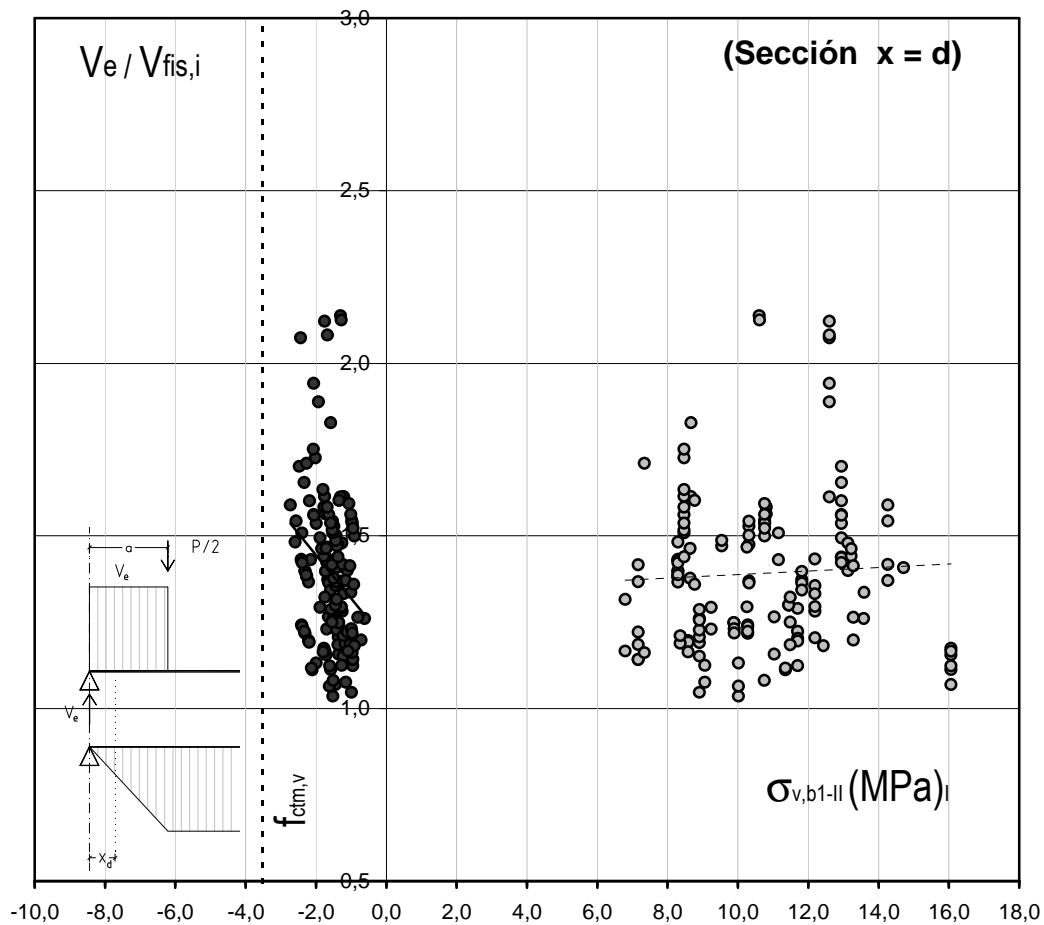
Por lo tanto, sería preciso continuar la aproximación hacia el borde del apoyo a fin de determinar en qué momento la carga aplicada generaría tensiones de valor estimado f_{ctm} .

Estos valores de tensiones no son reales, puesto que corresponden a un análisis elástico y para alcanzar la resistencia de tracción el nervio se encuentra desde estados anteriores de carga en régimen fisurado.

IV.2.4.3.3.- Sección a un canto útil del borde del apoyo ($x = d$)

En este caso se ha optado directamente por representar las tensiones principales en cada una de las fibras analizadas, ya que a partir de las tensiones normales, y tras los esquemas planteados, se prevé que no existirá fisuración debido a la flexión.

En primer lugar, se representa la tensión principal de tracción en el alma de la vigueta ($\sigma_{v,b1-II}$) a partir de las tensiones normales de flexión, la precompresión y la tensión tangencial debida al esfuerzo cortante de rotura registrado en el ensayo.



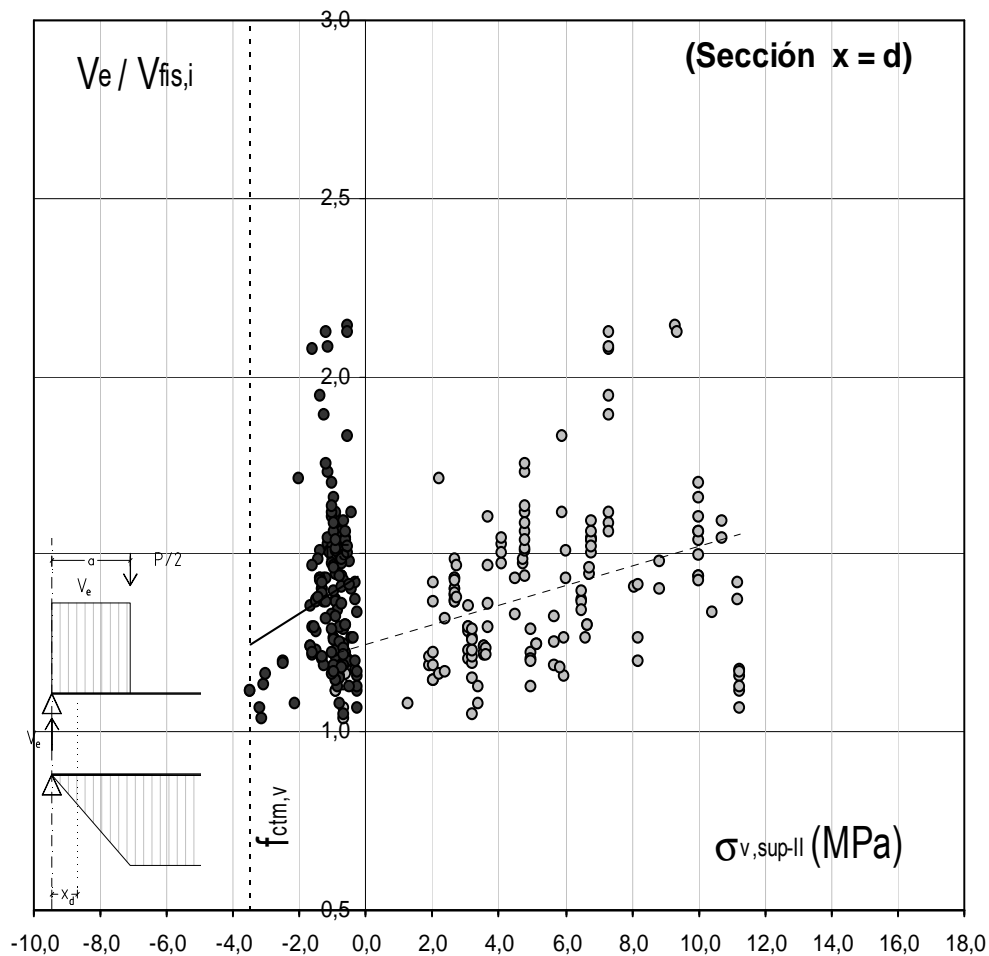
Gráfica IV.2.4.3.3.-a Tensiones principales de tracción en el alma de la vigueta en la sección situada a $x = d$

La tensión principal de tracción en el alma de la vigueta en casi la totalidad de los ensayos se encuentra alrededor de los 2 MPa, como corresponde a una situación menos solicitada a flexión que la ubicada en $x = a/2$, ya que la tensión tangencial es la misma, la precompresión también, al estar completamente transferida la fuerza a la distancia $x = d$, y reducirse la tensión normal debida a la flexión.

Por lo tanto en las secciones ubicadas a un canto útil desde el borde del apoyo la resistencia del alma de la vigueta no es crítica, al encontrarse en zonas en las que el momento flector es casi nulo.

Del mismo modo, se presenta la gráfica de las tensiones principales de tracción en la cara superior de la vigueta ($\sigma_{v,bsup-II}$) considerando la existencia de pretensado en dicha fibra. La tensión tangencial será la

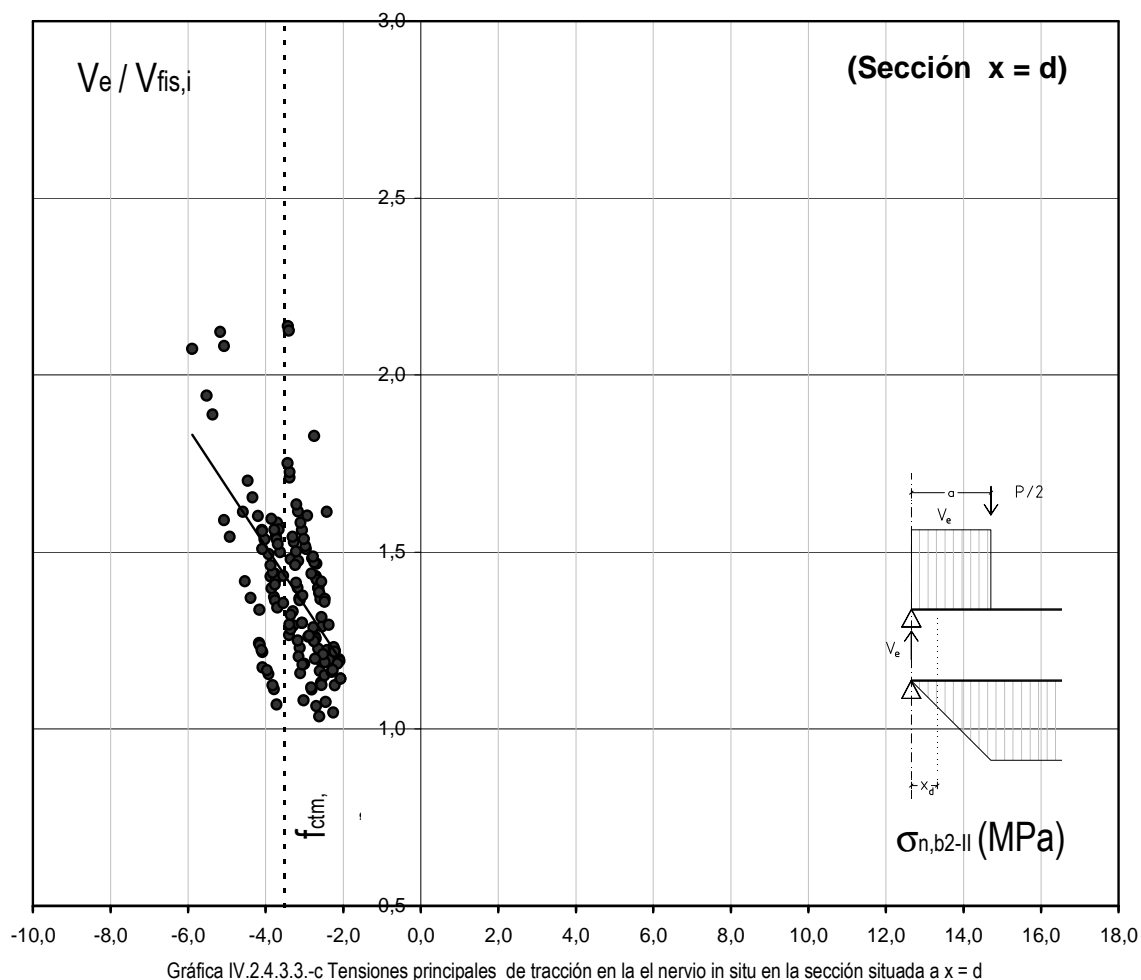
misma tanto en la fibra de unión de ambos hormigones, tanto analizando el elemento prefabricado como el nervio in situ.



En este caso sólo las viguetas que presentaban un estado inicial de tracción en la fibra superior se aproximan a los valores de agotamiento de la resistencia del hormigón a tracción, aunque sin alcanzarlos.

El resto de los ensayos presentan una tracción de alrededor de 0-2 MPa en la cara superior de la vigueta, por lo que también puede concluirse que en estos casos, y con estas secciones de comprobación, el elemento prefabricado sigue estando sin fisurar, en régimen elástico, y no se trata del comportamiento crítico de la sección de cara a la resistencia del esfuerzo cortante.

Por último, se representa la misma gráfica para el caso de la fibra superior al final de la vigueta, pero analizada dentro del nervio in situ donde se determina la tensión principal de tracción para $x = d$ en la situación de carga última obtenida durante el ensayo ($\sigma_{n,b2-II}$). Según la tendencia comprobada en las secciones analizadas $x = a/2$ y $x = a$, donde se superaba la tensión normal de tracción y por lo tanto suponían la fisuración interna de la sección, en $x = d$ la tensión principal de tracción debería estar próxima a la resistencia por tracción del hormigón del nervio ($f_{ctm,n}$).



Como los análisis anteriores pronosticaban, a una distancia de un canto útil la mayoría de los ensayos se encuentran prácticamente en situación de agotar el alma de la sección de hormigón en masa por tracción oblicua, con valores de la tensión principal de tracción entre 2-4 MPa.

Del análisis tensional se concluye que en las secciones próximas al apoyo y sus fibras más representativas el agotamiento durante el ensayo podría deberse a la tracción oblicua en el alma de la sección compuesta para la resistencia a tracción del hormigón in situ y aproximadamente en la fibra situada en la unión entre el elemento prefabricado y el resto del nervio.

En secciones más próximas al punto de aplicación de la carga la fisuración intermedia del nervio moviliza otros mecanismos de resistencia a cortante, correspondientes a zonas fisuradas por flexión, que también proporcionan una determinada capacidad, cuyo límite no se agota al haber colapsado la sección compuesta por efecto de la tracción oblicua en el nervio in situ.

La elección de la sección $x = d$ para el análisis de capacidad a cortante parece adecuado, tanto por el hecho de tratarse de la práctica habitual en regiones fisuradas a partir de la formación de la biela de compresión, como por la capacidad a tracción oblicua del nervio resistente.

IV.3.- TIPOS DE ROTURA

IV.3.1.- Documentación disponible

No se dispone de imágenes de los tipos de rotura en el caso de los ensayos de contraste del Sello CIETAN recogidos en el Anexo I, ya que sólo se cuenta con la información relativa al tipo de elemento ensayado, el esquema de carga, los resultados obtenidos y si la rotura se produce por cortante.

Para los ensayos adicionales documentados en el Anexo II, se dispone de un amplio material gráfico que incluye imágenes y vídeos, además de la información relativa a la geometría de las secciones ensayadas y las propiedades de los materiales.

En el Anexo II se han incluido los ensayos realizados a flexión negativa pues, aunque no son el objeto fundamental del presente trabajo, conforman una base de datos experimental conjunta que podría ser de utilidad para futuros estudios.

En el presente apartado se empleará dicho material para tratar de identificar los distintos tipos de rotura posibles, la ubicación de las fisuras, y evaluar las causas del colapso. Se entiende que los tipos de rotura obtenidos en los ensayos adicionales podrían ser extrapolables a los ensayos de contraste a fin de intentar determinar la sección de comprobación y el tipo de rotura.

Sobre la sección de comprobación conviene recordar los dos criterios habituales:

- Para secciones en las que no se ha alcanzado la fisuración y asociadas a vanos biapoyados con pretensado, se analizará el elemento en una sección situada una distancia desde el apoyo correspondiente a la intersección de una recta inclinada 45° desde dicho apoyo con la línea horizontal a la altura del centro de gravedad de la sección. Esta comprobación viene definida por la capacidad a tracción oblicua del alma del elemento, por lo que en realidad la fibra analizada no debe ser el c.d.g. sino aquella donde la tensión tangencial sea máxima, que en secciones rectangulares coincidirían.
- Para secciones en las que se ha alcanzado la fisuración por flexión se suele realizar el análisis a una distancia desde el apoyo de una vez el canto útil de la sección. Este criterio corresponde al fallo por flexión-cortante y la analogía al modelo de celosía con cordón superior e inferior.

En este apartado se presentan las imágenes correspondientes a los tipos de rotura registrados en los ensayos en vanos biapoyados sometidos exclusivamente a flexión positiva del Anexo II, a partir de los cuales se intenta establecerse un criterio general para definir una sección de comprobación y estimar un tipo de rotura.

La información precisa sobre esquema de ensayo, cargas, geometría de la sección y materiales se indicará en cada caso haciendo referencia al número de página del Anexo II.

IV.3.2.- Ensayos en viguetas aisladas

Se han realizado cuatro ensayos sobre elementos prefabricados aislados, sin completar con capa de compresión, a fin de verificar los valores teóricos procedentes de la formulación elástica para el caso de elementos pretensados en regiones no fisuradas (C1)

IV.3.2.1.- ENSAYOS EN VANOS CARGADOS SIMÉTRICAMENTE

En los dos ensayos donde se aplicaron dos cargas puntuales simétricas, las roturas se produjeron tanto para la vigueta con poco pretensado como para la de mayor cuantía, por flexión, a partir del colapso de la cabeza de compresión.

Se trata de los ensayos VP01 en vigueta tipo T-11-2 (Anexo II – pg. 591) y VP04 en vigueta tipo T-11-5 (Anexo II – pg. 595).



Vigueta VP01 (T-11-2) All-pg.591



Vigueta VP03 (T-11-5) All-pg.595

Imagen IV.3.2.1.- Rotura en viguetas aisladas por flexión

La rotura tiene lugar en zonas próximas al centro del vano, en regiones ya fisuradas y por estallido del hormigón de la cabeza de compresión.

En ambos casos el cortante obtenido es inferior al cortante previsto según la expresión (C1) aplicando los valores de resistencia media.

$$V_{u2,T-11-2} = 25,93 \text{ kN}$$

$$V_{e,VP01} = 24,11$$

$$M_{e,VP01} = 7,96 \text{ m}\cdot\text{kN}$$

$$V_{u2,T-11-2} = 29,55 \text{ kN}$$

$$V_{e,VP01} = 24,26$$

$$M_{e,VP02} = 8,01 \text{ m}\cdot\text{kN}$$

IV.3.2.2.- ENSAYOS EN VANOS CARGADOS ASIMÉTRICAMENTE

En el caso de los ensayos en configuración asimétrica, con el punto de aplicación de la carga situado a la misma distancia que en los casos anteriores (3 veces el canto total de la vigueta), se obtienen roturas por cortante a partir de fisuras inclinadas.

En el ensayo VP02 en vigueta tipo T-11-2 (Anexo II – pg. 593) la rotura por cortante se produce para un valor de este esfuerzo de 24,88 kN y un momento de 6,84 m·kN lo que supone un cociente entre el resultado experimental y el valor teórico de 0,96.

El momento de descompresión de esta vigueta es de 1,64 m·kN por lo que las secciones fisuradas por flexión quedarían a 100,13 mm del apoyo.

La rotura se produce a partir de una fisura de flexión aproximadamente a la mitad de la luz de cortante (115 mm) coincidiendo con la predicción teórica de fisuración para la carga registrada, que progresa hasta alcanzar la cabeza de compresión.

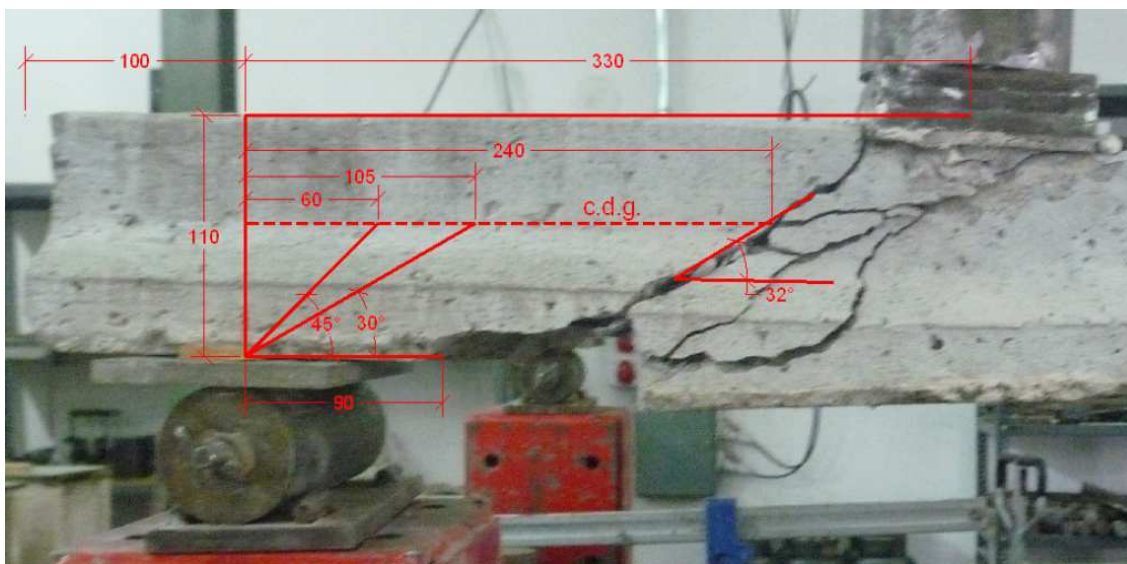


Imagen IV.3.2.1.-a. Rotura por cortante en vigueta aislada VP02 (T-11-2) All-pg.593

Como se aprecia en la imagen la fisura en la cara inferior de la vigueta corresponde aproximadamente con la zona hasta donde se estima que es posible que se produzca fisuración por flexión.

La fisura inclinada que progresa hasta alcanzar la fibra que corresponde al c.d.g. de la sección a una distancia de 240 mm del apoyo ($2,18 \cdot H$) y continúa superiormente hasta el punto de aplicación de la carga. La rotura final por cortante ocasiona la caída del hormigón de la cara inferior del recubrimiento de las armaduras quedando a una distancia de 82 mm del apoyo (aproximadamente coincidiendo con la vertical de la línea inclinada 30° desde al eje del apoyo hasta la fibra a la altura del del c.d.g.). La inclinación de la fisura en el alma es de aproximadamente 32° .

Por lo tanto, en este caso se trataría de una rotura por cortante-flexión a partir de una fisura por flexión que progresa a lo largo del alma hasta alcanzar la cabeza de compresión del elemento. Aún en el supuesto de que la fibra neutra se encontrara próxima al c.d.g., la sección donde tiene lugar el colapso se encontraría a una distancia del eje del apoyo de 240 mm aproximadamente, lo que corresponde a los 100,13 mm ($x_{fis,0}$) más 139,87 mm que en términos del canto útil son $1,67 \cdot d$, superior al $0,85 \cdot d$ estimado en el modelo propuesto por el CTN, si bien este valor no está ajustado para secciones pretensadas y en cualquier caso quedaría del lado de la seguridad.

En el ensayo VP04 en vigueta tipo T-11-5 (Anexo II – pg. 597) la rotura por cortante se produce para un valor de este esfuerzo de 23,69 kN y un momento de 6,51 m·kN lo que supone un cociente entre el resultado experimental y el valor teórico de 0,80.

El momento de descompresión de esta vigueta es de 2,49 m·kN por lo que las secciones fisuradas por flexión quedarían a 141 mm del apoyo.

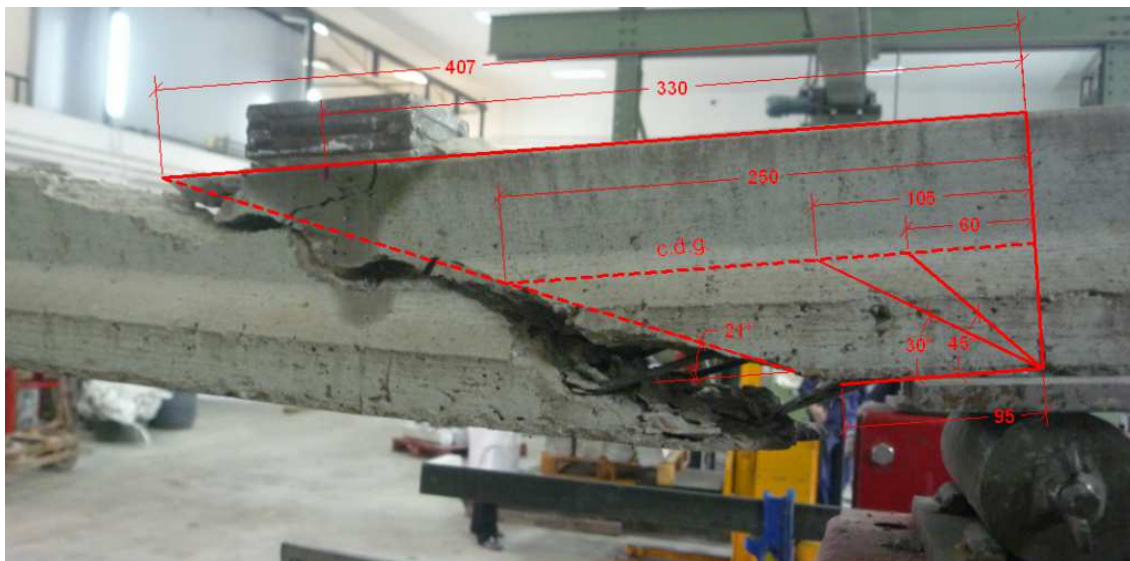


Imagen IV.3.2.2.-b. Rotura por cortante en vigueta aislada VP04 (T-11-5) All-pg.597

La rotura se produce por flexión-cortante, aunque no es debida a la aparición de una fisura de flexión en la cara inferior.

En este caso, una fisura inclinada aproximadamente 21° desde el alma de la vigueta, que aparentemente no procede de una fisura de flexión, se desarrolla súbitamente y progresa hasta la cabeza de compresión, más allá del punto de aplicación de la carga, originando a la vez el estallido de la cara superior de la vigueta por aplastamiento.

En la cara inferior la fisura presenta 21° de inclinación y termina aproximadamente a 95 mm del eje del apoyo, en una zona donde según la predicción teórica no ha tenido lugar la fisuración por flexión. La fisura inclinada también corta el eje a la altura de la fibra del c.d.g. de la vigueta a una distancia del orden de $2,20 \cdot H$ desde el eje del apoyo.

Por lo tanto, el mecanismo de rotura podría corresponder al de agotamiento por tracción oblicua del alma según (C1) aunque en este caso intervienen otros criterios, como sería la reducida capacidad a compresión de la cabeza superior.

Aunque el objeto de este apartado es exclusivamente presentar los tipos de rotura en los ensayos del Anexo II, en el caso de la experimentación en las cuatro viguetas aisladas se ha optado por describir también los resultados a nivel de cargas y esfuerzos puesto que no van a emplearse en el estudio de los forjados, tanto por suponer un número muy limitado en comparación con la base de datos disponible, como por tratarse de un elemento de reducida sección, completamente pretensado y con un comportamiento distinto del que corresponde a los nervios de forjados.

IV.3.3.- Ensayos en forjados de canto 220 mm

IV.3.3.1.- ELEMENTOS BIAPOYADOS CARGADOS SIMETRICAMENTE

Se dispone de documentación relativa a 6 ensayos, 3 con vigueta T-11-2 y otros 3 con vigueta T-11-5. Para cada tipo de armado se modificó la luz de cortante variando entre $2,5 H - 3 H - 3,5 H$.

En el caso de menor cuantía de acero y pretensado con vigueta tipo T-11-2 (Anexo II pg. 628-633), para los ensayos a $2,5 H$ y $3 H$ se agotó la carrera del gato sin alcanzar la rotura. En cambio, para el elemento ensayado a $3,5 H$ se produjo la rotura por flexión en el centro del vano, por falta de capacidad del acero, seccionándose todos los alambres. En los forjados con viguetas tipo T-11-5 (Anexo II pg. 622-627) se obtuvieron dos roturas por cortante y una por rasante.

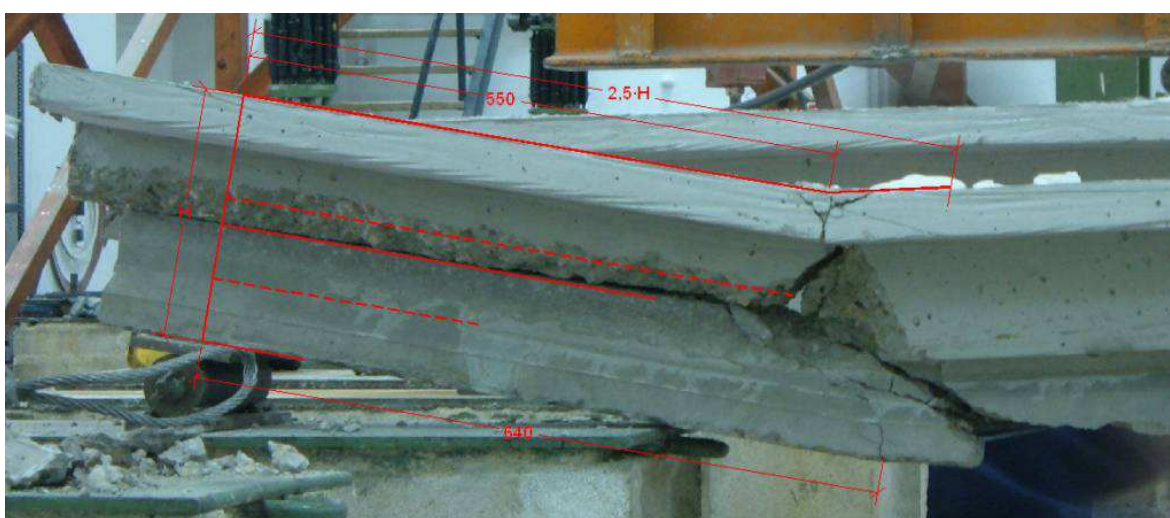


Imagen IV.3.3.1.-a Rotura en forjado 2 (T-11-5) por rasante. All-pg.624

A partir de una fisura por flexión en el nervio in situ, que aparece aproximadamente bajo el punto de aplicación de la carga, se produce el desprendimiento de los laterales que abrazan la vigueta y tiene lugar la separación entre el elemento prefabricado y el resto del nervio.

Una vez que tiene lugar la separación de la sección compuesta en dos elementos, y al no estar confinada la capa de compresión por las jácenas como sucedería en el forjado de un edificio, se produce el desplazamiento relativo entre ambos elementos, quedando confiada la resistencia a cortante exclusivamente a la vigueta, que colapsa inmediatamente bajo el punto de aplicación de la carga, probablemente por flexión ya que no se registran fisuras hacia el apoyo.

El movimiento brusco entre las partes distorsiona el tipo de rotura, apareciendo una separación clara del bloque de hormigón sin armadura y una rotura inclinada invertida en la vigueta hacia la parte del elemento resistente que mantiene mayor rigidez, en este caso la sección compuesta.

Las dos roturas por cortante registradas en los elementos ensayados a $2,5 H$ y $3,5 H$ son similares, por lo que, en principio, la rotura por rasante en el ensayo número 2 con la carga situada a $3 H$ no estaría relacionada con la distancia del punto de aplicación de la carga sino con criterios de ejecución.

En los dos siguientes casos se produce la rotura a partir de una fisura inclinada que comienza en el nervio in situ y progresa hasta la cabeza de compresión. Al llegar al ala superior se inclina totalmente y discurre paralela al ala hasta el punto de aplicación de la carga. En el momento de la rotura se produce también una fisura inclinada paralela a la anterior, que busca el apoyo. El hormigón en masa entre ambas fisuras paralelas se desprende totalmente, al igual que las alas del forjado.

En la siguiente imagen se muestra el estado final tras la rotura por cortante en el forjado 1 (Anexo II – pg. 622), acotando la distancia desde el eje del apoyo en donde se produce la fisura principal, a la altura de la cara superior de la vigueta, el c.d.g. de la sección.

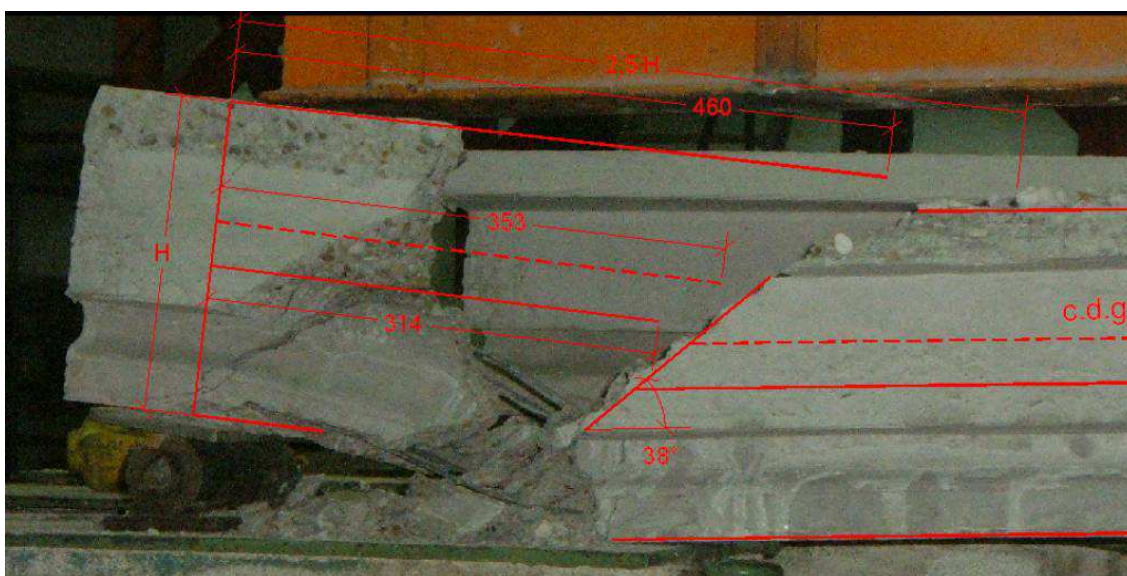


Imagen IV.3.3.1.-b Rotura en forjado 1 (T-11-5) por cortante. All-pg.622

La fisura que provoca la rotura se produce a una distancia de aproximadamente 314 mm desde el apoyo y a la altura de la fibra que corresponde a la unión entre hormigones (alrededor de $1,42 \cdot H$). Referido a la fibra a la altura del c.d.g. de la sección compuesta la distancia sería de 353 mm desde el apoyo ($1,60 \cdot H$).

En este elemento, la fisura que produce el colapso total de la sección compuesta es la que termina bajo el punto de aplicación de la carga. Inferiormente secciona totalmente el elemento prefabricado.

La segunda fisura, paralela aproximadamente 200 mm a la anterior, se desarrolla más cerca del apoyo, coincidiendo la cara inferior del nervio in situ con el eje de la entrega. El elemento prefabricado también aparece recorrido por una fisura inclinada, que llega más allá dicho eje.

Aunque ambas fisuras son prácticamente simultáneas, la más cercana al punto de aplicación de la carga aparece antes y se desarrolla completamente, atravesando la vigueta antes de que se desarrolle la siguiente más próxima al apoyo, que podría estar asociada a la capacidad a tracción oblicua en el alma.

Como se ha indicado, en el siguiente ensayo realizado para una luz de cortante de $3,5 \cdot H$ se produce una situación similar. Sin embargo, ambas fisuras se alejan del apoyo al haberse alejado 220 mm la distancia del punto de aplicación de la carga.

Como en el caso anterior, la fisura bajo la carga se desarrolla antes completamente, aunque bajo esta configuración también la segunda fisura puede crecer de la misma forma. De hecho, es la segunda la que secciona completamente la vigueta, tendiéndose a 20° debido al efecto del pretensado, aunque en la fisura más alejada del apoyo también se cruza el elemento prefabricado, pero con un comportamiento similar al de una sección armada, como se aprecia en la inclinación de 45° .

La imagen IV.3.3.1.-c presenta la rotura final del forjado 3 (Anexo II – pg. 626) indicando la distancia desde el eje del apoyo a la que se registra la fisura inclinada más próxima.

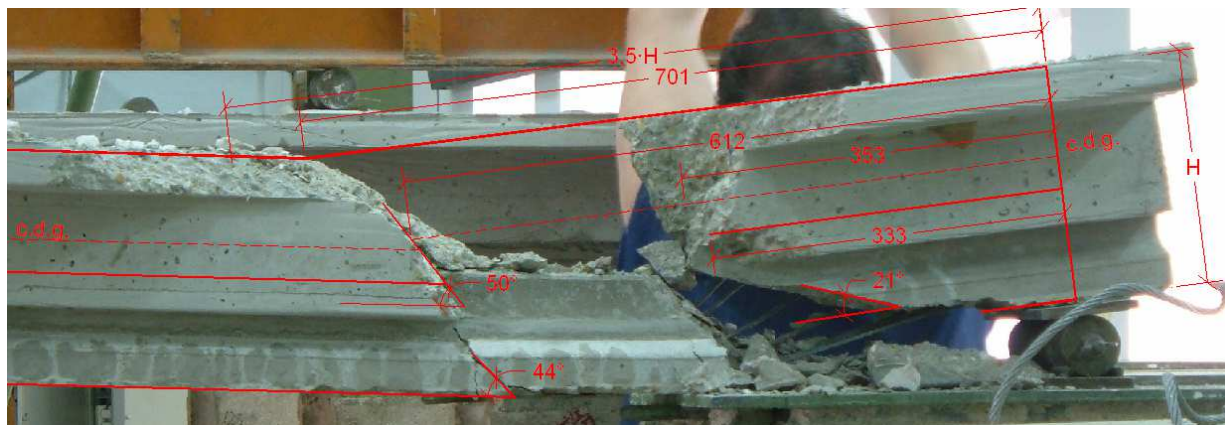


Imagen IV.3.3.1.-c Rotura en forjado 3 (T-11-5) por cortante. All-pg.626

Este tipo de rotura no se ha repetido en ningún otro caso para esta configuración de ensayo, ya que normalmente los realizados para luces de $3,5 \cdot H$ han fallado por flexión o se ha agotado la carrera del gato sin obtener la rotura.

La dificultad en ambas roturas por cortante estriba en diagnosticar si la fisura inclinada que aparece en el nervio se debe a agotamiento por tracción oblicua del hormigón, o a una fisura por flexión.

En el primer caso, el mecanismo resistente está formado por el cordón superior de hormigón en masa, comprimido, y el cordón inferior por la vigueta pretensada, que soporta la tracción. El hormigón central del alma colapsa por tracción oblicua, pero el forjado puede absorber más carga. Además, ambas fisuras corresponden a las bielas de compresión separadas aproximadamente una vez el canto de la sección compuesta.

En la segunda hipótesis, se trata de una sección compuesta con fisuración debido a la flexión en su parte central, y una fisura que progresa rápidamente, dado que no existe precompresión ni armadura de ningún tipo en la zona central, hasta alcanzar la cabeza de compresión y provocar el colapso en el momento en que la reduce, o bien alcanzar el elemento prefabricado, que trabaja como la armadura del conjunto, y continuar horizontalmente hacia el apoyo, en un fenómeno que equivale a la pérdida de adherencia y desprendimiento de la cara inferior de la sección.

En cualquier caso, al menos para los forjados de canto 220 mm, parece que puede establecerse una rotura situada aproximadamente a una distancia desde el eje del apoyo de 1,5 veces el canto total de la sección referida a la altura de la fibra del c.d.g. de la sección compuesta.

Por último, y en relación a la propuesta del CTN (G) para la modificación del Eurocódigo 2, la distancia hasta la que se estima que ha llegado la fisuración por flexión en el nervio a la altura de la cara superior de la vigueta es de 194,49 y 275,99 mm desde el eje del apoyo para los forjados 1 y 3 respectivamente ($0,88 \cdot H$ y $1,25 \cdot H$). Si a esta distancia se suma el valor de $0,85 \cdot d$ ($0,85 \times 183,39$) se obtiene una distancia de 350,37 y 431,87 mm desde el eje del apoyo hasta la sección de rotura a la altura de la fibra neutra.

La profundidad de la fibra neutra es de 86,59 y 81,76 mm para cada caso. En ambos casos la fibra neutra coincide con el c.d.g. o se aproxima (3 mm por encima), por lo que se puede emplear la fibra a la altura del c.d.g. de la sección compuesta como referencia.

En el forjado 1 la predicción sitúa la rotura a 350,37 mm desde el eje del apoyo. En la figura IV.3.3.1.-b se comprueba que dicha distancia es de 353 mm aproximadamente, por lo que se concluye que la estimación teórica es correcta y se ajusta al fenómeno observado.

En el forjado 3 en cambio, la predicción del CTN (G) determina una distancia de 431 mm desde el eje del apoyo. Sin embargo, la rotura que provoca el colapso se encuentra a 612 mm, mientras que la segunda fisura aparece como en el forjado 1 también a 353 mm aproximadamente. En este caso, la teoría predice una sección situada entre ambas fisuras como sección de rotura.

Es preciso indicar que la fibra donde se considera que aparece la fisura por flexión se encuentra en la zona del nervio de hormigón en masa, ya que el pretensado impide la fisuración de la vigueta prefabricada en zonas con menor momento flector. De hecho, tal y como se ha comentado entre el apoyo y la mitad del vano de cortante la vigueta no presenta fisuración por flexión.

IV.3.3.2.- ENSAYOS EN NERVIOS PROCEDENTES DE LOS VANOS EN CONTINUIDAD

La familia de ensayos A0* y B0* corresponden a forjados en continuidad ensayados a cortante bajo la acción de dos cargas puntuales simétricas. El tipo de rotura no se analiza con detalle en este estudio, al corresponder a mecanismos distintos de los estudiados (fisura que comienza por flexión desde la cara negativa y crecimiento hacia el apoyo y cabeza de compresión, que se encuentra pretensada). El ensayo se detiene una vez alcanzada la rotura en uno de los lados, por lo que el elemento que no ha colapsado, a pesar de haber soportado la misma carga, es reservado para ensayarlo como elemento aislado, con distintas configuraciones de carga.

Los esquemas de cada ensayo, tanto los de flexión negativa en continuidad como los de los elementos reaprovechados, se encuentran en el Anejo II.

IV.3.3.2.1.- Ensayos asimétricos con carga en el apoyo extremo

Los ensayos A01bis, A02bis y A03bis corresponden al lado de los forjados continuos donde no se alcanzó la rotura, colocados biapoyados, y con una única carga aplicada a $2,5 \cdot H$ del eje del apoyo extremo, es decir, en el lado que no fue cargado en el ensayo original. El ensayo B04bis sigue el mismo esquema, pero con la carga aplicada a $3 \cdot H$ del eje del apoyo.

En el forjado identificado como A01bis (Anexo II – pg. 601), se produce la rotura por flexión bajo el punto de aplicación de la carga, debido a la escasa cuantía de acero traccionado. En el caso del ensayo B04bis (Anexo II – pg. 621) tiene lugar el mismo tipo de rotura.



Imagen IV.3.3.2.1.-a. Rotura en forjado A01bis (T-11-2) por flexión. All-pg.601

La vigueta falla por rotura del acero, al no ser capaz el material de absorber la tracción, seccionándose todos los alambres.

En el caso del ensayo A02bis (Anexo II – pg. 604) tiene lugar la rotura por cortante en el momento en que se manifiesta la fisura, que comienza en el nervio in situ, inclinada y cerca del punto de aplicación de la carga. Como en los casos de los forjados biapoyados, no es posible precisar si la fisura se origina debido a la flexión a partir de la apertura en la fibra más baja del hormigón en masa, o si aparece en el alma a causa del agotamiento por tracción oblicua según la biela de compresión.

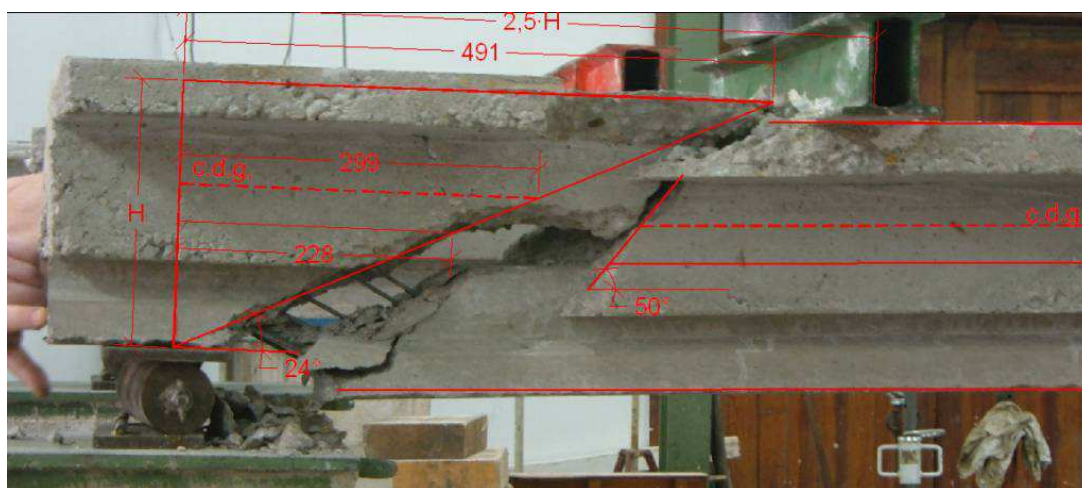


Imagen IV.3.3.2.1.-b Rotura por cortante en forjado A02bis (T-11-5). All-pg 604

La rotura se produce a una distancia desde el eje del apoyo aproximada de 300 mm en la fibra del c.d.g. del nervio, es decir, a $1,36 H$. En la fibra correspondiente a la unión entre hormigones sería de $1,03 H$.

La fisura por flexión en el nervio in situ se inclina aproximadamente 50° buscando el punto de aplicación de la carga. Sin embargo, la rotura se produce con una fisura inclinada 24° desde el apoyo seccionando el elemento prefabricado y prolongándose horizontalmente a lo largo de la unión entre hormigones hasta la fisura inclinada 50° . En este caso es significativo el deslizamiento de alambres en el anclaje.

La siguiente imagen corresponde a la rotura por cortante del ensayo A03bis (Anexo II – pg. 607) bajo la aplicación de una única carga puntual a $2,5 H$ del eje del apoyo.

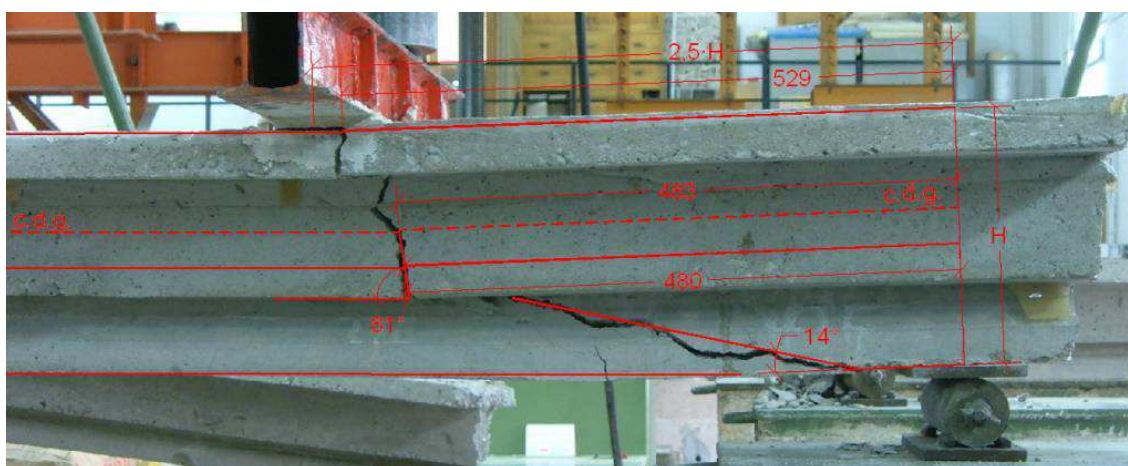


Imagen IV.3.3.2.1.-c Rotura por cortante en forjado A03bis (T-11-5). All-pg 607

En este ensayo se produce claramente una fisura por flexión bajo el punto de aplicación de la carga en el nervio in situ, que progresa hasta la cara superior invadiendo la cabeza comprimida. La rotura por cortante que secciona todo el nervio continúa hacia abajo, inclinándose 14° hacia el apoyo. No hay un desarrollo horizontal de la fisura separando los dos hormigones.

La fisura por flexión se localiza prácticamente a una distancia del apoyo de $2,2H$ a la altura del c.d.g. de la sección compuesta y a la misma distancia en la fibra de unión entre hormigones, al corresponder a una fisura inclinada 80° . Internamente la fisura debe progresar horizontalmente para continuar buscando el apoyo con un ángulo de 14° .

Como en el apartado anterior, se puede comprobar la situación de la sección de rotura en el ensayo con la estimación teórica según la propuesta del CTN (G).

La distancia desde el eje del apoyo hasta donde se produce la fisuración del nervio in situ es aproximadamente de 165,18 y 221,79 mm para A02bis y A03bis respectivamente. Añadiendo la distancia estimada de $0,85 d$ se tendrían por tanto 321,06 y 377,67 mm.

La fibra neutra estimada coincide aproximadamente con el c.d.g. de la sección, de modo que en el forjado A02bis la rotura se ha observado a 299 mm ($\approx 321,06$ mm), mientras que en el forjado A03bis no ha llegado a producirse el mecanismo previsto ($377,67$ mm $<$ 489 mm).

IV.3.3.2.2.- Ensayos asimétricos con carga en el apoyo con armadura en la cara superior

El elemento A04 (Anexo II – pg. 608) corresponde en realidad a un ensayo de vano biapoyado con armadura de negativos en la cara superior, ya que ésta no se encuentra debidamente anclada. El ensayo B03bis se realiza a partir del nervio no dañado del ensayo B03. En el primer caso la carga se dispone a una distancia de $2,5 \cdot H$ del eje del apoyo, mientras que en el segundo se coloca a una distancia de $3 \cdot H$.

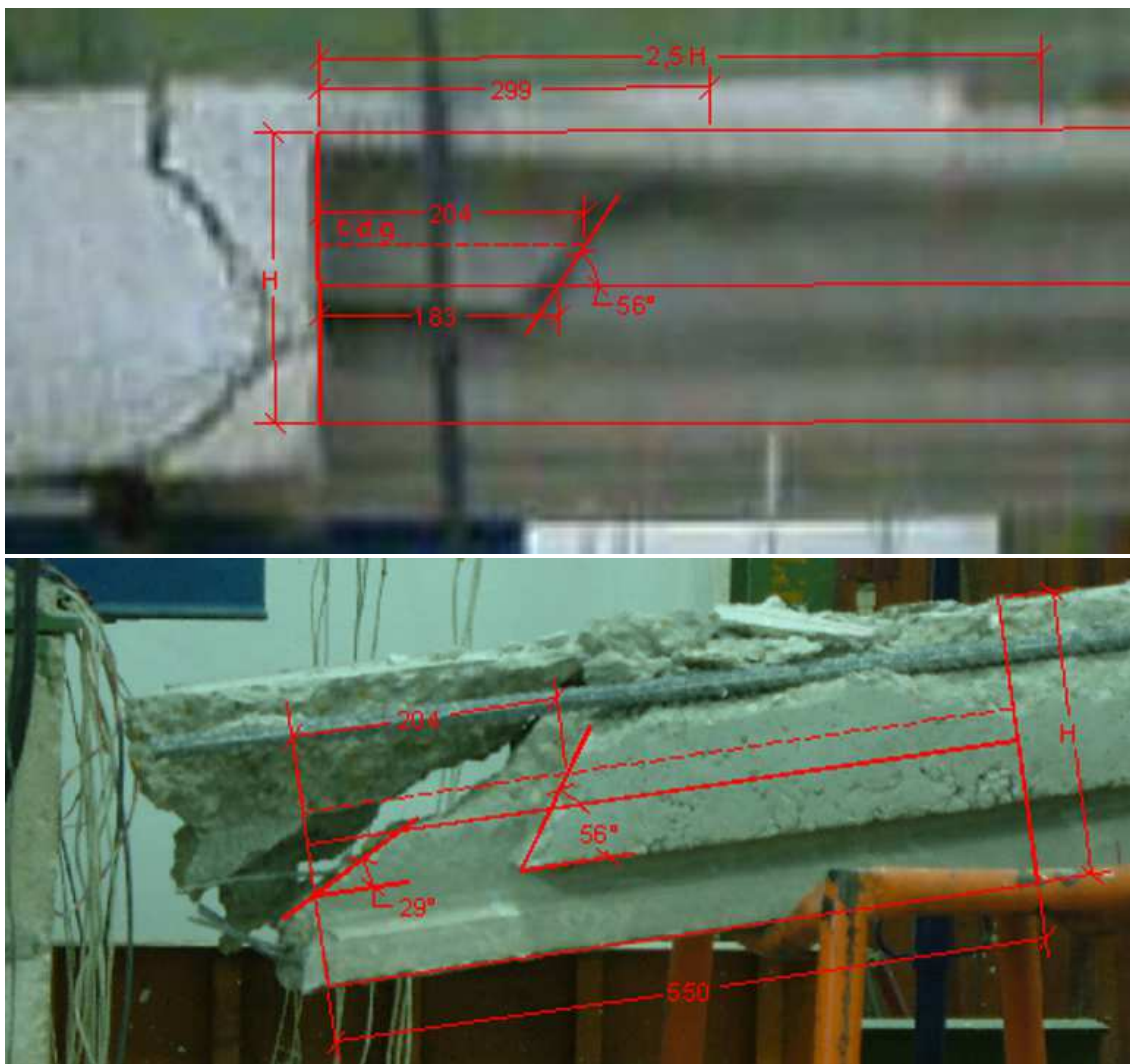


Imagen IV.3.3.2.2.-a Rotura por cortante en forjado A04 (T-11-2). All-pg 608.

Al principio se produce una fisura inclinada 56° en el nervio, que progresa hasta la capa de compresión. En cambio, la rotura por cortante se debe a una fisura inclinada 29° desde la cara superior de la vigueta, donde termina la de flexión y progresa en busca el apoyo.

Los 100 mm del apoyo directo de la vigueta se quedan dentro del zuncho de hormigón, soltándose los alambres. Además, las alas del nervio se desprenden en el momento de la rotura.

La fisura inclinada 56° se produce aproximadamente a una vez el canto útil de la sección compuesta, en la fibra a la altura del c.d.g. que suele coincidir con la fibra neutra, y por lo tanto algo menos del canto total del forjado ensayado.

En el ensayo B03bis (Anexo II – pg. 618) se observa una rotura similar. Se produce una fisura en el nervio in situ inclinada 45° a una distancia aproximada del apoyo de $1\ H$ en la fibra correspondiente a la altura del c.d.g. de la sección compuesta. Progresiva hasta alcanzar la capa de compresión, aunque en este caso la armadura de negativo dificulta el avance hacia el punto de aplicación de la carga, mientras que hacia el apoyo la fisura se tiende a 26° seccionando el elemento prefabricado.

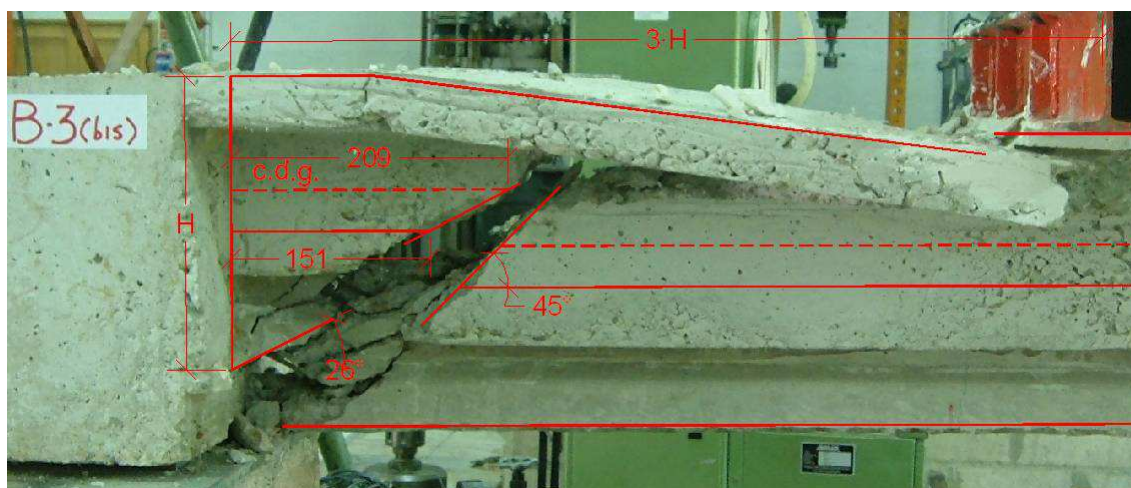


Imagen IV.3.3.2.2.-b Rotura por cortante en forjado B03bis (T-11-5). All-pg.618

Como en los ensayos descritos anteriormente, en estos dos casos se produce idéntica situación. Una fisura inclinada en el nervio in situ, a una distancia del apoyo de aproximadamente una vez el canto total de la sección compuesta, que puede deberse a flexión o a tracción oblicua del alma perpendicular a la biela de compresión.

Sea cual sea el origen, la fisura progresa instantáneamente hasta la capa de compresión y se produce el colapso del elemento con una fisura inclinada que secciona totalmente el forjado. La armadura de la cara superior retiene las dos alas en la zona del apoyo, desprendiéndose del vano en el caso del ensayo B03bis, donde hay un anclaje parcial. En el caso del ensayo A04, la armadura de la cara superior se despegue y acompaña al tramo de forjado que se rompe.

En los dos casos estudiados la fisura a la altura del c.d.g. (que coincide con diferencias de pocos milímetros con la fibra neutra estimada) se encuentra a 204 – 209 mm del eje del apoyo.

Para la carga de ensayo obtenida, la fisuración por flexión habría llegado a una distancia del apoyo de 280,09 mm y 144,80 mm, por lo que sumando la distancia de $0,85\ d$ la sección donde se produce la rotura teórica a la altura de la fibra neutra estaría a 444,56 (A04) y 300,68 mm (B03bis).

En estos dos casos, las roturas observadas en los ensayos tiene lugar en secciones más próximas a los apoyos que las que predice el modelo del CTN (G), por lo que el mecanismo podría estar asociado a agotamiento por tracción oblicua del alma, o bien que la armadura de la cara superior y la coacción que supone el zuncho alteran el comportamiento del nervio en zonas próximas a la entrega.

IV.3.3.2.3.- Ensayos con disposición de cargas simétrica

Se han realizado dos ensayos con la misma configuración variando el tipo de vigueta. Las cargas se aplican a $2,5 H$ del eje del apoyo extremo o del borde del apoyo interior, donde existe cierto anclaje de la armadura de la cara superior.

El ensayo B01bis (Anexo II – pg. 612), que corresponde a la vigueta T-11-2 colapsa por el lado del zuncho, esto es, el lado que ya estuvo cargado en el ensayo en continuidad. La siguiente imagen muestra la rotura final por cortante indicando las cotas aproximadas.

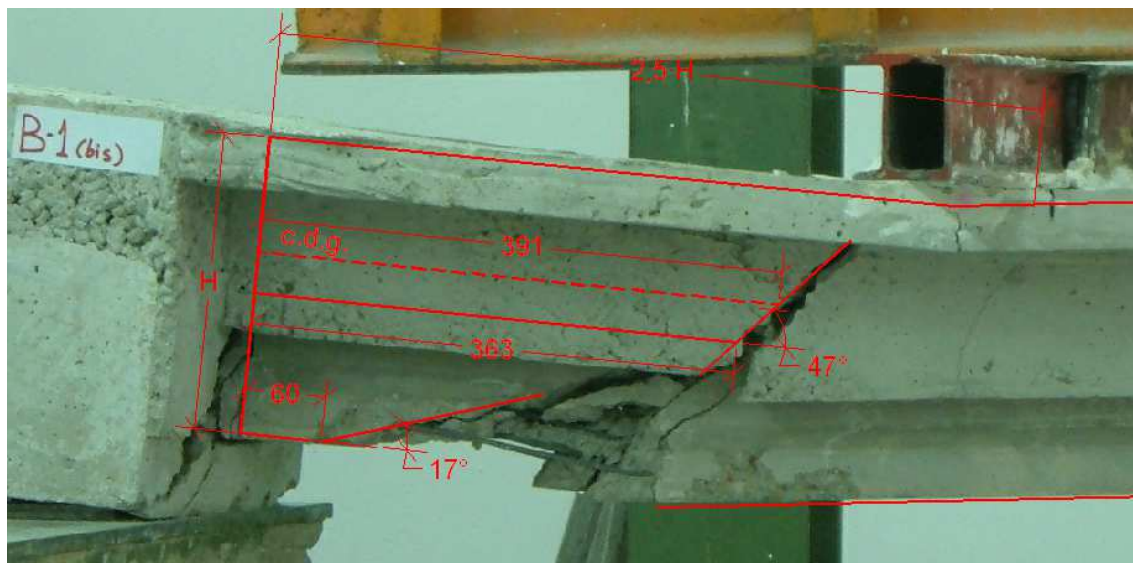


Imagen IV.3.3.2.3.-a Rotura por cortante en forjado B01bis (T-11-5). All-pg.612

Se produce una fisura inclinada 47° , probablemente debida a la flexión al encontrarse muy próxima al punto de aplicación de la carga, a una distancia del apoyo del orden de 1,8 veces el canto total de la pieza en relación al c.d.g. La fisura se inclina a 17° cuando se acerca al apoyo.

Como en algunos de los casos observados anteriormente, es posible que la fisuración progrese horizontalmente a la altura de la unión entre hormigones, uniendo la fisura inclinada del nervio de hormigón en masa con la fisura más tendida a lo largo del elemento prefabricado, que continúa hasta el apoyo y termina seccionado por completo del forjado.

En cambio, en el ensayo B02bis (Anexo II – pg. 615) para la misma disposición de cargas, la rotura se produce en el lado del apoyo extremo. La siguiente figura corresponde a dicha rotura por cortante incluyendo las cotas relativas a la fisura crítica a la altura de las fibras situadas en el c.d.g. de la sección compuesta, la cara superior y la cara inferior de la vigueta.

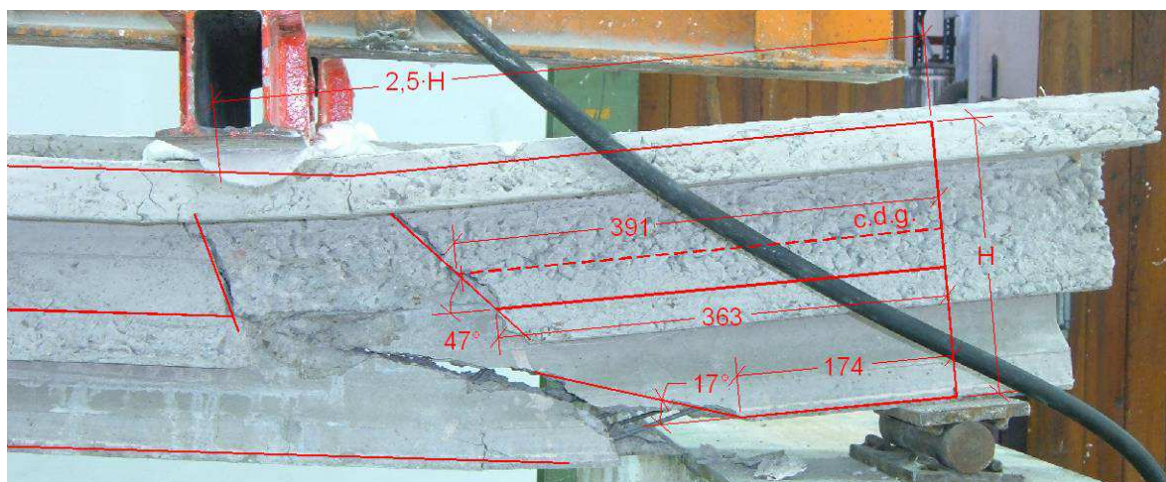


Imagen IV.3.3.2.3.-b Rotura por cortante en forjado B02bis (T-11-2). All-pg.615

Se produce el mismo esquema de rotura que en el ensayo B01bis. Sin embargo, al haberse desprendido parte del hormigón del nervio, se aprecia que la fisura inclinada en la vigueta no es continuación de la fisura a 47° del nervio, sino que continúa la fisura inclinada de flexión que se origina justo bajo el punto de aplicación de la carga. Además, dicha fisura del nervio se manifiesta antes y con mayor apertura que la que se encuentra a 47° .

Esta situación también podría darse en el caso anterior, ya que se observa que hay una fisura bajo el punto de aplicación de la carga que no se aprecia tan claramente como en B02bis al no haberse desprendido el hormigón en masa.

Como en los ensayos anteriores, se propone comparar la predicción teórica de la propuesta del CTN (G) en relación a la sección donde tendría lugar la fisura crítica.

En los dos casos y para la carga de rotura obtenida, se estima que la fisura por flexión habría progresado hasta los 302,50 – 306,42 mm de distancia del borde del apoyo respectivamente. Si se suma el valor de $0,85 \cdot d$ la sección de comprobación se encontraría a una distancia de 458,38 – 470,89 mm para cada caso estudiado.

La fibra neutra en el forjado B01bis se sitúa a 86,52 mm de la cara superior, mientras que para el forjado B02bis sube a 65,30 mm. En el primer caso coincide con el c.d.g. de la sección compuesta, mientras que en el segundo se encuentra 20 mm por encima de dicha fibra.

La distancia desde el eje del apoyo a la que tiene lugar la rotura a la altura de la fibra neutra es de 391 mm en el primer caso (B01bis) y de 411 mm en el segundo (B02bis), por lo que en ambos casos la predicción teórica del CTN (G) de la sección de rotura se sitúa aproximadamente 60 mm más alejada respecto al eje del apoyo de lo observado en la experimentación.

IV.3.4.- Ensayos en forjados de canto 250 mm

Se dispone de 4 ensayos en nervios de forjados de canto 250 mm y con vigueta pretensada tipo T-11-3 realizados en idénticas condiciones, con la carga aplicada simétricamente a $2,5 \cdot H$ desde el eje del apoyo. Tal y como ya se ha comentado, en el presente trabajo no se analizan con profundidad los 2 ensayos en continuidad.

Aunque se tienen los mismos materiales y condiciones en los 4 elementos, se alcanzan resultados distintos en todos ellos que incluyen una rotura por flexión, una rotura por rasante y una rotura por cortante. En cambio, el ensayo P03b se completa al agotar la carrera del gato sin alcanzar el colapso en ninguno de los mecanismos resistentes.

En el ensayo P03a (Anexo II – pg. 642) se produce la rotura por flexión, a partir de una fisura vertical bajo el punto de aplicación de la carga, que alcanza la capa de compresión. Se observa deslizamiento de alambres.



Imagen IV.3.4.-a Rotura por flexión en forjado P03a (T-11-3). All-pg.642

Según se ha indicado, el ensayo P03b (Anexo II – pg. 644) se completa sin alcanzar la rotura. Se registran importantes fisuras verticales de flexión entre los puntos de aplicación de la carga y hacia el centro del vano incluso en el elemento pretensado, sin que ninguna llegue a progresar lo suficiente como para inclinarse y alcanzar la cabeza de compresión provocando el colapso por cortante.

Se alcanza una carga en el gato de 103 kN, que corresponde a un cortante de 54 kN, valor más alto que los registrados en los otros tres ensayos donde se produce el agotamiento de la sección, ya sea por flexión, rasante o esfuerzo cortante.

En el ensayo P03c (Anexo II – pg. 646) se produce la rotura por rasante y cortante a partir de una fisura por flexión bajo el punto de aplicación de la carga, que pasa a ser horizontal a la altura de la cara superior de la vigueta, desprendiendo las alas laterales que abrazan la cabeza del elemento prefabricado y dando lugar al despegue de las dos partes de la sección, prácticamente desde el centro del vano hasta el apoyo extremo, con el posterior deslizamiento relativo entre la cabeza de compresión y la vigueta.



Imagen IV.3.4.-b Rotura por rasante / cortante en forjado P03c (T-11-3). All-pg.646

Una vez separadas las secciones de hormigón, la vigueta colapsa por esfuerzo cortante al pasar a ser resistido exclusivamente por la sección prefabricada.

El agotamiento en el ensayo P03d (Anexo II – pg. 648) tiene lugar por un mecanismo similar al registrado en algunos de los ensayos de forjados de 220 mm. Una fisura casi vertical de flexión cerca del punto de aplicación de la carga continúa hacia arriba hasta llegar a la cabeza de compresión, y hacia abajo casi horizontalmente siguiendo la unión entre hormigones, para terminar inclinándose en busca del apoyo.

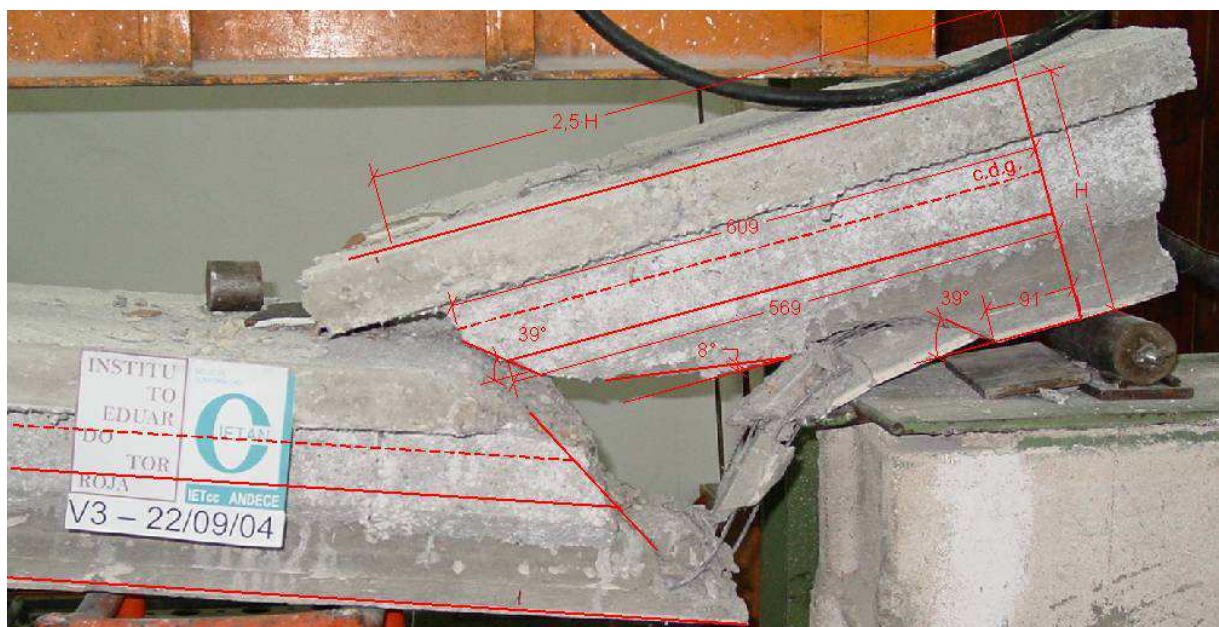


Imagen IV.3.4.-c Rotura por cortante en forjado P03d (T-11-3). All-pg.648

Al igual que en los ensayos de nervios de 220 mm de canto, parece que el origen de la rotura comienza con una fisura en el alma de la sección compuesta, en la zona de hormigón en masa, que se desarrolla en ambos sentidos provocando el agotamiento por cortante cuando se reduce drásticamente la cabeza de compresión del forjado.

Para la carga final de rotura por cortante la fisuración teórica del nervio in situ ha llegado hasta una distancia de 284,63 mm. La sección crítica estimada en dicho valor más $0,85 \cdot d$ se encontraría por tanto aproximadamente a 475,45 mm a la altura de la fibra neutra.

La fibra neutra estimada según la propuesta del CTN (G) tendría una profundidad de 73,26 mm desde la cara superior del forjado, en este caso a 24,45 mm por encima del c.d.g. del nervio.

Sin embargo, en el ensayo la grieta principal que secciona todo el nervio se encuentra a una distancia de 624 mm desde el eje del apoyo a la altura de la fibra neutra, 148 mm más próxima al punto de aplicación de la carga que la estimación de la propuesta.

IV.3.5.- Ensayos en forjados de canto 300 mm

En este caso sólo se cuenta con tres resultados para nervios de forjados de canto 300 mm, ambos a partir de la sección intacta de los ensayos en continuidad. Dos de ellos corresponden a viguetas tipo T-11-2 y disposición de vano biapoyado con dos cargas simétricas a $2,5 \cdot H$ del eje del apoyo extremo y del borde del apoyo en zuncho.

En el ensayo C04bis (Anexo II – pg. 660) se origina la rotura por flexión en el centro del vano con rotura de alambres. Se produce para una deformación relativamente baja, al tratarse de una sección de gran canto, en comparación con la cuantía de acero traccionado.

A continuación se muestra el estado final del elemento tras la rotura. Como se puede apreciar, no se ha tenido lugar el estallido de la cabeza de hormigón, sino la rotura de la sección a partir del corte de los alambres traccionados en la cara inferior de la vigueta.



Imagen IV.3.5.-a Rotura por flexión en forjado C04bis (T-11-2). All-pg.6604

La carga de rotura obtenida genera un esfuerzo cortante en los apoyos inferior incluso al estimado a partir de la documentación técnica del fabricante.

El ensayo C03bis (Anexo II-pg. 657) se ha realizado una prueba de carga a flexión con dos cargas simétricas dispuestas a tercios de la luz, obteniéndose una rotura por flexión como la del caso anterior.

En el caso del ensayo C01bis (Anexo II – pg. 652) se obtiene una rotura por cortante/rasante a partir de una fisura en el alma del nervio de hormigón en masa, que aparece aproximadamente a una distancia del apoyo de $2 \cdot H$ a la altura de la fibra en la unión de los dos hormigones. Progresiva hacia arriba buscando el punto de aplicación de la carga, aunque al llegar al ala superior se vuelve horizontal. Del mismo modo avanza hacia abajo y, al llegar a la zona de unión, da lugar al desprendimiento del hormigón que engarza la vigueta separándose ambos elementos a lo largo de una fisura horizontal, hasta llegar a una distancia del orden de una vez H , donde tiene lugar la rotura de la vigueta pretensada con una nueva inclinación.

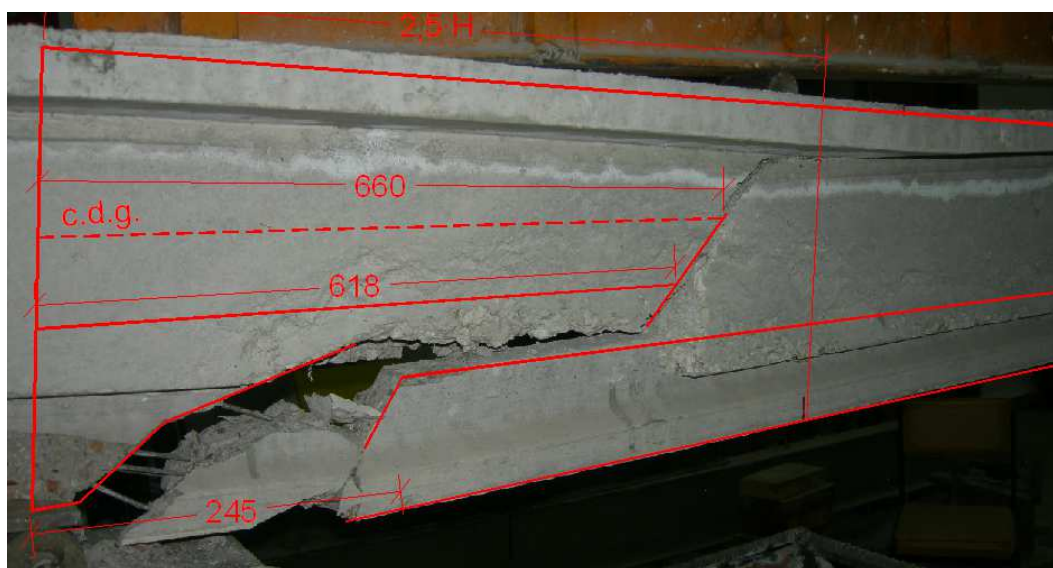


Imagen IV.3.5.-b Rotura por cortante en forjado C01bis (T-11-2). All-pg.652

En este caso la profundidad de la fibra neutra se estima en 82,45 mm desde la cara superior del forjado, lo que corresponde a una fibra situada 40,56 mm por encima del c.d.g. de la sección compuesta. La fisura crítica de cortante que provoca el colapso del forjado atraviesa la fibra neutra a una distancia de 682 mm desde el eje del apoyo.

Sin embargo, para la carga última de rotura aplicada la fisuración por flexión en el nervio in situ ha llegado en teoría a una distancia de 169,09 mm del apoyo. Aplicando el modelo propuesto por el CTN (G) para la revisión del Eurocódigo 2, la sección crítica estaría situada a 401,56 mm. Como en el último caso estudiado en forjados de 250 mm, la sección crítica estaría más cerca del punto de aplicación de la carga.

Se dispone de pocos resultados experimentales para cantos de forjado de 300 mm en el presente estudio, por lo que es aventurado inferir cualquier conclusión. Se puede concretar que se observa un comportamiento distinto a medida que el elemento prefabricado pretensado pierde importancia en el canto total de la sección compuesta, al ser más limitativa la capacidad del hormigón en masa, tanto a cortante como a la fisuración por flexión.

IV.3.6.- Localización de la sección de rotura

Del mismo modo que se ha realizado el estudio de la fisuración para el caso de los ensayos de contraste, se incluyen las gráficas correspondientes al comportamiento de los elementos estudiados a partir de los resultados de rotura por cortante.

A continuación se presenta una tabla donde las filas corresponden a cada uno de los ensayos adicionales en los que se ha obtenido la rotura por cortante o cortante/rasante. En las cinco columnas de la derecha se expresan distancias (x) medidas desde el eje del apoyo y referidas al canto total de la sección del forjado (H). Cuando son valores tomados del ensayo incluyen el subíndice “e”, mientras que cuando son valores previstos a partir de expresiones teóricas se emplea la letra “t”.

Ensayo	Año	Vigueta	Canto	Ve	$x_{fis,b2/H}$	$x_{rb2,e/H}$	$x_{rb2,t/H}$	$x_{rfn,e/H}$	$x_{rfn,t(G)/H}$
A2bis	2006	T-11-5	220	55,29	0,75	1,70	0,00	1,36	1,46
A3bis	2006	T-11-5	220	41,95	1,01	2,18	0,00	2,22	1,72
B1bis	2006	T-11-5	220	37,93	1,38	1,65	0,62	1,78	2,08
B2bis	2006	T-11-2	220	30,33	1,39	2,61	0,65	1,87	2,14
B3bis	2006	T-11-5	220	60,97	0,66	0,69	0,00	0,95	1,37
C1bis	2009	T-11-2	300	40,44	0,56	2,06	0,25	2,27	1,34
1	2006	T-11-5	220	55,10	0,88	1,43	0,00	1,60	1,59
3	2006	T-11-5	220	49,60	1,25	1,51	0,32	2,78	1,96
P03d	2004	T-11-3	250	47,50	1,14	2,28	0,74	2,50	1,90

La columna $x_{fis,b2/H}$ corresponde a la estimación en función de $f_{ctm,n}$ hasta donde se ha producido fisuración del hormigón en masa a la altura de la unión entre vigueta y resto del nervio.

Las columnas $x_{rb2,e/H}$ y $x_{rb2,t/H}$ corresponden con la medida desde el eje del apoyo a partir de la cual se observa la fisura crítica atraviesa la fibra a la altura de la unión entre hormigones en el ensayo (e) y la prevista según la expresión teórica de agotamiento por tracción oblicua del hormigón sin armadura (t).

Puesto que en todos los casos $x_{fis,b2/H} < x_{rb2,e/H}$ la carga aplicada para alcanzar la rotura ha dado lugar a que la fisuración por flexión en el nervio se aproxime al apoyo, por lo que el mecanismo de rotura corresponde a una fisura por flexión que progresa hacia la cabeza de compresión.

Sin embargo, los valores de la columna $x_{rb2,t/H} < x_{fis,b2/H}$ indican que debería de haberse producido el agotamiento de la sección en masa por tracción oblicua del alma a la altura de la unión entre hormigones, algo que no se ha observado. Los valores de $x_{rb2,t/H} = 0$ corresponden a predicciones en las que para la carga de rotura registrada el nervio in situ no habría soportado la tracción oblicua y en teoría debería haber colapsado prácticamente en el eje del apoyo. Como puede observarse, esto sucede para todos los casos excepto para aquellos donde los niveles de carga son más bajos, por lo que no parece un valor limitativo en el caso de los ensayos estudiados, lo que se debe principalmente a los valores de resistencia del hormigón en masa de los ensayos, de peor calidad que el que se ha considerado en los ensayos de contraste

Finalmente, las columnas $x_{rfn,e/H}$ y $x_{rfn,(G)t/H}$ representan lo mismo que se ha comentado anteriormente sobre la distancia desde el apoyo donde se localiza la sección en la que tiene lugar la

rotura según lo observado en el ensayo y según la predicción teórica, a la altura de la fibra neutra estimada según la propuesta (G).

Los ensayos A2bis y A3bis corresponden a roturas por cortante en una región en la que se supone que la fisuración por flexión ya ha alcanzado el nervio. Se trata de la fisura por flexión bajo el punto de aplicación de la carga, que progresa hacia el apoyo, bien mediante una fisura muy tendida en el elemento pretensado (a 14° en A03bis), bien horizontalmente a través de la interfase entre hormigones inclinándose luego y seccionando la vigueta (a 24° en A02bis).

Las roturas en B01bis y B03bis en forjados de viguetas tipo T-11-5 tienen lugar en la zona del nervio próxima al zuncho de apoyo del ensayo original de viga continua. En el primer caso, la carga se aplica exclusivamente en esa zona, mientras que en el segundo, la carga se dispone simétricamente para ambos apoyos.

En B03bis, la rotura tiene lugar aproximadamente a una distancia del apoyo de $0,7 \cdot H$, que por proximidad al mismo, podría pensarse que corresponde a una sección donde se agota el hormigón en masa por tracción oblicua a la altura de la cara superior de la vigueta para esa carga (60,97 kN). No obstante, esta zona de hormigón se encuentra ya fisurada desde su cara superior debido a la flexión negativa durante el ensayo del vano continuo, lo que incide en la rigidez del elemento.

En cambio, en el ensayo B01bis la rotura tiene lugar a una distancia del apoyo de $1,65 \cdot H$, pero hay que tener en cuenta que el nivel de carga alcanzado (37,93 kN) ha sido menor que en ensayo anterior, impidiendo que se desarrollen las fisuras por flexión. Además, ambos elementos cuentan con cierto grado de prefisuración debido al ensayo del vano continuo, que en este ejemplo sería aún más desfavorable al aplicar la carga simétrica y generar un vano central completo con mayor número de fisuras. Por lo tanto en este caso, aún reuniendo condiciones similares, la rotura parece originarse a partir de una fisura de flexión.

En el ensayo B02bis con la misma disposición que B01bis, en lugar de romper el nervio en el apoyo con entrega en zuncho, colapsa en el apoyo extremo con una rotura similar a las de A02bis y A03bis. En este caso es más evidente la formación de una doble fisura inclinada bajo el punto de aplicación de la carga en el momento de la rotura, verificando que la fisura en el hormigón en masa más cercana al apoyo no es la que secciona completamente el forjado, sino la que se desarrolla entre el punto de aplicación de la carga y la vigueta, con una pendiente muy tendida (17°) al llegar al elemento pretensado.

Los nervios 1 y 3 también registran una rotura debido a la fisuración del nervio y el progreso de dicha fisura hacia la cabeza comprimida y hacia el cordón traccionado. En ambos casos se forman fisuras paralelas en el hormigón en masa, con caída de material.

En el forjado 3, como la luz de cortante es mayor ($3,5 \cdot H$), se llega a desarrollar completamente la fisura más tendida (21°) en el elemento pretensado, y menos en el hormigón en masa (50°). El progreso de aquella parece haber sido horizontal a lo largo de la unión entre hormigones hasta llegar a la vigueta

cerca del apoyo, y hacia la carga hasta llegar al ala comprimida. Para el nivel de carga alcanzado, el nervio hubiera colapsado por tracción oblicua a $0,56 \cdot H$ del eje del apoyo, aunque la rotura haya sido por cortante a partir de fisuras por flexión.

En el forjado 1 tiene lugar la misma rotura, pero para una luz de cortante menor ($2,5 \cdot H$), la fisura horizontal no se desarrolla tan ampliamente, aunque sí llega a despegarse parte del hormigón en masa de la vigueta.

En el nervio P03d la fisura también se desarrolla en una zona donde según el análisis teórico ya se debe haber alcanzado la fisuración por flexión. En este caso el engarce entre el hormigón en masa y la vigueta es suficientemente eficaz como para que la fisura progrese horizontalmente separando la suela inferior del elemento prefabricado del alma hasta cerca del apoyo, donde se vuelve a inclinar.

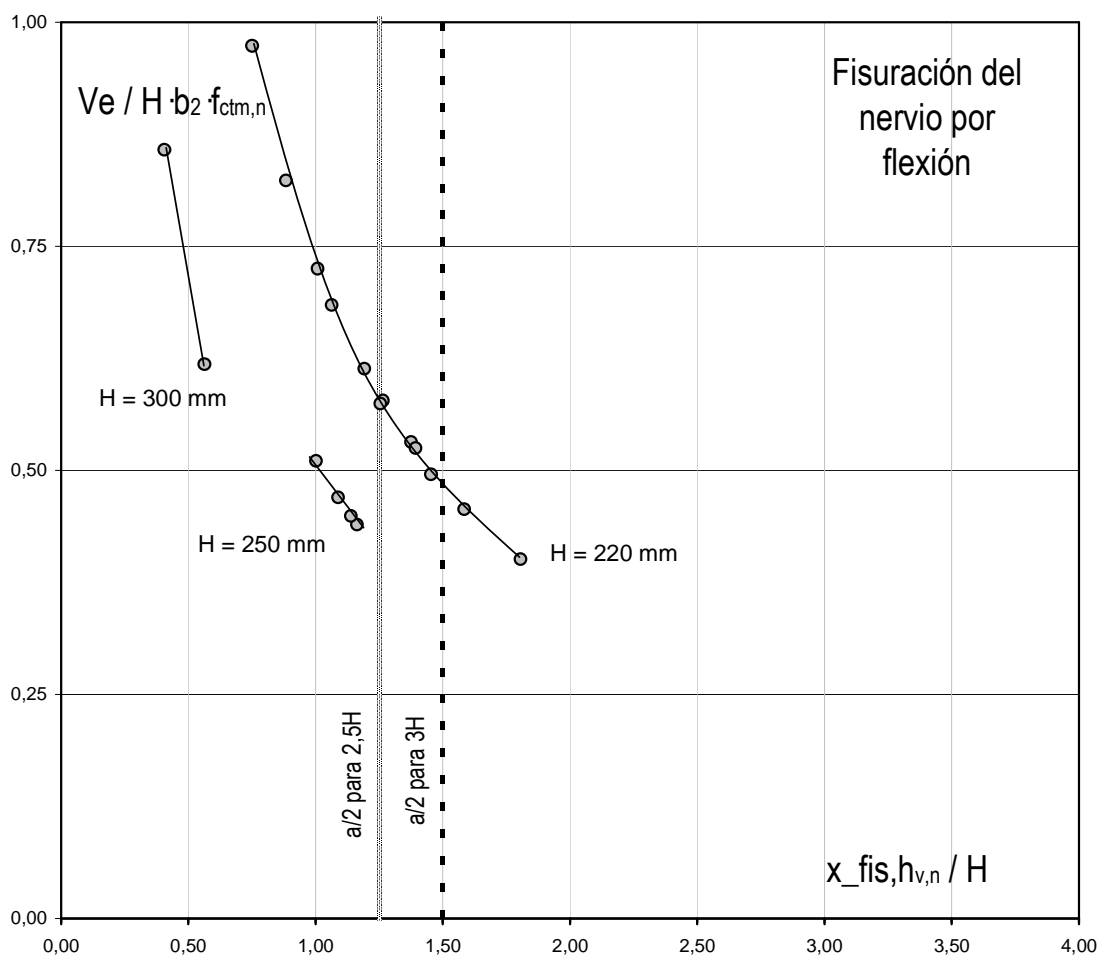
Por último, al haber un mayor porcentaje de sección de hormigón en masa en el caso de C01bis, se observa cómo la fisura principal está cerca del punto de aplicación de la carga en zonas ya fisuradas, para a continuación avanzar horizontalmente desprendiendo las alas que engarzan la cabeza de la vigueta e inclinándose 30° cerca del apoyo seccionado la vigueta y la totalidad del forjado.

Tras describir brevemente la casuística observada en cada uno de los ensayos, se ha elaborado una gráfica similar a la de los ensayos de contraste del apartado IV.2.-. No se ha desarrollado el análisis de tensiones completo, puesto que ya se considera que la vigueta pretensada se mantiene intacta a efectos de fisuración por flexión entre el apoyo y la mitad del vano de cortante, siendo determinante en cambio la fisuración intermedia en el nervio de hormigón in situ.

En la siguiente gráfica se mostraría el avance de la fisuración por flexión en los casos analizados para la carga última aplicada, a la altura de la cara superior de la vigueta en el hormigón en masa del nervio. En abscisas se representa la distancia desde el eje del apoyo hasta donde, en teoría, se ha alcanzado la fisuración por flexión en el hormigón in situ ($f_{ctm,n}$) a la altura de la cara superior de la vigueta o unión entre hormigones en relación al canto total del forjado $x_{fis,h_{v,n}} / H$.

En ordenadas se representa el cortante último registrado en el ensayo adimensionalizado en función del canto total de los nervios de forjado (H), el ancho de la sección de hormigón in situ a la altura de la fibra estudiada (b_2) y la resistencia media a tracción del hormigón del nervio ($f_{ctm,n}$) que en este caso no coincide con el de la vigueta.

Para estos ensayos estudiados se ha homogenizado la sección compuesta a un solo tipo de hormigón, tomando como referencia el de la vigueta por presentar menos dispersiones.



Gráfica IV.3.6.-Alcance de la fisuración por flexión en el nervio a la altura de la vigueta

Se incluyen todos los resultados de rotura por cortante en situación de flexión positiva del Anexo II, no sólo las roturas por cortante, sino también en las que se producen por flexión, rasante o en las que tiene lugar el agotamiento de la carrera del gato.

Como puede apreciarse, en todos los casos la predicción del progreso de la fisuración por flexión en el hormigón en masa de la sección compuesta se aproxima bastante al apoyo, por lo que puede considerarse que en todos ellos, la zona de análisis del cortante se encuentra en régimen fisurado.

Puesto que en realidad se trata de una fisura inclinada que atraviesa toda la sección, y dada la complejidad de determinar la zona exacta donde se produce la rotura, la conclusión que se puede obtener es que, debido al efecto del pretensado en la cara inferior de la sección compuesta, el agotamiento por cortante tiene lugar a partir de fisuras inclinadas de flexión que aparecen en el alma de hormigón en masa y progresan rápidamente hacia la cabeza de compresión y hacia el apoyo.

IV.4.- DESVIACIÓN ENTRE VALORES EXPERIMENTALES Y TEÓRICOS

IV.4.1.- Introducción

A partir de los resultados obtenidos del análisis de los ensayos, tanto en general como en particular para cada fabricante o modelo de vigueta, llama enormemente la atención la gran diferencia que existe entre todas las predicciones y la realidad experimental.

Cabe recordar que en esta comparación la seguridad no debe ser la justificación inmediata. En efecto, los valores de resistencia en el hormigón que se han empleado – principal variable desde el punto de vista de los materiales – han sido los valores medios, no los característicos, sin estar afectados por ningún coeficiente parcial de seguridad. Del mismo modo, el coeficiente de ajuste para capacidad a cortante en secciones sin armadura transversal $C_{R,d}$ de valor $0,18/\gamma_c$ también se ha aplicado sin modificar por γ_c .

Por lo tanto, los valores del cociente entre el resultado de ensayo y las predicciones debieran aproximarse a la unidad a medida que el modelo empleado para el análisis se asemeje a la realidad. Sin embargo, todos predicen una resistencia por debajo de la mitad de la obtenida en los ensayos, excepto la antigua formulación de la derogada Instrucción EFHE, que se mantuvo en la edición de 2003 a pesar de no converger con la expresión de la EHE-98 gracias a la existencia de estos datos experimentales, y la predicción de la actual Instrucción EHE-08, donde se indican criterios específicos para la aplicación de la formulación general, validados también gracias a la base de datos aquí presentada.

El principal objeto de este trabajo es plantear un modelo teórico cuya predicción se aproxime a la realidad de los ensayos a partir de la amplia experimentación disponible.

Como se ha puesto de manifiesto en el Capítulo II, en todos los casos la sección donde se realiza la comprobación, a pesar de estar sólo parcialmente pretensada, no alcanza la fisuración debido a la flexión en la cara inferior en la zona entre el apoyo y la mitad del vano de cortante. En cambio, se produce la fisura por flexión en el interior del nervio in situ por encima del elemento prefabricado. No obstante, dada la altura a la que se produce la fisuración, no es apreciable su comienzo ni la progresión hacia la cabeza de compresión. En su lugar se produce una rotura frágil, similar al agotamiento por tracción oblicua, ya que se origina a partir de una fisuración inclinada que comienza en el centro de la sección.

En cambio, en la proximidad del apoyo, donde aún no ha llegado a fisurar el nervio, es posible que se produzca el agotamiento por tracción oblicua en el hormigón in situ por encima de la vigueta.

A continuación se analizará la comparación entre los valores experimentales y cada una de las predicciones de forma que se pueda, a partir de los parámetros, determinar la posible causa de la desviación observada y encontrar los criterios necesarios para proponer un modelo válido.

Para evitar un tratamiento excesivamente normativo se agrupan las expresiones a partir de sus criterios físicos de rotura y/o los parámetros que contienen.

IV.4.2.- Expresiones simplificadas para sección rectangular

Al el comienzo del empleo del hormigón armado con material estructural la capacidad a cortante se definía exclusivamente a partir de la resistencia característica del hormigón. Por lo tanto, el parámetro f_{ck} era el único que con la geometría de la sección intervenía en la expresión. En el fondo, se trata de un ajuste experimental de la tensión tangencial admisible en el hormigón a partir de la resistencia característica a compresión. Como se ha descrito en el Capítulo I, este procedimiento se adopta de las primeras expresiones en el código norteamericano ACI, donde la tensión tangencial quedaba definida como $0,5 f_{ck}^{1/2}$ (en kg/cm²). La inclusión de coeficientes parciales de seguridad transformó la expresión en $0,5 f_{cd}^{1/2}$, que se emplearía hasta la EHE-98 y el cambio a MPa.

$$(B1) \quad V_{u2_EFHE} = [0,16 f_{cd}^{1/2}] b \cdot d \quad \text{Instrucción EFHE [08]}$$

$$(B2) \quad V_{u2_EFHE} = [0,32 f_{cd}^{1/2}] b \cdot d \quad \text{Instrucción EFHE [09]}$$

$$(G) \quad V_{u2_CTN} = [0,30 \cdot \zeta \cdot (x/d) \cdot k_p \cdot f_{cd}^{2/3}] \cdot b_{v,eff} \cdot d \quad \text{Propuesta EC-2 [12]}$$

(El significado de cada término puede consultarse en el apartado III.3.4. - página 191)

Tras el cambio de unidades esta expresión es la conocida $0,16 f_{cd}^{1/2}$ (B1) que corresponde a la tensión tangencial que es capaz de resistir el hormigón en MPa. Como se ha expuesto, este valor se duplicó para el caso de forjados de viguetas pretensadas a partir de los resultados de las primeras campañas experimentales de los Profesores Torroja y Lahuerta, por lo que se transformó en $0,32 f_{cd}^{1/2}$ (B2)

En la propuesta (G) para incluir en el EC-2 a cargo del CTN-170 el efecto de la geometría se tiene en cuenta a través del ancho eficaz $b_{v,eff}$ y el canto de ζ . El pretensado no se incluye explícitamente, pero se tiene en cuenta para evaluar la profundidad de la fibra neutra x .

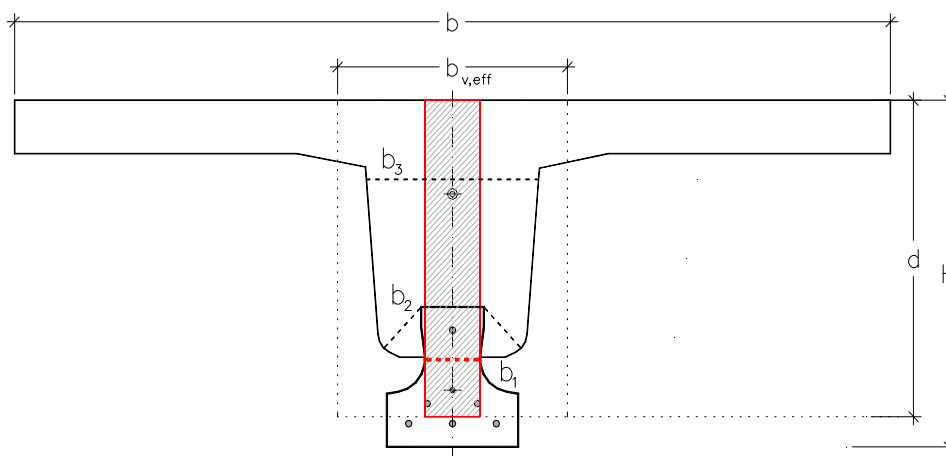


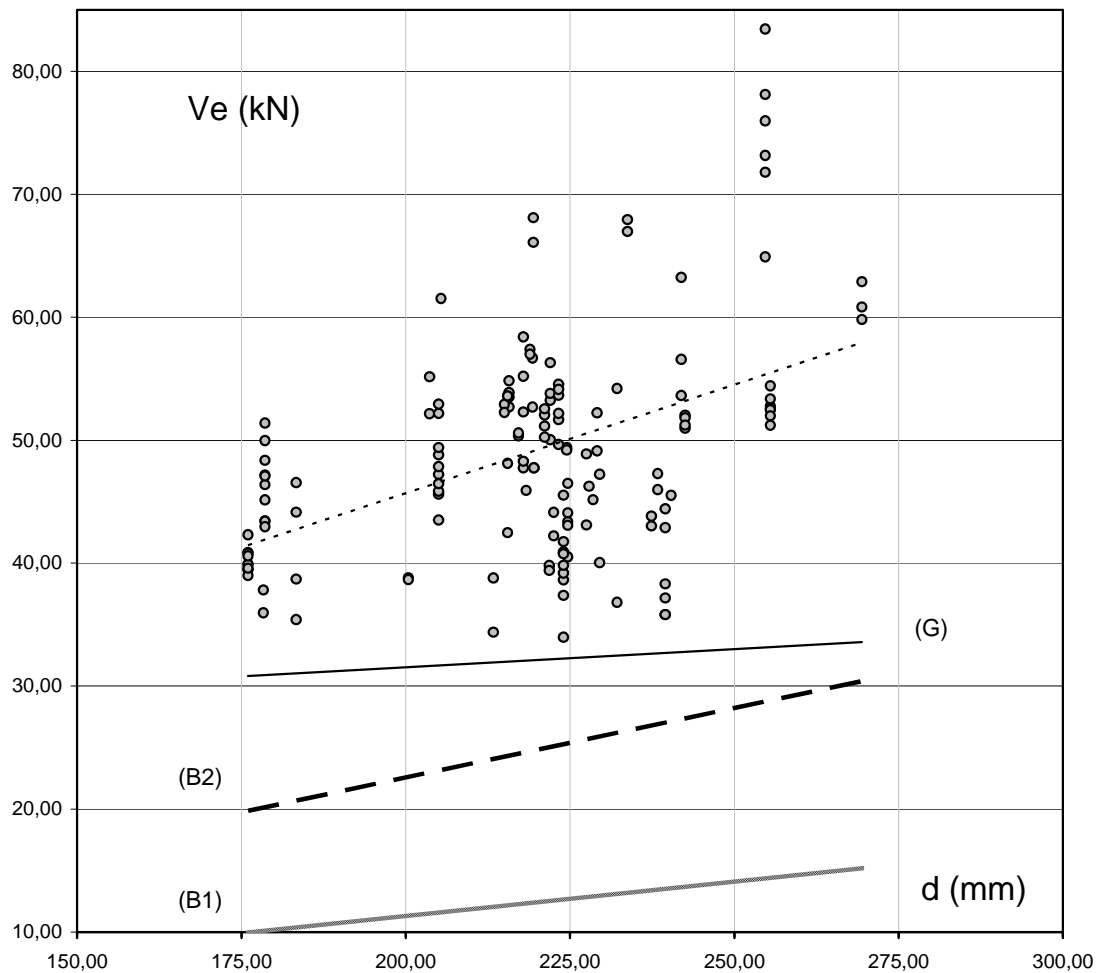
Imagen IV.4.2.- Esquema de cálculo considerado en las expresiones analizadas para evaluar estas secciones

En estas expresiones básicamente se trata de asimilar una sección de geometría compleja mixta, con dos tipos de hormigones y pretensado parcial, a una sección rectangular de $b \cdot d$ y un solo hormigón. El rango de hormigones prefabricados varía poco y, aunque en los ensayos parece que un incremento de 5 MPa

en la calidad del hormigón supone cierta mejora de la capacidad a cortante, en la evaluación teórica no resulta significativo al estar afectado por la raíz cuadrada o cúbica.

Como ya se ha comentado, no se tiene en cuenta de forma explícita la contribución de parámetros variables que contribuyen a los mecanismos de resistencia a cortante como la cuantía de acero traccionado o el efecto del pretensado.

En la siguiente gráfica se presentan los valores de cortante alcanzados en los 149 ensayos estudiados (puntos grises) y su línea de tendencia en función del canto útil del forjado. En el caso de las distintas predicciones teóricas, se ha optado por representar exclusivamente la tendencia procedente del ajuste lineal a partir de la nube de puntos para las expresiones de la Instrucción EFHE (B1) y (B2) y la propuesta para el Eurocódigo 2 (G).



Gráfica IV.4.2.- Diferencia entre los valores de resistencia a cortante experimentales y la formulación de la Instrucción EFHE (B1) y (B2) y la propuesta nacional para el Eurocódigo 2 (G)

Como se aprecia, la formulación ofrece valores muy conservadores en el caso de la evaluación según (B1). Los valores empleados habitualmente corresponderían a la línea (B2), mientras que la propuesta para la revisión del Eurocódigo (G) conduce a predicciones de resistencia a cortante superiores. La

dependencia del canto útil de la sección es representativa tanto en los ensayos como en las predicciones según la derogada Instrucción EFHE.

La valoración según la expresión de la Instrucción EFHE (B1) es la que más se aproxima a las resistencias estimadas para la antigua Instrucción EHE-98, y a la cual se hubieran aproximado las predicciones teóricas de no haberse incluido en la EFHE el Anexo 5 que permitía alcanzar el doble de resistencia (B2), aunque fuera preceptiva la realización de ensayos de calibración para emplear una formulación que había estado en vigor desde las primeras versiones de la reglamentación. Para mantener este criterio fue necesario justificar los resultados experimentales disponibles a partir de la base de datos del Sello CIETAN contenida en el Anejo I del presente trabajo.

En ambas predicciones según (B1) y (B2) se observa que la tendencia ascendente en función del canto útil coincide con la registrada experimentalmente.

La expresión (G) conduce a valores más próximos a la experimentación, sobre todo en el caso de forjados con cantos más reducidos. El incremento se debe fundamentalmente al aumento del área de la sección analizada mediante el valor del ancho eficaz a cortante ($b_{v,eff}$) mientras que, al incluir dentro de la expresión el factor de la profundidad de la fibra neutra referida al canto útil (x/d), y luego multiplicar la tensión tangencial obtenida por el canto útil (d), la expresión deja de depender matemáticamente de dicho parámetro, por lo que el ajuste lineal no se asemeja a los observados para los ensayos y las expresiones (B1) y (B2) al ordenar los valores en función del canto útil.

Esta expresión (G) tiene en cuenta indirectamente el efecto de la cuantía de acero traccionado al incluir el término x/d y hacer participar la profundidad de la fibra neutra aunque, en el caso de los ensayos analizados, suponiendo una comprobación a una distancia de un canto útil desde el borde del apoyo, donde no ha llegado a producirse la fisuración del nervio in situ, se podría emplear el c.d.g. de la sección compuesta para obtener el valor de x/d . Sin embargo, y en rigor, al estar el tramo que va desde el punto de aplicación de la carga hasta aproximadamente la sección de comprobación ya se ha producido la apertura de fisuras por flexión en alguna de sus fibras, por lo que lo normal sería determinar la profundidad real de la fibra neutra. En todos los casos incluidos en el Anexo I y II la fibra neutra calculada según las expresiones indicadas en la propuesta del CTN se encuentra por debajo del espesor del ala de la cabeza comprimida (h_f). En algunos casos de los incluidos en el Anexo II, para bajos niveles de carga alcanzados, dicha fibra coincide o se encuentra escasos milímetros por encima del c.d.g. de la sección compuesta.

El término k_p – como se recordará – es un factor que incrementa la resistencia a cortante en función del pretensado de la sección y a su vez está dividido por el canto útil al cuadrado. Se incluye la expresión de este factor a modo de recordatorio:

$$k_p = 1 + 0,24 \frac{P \cdot y_t}{f_{ctm} \cdot b \cdot d^2}$$

A continuación se muestran los valores medios para cada una de las expresiones analizadas. La desviación típica y el coeficiente de variación se obtienen para el valor medio de los cocientes entre los resultados experimentales y la predicción teórica.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coficiente de Variación
Ensayo	-	48,98	-	-	-
0,16 fcd	(B1)	12,33	4,02	0,712	0,177
0,32 fcd	(B2)	24,67	2,01	0,356	0,177
CTN	(G)	32,07	1,48	0,219	0,148

Teniendo en cuenta que para los forjados calculados actualmente según la Instrucción EHE-08 se obtienen valores de resistencia del orden de los manejados a partir de la expresión (B2) de la derogada Instrucción EFHE, la propuesta del CTN (G) supondría una mejora en la evaluación del comportamiento a cortante de este sistema constructivo.

Aunque haya sido el criterio de cálculo más habitual para este tipo de secciones, los valores teóricos han sido siempre bastante inferiores a los reales obtenidos mediante ensayo, independientemente del criterio de seguridad que se emplee.

No obstante, conviene indicar que este análisis es el que se ha empleado tradicionalmente y con el que están dimensionados a cortante la totalidad de este tipo de forjados desde la década de los años 70 hasta la entrada en vigor de la EHE-2008, no habiendo constancia de patologías por cortante ni un incremento importante del producto aún siendo su respuesta real – por lo general – superior al doble de lo estimado. Esto es debido en buena parte al dimensionado a flexión de esta tipología, más determinante que el cortante.

El problema surge, tal y como se ha comentado, cuando los valores previstos son inferiores a éstos, tal y como está siendo la tendencia actual, llegando a tener que dimensionar los forjados a cortante o empleando doble vigueta para resistir dicho esfuerzo, algo que no había sucedido hasta la entrada en vigor de la Instrucción EFHE en el año 2003.

El esquema indicado en la figura IV.4.2.- ejemplifica el criterio habitual para estimar la resistencia en secciones de geometría irregular, basado en el empleo del canto útil de la misma y el menor espesor de alma. En los casos (B1) y (B2) se desprecia la contribución del resto de la sección, en especial la resistencia a cortante aportada por el ala o, en cualquier caso, la mejora que produce el resto de la sección mediante el término $I \cdot b/S$. La expresión (G) tiene en cuenta la contribución de las alas a la resistencia a cortante mediante un ancho eficaz $b_{v,eff}$ que se determina en función de la geometría de la sección.

IV.4.3.- Expresiones para geometría completa

En este caso se analizan las secciones consideradas en este estudio aplicando el criterio geométrico de la formulación elástica, es decir $l \cdot b/S$ en lugar de $b \cdot d$, por lo que no se aplica ninguna simplificación a la sección de hormigón. En este caso, también se trata de las distintas formas de evaluar la tensión tangencial resistida por el material, con o sin influencia del pretensado, en función de la expresión.

$$(C1) \quad V_{u2_EHE,v} = [(f_{ctm}^2 + \alpha \cdot \sigma_{cd} f_{ctm})^{1/2}] \cdot b \cdot l / S \quad (\text{vigüeta aislada}) \text{ Instrucción EHE-08 [05]}$$

$$(C2) \quad V_{u2_EHE,n} = [(f_{ctm}^2 + \alpha \cdot \sigma_{cd} f_{ctm})^{1/2}] \cdot b \cdot l / S \quad (\text{nervio}) \quad \text{Instrucción EHE-08 [05]}$$

$$(C3) \quad V_{u2_e} = [f_{ctm}] \cdot b \cdot l / S \quad \text{agotamiento por tracción oblicua}$$

$$(C4) \quad V_{u2_CE} = [0,03 f_{cm}] \cdot b \cdot l / S \quad \text{marcado CE [13]}$$

$$(E) \quad V_{u2_MC2010} = [(f_{ctm}^2 + \alpha \cdot \sigma_{cd} f_{ctm})^{1/2} - \tau_{cp}] \cdot b \cdot l / S \quad \text{MC-2010 [10]}$$

(El significado de cada término puede consultarse en el apartado III.3.4. - página 191)

Las expresiones (C1), (C2) y (E) se establecen específicamente para el análisis de secciones no fisuradas por flexión, debiendo emplearse generalmente una sección de comprobación que se encuentra a una distancia del apoyo coincidente con la intersección de una línea inclinada 45° desde el eje del mismo con una horizontal que pasa por el centro de gravedad. Es decir, se trata de la comprobación por tracción oblicua del alma en el c.d.g. en la sección compuesta donde – en el caso de las secciones rectangulares – la tensión tangencial es máxima y la tensión normal por flexión nula.

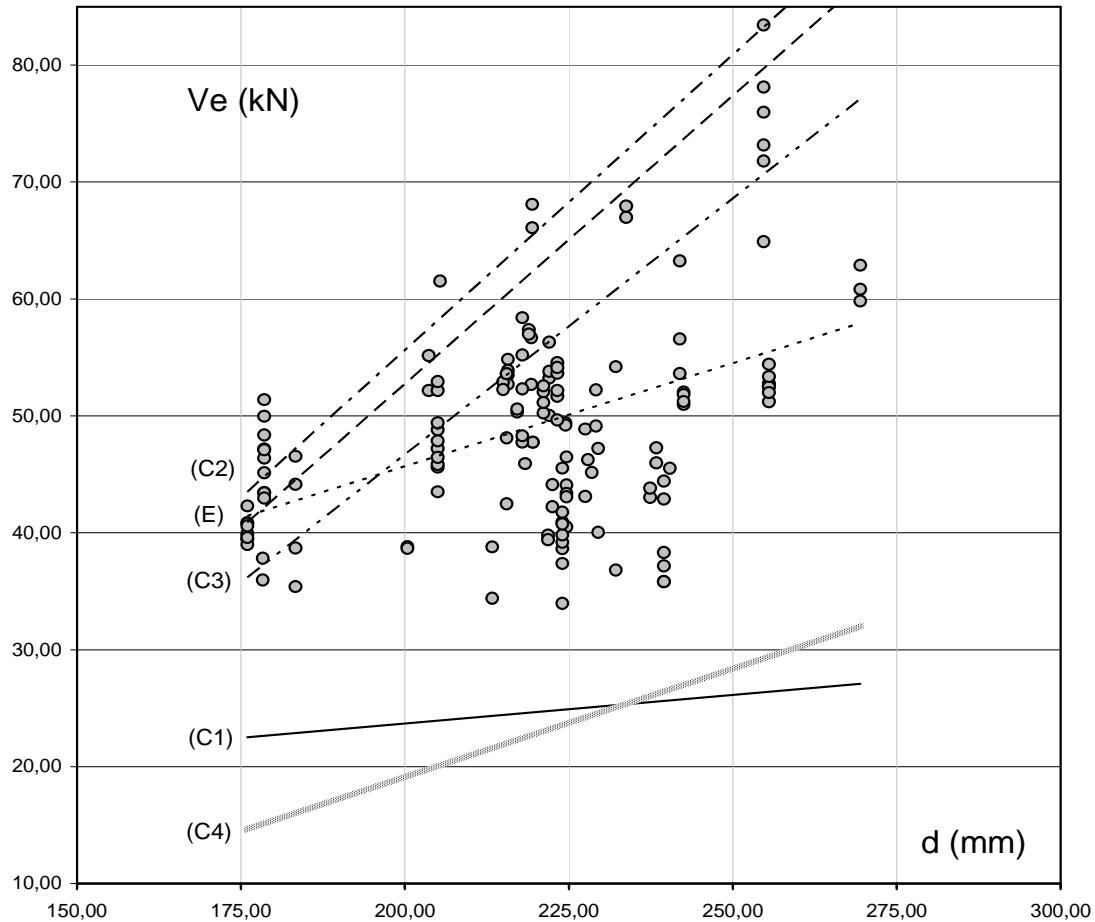
Las expresiones (C3) y (C4) provienen de la determinación de la tensión tangencial máxima admisible para una sección, igualando este valor a la resistencia a tracción en el primer caso o a una estimación a partir de la resistencia a compresión del hormigón en el segundo caso.

En todos los casos se presupone que la sección no ha fisurado por efecto de la flexión, por lo que las comprobaciones se realizan en secciones próximas al apoyo. La expresión que aparece en la norma de producto para el marcado CE (C4) proviene de la normativa francesa BAEL y propone como sección de comprobación la situada a un canto útil del borde del apoyo (generalmente empleada para el caso de secciones fisuradas por flexión) e indirectamente se presupone que el elemento prefabricado impide la fisuración. Tal y como se ha comprobado, es cierto que el pretensado mantiene en régimen elástico la vigüeta, pero no impide que la fisura por flexión se produzca dentro del nervio de hormigón in situ.

En todos los casos, se ha analizado la resistencia en el cuello de la vigüeta, es decir, el término b_1 . El esquema de distribución de tensiones tangenciales indica que esta fibra corresponde a la más solicitada y por lo tanto donde antes se alcanzaría el colapso de la sección compuesta.

Como en el apartado anterior, la nube de puntos grises corresponde al resultado de rotura por cortante en los ensayos considerados, incluyendo el ajuste lineal para la línea de tendencia. Para las cinco expresiones arriba indicadas se ha optado por representar solamente el ajuste lineal, que permite

comparar la tendencia entre los ensayos y las predicciones teóricas en función del canto útil de la sección compuesta del forjado.



Gráfica IV.4.3.-a Diferencia entre los valores de rotura por cortante experimentales y la formulación que incluye $l b/S$

Las expresiones (C2) y (C3) no están indicadas reglamentariamente para el análisis de estas secciones a cortante. Se han aplicado para comprobar la evaluación de la tensión tangencial según otros criterios y quedan claramente fuera del criterio de seguridad. En el caso (C3) parece claro que la tensión tangencial admisible no puede asimilarse a la tensión de tracción en el hormigón, para posteriormente aplicar el criterio elástico de resistencia.

Además, en el caso (C2) aparece el inconveniente de suponer cierta precompresión en todo el nervio en lugar de sólo en la vigueta. Aunque la tensión considerada corresponda a la misma fuerza de pretensado pero repartida en un área mayor, el fenómeno físico no es real.

Esto se debe a la simplificación de una expresión para el caso de secciones rectangulares y con pretensado completo. La fibra más desfavorable no coincide con el c.d.g., por lo que en el caso de analizar el cuello de la vigueta es preciso considerar la tensión normal de tracción debida a la flexión, que no aparece en las expresiones (C1), (C2) ni (E), por lo que a medida que aumenta el canto del forjado, la predicción supera ampliamente los resultados de los ensayos.

La siguiente tabla muestra los valores medios de los coeficientes entre la resistencia del ensayo y la estimación según las distintas expresiones, así como la desviación típica y el coeficiente de variación.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,98	-	-	-
Vigueta	(C1)	24,60	2,05	0,472	0,231
Nervio	(C2)	65,05	0,77	0,139	0,180
Nervio	(C3)	54,88	0,92	0,177	0,192
CE	(C4)	22,55	2,24	0,429	0,192
MC2010	(E)	61,93	0,82	0,194	0,236

Tal y como se aprecia, las dos aproximaciones (C2) y (C3) promedian valores por debajo de la unidad en comparación con los resultados experimentales. Esto se debe, como se ha apuntado, a considerar una tensión tangencial admisible de valor igual a la resistencia a tracción del hormigón y, en el caso de (C2), a considerar que la totalidad del nervio tiene cierta precompresión. Son resultados no seguros por la estimación del valor de τ_{adm} . Lo mismo se concluye de la aplicación de (E). En todos los casos la sección pretensada es muy reducida en comparación con la sección compuesta, por lo que no es adecuado incluir el término σ'_{cd} aplicado a toda la sección, aunque se haya obtenido repartiendo al total del área de hormigón y no solo a la vigueta. Además, como se ha observado en el análisis tensional, estas expresiones no serían de aplicación porque existe fisuración interior del nervio entre el elemento prefabricado y el cordón comprimido, salvo para secciones muy próximas al apoyo.

En el caso de la estimación de la resistencia de la vigueta según la Instrucción EHE-08 (C1), parece evidente que el resultado del ensayo duplique la capacidad de la vigueta aislada. Lo extraño es que el resto de análisis actualmente empleados para las comprobaciones a cortante según el marcado CE (C4) o la anterior Instrucción EFHE sin ensayos (B1) conduzcan a valores del mismo orden de magnitud para la sección compuesta que para la sección simple. Esto resulta más significativo para forjados de pequeño canto, hasta los 20-22 cm, donde la resistencia de la vigueta por sí sola es superior a la que se obtiene para el forjado, lo cual no deja de ser paradójico. Sobre la validez de la expresión (C1), y tal y como se ha indicado en el Capítulo III, los resultados obtenidos mediante ensayo coinciden con la predicción teórica.

En relación a la expresión del MC-2010 (E), el análisis conduce a dos posibilidades. Por un lado, los valores de σ_{cd} y τ pueden referirse a la sección prefabricada pero, al introducirlos en la expresión donde intervienen $b \cdot l/S$ de la sección compuesta, se obtienen valores por encima de los resultados experimentales. O también pueden referirse σ_{cd} y τ al nervio completo, suponiendo que todo el pretensado se reparte por la sección compuesta, en cuyo caso se obtendrían valores excesivamente conservadores.

La expresión (C3) aplicada a las fibras en b_2 y el c.d.g. sin considerar el pretensado, también conduce a valores no seguros.

IV.4.4.- Expresiones con el resto de parámetros (f_{ck} , σ'_{cd} , ρ)

Se trata de las expresiones en las que intervienen todos los parámetros que contribuyen a la resistencia a cortante; como el hormigón, la cuantía de armadura traccionada, el efecto del pretensado y la geometría de la sección.

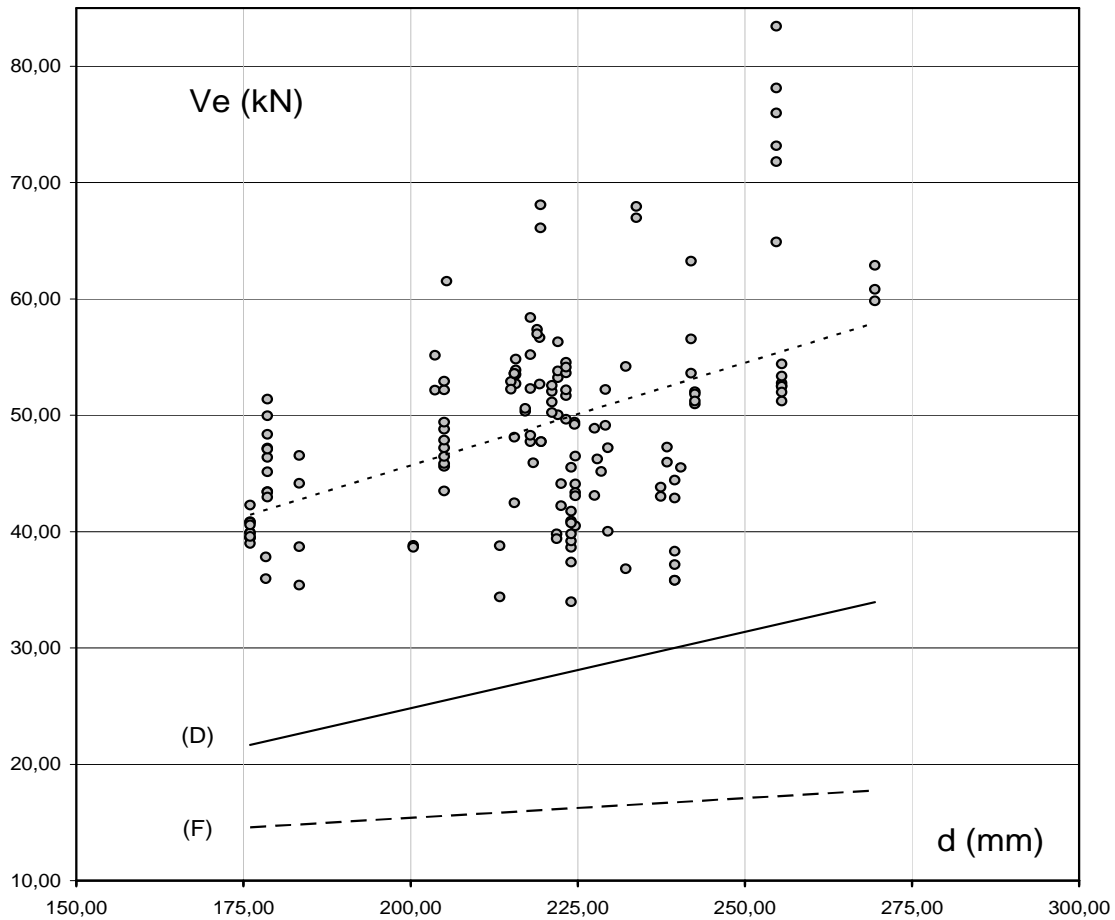
Como en los casos anteriores, puede aislarse una sumatoria de términos que supondrían una tensión tangencial, multiplicada por la geometría.

(D) $V_{u2_EHE-08} = [(0,18/\gamma_c) \cdot \xi \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{cv})^{1/3} + 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d$ Instrucción EHE-08 [06]
 $\geq [(0,075/\gamma_c) \cdot \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2} + 0,15 \cdot \sigma'_{cd}] \cdot b_0 \cdot d$ Instrucción EHE-08 [07]

(F) $V_{u2_EC2} = [C_{R,d} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} - k_1 \cdot \sigma'_{cp}] \cdot b_w \cdot d$ Eurocódigo 2 [11]
 $\geq [0,035 \cdot \xi^{3/2} \cdot f_{cv}^{1/2} + k_1 \cdot \sigma'_{cp}] \cdot b_w \cdot d$

(El significado de cada término puede consultarse en el apartado III.3.4. - página 191)

Al igual que se ha realizado en los dos grupos anteriores de expresiones teóricas, la siguiente gráfica muestra los resultados de los ensayos (puntos grises) y su línea de tendencia ordenados en función del canto útil. La tendencia para las dos expresiones teóricas descritas ofrece resultados más conservadores.



Gráfica IV.4.4.- Diferencia entre los valores experimentales de resistencia a cortante y la formulación que incluye todos los parámetros

Aunque ambas expresiones son similares, las predicciones a partir de lo establecido en la Instrucción EHE-08 (D) se aproximan más a los ensayos mientras que en el caso del eurocódigo 2 (F) se mantienen dentro del orden que la formulación tradicional ha venido ofreciendo con un amplio margen de seguridad. El coeficiente k_1 de (F) es un “valor en recuadro”, que se define en cada Anexo Nacional, si bien se propone el valor habitual de 0,15.

Una de las principales diferencias en la aplicación de la fórmula es que en el caso (D), como se ha visto, se indican especificaciones para la tipología de forjados unidireccionales de vigueta pretensada analizada, fijando además como mínimo la capacidad de la vigueta regida según la expresión de la capacidad a cortante en secciones no fisuradas de la propia Instrucción EHE-08(C1).

Los criterios afectan sobre todo al reparto del pretensado, que en el caso de (D) se asigna a la vigueta, y se transforma en el resistido en la sección rectangular $b \cdot d$. Como en el caso de (F) no se indica nada al respecto, al repartir la precompresión entre todo el nervio y luego asimilarlo a $b \cdot d$ se produce una pérdida de resistencia.

Además, la expresión de la Instrucción EHE-08 (D) incluye un valor mínimo que es $0,075/\gamma_c$ afectando a otros términos, que son idénticos en el valor mínimo según el Eurocódigo 2 (F), aunque en este segundo caso, el coeficiente de ajuste es 0,035, valor inferior a $0,075/1,5 = 0,05$ por lo que, en realidad, existen dos límites inferiores en (D), que son la capacidad de la vigueta aislada y este valor mínimo, que son superiores al tope de (F).

Por último, respecto al reparto de la tensión de pretensado, cuando se realizó el ajuste de la Instrucción EHE-08 ya se puso de manifiesto que considerar la tensión media en la vigueta y asignarla a $b \cdot d$ en casos de pretensados altos conducía a valores superiores que, sin embargo, quedaban limitados por la capacidad a cortante/rasante del nervio analizado como sección sin pretensado y espesor el correspondiente a la interfaz.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,98	-	-	-
EHE	(D)	27,28	1,81	0,274	0,151
EC2	(F)	16,03	3,06	0,373	0,122

Los valores obtenidos evaluando las secciones según (F) corresponderían a los que habrían obtenido con la anterior Instrucción EHE-98 pues las expresiones han variado poco. Precisamente por esta situación, y la perspectiva de eliminar la expresión de la Instrucción EFHE (B2), fue preciso adelantar un estudio a partir de la base de datos aquí presentada a fin de buscar un ajuste que reprodujera valores más próximos a la realidad, que es lo que actualmente se está empleando en la Instrucción EHE-08 mediante la formulación (D), que se mantiene en un orden de magnitud más razonable en el sentido de optimizar los materiales empleados.

IV.4.5.- Comparativa de las formulaciones principales

Aunque se hayan analizado agrupando en tres grupos las distintas predicciones teóricas, la representación conjunta de todas ellas arroja bastante claridad en relación a la situación actual y los valores experimentales aquí incluidos.

La siguiente gráfica, siguiendo el esquema de las planteadas anteriormente, presenta en el eje de ordenadas la resistencia a cortante en kN. En abscisas se representa el canto útil del forjado ensayado. La nube de puntos corresponde a cada uno de los resultados experimentales incluyendo el ajuste lineal de la familia de valores. Para las expresiones analizadas se ha representado únicamente la línea de tendencia, que aporta un orden de magnitud para la totalidad de las muestras.

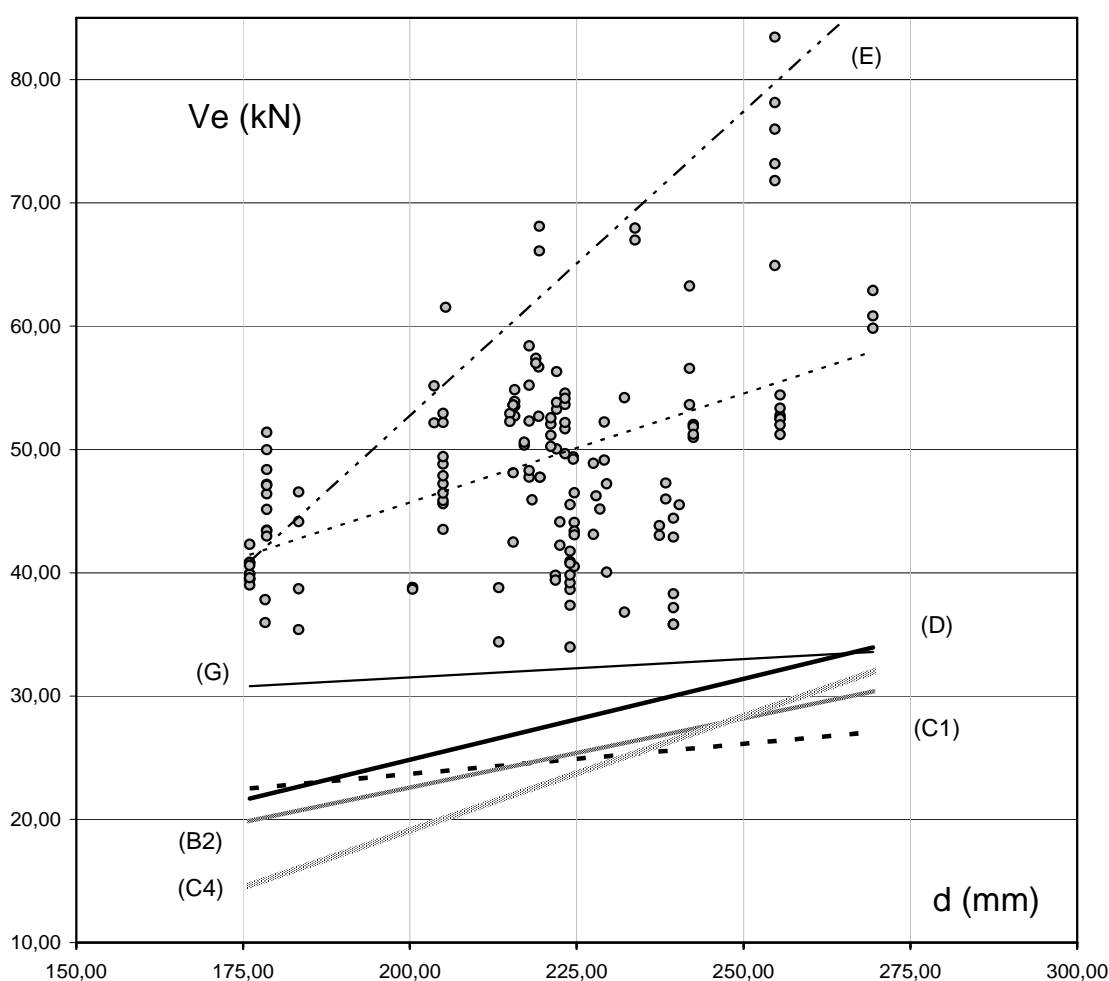


Imagen IV.4.5.- Diferencia entre los valores experimentales de resistencia a cortante y las expresiones teóricas analizadas

En general, todos los análisis se mantienen excesivamente del lado de la seguridad. De hecho, para cantos útiles por debajo de los 210 mm, prácticamente a partir de todas las expresiones se prevén resistencias a cortante inferiores a las que se obtendrían con la sección simple de la vigueta pretensada exclusivamente (C1), a excepción de la ya comentada para la Instrucción EHE-08 (D), que precisamente tiene como tope inferior esos valores individuales del elemento prefabricado.

La propuesta nacional para la modificación del Eurocódigo 2 (G) ofrece valores de resistencia a cortante en los forjados estudiados superiores al resto de predicciones, igualada tan solo en los casos de cantos elevados a partir de la expresión de la Instrucción EHE-08 (D).

Si la propuesta del CTN (G) se concreta en la próxima versión, se dispondrá de una expresión ligeramente más favorable para el caso de los forjados de vigueta y bovedilla que la actualmente disponible. Puesto que la formulación proviene de la adición de distintos mecanismos físicos y resistentes, a partir de la base de datos aquí presentada sería posible proponer criterios específicos para el caso de forjados unidireccionales que sin duda acercarán la previsión teórica a los resultados experimentales.

En cualquier caso, a partir de la experiencia durante la redacción de la Instrucción EHE-08 (D) es previsible que la actual formulación del Eurocódigo 2 (F) deje de estar vigente en la próxima versión. En cambio, será preciso esperar a las decisiones en el caso de las normas armonizadas de producto (C4).

En cualquier caso, el análisis parece indicar que todas las simplificaciones para aplicar una formulación general conducen a resultados del lado de la seguridad, reduciendo la resistencia de la sección compuesta a valores próximos a los previstos para el elemento prefabricado por sí solo, comparado con los resultados experimentales.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,98	-	-	-
Vigueta	(C1)	24,60	2,05	0,472	0,231
CE	(C4)	22,55	2,24	0,429	0,192
EHE	(D)	27,28	1,81	0,274	0,151
MC2010	(E)	61,93	0,82	0,194	0,236
EC2	(F)	16,03	3,06	0,373	0,122
CTN	(G)	32,07	1,48	0,219	1,324

Por lo tanto, los valores obtenidos según la Instrucción EHE-08 (D) corresponden a los más próximos a la experimentación a partir de textos reglamentarios en vigor, siendo el único caso en el que se indican criterios particulares para el análisis de estos tipos de secciones, habiéndose comparado con los resultados experimentales contenidos en el presente trabajo. Presenta una desviación típica de 0,274, valor medio en comparación con el resto de expresiones (0,472 para el caso de la resistencia de la vigueta o 0,194 para el caso de la valoración según el MC2010). El coeficiente de variación es de 0,151 por lo que se considera que supone un ajuste adecuado a los resultados experimentales.

IV.5.- LA GENERALIZACIÓN EN LAS EXPRESIONES TEÓRICAS

IV.5.1.- La geometría de la sección

La expresión elástica para la tensión tangencial a partir del esfuerzo cortante en una sección plana es de sobra conocida:

$$V = \tau \frac{b \cdot l}{S}$$

En el caso de secciones rectangulares, el término geométrico quedaría:

$$b \cdot l / S = b \cdot (b \cdot h^3 / 12) / (b \cdot h^2 / 8) = 2 \cdot b \cdot h / 3$$

Que en secciones de hormigón se expresa normalmente como $b \cdot d$, quedando la expresión inicial:

$$V = \tau \cdot b \cdot d$$

Es decir, se trata por tanto de determinar una tensión tangencial, que dependería del material, y traducirla en un esfuerzo cortante a partir del canto útil y el ancho de una sección rectangular.

Esta simplificación, del lado de la seguridad en un rango razonable para secciones rectangulares donde la tensión tangencial máxima coincide con el centro de gravedad y es posible aplicar este criterio, puede no ser suficientemente aproximado en el caso de otras geometrías de sección como, por ejemplo, la que se estudia en el presente análisis.

Las secciones estudiadas presentan la tensión tangencial máxima en el cuello del nervio prefabricado:

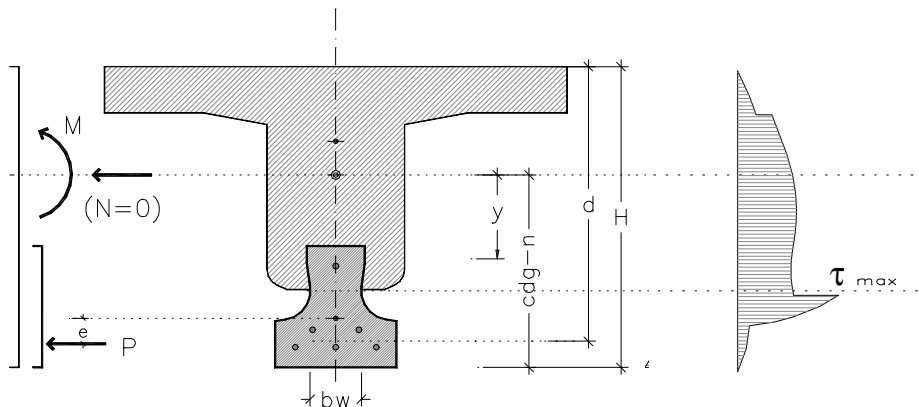


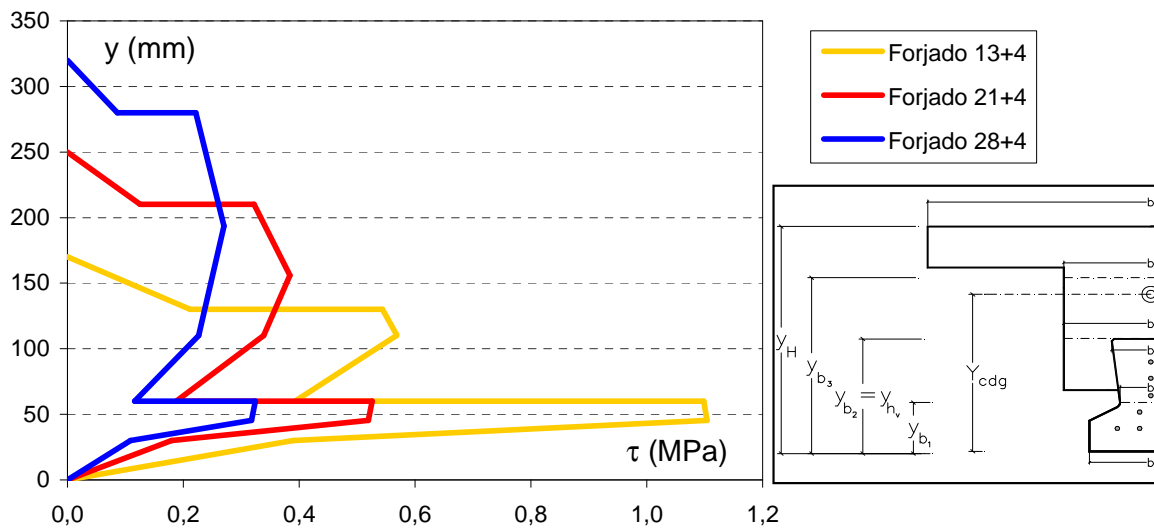
Fig. IV.5.1.- Tensión tangencial máxima en un nervio de forjado de viga prefabricada. Hormigón sin fisurar en servicio

La comparación entre emplear el valor geométrico en una sección genérica o la simplificación a sección rectangular $b \cdot d$, se traduce en una variación superior a un orden de magnitud.

Sección	H (mm)	b (mm)	Área (mm ²)	b·d (mm ²)	b·l/S (mm ²)	Modificación
Rectangular	240	178	42715	38.265	28.480	-25%
Nervio	240	50	42715	11.900	611.367	+513%

Como puede apreciarse, para una misma área de hormigón la simplificación puede resultar excesivamente del lado de la seguridad debido a la geometría y la ubicación de la fibra más desfavorable.

En la siguiente gráfica se incluye la ley de tensiones tangenciales para un forjado genérico a partir de la misma vigueta, variando el canto total y sometido a un esfuerzo cortante de 10 kN.



En forjados de canto reducido para absorber el mismo esfuerzo la tensión en cada fibra es mayor, alcanzando el elemento más estrecho de la sección – el cuello de la vigueta – valores superiores a 1 MPa. A medida que el canto aumenta la tensión en cada fibra se reduce, aproximándose el valor de dicha tensión en las dos fibras más desfavorables: el centro de gravedad de la sección y el cuello de la vigueta, aunque en todo caso esta última presenta una sollicitación mayor.

A partir de la tensión principal de tracción limitada a la capacidad del material, se tiene:

$$f_{ctm} = \frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \quad \rightarrow \quad \tau = \sqrt{f_{ctm}^2 - \sigma \cdot f_{ctm}} \quad (\text{compresiones en negativo})$$

El valor de la tensión normal σ en el c.d.g. es nulo, salvo que exista pretensado, en cuyo caso la expresión quedaría según la ya comentada para (C2) en la que el término es $f_{ctm}^2 + \alpha \cdot \sigma_{cp} \cdot f_{ctm}$ y de modo simplificado se considera una tensión de pretensado media.

Sin embargo, en fibras no coincidentes con el c.d.g el término σ debe incluir no sólo la precompresión, sino también la tensión normal debida a la flexión, por lo que la aplicación de esta expresión simplificada para una sección rectangular determinada no es inmediata para otras geometrías.

De hecho, en el caso de forjados de vigueta pretensada aunque la tensión tangencial es máxima, la precompresión en esta zona es importante, por lo que el valor limitativo de la sección para la capacidad por tracción oblicua del alma no estaría en el cuello de la vigueta, sino en la cara superior de la vigueta donde existen tensiones normales de flexión y la tensión tangencial presenta un valor similar al de la fibra coincidente con el c.d.g. ($y = 100$ mm en el gráfico anterior).

IV.5.2.- El efecto del pretensado

Tal y como puede apreciarse en las gráficas elaboradas para las predicciones teóricas, el hecho de que la capacidad a cortante de una sección, para un hormigón y un espesor de alma de la vigueta determinados, crezca linealmente con el canto útil del forjado contrasta con los resultados experimentales precisamente por no intervenir en el análisis el efecto del pretensado y la cuantía de acero traccionado.

Se considera que un elemento pretensado puede ser tratado como un elemento armado en relación al cálculo de la capacidad a cortante después de que el momento de descompresión sea alcanzado, por lo que se puede definir la capacidad total del elemento como suma de la capacidad a cortante de la sección armada (V_c) más la carga necesaria para alcanzar dicho momento (V_p), que corresponde a la contribución a la capacidad resistente del pretensado:

$$V_{u2} = V_c + V_p$$

$$V_{u2} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} \right] b_0 \cdot d + 0,15 \cdot \sigma'_{cd} \cdot b_0 \cdot d$$

El efecto del pretensado se cuantifica mediante el factor 0,15, que corresponde precisamente a una simplificación para una sección rectangular con una cuantía y excentricidad de pretensado determinados.

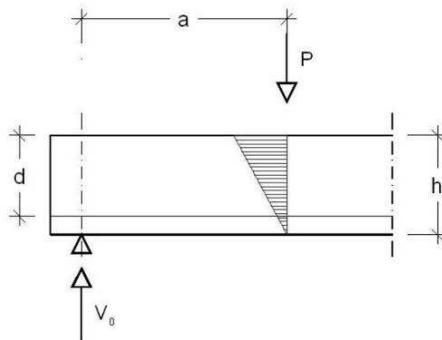


Imagen IV.5.2.- Carga puntual para alcanzar la descompresión de la sección

En efecto, sea una carga "P" aplicada a una distancia "a" del eje del apoyo, donde existe una reacción " V_0 ". El momento flector positivo en la fibra más traccionada de la sección de estudio, y la tensión en la fibra extrema, serán:

$$M = a \cdot V_0,$$

$$\sigma = a \cdot V_0 \cdot y / I$$

La tensión debida al pretensado en esa fibra se expresa como $\sigma = N/A + N \cdot e \cdot y / I$, donde "N" es la fuerza de pretensado y "e" la excentricidad de la misma respecto al c.d.g. de la sección.

$$\frac{a \cdot V_0 \cdot y}{I} = \frac{N}{A} + \frac{N \cdot e \cdot y}{I}$$

$$V_0 = \frac{N \cdot I \left(\frac{1}{A} + \frac{e \cdot y}{I} \right)}{a \cdot y} = \frac{N \cdot \left(\frac{I}{A \cdot y} + e \right)}{a}$$

Para una sección rectangular, donde $I = b \cdot h^3/12$ con $A = b \cdot h$, y por tanto $y = h/2$, la expresión quedaría

$$V_0 = N \cdot (h/6 \cdot a + e/a)$$

Considerando que el canto útil suele ser del orden de $d = 0,85 \cdot h$ y ordenando los términos, se tiene:

$$V_0 = \frac{N \cdot \left(\frac{1}{6} + \frac{e}{h} \right)}{\frac{a}{h}} \quad \rightarrow \quad V_0 = \frac{1,18 \cdot N \cdot \left(\frac{1}{6} + \frac{e}{h} \right)}{\frac{a}{d}}$$

Ahora bien, puede considerarse una excentricidad del orden de $e/h = 0,35$, relación habitual en las configuraciones de pretensado en secciones rectangulares. En la mayoría de los ensayos la distancia entre el apoyo y el punto de aplicación de la carga es del orden de $2,5 \cdot d$ a $4,0 \cdot d$ veces el canto útil de la pieza, por lo que el valor de " V_0 " oscila entre $0,15 \cdot \sigma'_{cd} \cdot b_0 \cdot d$ y $0,25 \cdot \sigma'_{cd} \cdot b_0 \cdot d$, donde $0,15$ supone un valor tope inferior del lado de la seguridad.

Por lo tanto, el coeficiente $0,15$ que aparece en la formulación general se deduce a partir de un cálculo particularizado para un tipo de sección concreto, en este caso la habitual sección rectangular empleada en hormigón armado.

Al tratarse de una expresión elástica y obtenida de la mecánica puede aplicarse a cualquier geometría. La contribución a la capacidad a cortante del pretensado parcial en una sección prefabricada, completada con hormigón en obra para cualquier configuración, puede expresarse como:

$$V_p = \frac{I_N \cdot P}{a \cdot y_N} \left(\frac{1}{A_v} + \frac{e \cdot y_v}{I_v} \right)$$

- I_N Inercia del nervio, en este caso la sección compuesta (nervio y elemento prefabricado)
- P Fuerza de pretensado considerada en el momento del análisis
- a Distancia del punto de aplicación de la carga desde el apoyo (generalmente $3 \cdot h$)
- y_N Distancia desde el c.d.g. del nervio a la fibra más traccionada del mismo
- A_v Área del elemento prefabricado
- e Excentricidad del pretensado respecto al c.d.g. de la sección prefabricada
- y_v Distancia desde el c.d.g. del elemento prefabricado a la fibra más traccionada
- I_v Inercia del elemento prefabricado

Esta expresión permitiría determinar el cortante resistido por una sección de hormigón parcialmente pretensado hasta alcanzar la descompresión de la fibra más traccionada, por lo que representaría la contribución del pretensado a la resistencia a cortante de la sección compuesta.

No obstante, según se ha mostrado en el Capítulo I, en relación al parámetro influyente de la distancia de la carga al apoyo, incluir el término " a " no es de aplicación inmediata para el caso de estructuras reales.

Una solución podría ser sustituir M_0/a por $M_0/(M_x/V_x)$, donde M_x y V_x son el momento y el cortante existentes en la sección considerada. Es evidente que esta propuesta podría implicar cierta complicación en el diseño a cortante de los elementos estructurales ya que V_p variaría en cada sección estudiada. Además, el valor de V_p tendería a infinito en el punto de inflexión de la ley de momentos, donde $M_x = 0$.

En cualquier caso, la expresión debería aplicarse, como se hace habitualmente, para comprobar el cortante en una sección situada a un canto útil del borde del apoyo.

IV.5.3.- El efecto de la simplificación

Como se ha puesto de manifiesto, la formulación general presenta dos simplificaciones de un importante rango a la hora de su aplicación en secciones de hormigón y configuraciones de pretensado no habituales, o no contrastadas experimentalmente.

Por un lado, la reducción de la expresión de la tensión tangencial en una fibra determinada para una sección genérica, elásticamente representada por $b \cdot I/S$, al transformarse en $b \cdot d$ implica una reducción importante de un factor que multiplica directamente la resistencia, en especial en el caso de secciones sin doble simetría respecto al eje central y donde la fibra más desfavorable puede encontrarse alejada del centro de gravedad.

Así, las secciones habituales analizadas en el presente estudio reducen los términos que multiplican a la tensión tangencial admisible, evaluada como corresponda según los distintos autores y normativas. Dentro de esta pérdida de capacidad se incluiría también el incremento de capacidad de cortante gracias al ala de la sección, puesto de manifiesto por diversos autores y contrastado experimentalmente.

En cuanto a la evaluación del pretensado, el factor 0,15 tradicionalmente asumido supone, además de un tope inferior para las geometrías a partir de las que se ha obtenido, una reducción muy importante en los forjados estudiados, no sólo por la posición de los alambres y la acción de la precompresión en el nervio pretensado sino por las simplificaciones respecto a la geometría de la sección compuesta que indirectamente se aplican, teniendo en cuenta que el origen físico es el de conseguir anular la precompresión en la fibra traccionada bajo el punto de aplicación de la carga.

Por último, la sección de comprobación a cortante, generalmente considerada a una distancia de una vez el canto útil desde el borde del apoyo, presuponiendo que, caso de producirse el agotamiento por cortante, habrá existido una fisuración previa debida a la flexión y que el colapso tendrá lugar por la progresión de una fisura inclinada de flexión que alcanza la cabeza de compresión. En los ensayos analizados, si bien es cierto que dicha fisuración ha superado la zona de aplicación de la carga y, por tanto, se encuentra dentro del vano de cortante, la realidad es que no alcanza las zonas de análisis próximas al apoyo por lo que en realidad, la sección de comprobación aún se encontraría – en estos casos estudiados – sin fisurar en su fibra más traccionada.

IV.6.- PLANTEAMIENTO DEL MODELO

IV.6.1.- Conclusiones del análisis

A partir de los aspectos comentados anteriormente, se plantean las siguientes hipótesis:

- Se aceptan el ajuste y la expresión teórica para la evaluación de la tensión tangencial que rige la capacidad a cortante en secciones fisuradas a flexión de hormigón armado, es decir, la expresión:

$$\tau = [(0,18/\gamma_c) \xi \cdot (100 \rho_l f_{cv})^{1/3}]$$

Se considera punto de partida para la evaluación de la resistencia a cortante, reuniendo los parámetros que se han indicado como fundamentales en el análisis; la resistencia del hormigón y la cuantía de acero traccionado.

Para confirmar la validez de este supuesto se procede a la comprobación del coeficiente ajustado empíricamente en la formulación general $C_{R,d} = 0,18 / \gamma_c$ para los ensayos estudiados.

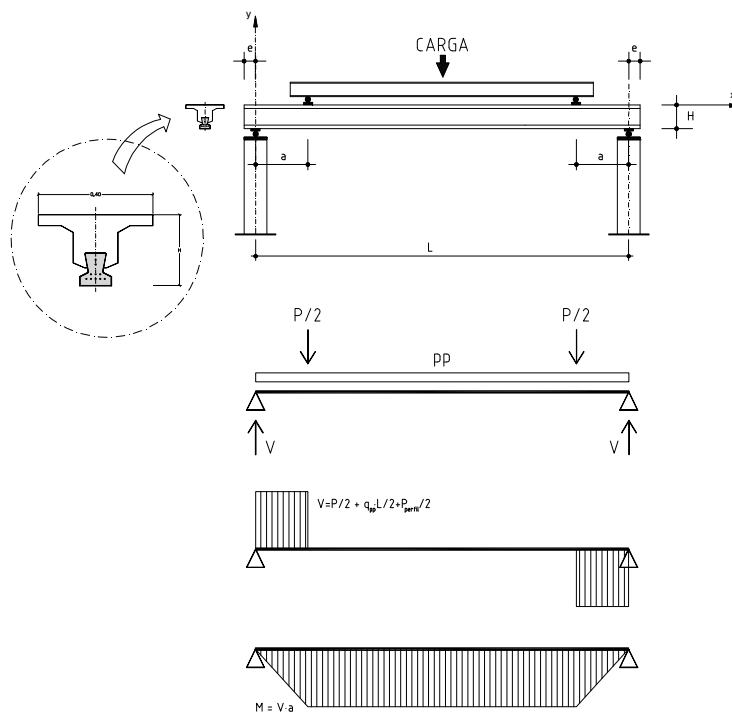
- Se descarta el coeficiente 0,15 que afecta al pretensado, al entender que proviene de una simplificación para secciones rectangulares con una configuración de pretensado determinada. En su lugar, se pretende partir del concepto físico de la anulación de la precompresión en la fibra inferior del nervio bajo la zona de aplicación de la carga y, a partir de las expresiones de tensiones normales de la elástica, determinar la contribución real del pretensado a este efecto, que corresponderá al término de cortante resistido por el pretensado.
- Se admite que el fallo por cortante en los casos estudiados se produce a partir de la fisuración por flexión en la zona intermedia de la sección compuesta, por encima del elemento pretensado, lo que da lugar a una debilitación del nervio y la puesta en funcionamiento de los mecanismos de resistencia a cortante de secciones fisuradas sin armadura transversal. El efecto del pretensado permite retrasar esta situación hasta que se alcanza un momento flector capaz de fisurar zonas próximas al centro de gravedad.
- La luz de cortante empleada en los ensayos es 3 – 3,5 H, y en algunos casos 2,5 H. Este valor aparecerá en la formulación y puede sustituirse para el caso de vanos con carga continua – que es la práctica habitual – por $L_0 / 4$, siendo L_0 la distancia entre puntos de momento nulo en la viga.
- Se determina la sección de comprobación en función de los resultados experimentales disponibles, situada a no menos de una vez el canto útil “d” desde el borde del apoyo. A esta distancia se estima el pretensado actuando en la sección prefabricada, con la longitud de transferencia correspondiente a la entrega del nervio más una vez “d”. En cambio, la carga necesaria para que se produzca la descompresión en la fibra más traccionada se analiza bajo el punto de aplicación de la carga, como está establecido por convenio para estimar la contribución del pretensado.

- Adicionalmente, se comprueba el agotamiento por tracción oblicua en la fibra superior por encima de la vigueta, en el elemento de hormigón en masa que conforma el nervio, en secciones próximas al apoyo donde no se ha llegado a producir la fisura por flexión.

Los criterios de seguridad se aplicarán al modelo tras ajustar el mismo a los resultados experimentales de los que se dispone.

El esquema de esfuerzos cortantes y momentos flectores en las secciones analizadas es el que se indica en la siguiente figura. El peso propio de la sección, actuando como una carga continua por unidad de longitud, se incluye en las reacciones, aunque no se representa en los diagramas para simplificar su interpretación.

En todos los casos analizados el valor de la entrega es $e = H/2$, mientras que la luz de cortante varía desde $a = 3 H$ antes del año 2003 hasta $a = 3,5 H$ a partir de dicho año.



Esquema IV.6.1.- Ensayo y esfuerzos en los elementos analizados

El cortante resistido tiene un valor de $V = P/2 + q_{pp} \cdot L/2 + P_{perfil}/2$, es decir, por tratarse de un ensayo simétrico, la mitad de la carga aplicada más la mitad del peso propio más la mitad del peso del perfil de reparto (1,75 kN en los casos de ensayos en el IETcc-CSIC o el valor que aparece en fichas en los ensayos realizados en los laboratorios de AIDICO o APPLUS).

Por la tanto, el momento máximo, constante en el vano central, presenta un valor de $M = V \cdot a$.

Los datos relativos a la geometría de las secciones, los valores de resistencia de los materiales empleados y la configuración del pretensado se detallan en las fichas de cada ensayo incluidas en los Anexos I y II del presente trabajo.

IV.6.2.- Sección de comprobación

IV.6.2.1.- AGOTAMIENTO DE LA SECCIÓN PREFABRICADA

En diversos estudios se ha puesto de manifiesto que emplear de forma generalizada la sección de comprobación a una distancia de un canto útil "d" desde el borde del apoyo puede ser excesivamente conservador. Tal y como se ha podido comprobar en la gráfica IV.2.2.-e, aunque el elemento pretensado garantiza la integridad del cordón inferior traccionado, la zona intermedia entre la vigueta y la cabeza de compresión, suele presentar fisuración por efecto de la flexión.

Para este análisis se propone deducir la sección en la que tendría lugar el agotamiento por tracción oblicua del alma, ya que del estudio realizado en EE.FF. y a la vista de las comparativas tensionales obtenidas, se entiende que entre el borde del apoyo y la mitad del vano de cortante se puede considerar que el nervio permanece en régimen elástico, prácticamente sin fisurar, por lo que el colapso se debería producir precisamente por tracción en el alma.

La tensión principal de tracción en cualquier fibra sería (tracciones en positivo):

$$\sigma_{II} = \frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \quad \rightarrow \quad f_{ctm} = \frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2}$$

$$\left(f_{ctm} - \frac{\sigma}{2}\right)^2 = \left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2 \quad \rightarrow \quad f_{ctm}^2 - \sigma \cdot f_{ctm} = \tau^2 \quad \text{Expresión de donde proviene (C2)}$$

$$f_{ctm}^2 - f_{ctm} \left(\frac{V_e \cdot x \cdot y_{bw}}{I} + \sigma'_{p,bw} \right) = \tau^2 \quad \rightarrow \quad f_{ctm}^2 - \tau^2 - f_{ctm} \cdot \sigma'_{p,bw} = \frac{f_{ctm} \cdot V_e \cdot x \cdot y_{bw}}{I}$$

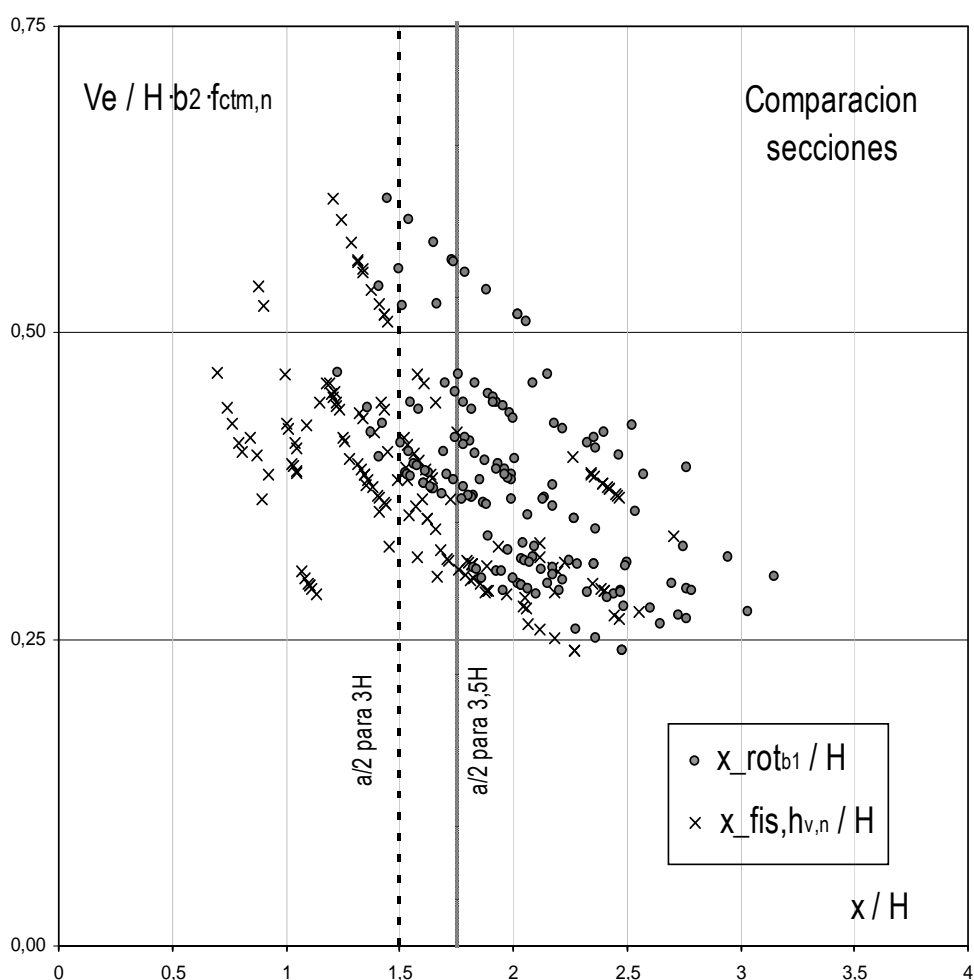
$$\left(\frac{I}{f_{ctm} \cdot V_e \cdot y_{bw}} \right) \cdot (f_{ctm}^2 - \tau^2 - f_{ctm} \cdot \sigma'_{p,bw}) = x \quad \rightarrow \quad x = \frac{I}{V_e \cdot y_{bw}} \left(f_{ctm,v} - \tau_{bw}^2 / f_{ctm,v} - \sigma'_{p,bw} \right)$$

Mediante la expresión obtenida de teoría de la elástica sería posible determinar la distancia desde el borde del apoyo a la que tiene lugar el agotamiento por tracción oblicua del alma de la vigueta o del nervio de hormigón en masa (válida también para cualquier otra fibra).

La distancia así obtenida para la fibra a la altura de b_1 (cuello de la vigueta) oscila entre 282,303 – 912,94 mm que, expresada en función del canto total de la sección, corresponde a 1,23 H – 3,15 H. Esto quiere decir que planteando la hipótesis de agotamiento por tracción oblicua del alma las secciones donde tendría lugar se encuentran en su totalidad en un tramo de la viga situado entre el punto de aplicación de la carga y la mitad de la luz de cortante, zona donde ya se ha puesto de manifiesto que no serían de aplicación las fórmulas de la elástica, ya que desde el momento de la descompresión de la fibra inferior estas zonas se encuentran traccionadas y, en muchos casos, fisuradas.

En los ensayos adicionales indicados en el Anexo II, esta distancia varía entre 392,29 y 755,27 mm, que corresponde a 0,55 H y 0,77 H. También se encuentran en zonas donde se ha alcanzado la fisura por flexión en alguna fibra de la sección compuesta.

En la siguiente gráfica se muestra en el eje de ordenadas el valor adimensional del cortante obtenido para cada ensayo y en el eje de abscisas la distancia desde el apoyo donde se encuentran las secciones analizadas en relación al canto total del forjado. Los valores $x_{rot,b1}$ corresponden a la distancia a la que se produciría la rotura teórica por tracción oblicua en el alma (puntos grises), mientras que $x_{fis,hv}$ indica la sección hasta la cual la carga de rotura provoca la fisuración teórica en el nervio de hormigón en masa a la altura de la cara superior de la vigueta (cruces).



Gráfica IV.6.2.1.-Estimación de la sección de agotamiento por tracción oblicua del alma en el alma de la vigueta

Lo normal es que la fisuración de parte de la sección esté ya presente en el momento en que se supone el agotamiento por tracción oblicua del alma, por lo que no es de aplicación la formulación de la teoría elástica, a la vez que se descarta la hipótesis de rotura por cortante en el alma de la vigueta

Sólo en algunos ensayos de los fabricantes 5 y 7, en uno de los fabricantes 4 y 11 se produce la situación inversa, aunque las secciones quedan suficiente próximas como para considerar que el comportamiento general correspondería al de una sección fisurada.

Al tratarse de una comprobación tensional, podría optarse por analizar una sección situada a una distancia desde el borde del apoyo igual a la intersección de una línea inclinada 45° desde éste con la horizontal a la altura del c.d.g. de la sección, por lo que la sección de referencia estaría en realidad a una

distancia igual a la altura del c.d.g. Sin embargo, el efecto del pretensado es el de inclinar la línea de tensiones principales, al menos en la vigueta.

Si se estudia una sección a una distancia coincidente con la línea inclinada 45-25° desde el borde del apoyo hasta la altura de la fibra a la altura del alma de la vigueta, el pretensado se encuentra desarrollado aproximadamente un 70%, y para esas secciones, la flexión es prácticamente nula, por lo que la tracción no es significativa, de modo que el término $\sigma'_{cd} f_{ctm}$ corresponde al de la expresión (C1), que ya se ha comprobado que conduce a valores muy superiores a la carga registrada durante el ensayo. La expresión (C1) no deja de ser una simplificación pues el término de tensión debido a la flexión es importante en la sección no pretensada cuando se analizan fibras alejadas del c.d.g., de ahí que no puedan aplicarse las expresiones comentadas para secciones compuestas del tipo de las ensayadas.

Además, tal y como se ha podido comprobar en los tipos de rotura indicados en IV.3.-, la fisura que secciona el elemento pretensado suele estar más cerca del apoyo, por lo que aunque el mecanismo de agotamiento por tracción oblicua en el cuello de la vigueta es lógico que se encuentre en esta zona, la realidad es que es necesario que se produzcan tensiones adicionales de tracción para alcanzar el valor límite de la resistencia, de ahí que la predicción teórica sitúe $x_{rot,b1}$ más alejada del apoyo.

Es decir, una vez comprobado que bajo el punto de aplicación de la carga en el momento de la descompresión es posible que existan tensiones de tracción en la cara superior de la vigueta que originen la fisuración, o tracciones que descompriman el alma de la vigueta, se partirá de la valoración del pretensado del punto bajo la aplicación de la carga, con las limitaciones que correspondan, pues se interpreta que es la sección de referencia para valorar la integridad del forjado hasta la carga de descompresión considerada, que será el término debido al pretensado.

Una vez evaluada la contribución del pretensado a la resistencia, se considerará que el elemento se comporta como una sección de hormigón armada exclusivamente, por lo que sería de aplicación la expresión calibrada para tal fenómeno a partir de los estudios de Zsutty que se contemplan en la Instrucción EHE-08 (D) y el Eurocódigo 2 (F) sin el término del pretensado. En estos casos, la sección de comprobación se suele tomar a una distancia de un canto útil desde el borde del apoyo.

En los ensayos analizados, el esfuerzo cortante se considera constante a lo largo del vano de cortante, mientras que el momento flector crece linealmente hasta llegar al punto de aplicación de la carga. Por lo tanto, existe un tramo donde la interacción flexión / cortante es lineal, con una flexión que varía linealmente a medida que la sección de comprobación se aleja del apoyo.

De hecho, este modelo de comprobación, obtenido a partir de el mismo esquema de ensayo empleado en el análisis, prevé la misma resistencia a cortante en todo el vano entre el apoyo y el punto de aplicación de la carga, ya que la descompresión se evalúa en dicho punto y la resistencia de la sección armada sería la misma en todo este tramo.

IV.6.2.2.- AGOTAMIENTO DE LA SECCIÓN DE HORMIGÓN EN MASA

Adicionalmente se ha determinado la distancia desde el borde del apoyo en la que tendría lugar el agotamiento de la sección por tracción oblicua del alma en la fibra del nervio de hormigón en masa, situada en la unión con el elemento prefabricado, es decir, la cara superior de la vigueta.

Para dicha estimación se ha empleado la misma expresión comentada en el apartado anterior, pero eliminando el término de la tensión de pretensado.

$$x = \frac{I}{V_e \cdot y_{b2}} \left(f_{ctm,n} - \tau_{b2}^2 / f_{ctm,n} \right)$$

Como en el caso anterior, esta sección correspondería al valor teórico donde se produciría el agotamiento por tracción oblicua de un material determinado, en este caso del hormigón del nervio in situ, a partir del esquema de cargas del ensayo y para la carga de rotura registrada durante el mismo.

Aunque la fisuración por tracción se produce antes en las fibras de hormigón en masa que rodea el engarce en cola de milano de la vigueta, se considera que esta parte de la sección no es representativa y no se ha tenido en cuenta en la valoración de los términos de la inercia del nervio. La adherencia entre este hormigón y el de la vigueta pretensada también puede modificar el comportamiento del mismo a efecto de la fisuración por flexión.

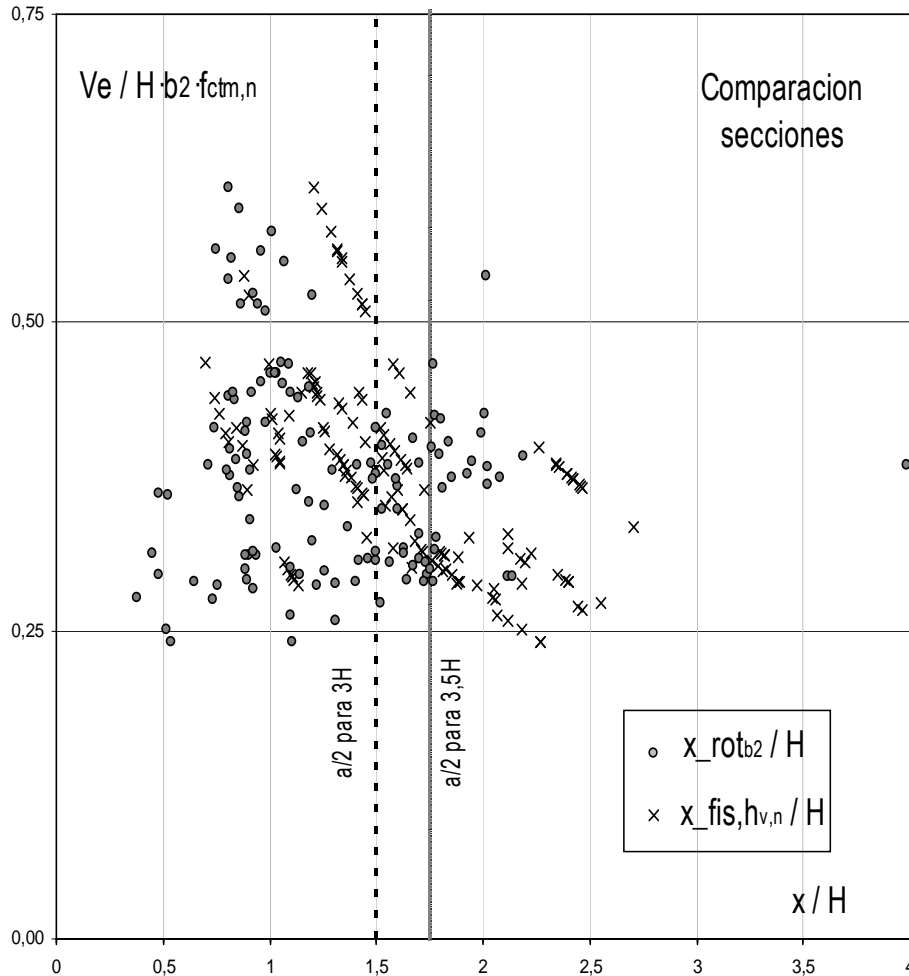
Por lo tanto, se selecciona como fibra representativa del hormigón en masa aquella que coincide con la interfase de unión entre la cara superior de la vigueta y el resto del forjado. Se trata de una zona donde solo existe un tipo de hormigón y no actúa el pretensado.

En la siguiente gráfica se representa el mismo análisis desarrollado en el apartado anterior para el caso de la capacidad del forjado en la fibra situada a la altura del cuello de la vigueta, con el hormigón del elemento prefabricado y la acción del pretensado.

En el eje vertical se incluye el cortante último registrado durante el ensayo adimensionalizado a partir de parámetros geométricos y resistentes del la zona de hormigón en masa.

En el eje horizontal se muestra la distancia desde el eje del apoyo en relación al canto total del forjado ensayado, de modo que los valores de $3 \cdot h$ y $3,5 \cdot H$ corresponden a los puntos de aplicación de la carga. Se incluye la representación de $a/2$ como un eje vertical que indica la mitad del vano de cortante.

La distancia teórica para la cual se estima el agotamiento por tracción oblicua del alma de hormigón en masa del nervio se expresa como $x_{rot,b2} / H$ (puntos grises). Como en el caso anterior, se compara la situación de estas secciones dentro del elemento ensayado con la distancia desde el apoyo hasta la que se calcula que se produce fisuración por flexión en el nervio de hormigón in situ $x_{fis,hv,n}$ (cruces) a la altura de la unión con la cara superior de la vigueta.



Gráfica IV.6.2.2.-a. Estimación de la sección de agotamiento por tracción oblicua del alma en el nervio in situ

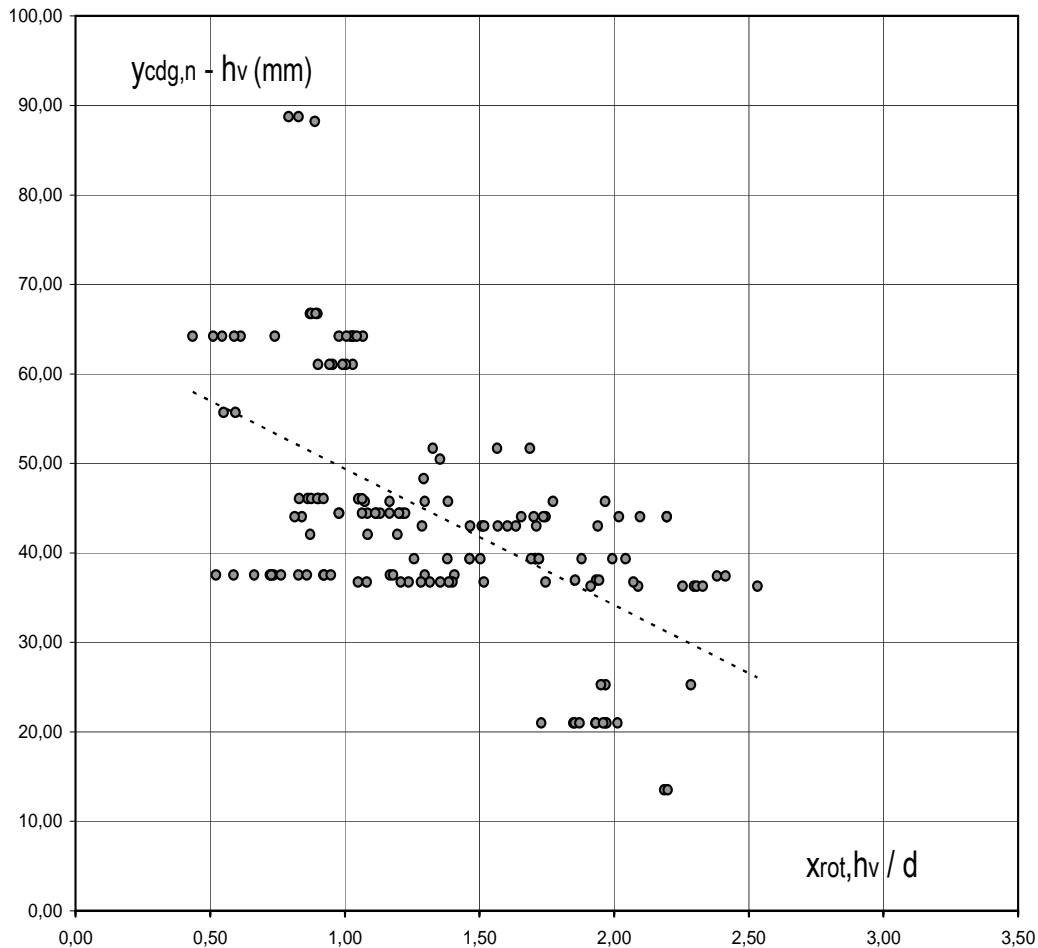
Para este análisis, la estimación de la sección de rotura por agotamiento del nervio de hormigón en masa depende en menor medida de la esbeltez del elemento y aparece menos disperso en relación al canto total del forjado. Así, se observa una concentración entre las distancias situadas a $3/4$ y dos veces el canto total.

Los ensayos en los que la sección de rotura se encuentra más próxima al apoyo coinciden prácticamente con los elementos de mayor canto y, por lo tanto, de mayor distancia entre el c.d.g. del nervio y la cara superior de la vigueta prefabricada.

A diferencia que en la comprobación de agotamiento por tracción oblicua en la vigueta, la ausencia de precompresión en el hormigón hace que para tensiones bajas de tracción debida a la flexión y, por lo tanto, en secciones cerca del apoyo, pueda producirse una tensión principal de tracción suficiente para agotar el material sin que la sección compuesta haya alcanzado la fisuración en ninguna de sus fibras.

A la vista de esta circunstancia se ha optado por representar la distancia a la que se prevé el agotamiento del nervio, en función del canto útil, en relación con la separación entre el c.d.g. del nervio ensayado y la fibra superior de la vigueta pretensada.

En la siguiente gráfica se representa en ordenadas la distancia entre el centro de gravedad de la sección compuesta y la cara superior del elemento prefabricado ($y_{cdg,n} - h_v$) y en el eje de abscisas se indica la relación entre la distancia a la que se estima que se produce el agotamiento por tracción oblicua del hormigón en masa a la altura de la unión entre materiales y el canto útil (x_{rot,h_v}).



Gráfica IV.6.2.2.-b Influencia de la relación entre elemento prefabricado y nervio en la ubicación de la sección de rotura en h_v

La gran mayoría de los ensayos corresponden a nervios en los que la vigueta se encuentra aproximadamente a 40 mm del c.d.g. del nervio, y la tendencia para los casos analizados, podría simplificarse como una recta en la que para cantos pequeños, donde dicha separación es alrededor de 20 mm, la sección de comprobación se encuentra a una distancia del apoyo de dos veces el canto útil. Para una separación de 40 mm la sección correspondiente estaría a una distancia de una vez y media el canto útil.

Planteando la ecuación de la recta a partir de estos dos puntos, y considerando unos valores límite de una y dos veces el canto útil, la sección de comprobación quedaría referida no tanto a la esbeltez sino a la configuración de la sección compuesta:

$$x = d \leq [2,5 - (Y_{cdg} - h_v)/40]d \leq 2d$$

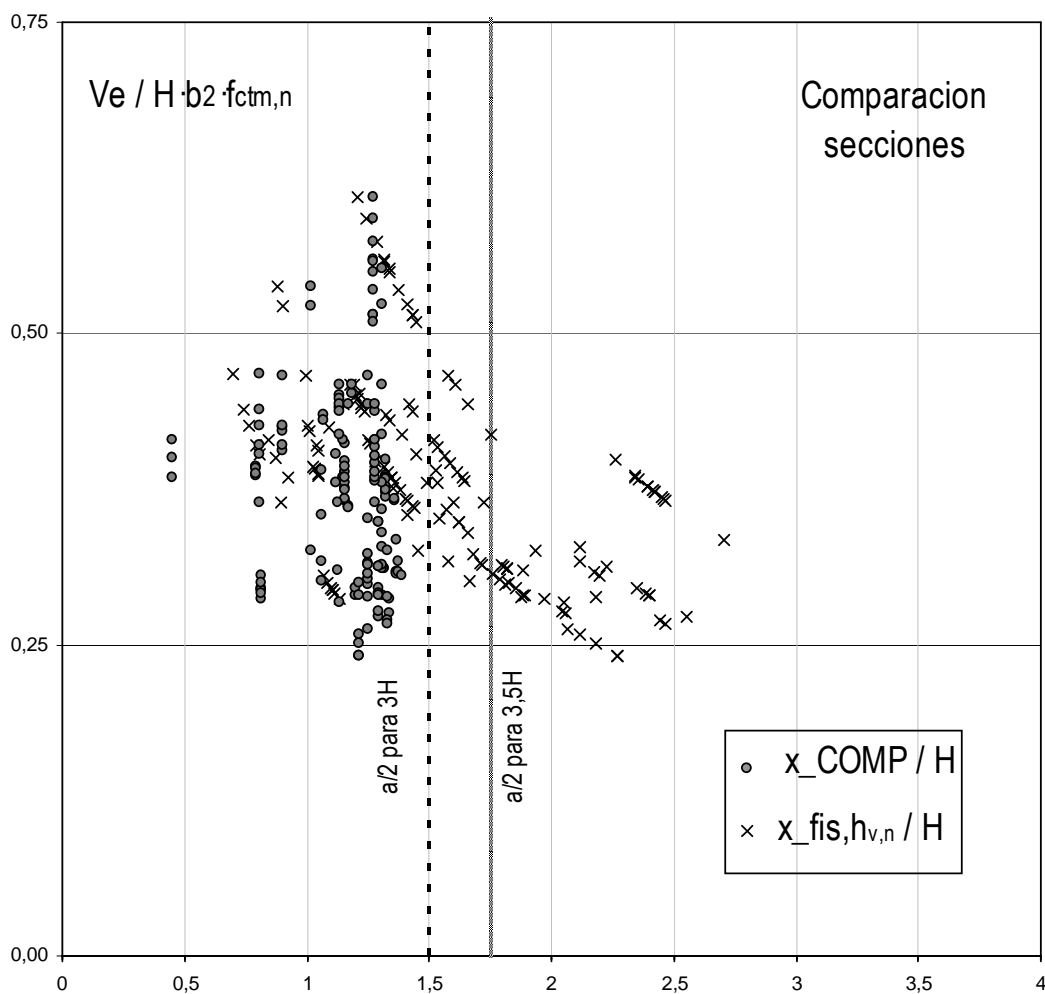
Expresión para determinar la sección de comprobación.

No obstante, este criterio se ha calibrado para los ensayos de contraste, en los que el hormigón empleado en el nervio es el mismo de la viga. De ahí que los valores obtenidos para agotar el nervio precisen alejar la sección de comprobación, de modo que exista un momento flector que genere una tensión de tracción suficiente.

Por lo tanto, la expresión ajustada en función de la calidad del hormigón empleado quedaría:

$$x = \frac{1}{2} \cdot d \leq \left[1,5 - \frac{Y_{cdg} - h_v}{65} \right] \frac{f_{ck}}{25} \cdot d \leq 1,5 \cdot d$$

Por último, se incluye la misma gráfica que se ha presentado al comienzo de este apartado, pero aplicando la distancia desde el apoyo obtenida según la expresión anterior x_{COMP}/H



Gráfica IV.6.2.-d Posición de la sección de comprobación

La mayoría de los forjados se comprobarían en una sección situada a una distancia del apoyo de una vez y media el canto útil, mientras que esa distancia se aproximaría a la entrega a medida que la distancia entre el c.d.g. y la cara superior de la viga aumente, es decir, para forjados de mayor canto donde el elemento prefabricado supone un porcentaje menor de la sección resistente y el mecanismo de fallo depende más de la capacidad del hormigón in situ.

IV.6.3.- Modelo a partir de la influencia del pretensado

IV.6.3.1.- CRITERIOS DE APLICACIÓN

Tal y como se ha expuesto, las expresiones teóricas generalmente empleadas en la actualidad suponen una simplificación para secciones rectangulares, no sólo en lo relativo a los parámetros geométricos sino también en el ajuste de coeficientes, como por el ejemplo el término 0,15 que afecta a la contribución del pretensado en la resistencia a cortante.

De acuerdo con lo expuesto, se establece una fórmula general de la capacidad a cortante en la que aparecen los términos correspondientes a la geometría de cualquier sección.

A partir de la expresión general recogida en la Instrucción EHE-08 (D) se propone separar la contribución del hormigón (V_c) afectándola por los términos generales I_b/S en lugar del tradicional $b \cdot d$, más la aportación del pretensado (V_p) a partir de la formulación explícita de la carga necesaria para descomprimir la fibra más traccionada, sustituyendo el término simplificado $0,15 \cdot \sigma'_{cd} \cdot b \cdot d$.

$$V_{u2} = V_c + V_p$$

$$V_{u2_EHE08} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} + 0,15 \cdot \sigma'_{cd} \right] \cdot b \cdot d$$

$$V_{u2_PROP} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{1/3} \right] \frac{I_N \cdot b_0}{S_N} + \frac{I_N \cdot P}{a \cdot y_N} \left(\frac{1}{A_v} + \frac{e \cdot y_v}{I_v} \right)$$

Donde:

- V_{u2} resistencia última a cortante de la sección considerada asociada a la tracción del alma
- I_N inercia del nervio, en este caso la sección compuesta (nervio y elemento prefabricado)
- P fuerza de pretensado considerada en el momento del análisis
- a distancia del punto de aplicación de la carga desde el apoyo (generalmente $3 \cdot H$)
- y_N distancia desde el c.d.g. del nervio a la fibra estudiada
- A_v área del elemento prefabricado
- e excentricidad del pretensado respecto al c.d.g. de la sección prefabricada
- y_v distancia desde el c.d.g. del elemento prefabricado estudiada
- I_v inercia del elemento prefabricado
- b_0 espesor de la vigueta en su zona más estrecha
- f_{ck} resistencia característica del hormigón
- ρ_l cuantía de acero traccionado eficazmente anclada, obtenida como $A_p / (b_0 \cdot d)$
- ξ término que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1 + (200/d)^{1/2} \leq 2$
- γ_c coeficiente de minoración de la resistencia del hormigón

Así, aparecen perfectamente diferenciados los términos correspondientes a la resistencia aportada por la sección armada y el efecto del pretensado sea cual sea la forma de la sección, la distribución del pretensado, y la parte de éste que actúa en la sección simple.

Como en las expresiones anteriores, puede determinarse la resistencia a cortante prevista para cada uno de los ensayos mediante la aplicación del modelo propuesto comparándolo con los valores reales de agotamiento por cortante obtenidos.

Se aplicarán dos limitaciones correspondientes a la descompresión del alma de la viga o la descompresión de la fibra más traccionada, lo que suceda antes.

Además no se podrá superar la capacidad por rasante de la unión entre hormigones, expresada como:

$$V_{ras,b2} = \left[\beta \left(1,3 - \frac{f_{cm,n}}{25} \right) f_{ctm,n} \right] \frac{b_2 \cdot l}{S_{b2}}$$

Esta última expresión corresponde a la determinación del rasante máximo entre hormigones en la unión entre dos superficies hormigonadas en momentos distintos, sin contribución de armadura pasante y para un engarce en cola de milano, según lo indicado en la Instrucción EHE-08.

Se ha considerado la interfaz entre hormigones como el plano de rotura en la fibra b_2 tomando como coeficiente $\beta = 0,80$ (para superficies de contacto rugosas de secciones compuestas en las que existe una imbricación tal que se impide el cabalgamiento de una de las partes de la sección compuesta sobre la otra, tales como las configuraciones en cola de milano, y siempre que la superficie quede abierta y rugosa tal y como se obtiene en la fabricación de viguetas con máquina ponedora).

Siguiendo el criterio geométrico expuesto se ha optado por emplear el término correspondiente a la relación entre esfuerzo y tensión tangencial mediante $b_2 \cdot l / S_{b2}$.

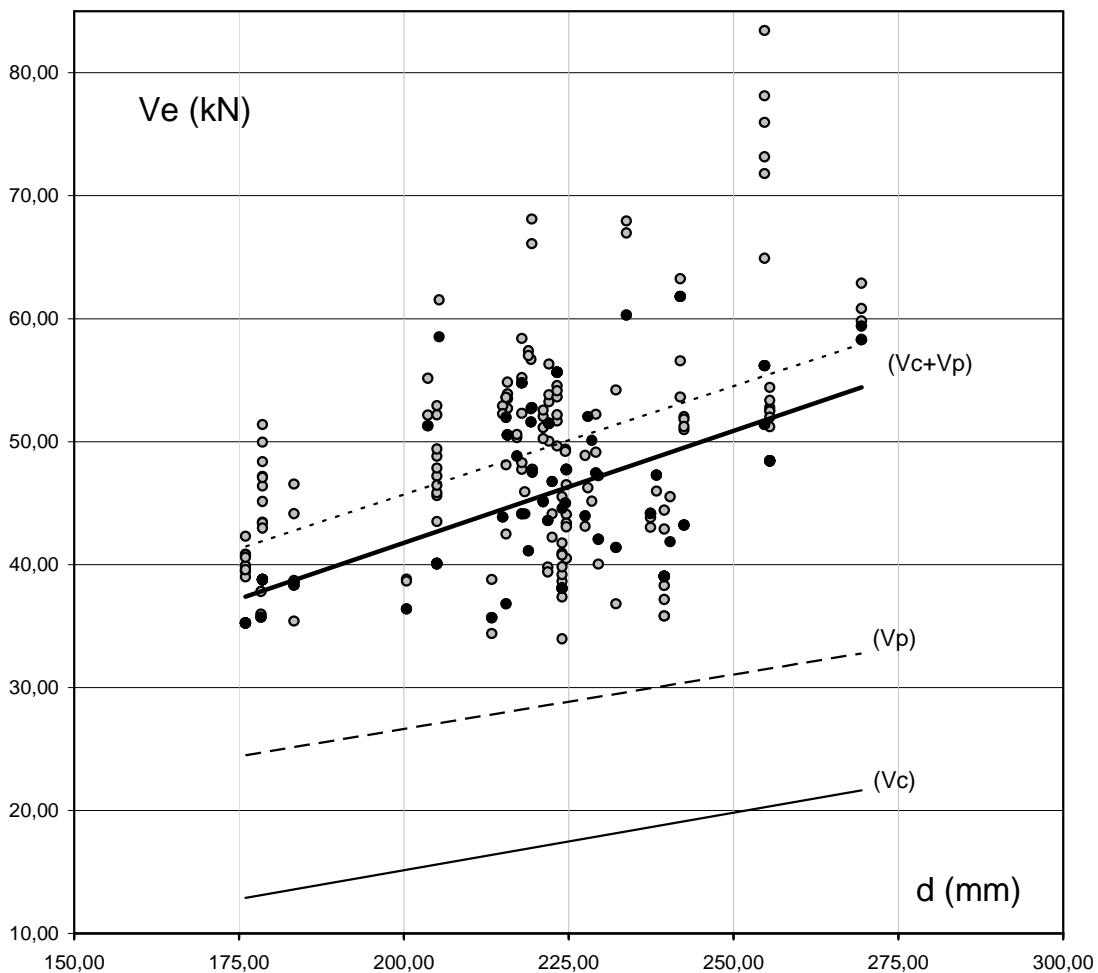
Se emplean los valores medios de resistencia, si bien al ser una expresión en la que directamente interviene la capacidad del hormigón, cuando se empleen los valores característicos afectados por el coeficiente de seguridad, probablemente conduzcan a valores de resistencia por rasante inferiores a los obtenidos por cortante, de modo que la capacidad del nervio compuesto estará limitado por el esfuerzo rasante.

Evidentemente este criterio será de aplicación tanto para la resistencia a cortante según la expresión indicada en este apartado, como para la comprobación de la capacidad del nervio de hormigón en masa por tracción oblicua.

IV.6.3.2.- COMPARATIVA CON LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES

Las siguientes gráficas corresponden exclusivamente a los resultados de los ensayos y la predicción del modelo propuesto, sin incluir ninguna de las otras formulaciones que se han utilizado en los análisis previos. En todas ellas se representa en el eje vertical la carga de rotura por cortante obtenida en el ensayo (V_e) para cada forjado (puntos grises), incluyendo la línea de tendencia. En el eje horizontal se representa el parámetro representativo en el análisis (canto útil, cuantía de acero traccionado o fuerza de pretensado).

Para los valores obtenidos según la formulación propuesta (puntos negros) se representa también el ajuste lineal. A fin de poder comprobar la influencia de cada término, se incluye la línea de tendencia de la resistencia aportada por el pretensado (V_p) y la aportada por la sección armada (V_c), cuya suma correspondería con la predicción según el modelo ($V_c + V_p$).

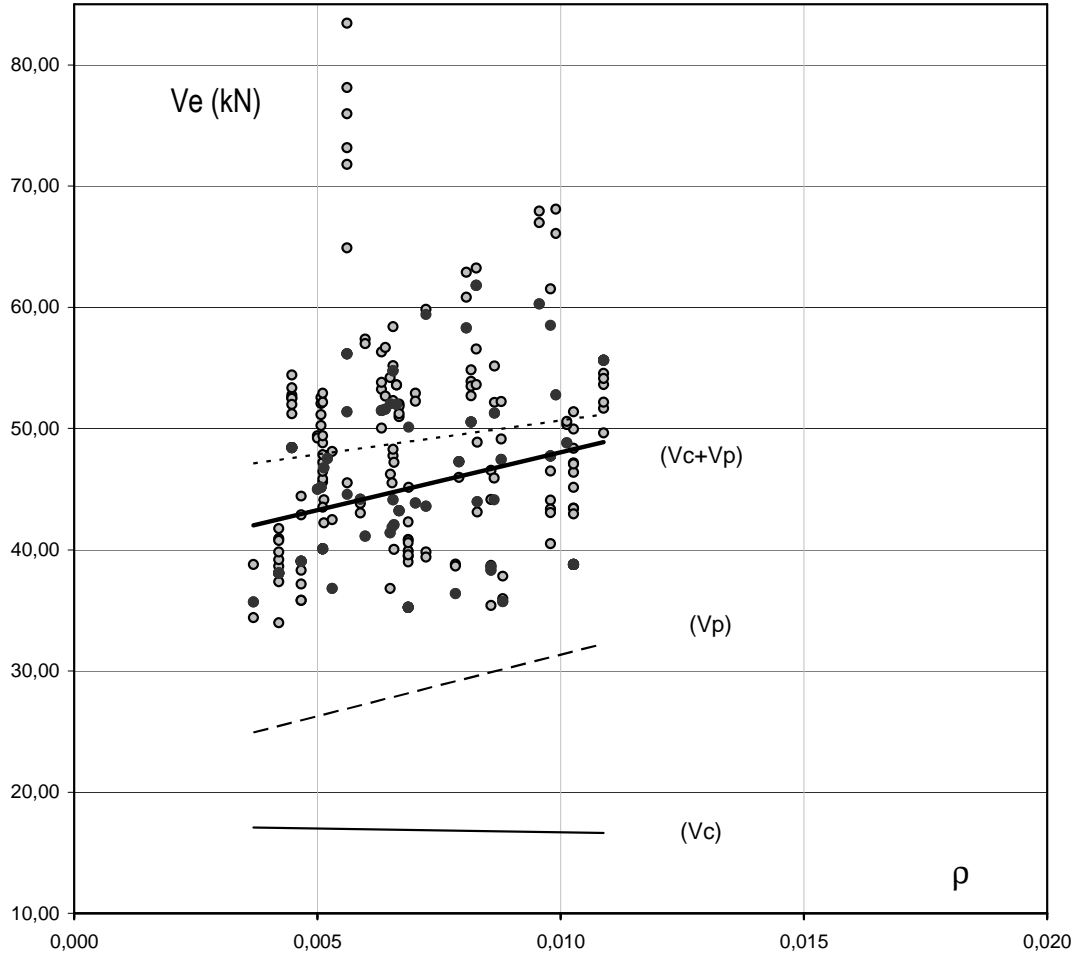


Gráfica IV.6.3.2.-a. Predicción a partir del modelo propuesto en función del canto útil

Como puede apreciarse, el ajuste realizado se aproxima significativamente al comportamiento observado en los elementos analizados a partir de los ensayos de rotura por cortante.

La tendencia en ambos sumandos (V_c y V_p) es similar al comportamiento observado en los ensayos.

La siguiente gráfica analiza la contribución de la cuantía de acero traccionado en la resistencia a cortante. Su incidencia en V_c es mínima para el caso de ensayos en flexión positiva y con los reducidos diámetros de los tendones (4-5 mm) empleados en estos elementos, mientras que en V_p si es significativa, ya que implica mayor fuerza de pretensado que, como se ha indicado, supone el 60% de la resistencia.



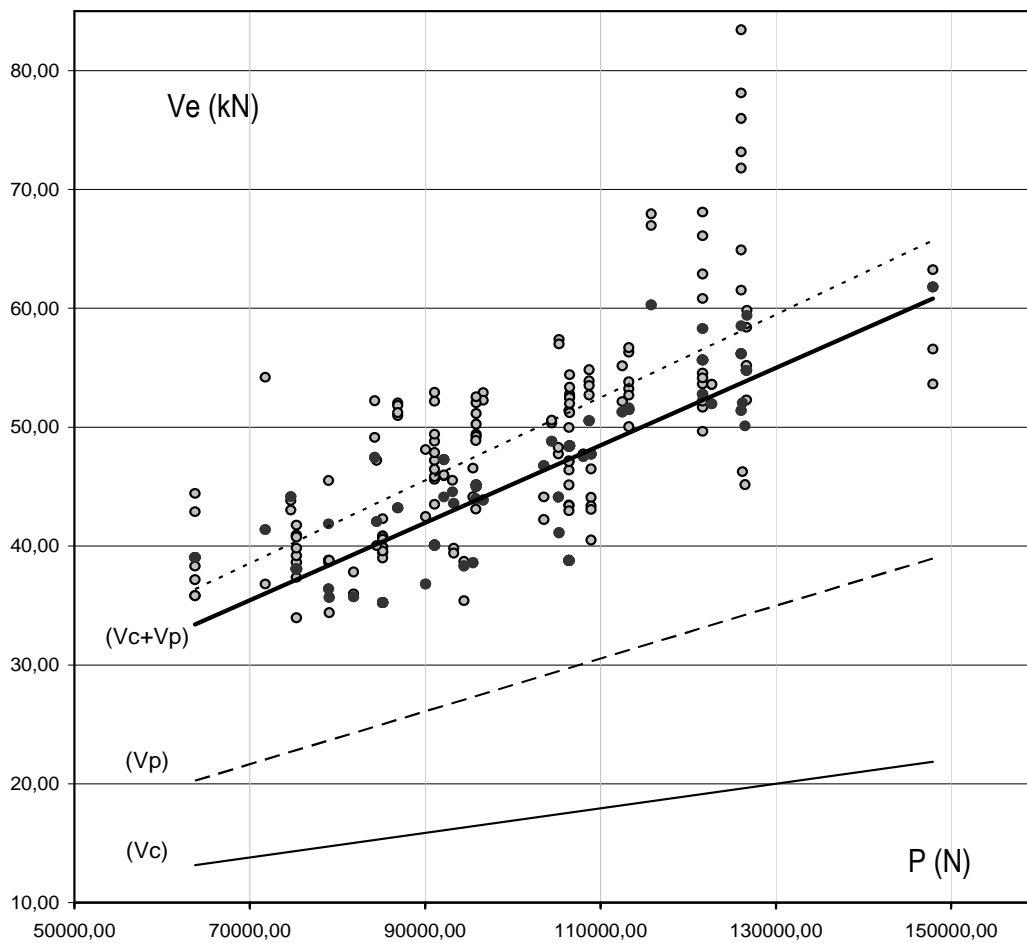
Gráfica IV.6.3.2.-b. Influencia de la cuantía de acero traccionado en la resistencia a cortante

Por lo tanto, hay que indicar que la contribución de la sección de hormigón V_c , cuantificada mediante la expresión general propuesta es, en todos los casos estudiados superior al valor mínimo que se propone en la Instrucción EHE-08 (D); del orden de un 35% más. Por lo tanto, a pesar de contar con una cuantía muy reducida de acero traccionado, su influencia sigue siendo importante, superando la expresión que correspondería a secciones de hormigón en masa, que supone un tope inferior en (D), en este caso debido a estar multiplicado por $b \cdot l / S$ en lugar de $b \cdot d$.

El modelo que se propone se ajusta con bastante precisión a los resultados experimentales. Para cuantías bajas es menos exacto, aproximándose a los ensayos a medida que aumenta dicho parámetro o, más bien, la fuerza de pretensado. En este caso, hay que indicar que la cantidad de acero no es el único parámetro que afecta al pretensado, ya que cada fabricante emplea tensiones de pretensado distintas y la evaluación de las pérdidas también varía.

La última gráfica representar la capacidad a cortante en función del pretensado en la sección prefabricada, tanto de los ensayos como del análisis de los mismos mediante el modelo propuesto, comprobándose que el modelo es suficientemente preciso, ya que la tendencia de ensayos y predicción es prácticamente la misma.

Se han incluido las líneas correspondientes a las tendencias para todos los ensayos estudiados, separando la contribución del pretensado (V_p) y el hormigón armado (V_c), estimando que tras realizar el promedio de todos los casos el primero aporta aproximadamente el 60% de la resistencia, correspondiendo el 40% restante a la sección armada.



Gráfica IV.6.3.2.-c. Influencia de la fuerza de pretensado en la resistencia a cortante

La tendencia en el modelo propuesto coincide prácticamente con los resultados observados de la experimentación, quedando ligeramente del lado de la seguridad. Sólo se registran alrededor de ocho valores de ensayo por debajo de la predicción teórica.

La mayor aproximación de la pendiente de la contribución del pretensado (V_p) a la de la línea de tendencia de los ensayos confirma la influencia del pretensado en la contribución a la capacidad a cortante, ya que a medida que el término P aumenta, más resistencia a cortante es aportada a la sección compuesta respecto al término (V_c).

La pendiente en la línea de tendencia del término V_c se debe al ajuste lineal de los valores para los 149 casos analizados ya que, aunque no intervenga implícitamente el valor de la fuerza de pretensado, en su evaluación mayores valores corresponden a hormigones de mayor resistencia, con aumento de la cuantía de acero y, según los fabricantes, empleo de secciones de más canto y, por lo tanto, un incremento del factor que multiplica $b \cdot l / S$.

Es preciso recordar que para evaluar el término de pretensado se ha seleccionado el momento de la descompresión en dos fibras significativas del elemento prefabricado, la fibra inferior y la fibra más estrecha en la vigueta (b_1). Se toma como contribución a la resistencia a cortante por parte del pretensado (V_c) la carga menor de las dos que correspondan a esta situación tensional.

La siguiente tabla presenta la media aritmética de las predicciones para los ensayos de rotura analizados, y la media del cociente entre el resultado experimental y dicha predicción.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,98	-	-	-
Modelo	Propuesta	45,17	1,088	0,126	0,116

Como puede observarse, se trata de un modelo que se aproxima bastante al comportamiento real, para los 149 casos de rotura por cortante analizados, con una desviación típica de 0,126 y un coeficiente de variación de 0,116.

Se ha optado por comprobar por separado el modelo propuesto con la base de datos de los ensayos de control y con los ensayos adicionales.

El resultado del cociente de referencia entre ensayo y predicción teórica más bajo es de 0,85, quedando 6 resultados experimentales por debajo de 0,90 y alrededor de 30 por debajo de la unidad.

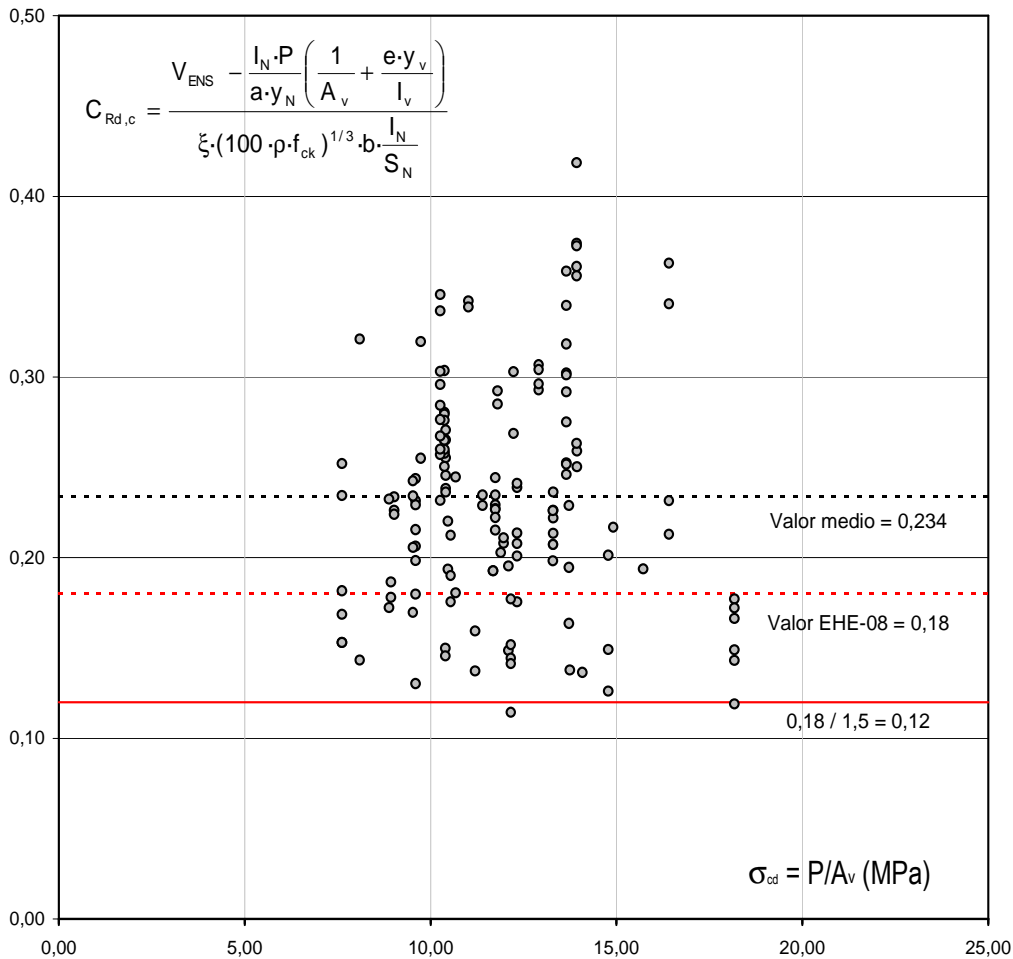
Por lo tanto, analizar el fenómeno físico representado en las expresiones teóricas para el caso concreto de la sección compuesta de un forjado de vigueta pretensada a partir de los parámetros completos, sin emplear las simplificaciones contenidas en los textos reglamentarios, conduce a valores de resistencia a cortante más próximos a los comprobados mediante la experimentación.

De esta forma, la base de datos permite proponer un modelo cuyos criterios de aplicación sirven a su vez para validar la idoneidad de las expresiones generales, mostrando que las simplificaciones conducen a criterios excesivamente conservadores en muchos casos.

IV.6.3.3.- AJUSTE DEL COEFICIENTE $C_{R,D}$

En la siguiente gráfica se muestra el análisis equivalente al descrito en el Capítulo I para la obtención del parámetro de ajuste para la resistencia a cortante en secciones sin armadura transversal, $C_{R,d}$ que como, se recordará, en la anterior Instrucción EHE-98 tenía el valor de 0,12 y provenía de $0,18/\gamma_c$ tomando como reducción de la resistencia $\gamma_c = 1,5$.

En la reciente versión de la Instrucción EHE-08 (D) ya se incluye el término $0,18 / \gamma_c$ que coincide con el que aparece en el Eurocódigo 2 (F) y donde se indica que dicho factor es determinado por cada país.



Gráfica IV.6.3.3.-a. Comprobación del coeficiente $C_{R,d}$ para los ensayos analizados en función del pretensado en la vigueta

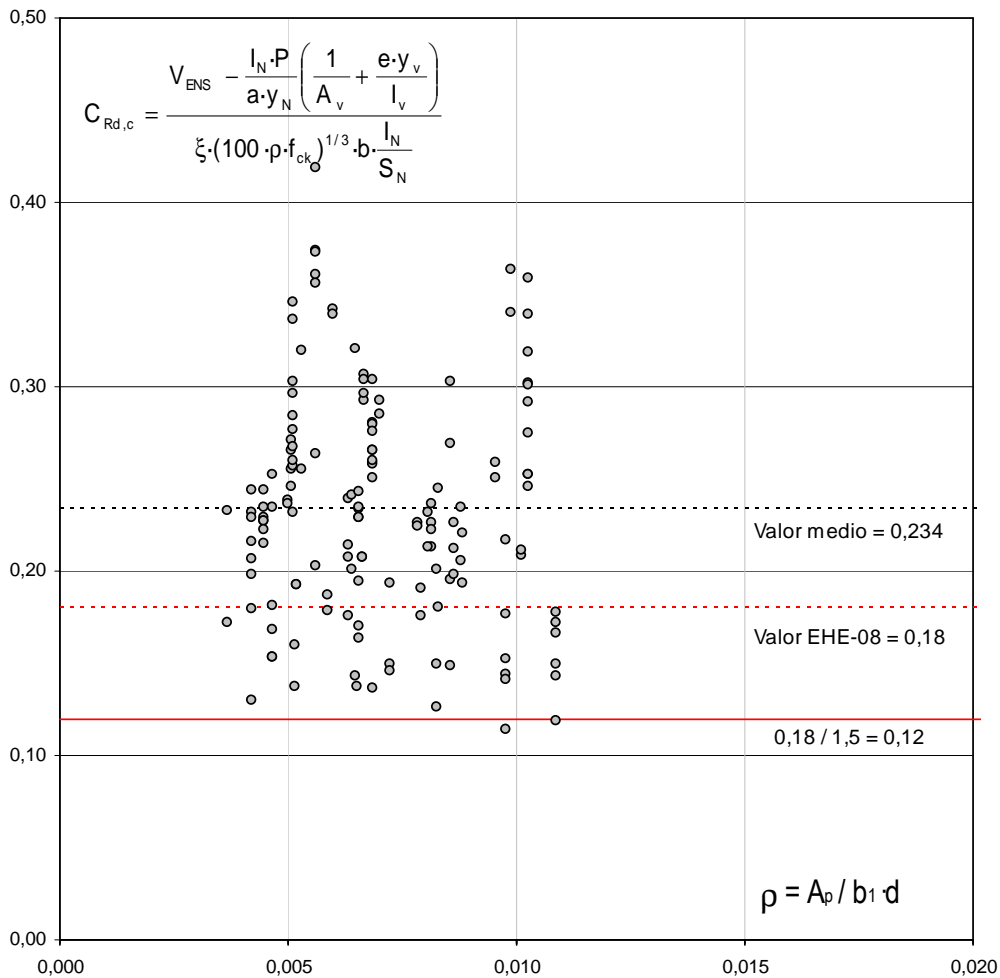
En el eje de ordenadas se incluye el valor del término $C_{R,d}$ para cada uno de los ensayos realizados a partir del modelo propuesto que tiene en cuenta el efecto del pretensado. Se trata de un término adimensional obtenido a partir del cociente $(V_{ens} - V_p) / (V_c / 0,18)$.

En ordenadas se representa la tensión media de pretensado de cada vigueta ensayada.

Mediante líneas horizontales rojas se representa el valor empleado en la formulación a partir del ajuste según la base de datos de Reineck, que coincide con el las expresiones de la Instrucción EHE-08 (D) y el Eurocódigo 2 (F) de 0,18 y el correspondiente a la inclusión del término de seguridad de 0,12.

Corresponde a la contribución del hormigón armado (V_c) una vez descontada la resistencia que aporta el efecto del pretensado (V_p). Aunque aparecen valores próximos al límite de seguridad 0,12 que sería el factor una vez corregido por el coeficiente parcial de seguridad, éstos se limitan a un número reducido de casos dentro de los 149 empleados para el ajuste (1 ensayo con 0,11 y dos ensayos con 0,12).

También puede representarse la gráfica anterior ordenando los valores de $C_{Rd,c}$ en función del término de cuantía de acero traccionado, como es habitual en las secciones de hormigón armado.



Gráfica IV.6.3.3.-b. Comprobación del coeficiente $C_{Rd,c}$ para los ensayos analizados en función de la cuantía de acero traccionado

Como puede comprobarse, el valor medio para los ensayos analizados es de 0,234 muy similar al 0,18 que aparece en la formulación empleada en la actualidad.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayos	-	48,98	-	-	-
Modelo	Propuesta	45,17	1,088	0,126	0,116
$C_{Rd,c}$	Propuesta	0,234	-	0,061	0,263

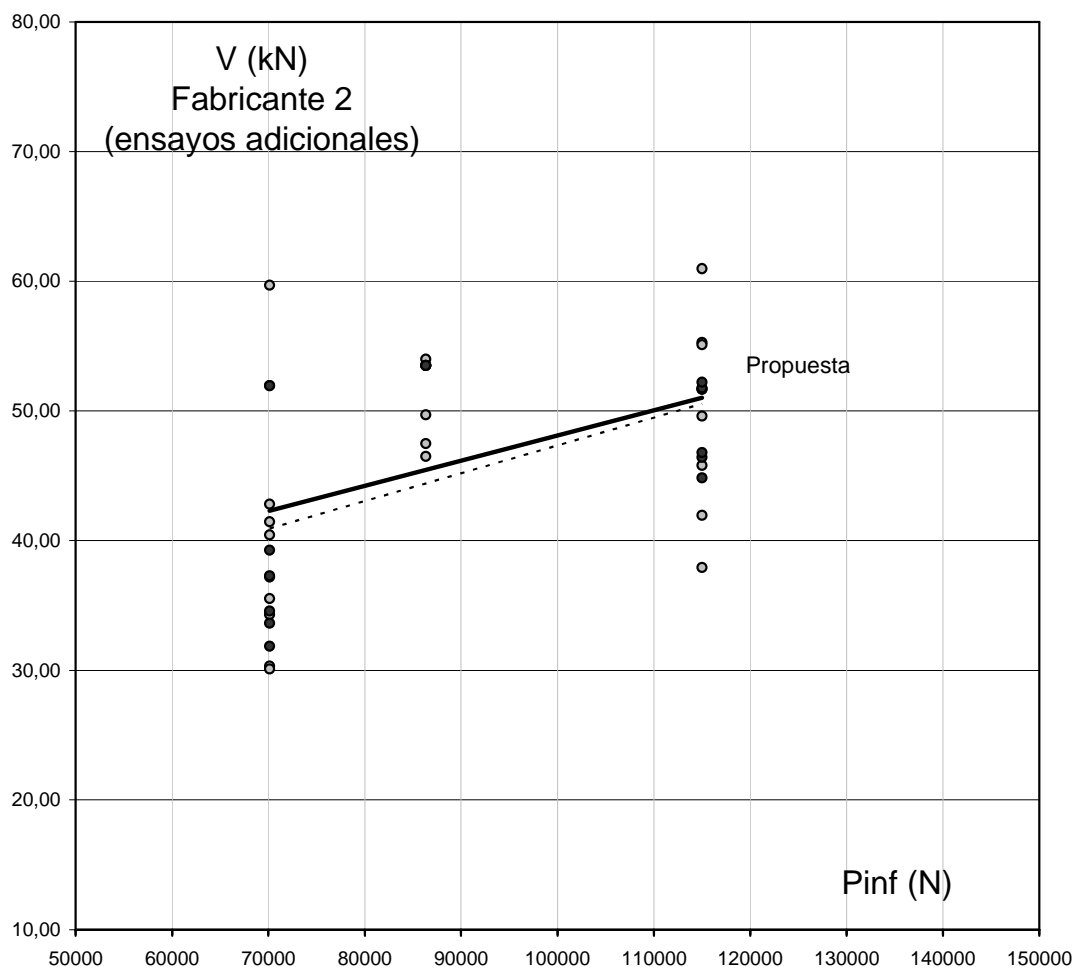
El ajuste del coeficiente $C_{Rd,c}$ para los ensayos estudiados presenta una desviación típica de 0,061 y un coeficiente de variación de 0,263.

IV.6.3.4.- COMPROBACIÓN EN EL CASO DEL FABRICANTE 2

Puesto que en el caso de este modelo de vigueta no sólo se dispone de ensayos seriados, como en el caso del resto de fabricantes, sino también de pruebas de carga adicionales en nervios hormigonados en las instalaciones del IETcc-CSIC, se ha realizado un análisis particular del mismo.

Es preciso indicar que en estos últimos casos, al tratarse de hormigones distintos en cada una de las fases, se ha empleado un coeficiente de homogeneización para poder considerar el mismo tipo de hormigón en toda la sección.

En la siguiente gráfica se representa el cortante (V) en el eje vertical y la fuerza de pretensado a tiempo infinito (P_{inf}) en el elemento prefabricado en el eje horizontal.

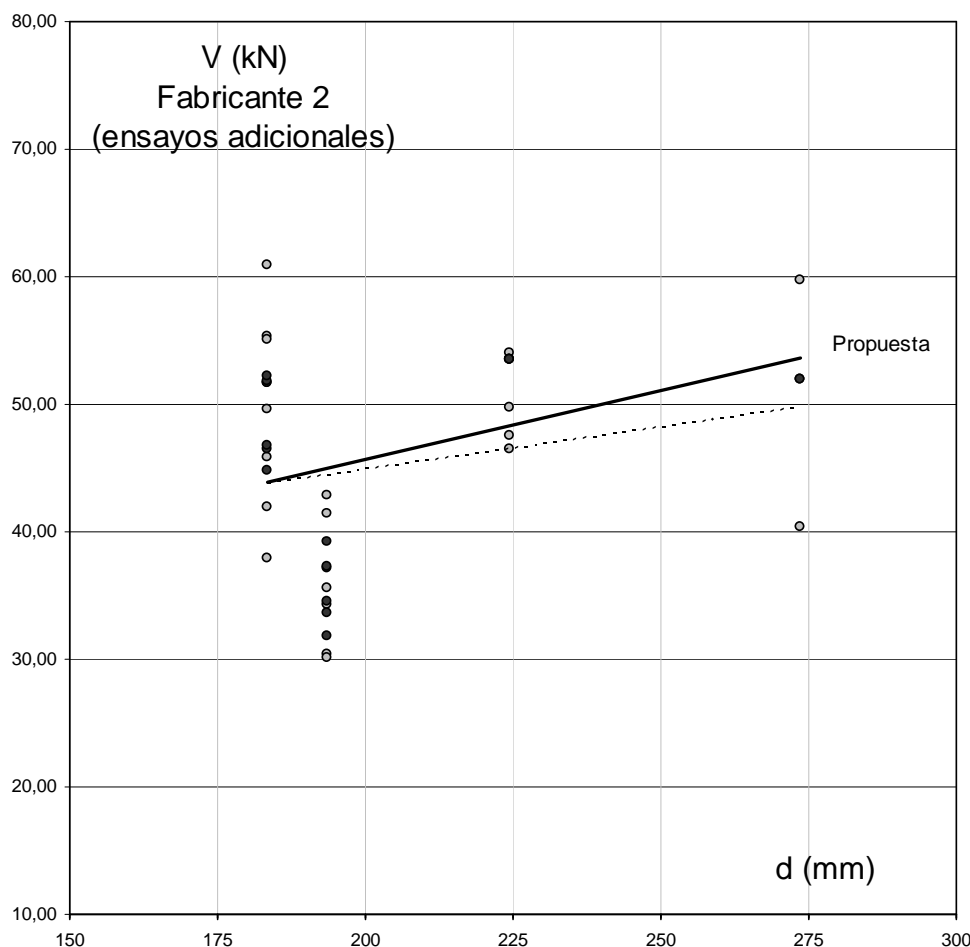


Gráfica IV.6.3.4.-a. Comparativa entre resultados experimentales y análisis teórico en el caso del Fabricante 2 en función del pretensado

Los puntos grises corresponden a los resultados experimentales y los puntos oscuros a la predicción teórica a partir del modelo propuesto. Se incluyen un total de 19 resultados cuya información se encuentra recogida en el Anexo II.

Dentro de estos ensayos en la gráfica se han representado también aquellos casos en los que la rotura se ha producido por flexión, por rasante o en los que se ha agotado la carrera del gato sin que se alcanzara el colapso.

A continuación se representa la misma gráfica ordenando los valores de resistencia a cortante en función del canto útil del forjado ensayado



Gráfica IV.6.3.4.-b. Comparativa entre resultados experimentales y análisis teórico en el caso del Fabricante 2 en función del canto útil

Para los forjados de 220 mm de canto se dispone de más resultados y el modelo se ajusta con bastante precisión. En el caso de los forjados de 250 mm los resultados por debajo de la predicción corresponden a la rotura por flexión, la rotura por rasante y el ensayo donde no se agota la carrera del gato sin alcanzar el colapso. Por último, para los forjados de 300 mm no se ha incluido el ensayo a flexión, y el valor por debajo corresponde a la rotura por flexión durante el ensayo de cortante.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,02	-	-	-
Modelo	Propuesta	48,05	0,981	0,202	0,206

La aplicación del modelo propuesto a un fabricante en particular ofrece la misma aproximación a los resultados experimentales que en el estudio global de la base de datos presentada.

El modelo propuesto está ligeramente por encima de los resultados experimentales, principalmente debido a los valores de rotura por flexión y/o rasante. Además, es preciso indicar que se incluyen los elementos procedentes del ensayo de los vanos continuos, en los que ya existía cierta fisuración previa lo que supone una reducción de la capacidad resistente.

IV.6.4.- Modelo a partir del agotamiento del nervio in situ

IV.6.4.1.- CRITERIOS DE APLICACIÓN

Como se ha expuesto en IV.2.4.3.3.- en la mayoría de los ensayos estudiados y para la carga de rotura registrada el análisis de tensiones prevé una posible rotura por tracción oblicua del alma en el hormigón del nervio a la altura de la unión entre pieza prefabricada y el hormigón in situ.

La posición exacta de la sección donde tiene lugar esta situación depende en gran medida de la importancia del elemento pretensado en el total del nervio, por lo que se ha adoptado el siguiente ajuste de la sección de comprobación (x).

$$x = \frac{1}{2}d \leq \left[1,5 - \frac{Y_{cdg} - h_v}{65} \right] \frac{f_{ck} \cdot d}{25} \leq 1,5 \cdot d$$

Igualando en esta sección la tensión principal de tracción en la fibra coincidente con la cara superior de la vigueta en el hormigón en masa a la resistencia a tracción de dicho hormigón es posible plantear la siguiente ecuación de segundo grado:

$$\left(\frac{S_{b2}}{b_2 \cdot I_N} \right)^2 V_{u2}^2 + \left(\frac{f_{ctm} \cdot y_{b2} \cdot x}{I_N} \right) V_{u2} - f_{ctm}^2 = 0$$

Donde:

I_N inercia del nervio, en este caso la sección compuesta (nervio y elemento prefabricado)

S_{b2} momento estático de la sección por encima de la fibra estudiada respecto al c.d.g.

b_2 espesor del nervio en la zona de unión con la vigueta

y_{b2} distancia desde el c.d.g. del nervio a la fibra estudiada

x distancia de la sección de comprobación al borde del apoyo

$f_{ctm,n}$ resistencia a tracción del hormigón

Puesto que el esfuerzo cortante es constante en todo el vano de cortante (a), a medida que la sección de comprobación se aleje del apoyo existirá un mayor momento flector y por lo tanto una tensión de tracción normal en las fibras por debajo del c.d.g., que en combinación con la tensión tangencial dan lugar a una tensión principal de tracción superior a $f_{ctm,n}$.

La integridad del nervio por debajo de la fibra estudiada gracias al pretensado garantiza el análisis elástico y que la sección resista en zonas con mayor tensión tangencial (cuello de la vigueta b_1) hasta el agotamiento del alma de hormigón in situ a la altura de la unión entre hormigones (b_2).

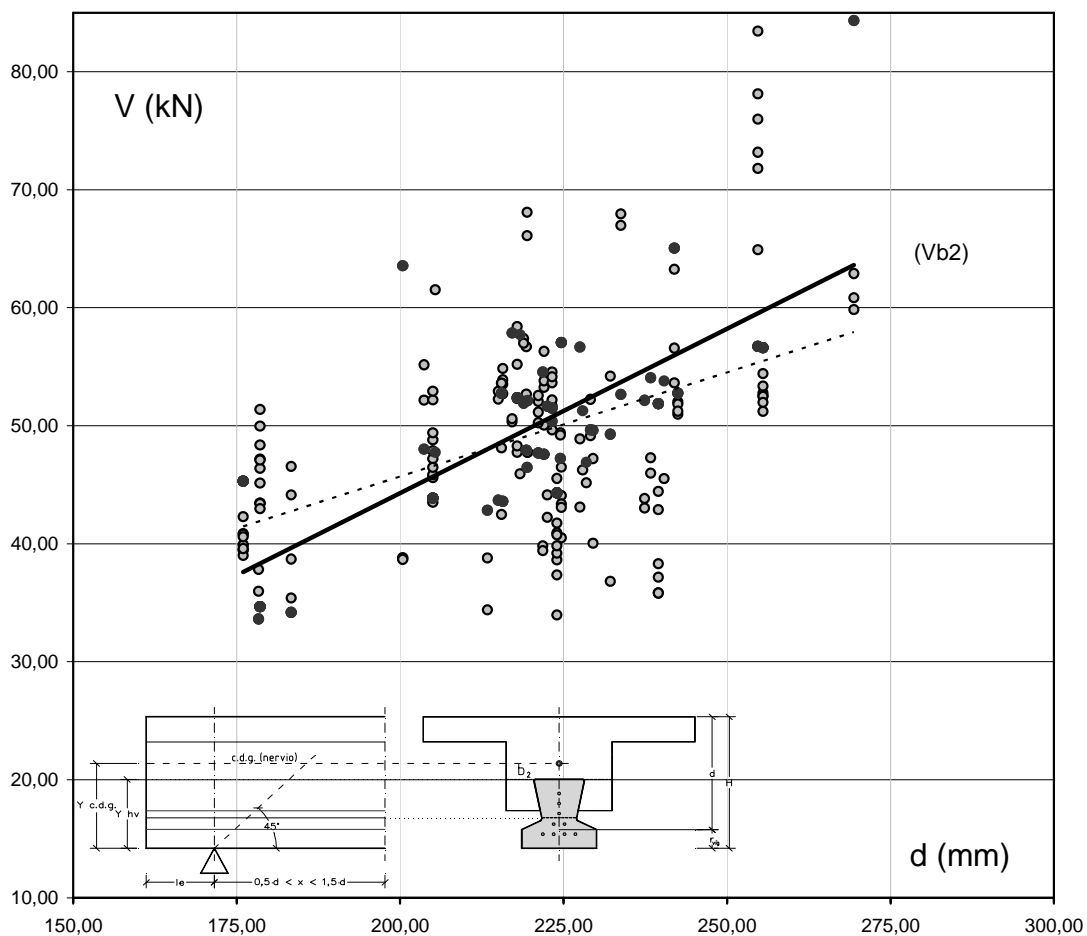
Como en las expresiones anteriores, puede determinarse la resistencia a cortante prevista para cada uno de los ensayos mediante la aplicación del modelo propuesto, comparándolo con los valores reales de agotamiento por cortante obtenidos.

IV.6.4.2.- COMPARATIVA CON LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES

Como en el modelo anterior, las siguientes gráficas corresponden exclusivamente a los resultados de los ensayos y la predicción del modelo propuesto. Según puede apreciarse, el ajuste realizado también se aproxima significativamente a los resultados experimentales.

Es preciso indicar que esta expresión tiene sentido como comprobación y no como dimensionado, ya que depende en gran medida de la sección de comprobación.

La siguiente gráfica presenta la resistencia a cortante V_e obtenida para cada ensayo (puntos grises) ordenados en función del canto útil y su línea de tendencia. Se incluyen como comparación los valores teóricos previstos para el caso de agotamiento por tracción oblicua del alma V_{b2} (puntos negros).

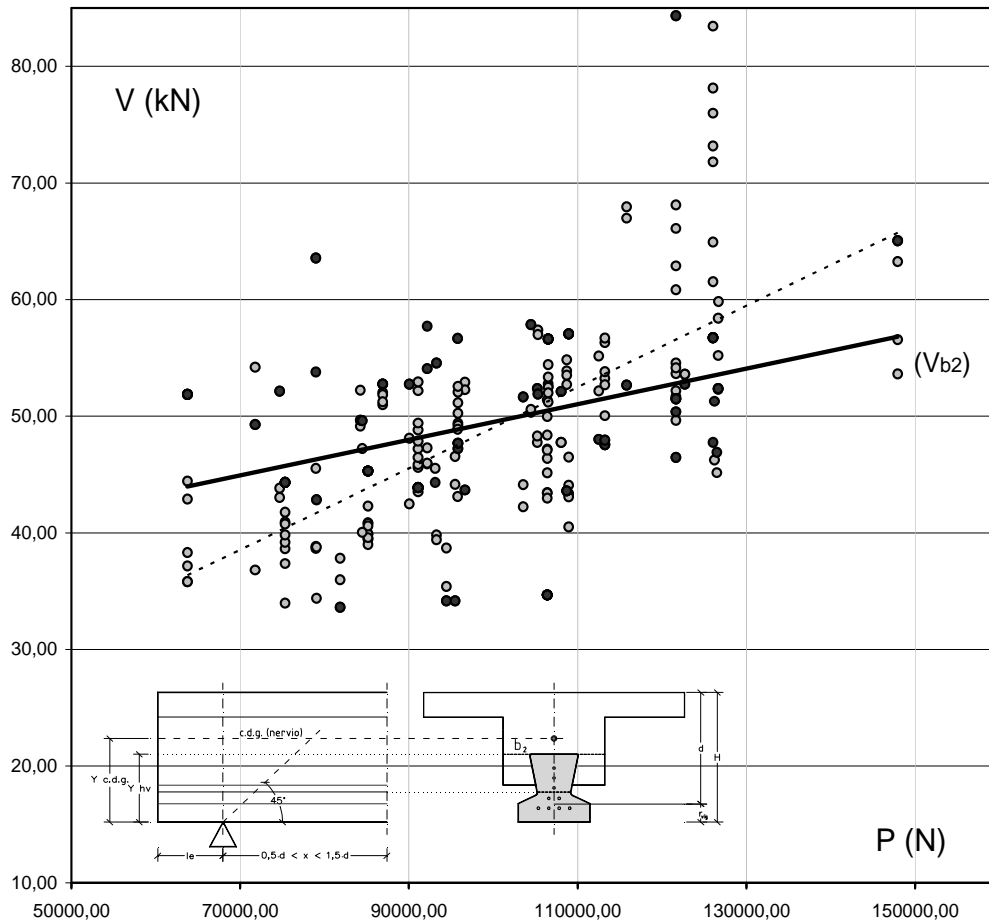


Gráfica IV.6.4.2.-a. Comparación entre ensayos y valores teóricos a partir del agotamiento por tracción oblicua en b_2 en función del canto útil

El modelo propuesto se ajusta con bastante precisión a los resultados experimentales. En especial para los cantos medios, de los que se dispone de mayor número de resultados, alejándose del lado de la seguridad para cantos pequeños y con valores superiores a los ensayos para cantos elevados. En cualquier caso, esto sucede principalmente por el ajuste lineal de la línea de tendencia ya que, como se aprecia en los resultados experimentales (puntos grises) para cantos útiles mayores de 250 mm, los puntos grises se encuentran generalmente por encima de la predicción teórica (puntos negros).

Para secciones de menor canto útil, las divergencias del modelo teórico y de los resultados contrastados experimentalmente son mayores, quedando la predicción del lado de la seguridad. Para cantos menores, donde tiene más importancia el elemento pretensado, la influencia del nervio en masa es menor, no siendo el elemento que condiciona la capacidad de la sección compuesta, que depende más de la vigueta.

A continuación se representan los mismos valores de esfuerzo cortante descritos anteriormente ordenados en función del canto útil del forjado.



Gráfica IV.6.4.2.-b. Comparación entre ensayos y valores teóricos en función de la fuerza de pretensado

Puesto que en la formulación no interviene el pretensado, la tendencia no coincide con la observada en los ensayos, si bien esta circunstancia es más evidente en los casos de valores de la fuerza relativamente altos, como se aprecia en la figura.

Cuando el pretensado es menor los resultados quedarían del lado de la inseguridad, puesto que la previsión es mayor que lo observado en los ensayos. La valoración según el criterio adoptado depende exclusivamente de la geometría del forjado por encima del elemento pretensado y de la resistencia del hormigón. No interviene la armadura ni el pretensado de la vigueta, fundamentales como se ha comentado en la evaluación de la resistencia a cortante.

Estos valores teóricos por encima de los resultados experimentales son superiores a los previstos mediante la expresión propuesta que contempla la contribución del pretensado por lo que, solapando ambos criterios de predicción teórica y seleccionado el menor, se tiene una valoración de la resistencia a cortante en la que para pretensado elevado la limitación de capacidad depende principalmente del nervio de hormigón en masa, mientras que para pretensado reducido es fundamental la vigueta pretensada a efectos de analizar la resistencia a cortante de la sección compuesta.

Para esta evaluación es fundamental la sección de comprobación ya que, al no realizar el análisis en la fibra a la altura del c.d.g. del nervio, donde la tensión normal por flexión es nula y sólo existe tensión tangencial, sino en una fibra situada en la cara superior de la vigueta (b_2) que, según se ha explicado, presenta tensiones principales de tracción superiores a las del alma, la elección de la distancia al borde del apoyo implica mayor o menor momento flector.

Los coeficientes promedio obtenidos para todos los ensayos estudiados son los siguientes:

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,98	-	-	-
Modelo	Vb_2	46,01	1,008	0,197	0,195

Se obtiene un valor medio del cociente entre ensayos y previsión teórica de 1,008 con una desviación típica de 0,197 y un coeficiente de variación de 0,195.

Como puede apreciarse, la previsión obtenida mediante la expresión propuesta conduce a resultados muy próximos a la realidad ensayada. Sin embargo, al no estar afectado por el término del pretensado, la tendencia no coincide con la experimentación, donde se manifiesta que a mayor pretensado, mayor capacidad a cortante.

Sin embargo, en este caso los valores medios presentan un ajuste próximo a la unidad pero con dispersiones importantes. En especial, llama la atención el valor teórico de resistencia teórica por encima de 80 kN. Corresponde a tres ensayos del fabricante 4 para una cuantía de pretensado elevada y un canto total de 26+4 cm. La previsión (84,33 kN) es muy superior a los resultados de ensayo (60,83 – 62,89 – 59,83) principalmente porque, debido a la geometría de la sección, donde el c.d.g se sitúa muy arriba y la vigueta contar con 100 mm de canto, el término $Y_{cdg} - h_v$ es muy elevado, provocando que el criterio geométrico para la elección de la sección de comprobación sea del orden de 0,50·d por lo que no llega a producirse un momento flector suficiente como para generar una importante tensión normal.

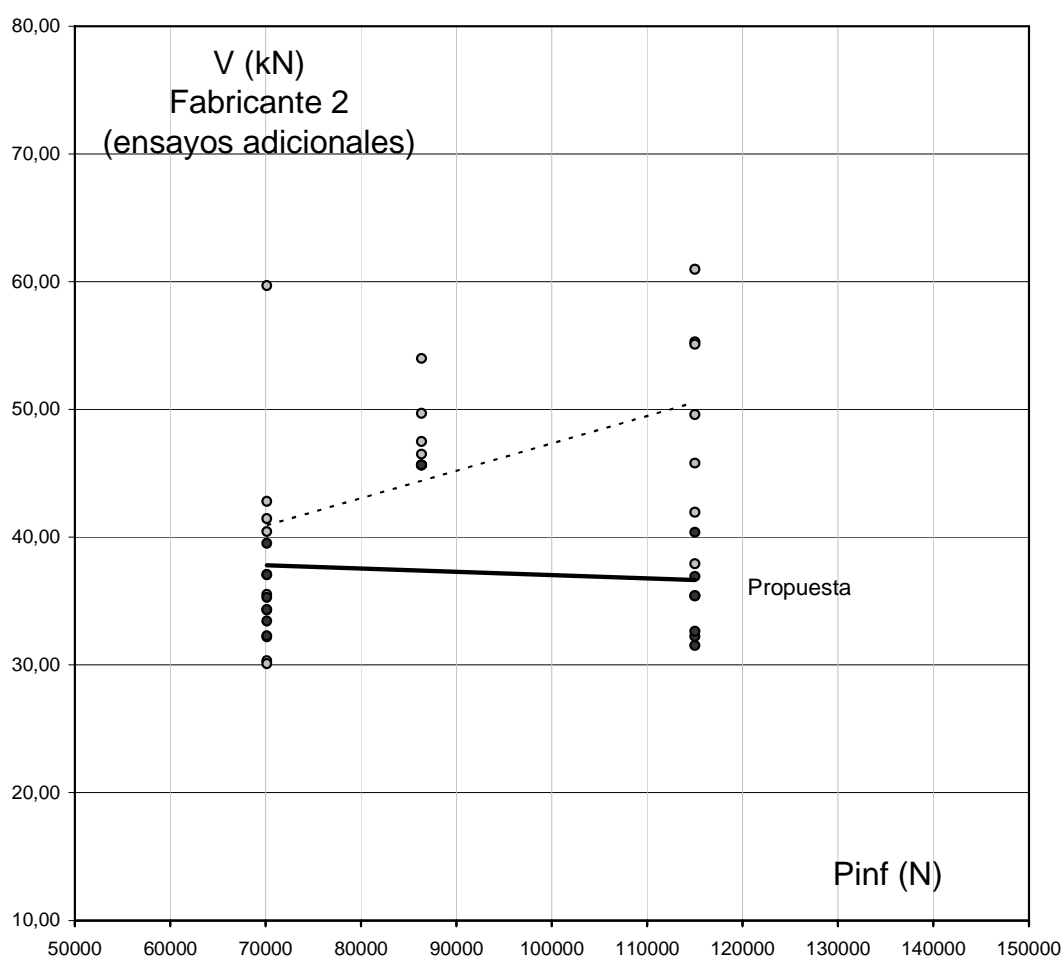
En este caso comentado la limitación por resistencia corresponderá a la evaluación en función de la contribución del pretensado descrita en el apartado anterior.

IV.6.4.3.- COMPARATIVA EN EL CASO DEL FABRICANTE 2

Del mismo modo que se ha operado para el modelo anterior, se comprueba el supuesto de agotamiento por tracción oblicua en el alma del nervio para los ensayos adicionales disponibles de este fabricante, con un esquema de cargas análogo y para resultados de rotura por cortante.

Se incluyen los ensayos correspondientes a nervios procedentes de vanos continuos, ensayados con cargas simétricas y asimétricas (Anexo II), hormigonados en las instalaciones del IETcc-CSIC con hormigón distinto del de la vigueta, por lo que se ha procedido a homogeneizar la sección compuesta.

La siguiente gráfica muestra para estos 19 ensayos incluidos en el Anexo II los valores de rotura experimentales (V) en relación con la fuerza de pretensado en la vigueta (P_{inf}).



Gráfica IV.6.4.3.-a. Comparación entre ensayos y valores teóricos para el Fabricante 2

Esta gráfica pone de manifiesto que el criterio de la tracción oblicua en el nervio in situ puede conducir a valores por debajo de los obtenidos en los ensayos.

La razón por la que se produce esto se encuentra en la geometría y en los materiales de los elementos ensayados que, como se ha comentado, corresponden principalmente a ensayos en vanos aislados realizados al margen de las comprobaciones de contraste que suponen la base de datos empleada.

En primer lugar, el término V_{b2} , tal y como se estima a partir de las fórmulas tensionales, tiene una gran dependencia directa de la resistencia a tracción f_{ctm} del hormigón del nervio. Toda vez que en los ensayos se ha empleado un material de inferior calidad que el HP40 de la vigueta y los nervios hormigonados en fábricas, la bajada de resistencia implica una reducción de la capacidad a cortante. Sin embargo, esta bajada en la predicción teórica es excesivamente drástica, lo cual no sucede en los ensayos.

Así, para los dos nervios en los que la resistencia del hormigón del nervio es menor, con $f_{cm} = 19,53$ MPa ($f_{ctm} = 2,18$ MPa), los valores teóricos obtenidos están muy por debajo de los resultados de los ensayos, dando lugar a un cociente del orden de 1,90 veces.

La bajada de resistencia del hormigón implica la reducción de la geometría al homogeneizar al hormigón de la vigueta en las comprobaciones que se han realizado según el modelo de influencia del pretensado, donde se comparaban los esfuerzos con las tensiones en la fibra inferior y en el alma de la vigueta.

En cambio, para el análisis tensional y la aplicación de la resistencia del hormigón más débil en la unión, es preciso homogeneizar al hormigón del nervio.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,02	-	-	-
Modelo	V_{b2}	42,41	1,229	0,303	0,246

Los 19 ensayos corresponden a cantos de entre 220-300 mm, es decir, una gama representativa de los elementos analizados. Sin embargo, el elemento determinante en estas secciones compuestas con un elemento prefabricado relativamente pequeño en comparación con la superficie resistente total, es la distancia entre el c.d.g. del nervio y la cara superior de la vigueta. Se han incluido también los resultados de ensayos en los que ha habido rotura por rasante, flexión o se ha agotado la carrera del gato sin alcanzar la rotura del forjado.

En este caso, dicha cota varía entre 25,85 – 67,06 mm, frente a los máximos analizados, que oscilan en el rango de 13,50 – 88,75 mm, y en esta gama sí supone unos valores intermedios.

Del mismo modo, se ha comentado la influencia del nervio hormigonado in situ para secciones de cantos superiores a 250 mm y para distancias entre el c.d.g. y el elemento prefabricado de más de 50 mm. En esos casos la resistencia del nervio es crítica, ofreciendo resistencias menores que las que correspondería a considerar en todo su desarrollo el término de pretensado del modelo anterior.

Por ello, se considera que para elementos en los que el c.d.g. diste más de 50 mm de la cara superior de la vigueta sería necesario realizar la comprobación correspondiente al agotamiento por tracción oblicua del nervio. En el resto de configuraciones, este análisis puede conducir a valores excesivamente conservadores, siendo el efecto del pretensado el criterio de agotamiento.

IV.6.5.- Propuesta

IV.6.5.1.- CRITERIOS DE APLICACIÓN

Tal y como se ha presentado, la evaluación de la capacidad a cortante en los nervios estudiados no depende de un parámetro exclusivo por lo que, como era previsible, es difícil aplicar un único criterio o modelo, que reuniendo todos los parámetros conduzca a resultados próximos a la experimentación.

Asimismo, tanto en la bibliografía o normativa tradicional como en la actual Instrucción EHE-08, este fenómeno quedaba reflejado en el propio sistema de comprobaciones, al indicar que debía realizarse en el alma de la vigueta con el hormigón prefabricado, en la fibra de unión con el hormigón de obra, y a $\frac{3}{4}$ del canto útil a partir del c.d.g. de las armaduras traccionadas.

Esta diferenciación es más evidente en el caso de la Instrucción EHE-08, proponiendo comprobaciones en el alma de la vigueta y en el nervio, aplicando distintos hormigones y la presencia o no de pretensado, y debiendo elegir el menor de los valores que se comparan, pues se entiende que es el que dictará la capacidad última de la sección compuesta.

Por lo tanto, la propuesta consiste en realizar cuatro comprobaciones y elegir el menor de los siguientes valores para la sección de comprobación x:

$$x = \frac{1}{2} \cdot d \leq \left[1,5 - \frac{Y_{cdg} - h_v}{65} \right] \frac{f_{ck} \cdot d}{25} \leq 1,5 \cdot d \quad ; \quad a = \text{luz de cortante del ensayo}$$

$$V_{u2} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \cdot \rho_l \cdot f_{cm})^{1/3} \right] \frac{I_N \cdot b_0}{S_N} + \frac{I_N \cdot P}{a \cdot y_N} \left(\frac{1}{A_v} + \frac{e \cdot y_v}{I_v} \right) \text{ en la fibra inferior de la vigueta}$$

$$V_{u2} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \cdot \rho_l \cdot f_{cm})^{1/3} \right] \frac{I_N \cdot b_0}{S_N} + \frac{I_N \cdot P}{a \cdot y_N} \left(\frac{1}{A_v} + \frac{e \cdot y_v}{I_v} \right) \text{ en el alma de la vigueta}$$

$$\left(\frac{S_{b2}}{b_2 \cdot I_N} \right)^2 V_{u2}^2 + \left(\frac{f_{ctm} \cdot y_{b2} \cdot x}{I_N} \right) V_{u2} - f_{ctm}^2 = 0 \quad \text{cara superior vigueta a partir de } Y - h_v > 50 \text{ mm}$$

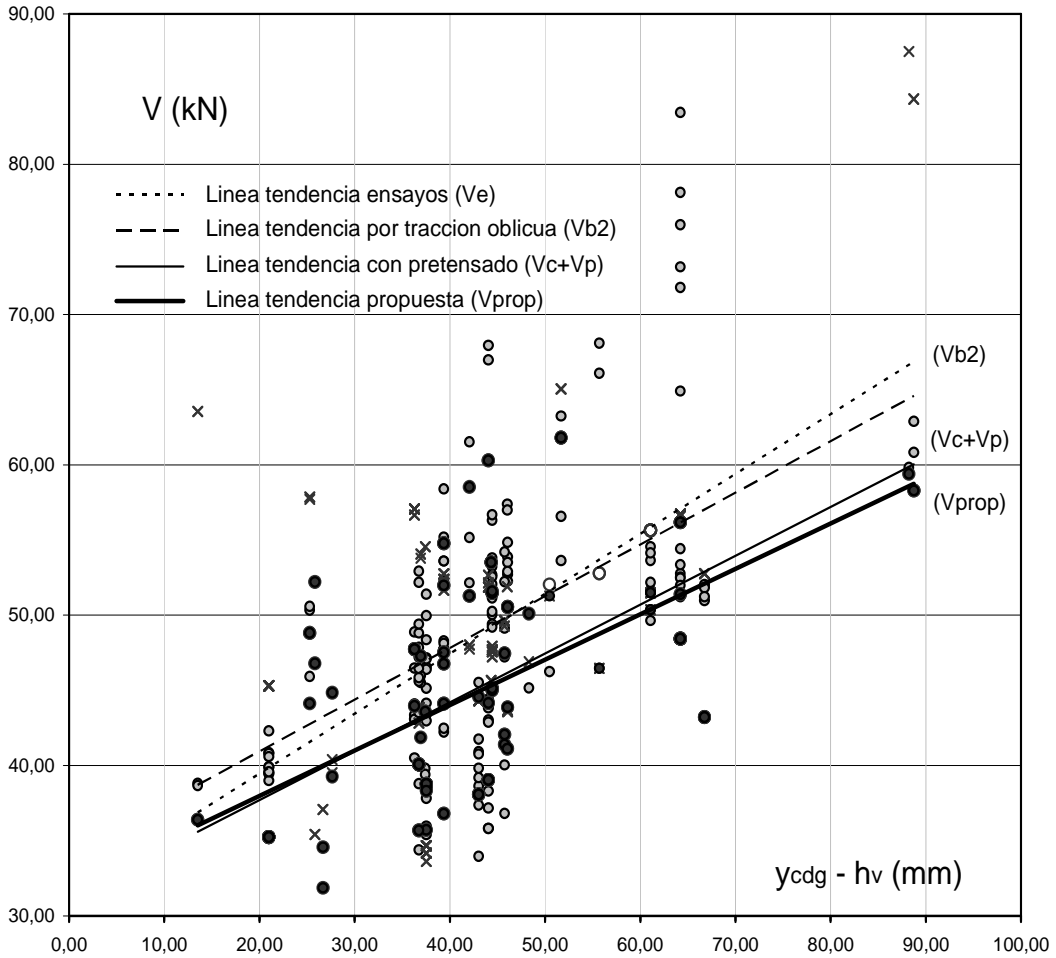
$$V_{u2} = \left[0,8 \cdot \left(1,3 - \frac{f_{ctm,n}}{25} \right) \cdot f_{ctm,n} \right] \cdot \frac{b_2 \cdot l}{S_{b2}} \quad \text{comprobación de rasante}$$

En el caso de los ensayos analizados, el valor de la luz de cortante "a", es el del punto de aplicación de la carga medida desde el borde del apoyo. El pretensado a considerar "P" será el que se encuentre desarrollado en la sección de comprobación "x", definida según el criterio indicado.

Es importante tener en cuenta que, a efectos del pretensado, en los casos de apoyo directo se deberá sumar la entrega, mientras que en apoyo indirecto sólo se dispondrá de la distancia desde el apoyo a la sección de comprobación "x".

En la siguiente gráfica se presentan los resultados experimentales de rotura por cortante (V_e) como referencia, y la previsión obtenida aplicando los dos criterios, el de agotamiento por tracción oblicua del alma a la altura de la fibra b_2 (V_{b2}) y el de la suma ($V_p + V_c$) del cortante necesario para considerar una sección descomprimida (V_p) y la contribución del elemento como hormigón armado (V_c).

El eje vertical corresponde al valor del cortante resistido y previsto según cada expresión. El eje horizontal muestra la distancia desde el c.d.g. del nervio a la cara superior del elemento prefabricado (Y_{cdg-h_v}) para cada ensayo.



Gráfica IV.6.5.1.-a Comparación entre el cortante a partir de los dos ajustes estudiados y los resultados experimentales

Se ha optado por incluir todos los ensayos de forma explícita en el gráfico, no sólo las líneas de tendencias. Los puntos grises forman la base de datos experimental con los resultados de rotura por cortante en los casos estudiados. Las cruces corresponden a la estimación de resistencia por cortante en función de la capacidad a tracción oblicua del nervio de hormigón en masa a la altura de la fibra que separa ambos hormigones (b_2). Por último, los puntos negros indican la resistencia estimada aplicando el modelo que considera la contribución del pretensado y la del hormigón como sumandos separados y acumulativos a la hora de determinar la capacidad ($V_c + V_p$).

La línea continua fina corresponde al criterio de suma de contribuciones a la resistencia ($V_c + V_p$), y presenta la misma tendencia que los resultados experimentales. La línea a rayas es el ajuste para tracción oblicua del alma en el hormigón del nervio (V_{b2}) que para el caso de secciones en las que la cara superior de la viga se encuentra próxima al c.d.g. de la sección compuesta puede conducir a valores superiores a los observados en la experimentación.

La línea continua de mayor grosor representa el ajuste a partir de la propuesta de analizar ambos criterios y dimensionar con el menor de ellos, prescindiendo de la comprobación en el nervio de hormigón para valores de $Y_{cdg} - h_v$ por debajo de los 50 mm.

Puesto que para forjados con $Y_{cdg} - h_v < 50$ mm no se ha empleado el criterio de tracción oblicua del hormigón en masa (V_{b2}) el ajuste final coincide para estos valores con las resistencias estimadas según la primera expresión propuesta ($V_c + V_p$).

Para forjados con $Y_{cdg} - h_v > 50$ mm el criterio de resistencia tomado como el menor de los obtenidos según las dos expresiones (V_{b2} o $V_c + V_p$) se traduce en una menor pendiente en el ajuste de la línea de tendencia.

De los 159 ensayos se han obtenido sólo 4 resultados por debajo de 0,90 para el cociente entre el valor del ensayo y la predicción teórica (V_e / V_{prop}). Otros 26 se encuentran entre 0,90 y 1,00. Los restantes 129 casos presentan una resistencia teórica estimada a partir de la propuesta planteada por encima de la unidad, en relación al resultado experimental.

Como límite superior, aparecen 9 ensayos en los que el cociente entre ensayo y cortante previsto según la propuesta se encuentra entre 1,35 y 1,50.

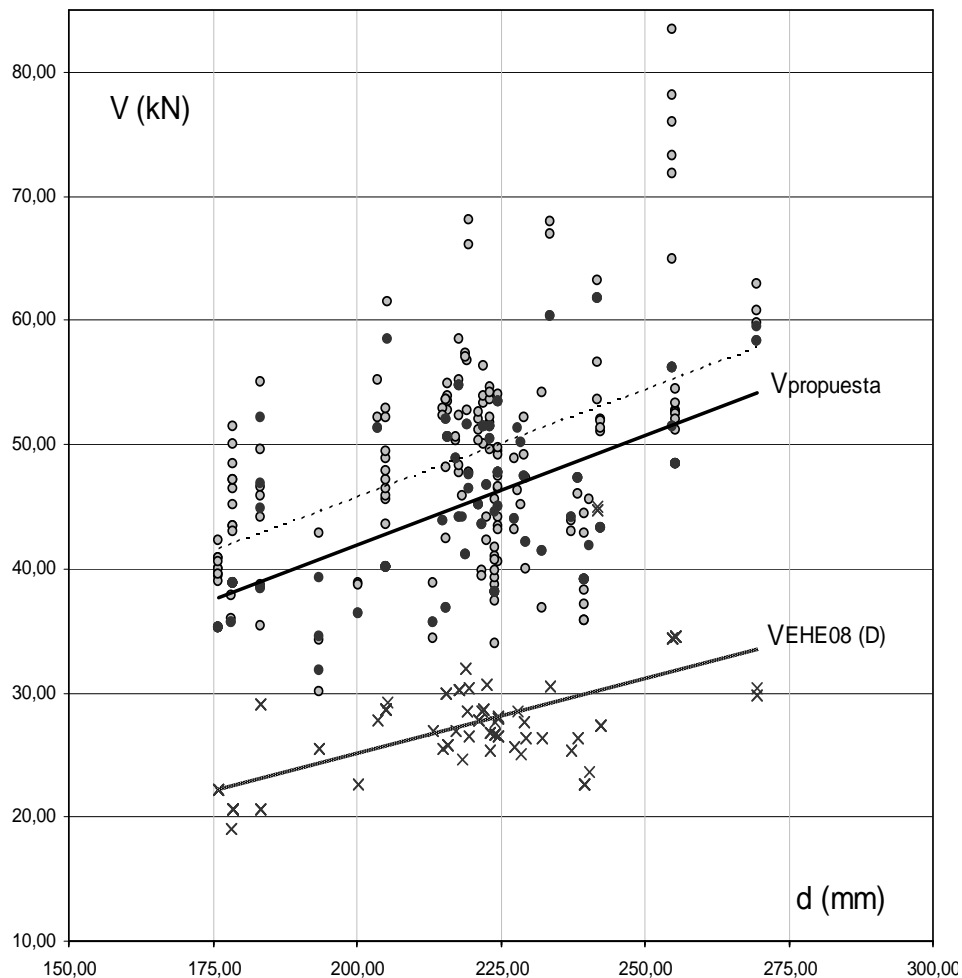
También se ha tenido en cuenta la comprobación por fallo por rasante en la unión entre hormigones según se ha comentado en el apartado anterior para imbricación en cola de milano ($\beta = 0,8$). Es preciso indicar, no obstante, que este criterio es más restrictivo que cualquiera de los propuestos para analizar la capacidad a esfuerzo cortante, como se comprobará cuando se apliquen los valores de diseño a partir de resistencias características del hormigón con sus coeficientes parciales de seguridad, ya que la estimación para el estado límite último por esfuerzo rasante presenta una dependencia directa de la resistencia del hormigón más débil de la junta.

En el siguiente apartado se muestran los valores estadísticos medios, desviación típica y coeficiente de variación para la propuesta planteada. Se considera que los resultados teóricos resultan adecuados y próximos a los datos experimentales.

IV.6.5.2.- COMPARATIVA CON LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES

Aplicando los cuatro criterios anteriores y seleccionando el menor se obtiene la siguiente gráfica comparativa entre la predicción teórica y resultados experimentales para los 149+10 ensayos en los que se ha documentado la rotura por cortante. Los datos relativos a los mismos, como se ha indicado, se incluyen en los Anexos I y II.

Se representa el valor del cortante en el eje vertical, ya sea resistido durante el ensayo o estimado teóricamente. En abscisas se muestra el canto útil del forjado para cada forjado.



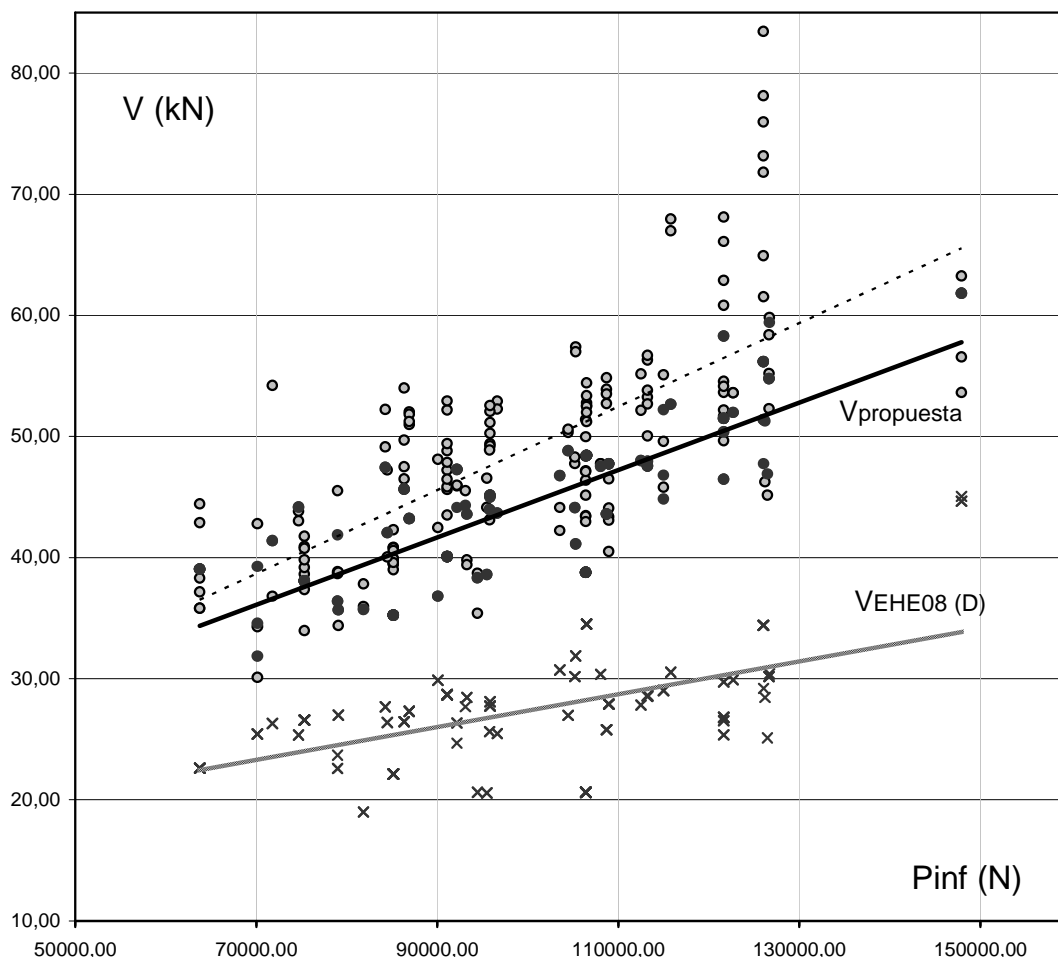
Gráfica IV.6.5.2.-a. Comparación entre ensayos y valores teóricos en función del canto útil del forjado

La nube de puntos grises corresponde a los resultados experimentales de rotura por cortante. Los puntos negros indican la estimación teórica para cada modelo de forjado ensayado. Por último, se ha incluido también la estimación a partir de la actual normativa en vigor a nivel nacional, en este caso la Instrucción EHE-08 (D).

Para las tres familias de puntos se incluye el ajuste lineal que permite comprobar la tendencia y comparar en general el rango de resistencia para cada criterio.

Los valores obtenidos se aproximan con bastante exactitud a los resultados experimentales y coincide la tendencia observada en los ensayos con el ajuste propuesto en función del canto del forjado.

También se han representado los mismos valores de esfuerzo cortante ordenados en función de la fuerza de pretensado a tiempo infinito.



Gráfica IV.6.5.2.-b. Comparativa entre valores experimentales y propuestos en función de la fuerza de pretensado

Como puede observarse, el modelo propuesto presenta la misma tendencia que los resultados experimentales obteniendo valores muy próximos. En todos los casos la predicción mejora la estimación según la actual Instrucción EHE-08.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,98	-	-	-
Modelo	Propuesta	44,99	1,087	0,128	0,118
EHE08	(D)	27,28	1,812	0,274	0,151

Se ha incluido la estimación que se obtiene a partir de la normativa en vigor (D), de modo que pueda compararse con la situación actual, arrojando valores conservadores. La propuesta mostrada mejora en más de un 50% la estimación de la capacidad a cortante del forjado y se aproxima al comportamiento real observado.

En 95 de los 159 ensayos analizados se produce antes la descompresión de la fibra inferior que la del alma de la viga. Evidentemente ello se encuentra más condicionado por las configuraciones de la geometría del alma y de los tendones que por la disposición del ensayo y de la carga.

Cuando la diferencia entre la contribución a la resistencia a cortante estimado para descomprimir la fibra inferior y la necesaria para descomprimir el alma de la viga es reducida, la limitación de elegir el valor menor de ambos no es relevante en la evaluación total del cortante resistido por la sección compuesta, no variando sustancialmente el cociente entre el resultado experimental y la predicción teórica.

Los casos en los que esta diferencia es alta, del orden de 5 kN, corresponden principalmente al Fabricante 5, que presenta una viga con 130 mm de altura y geometría similar a una sección en "I", donde el alma presenta cierto desarrollo, no limitándose a una fibra donde tiene lugar un estrechamiento de importancia.

Por lo tanto, puede aplicarse la comprobación de descompresión del alma exclusivamente a aquellas secciones en las que existe cierta altura del elemento prefabricado con un espesor reducido, mientras que en el caso de las vigas habituales basta con el análisis de la descompresión de la fibra inferior más traccionada.

Eso permite simplificar el término de la contribución del pretensado al cortante:

$$V_p = \frac{I_N \cdot P}{a \cdot y_N} \left(\frac{1}{A_v} + \frac{e \cdot y_v}{I_v} \right) = \alpha \frac{M_{0,i}}{a}$$

En realidad, el cortante que provoca la descompresión en cualquier fibra también puede expresarse como el cociente entre un momento y el punto de aplicación de la carga, pero habitualmente en estos elementos se indica sólo el momento de descompresión para la fibra inferior a efectos de las comprobaciones del estado límite de fisuración.

En cualquier caso, la información para evaluar la descompresión en cualquier fibra se incluye, aunque no de forma implícita, en la documentación que debe acompañar cualquier suministro de este tipo de elementos prefabricados.

Por último, el valor de la luz de cortante "a" para los casos de carga continua, puede expresarse aproximadamente como la cuarta parte de la luz de vano entre puntos de momento nulo $a = L_0 / 4$.

En el caso de los ensayos analizados, al depender la luz de cortante del canto del forjado y no de la luz del ensayo, existe cierta divergencia en el valor de "a". Para ello bastaría con emplear un ajuste a partir de la relación entre ambos:

$$a = 0,85 \cdot L_0 \cdot H \quad (\text{con } L_0 \text{ y } H \text{ en metros})$$

Este ajuste queda del lado de la seguridad en el caso de los ensayos y relaciona la esbeltez del elemento con la sección donde es preciso comprobar la descompresión.

IV.6.5.3.- MODELO PROPUESTO PARA EL CÁLCULO A CORTANTE EN FORJADOS

En función de los análisis anteriores se propone calcular el cortante en forjados de viguetas pretensadas adoptando el menor de los siguientes valores:

$$V_{u2,Vc+Vp} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \rho_1 f_{cm,v})^{1/3} \right] \frac{I_N \cdot b_0}{S_N} + \alpha \frac{M_{0,y}}{a}$$

$$V_{u2,b2} = \frac{- \left(\frac{f_{ctm,n} \cdot y_{b2} \cdot X}{I_N} \right) + \sqrt{\left(\frac{f_{ctm,n} \cdot y_{b2} \cdot X}{I_N} \right)^2 + 4 \cdot f_{ctm,n}^2 \left(\frac{S_{b2}}{b_2 \cdot I_N} \right)^2}}{2 \left(\frac{S_{b2}}{b_2 \cdot I_N} \right)^2}$$

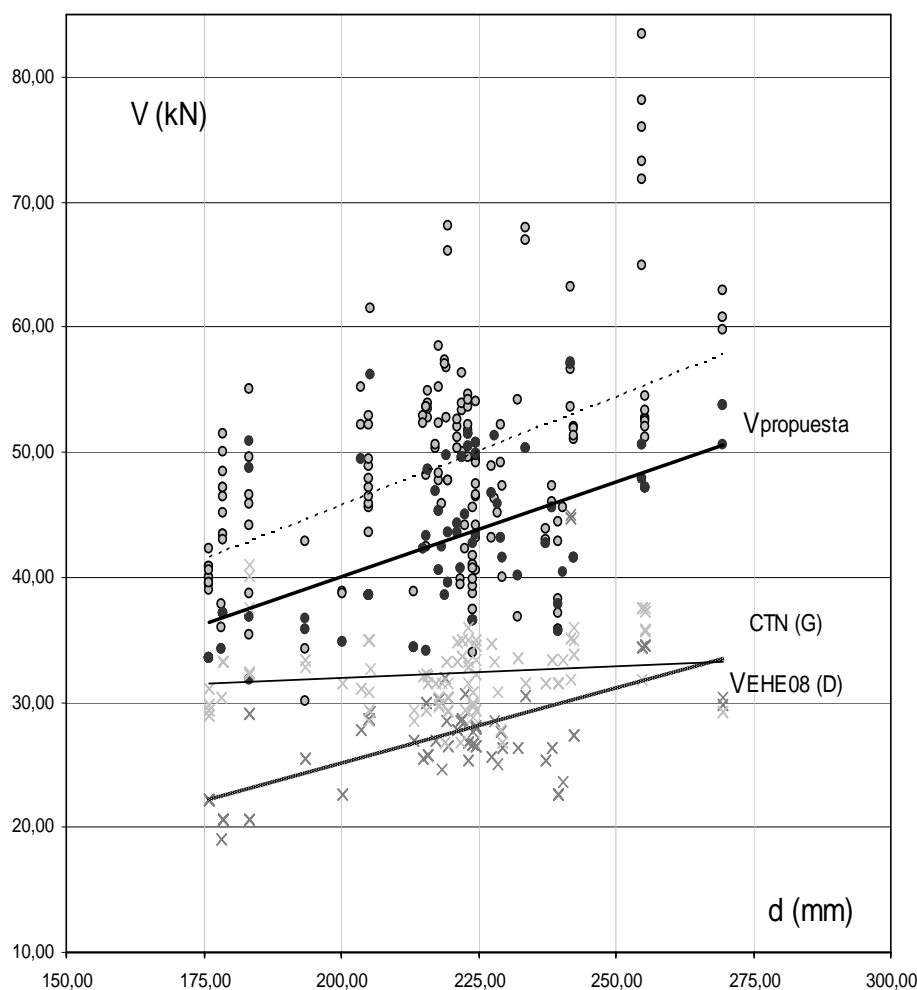
$$V_{u2,ras} = \left[0,8 \cdot \left(1,3 - \frac{f_{cm,n}}{25} \right) \cdot f_{ctm,n} \right] \cdot \frac{b_2 \cdot l}{S_{b2}}$$

- a distancia a la que se analiza la descompresión, de valor $0,85 \cdot L_0 \cdot H$ (en metros)
- x sección de comprobación, de valor $0,5 \cdot d \leq [1,5 - (Y_{cdg} - h_v)/65] \cdot d$ $f_{ck}/25 \leq 1,5 \cdot d$
- $M_{0,y}$ momento de descompresión en la fibra estudiada, con el pretensado correspondiente en "a"
- I_N inercia del nervio, en este caso la sección compuesta (nervio y elemento prefabricado)
- S_N momento estático de la sección por encima de la fibra analizada respecto al c.d.g. del nervio
- S_{b2} momento estático de la sección por encima de la vigueta respecto al c.d.g. del nervio
- b_0 menor espesor del nervio, generalmente el alma de la vigueta
- b_2 ancho del nervio en la unión entre elemento prefabricado y hormigón de obra
- d canto útil de la sección compuesta
- h_v altura del elemento prefabricado
- ξ término que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1 + (200/d)^{1/2} \leq 2$
- ρ_1 cuantía de acero traccionado eficazmente anclada, obtenida como $A_p / (b_0 \cdot d)$
- Y_{cdg} centro de gravedad de la sección compuesta
- y_{b2} distancia desde el c.d.g. del nervio a la cara superior del elemento prefabricado
- $f_{cm,v}$ resistencia media a compresión del hormigón de la vigueta
- $f_{cm,n}$ resistencia media a compresión del hormigón in situ del forjado
- $f_{ctm,n}$ resistencia media a tracción del hormigón in situ del forjado
- γ_c coeficiente de minoración de la resistencia del hormigón
- α coeficiente de desarrollo del pretensado de valor $l_x / (1,2 \cdot \sigma_{inf})$ según se indica en III.3.5.-

El valor de $M_{0,y}$ deberá obtenerse para la descompresión de la fibra más traccionada del elemento pretensado y para la descompresión del alma de la vigueta.

A partir de las expresiones anteriores se comparan los valores teóricos según el modelo propuesto y los resultados experimentales. La siguiente gráfica presenta los mismos elementos que se han descrito en la gráfica IV.6.5.2.-a variando el valor de la luz de cortante “a”. En lugar de incluir el real de cada ensayo, se ha empleado la aproximación indicada anteriormente ($0,85 \cdot L_0 \cdot H$).

Los puntos grises corresponden a los datos experimentales (V_e) mientras que los puntos negros representan el cortante previsto según los criterios expuestos (V_{u2}) ya sea por agotamiento por tracción oblicua del alma ($V_{u2,b2}$) o mediante la formulación aditiva ($V_{u2,Vc+Vp}$).



Gráfica IV.6.5.3.-a. Comparativa de cortante entre ensayos y modelo propuesto en función del canto útil

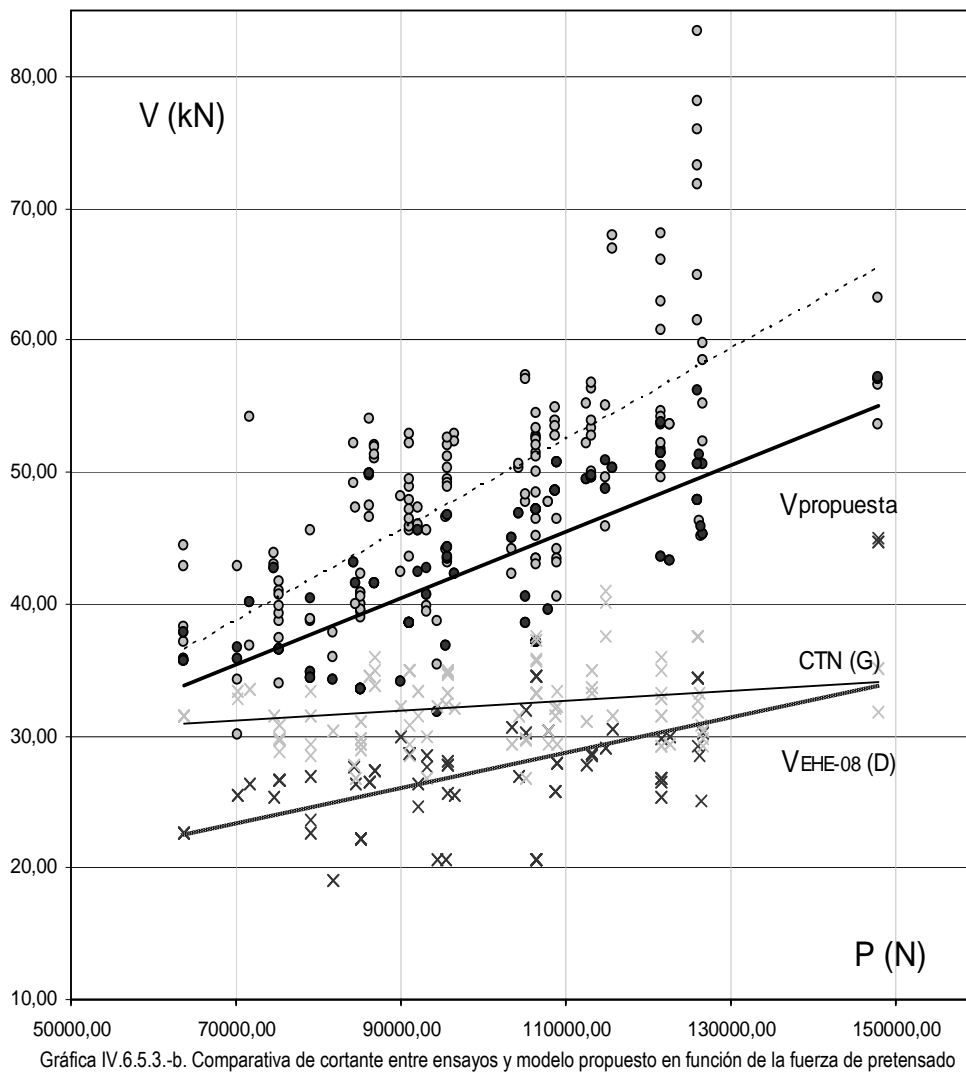
Los resultados obtenidos no modifican la tendencia observada en el apartado anterior, aunque resultan ligeramente inferiores a los que se calculan cuando el valor de “a” coincide con el dato de cada ensayo, por lo que el ajuste lineal de la tendencia es ligeramente inferior. Esta diferencia es escasa y en cualquier caso queda del lado de la seguridad.

Como ya se indicó, las predicciones obtenidas suponen una mejora respecto a la situación actual contemplada en la Instrucción EHE-08 (D) a la vez que reflejan con mayor exactitud el comportamiento real del elemento durante el ensayo. Por último, se muestra la línea de tendencia de la propuesta del CTN

para el Eurocódigo 2 (G), que como se comentó, al incluir el término que tiene en cuenta la profundidad de la fibra neutra “ x/d ” el efecto del canto útil “ d ” en la determinación del cortante se reduce.

El modelo propuesto se aproxima a los resultados observados en los ensayos, mostrando la misma tendencia en función del canto útil del nervio. En ninguno de los 159 ensayos la limitación de la capacidad viene determinada por el criterio de resistencia a esfuerzo rasante ($V_{u2,ras}$).

También se incluye la misma gráfica en el eje vertical cambiando el eje horizontal por la fuerza de pretensado, a fin de comprobar si la tendencia en la predicción se aproxima a los resultados experimentales.



La predicción según el modelo propuesto se encuentra en todos los casos por encima de la estimación recogida en la actual Instrucción EHE-08 (D), quedando más cerca de la experimentación y manteniendo la misma tendencia. Para mayor pretensado la resistencia teórica y real aumenta.

Los valores teóricos se muestran más agrupados que los experimentales al haber introducido la doble limitación de capacidad en función del nervio de hormigón en masa y según la contribución del término de pretensado a la resistencia total de la sección compuesta.

En la siguiente tabla se muestran los valores medios para el cociente entre ensayos y predicción teórica, incluyendo la desviación típica y el coeficiente de variación. Se incorporan también los mismos términos para la formulación según la Instrucción EHE-08 (D) y la propuesta nacional para la modificación del Eurocódigo 2 (G).

En el caso de la expresión (G), tal y como se ha comentado, se obtienen resultados precisos para los casos de cantos reducidos y baja cuantía de pretensado. Sin embargo, a medida que estos parámetros aumentan y los resultados experimentales también, la expresión de mantiene en valores similares sea cual sea el canto útil y el pretensado, por lo que se asemeja a un ajuste o tope inferior en el caso de los forjados estudiados.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,98	-	-	-
Modelo	Propuesta	42,75	1,145	0,154	0,134
EHE08	(D)	27,28	1,812	0,274	0,151
CTN-EC2	(G)	32,30	1,513	0,263	0,174

Se obtendría un promedio para los 159 ensayos de 1,145, con una desviación típica de 0,154 y un coeficiente de variación de 0,134. Menos próximo a la unidad que en el caso anterior, pero del lado de la seguridad a partir del ajuste de la sección donde se comprueba la descompresión.

Cada uno de los criterios por separado, la descompresión de la fibra traccionada y agotamiento por tracción oblicua del alma en la unión entre hormigones, arrojan un promedio próximo a la experimentación aunque, sin embargo, también presentan algún valor más alejado y del lado de la inseguridad. La simultaneidad de ambos criterios condiciona el promedio pero garantiza valores más altos.

Como se aprecia, la tendencia se separa para pretensados altos, debido a la limitación introducida por agotamiento por tracción oblicua del alma.

Conviene recordar que la comprobación de ambos criterios debe realizarse siempre, pues en casos de apoyo indirecto, por ejemplo, el pretensado no estará transferido en su totalidad, por lo que el término de la contribución de la precompresión se reducirá, y en ese caso el límite de la capacidad a cortante no sería el correspondiente a la tracción oblicua en el nervio in situ sino el término obtenido mediante la suma de la contribución del hormigón y del pretensado, con una importante reducción en este último, ya que el coeficiente que lo multiplica " α " depende directamente de la longitud de transferencia " l_x ".

Por último, de los 195 ensayos estudiados sólo 4 presentan un cociente entre el resultado experimental y la predicción teórica según la propuesta por debajo de 0,90. Otros 15 casos se encuentran entre 0,90 y 1,00. El resto de ensayos supera la unidad. En cuanto a la variación superior, 22 ensayos superan el cociente en más de 1,35. Los restantes 118 se localizan entre 1,00 y 1,35 por lo que se considera que el ajuste propuesto es suficientemente preciso.

IV.7.- DISPERSIÓN DE LOS VALORES TEÓRICOS

IV.7.1.- Identificación de parámetros

A partir del análisis realizado y, teniendo en cuenta las configuraciones de los ensayos y los materiales empleados, se proponen como criterios fundamentales para la estimación del cortante dos variables:

- El canto del forjado, expresado mediante el canto total (H) el canto útil (d) o la distancia $Y_{cdg} - h_v$
- El pretensado, expresado como la fuerza de pretensado (P) o la tensión en el hormigón (σ'_{cd})

Puesto que en la base de datos del Anexo I la resistencia el hormigón de la vigueta y los nervios varía entre 40-45 MPa, aún siendo fundamental en la capacidad de la sección, no es una variable que suponga cambios de importancia entre elementos.

El pretensado incluye la influencia de la cuantía de acero traccionado mientras que el canto del forjado aporta el efecto de la geometría y la relación entre el elemento prefabricado y el resto de la sección.

Por lo tanto, se propone una verificación de los resultados agrupados en cuatro familias:

- a) Canto reducido ($H \leq 240$ mm) y menor pretensado ($P < 86$ kN).
- b) Canto reducido ($H \leq 240$ mm) y mayor pretensado ($P > 87$ kN).
- c) Canto alto ($H > 240$ mm) y menor pretensado ($P < 86$ kN).
- d) Canto alto ($H > 240$ mm) y mayor pretensado ($P > 87$ kN).

Tal y como han mostrado las gráficas donde se recoge la totalidad de los resultados del análisis, los valores intermedios de canto de forjado y pretensado coinciden con el mayor número de muestras ensayadas y, por lo tanto, presentan menos dispersión.

IV.7.2.- Comparación de valores

Para cada una de las familias definidas se elabora la gráfica correspondiente a la relación entre el cortante previsto según el modelo empleado y el obtenido durante el ensayo.

Igualmente se representa el coeficiente $C_{R,d}$, que supone el ajuste empírico de la formulación empleada, y se indican los valores medios, la desviación típica y el coeficiente de variación.

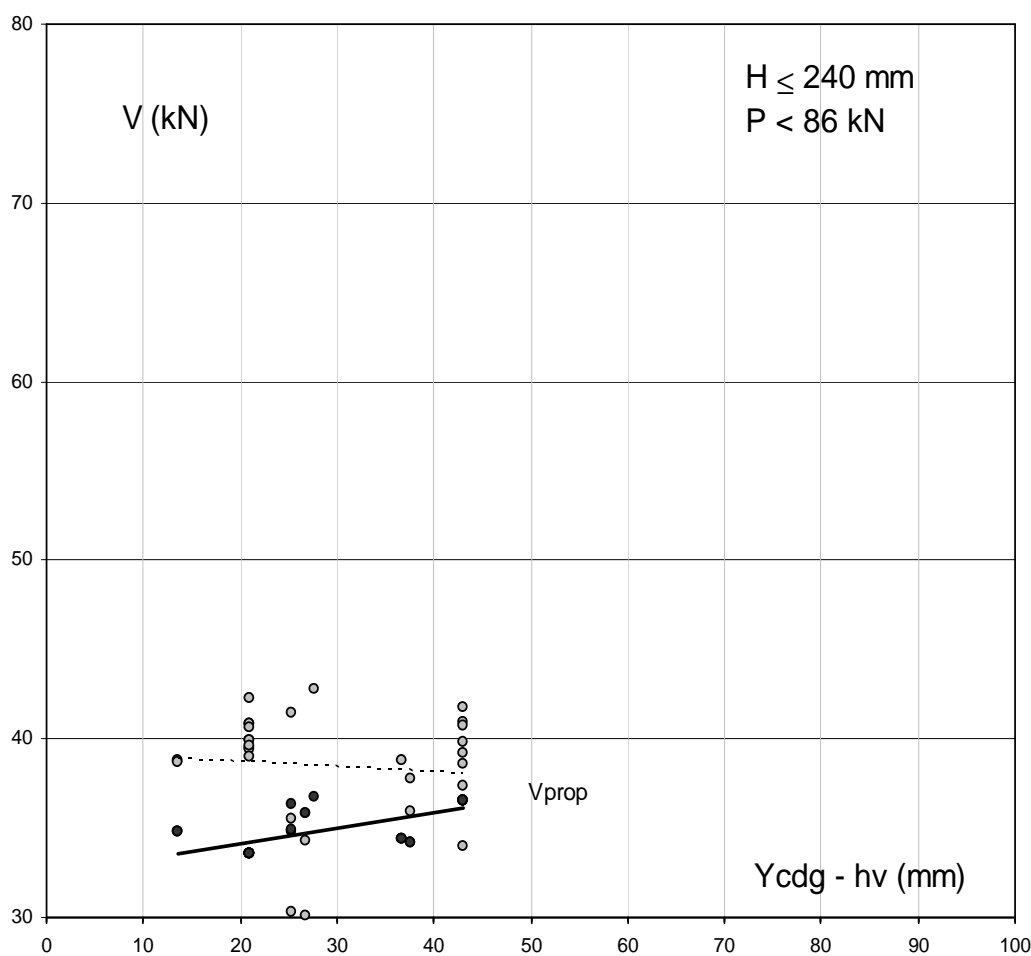
En la medida en que las dispersiones sean similares para cada una de las familias, se puede considerar que el modelo propuesto se ajusta con mayor o menor precisión a los resultados experimentales.

A continuación se repite el mismo esquema de estudio para las cuatro familias identificadas como a), b), c) y d) en función de la distancia del c.d.g. de la sección compuesta a la cara superior del elemento prefabricado ($Y_{cdg} - h_v$) y la tensión de pretensado en la vigueta (P / A_v).

IV.7.2.1.- CANTO REDUCIDO Y MENOR PRETENSADO

De entre todos los resultados experimentales del Anexo I se han seleccionado aquellos forjados de 240 mm de canto o menos con un nivel de pretensado que genere una fuerza para la edad de la vigueta considerada de menos de 86 kN (30 ensayos).

En el eje de ordenadas se representa el valor del esfuerzo cortante, ya sea el resistido durante el ensayo (puntos grises) o el estimado a partir del modelo propuesto (puntos negros). Se incluye la línea de tendencia de cada familia de puntos.

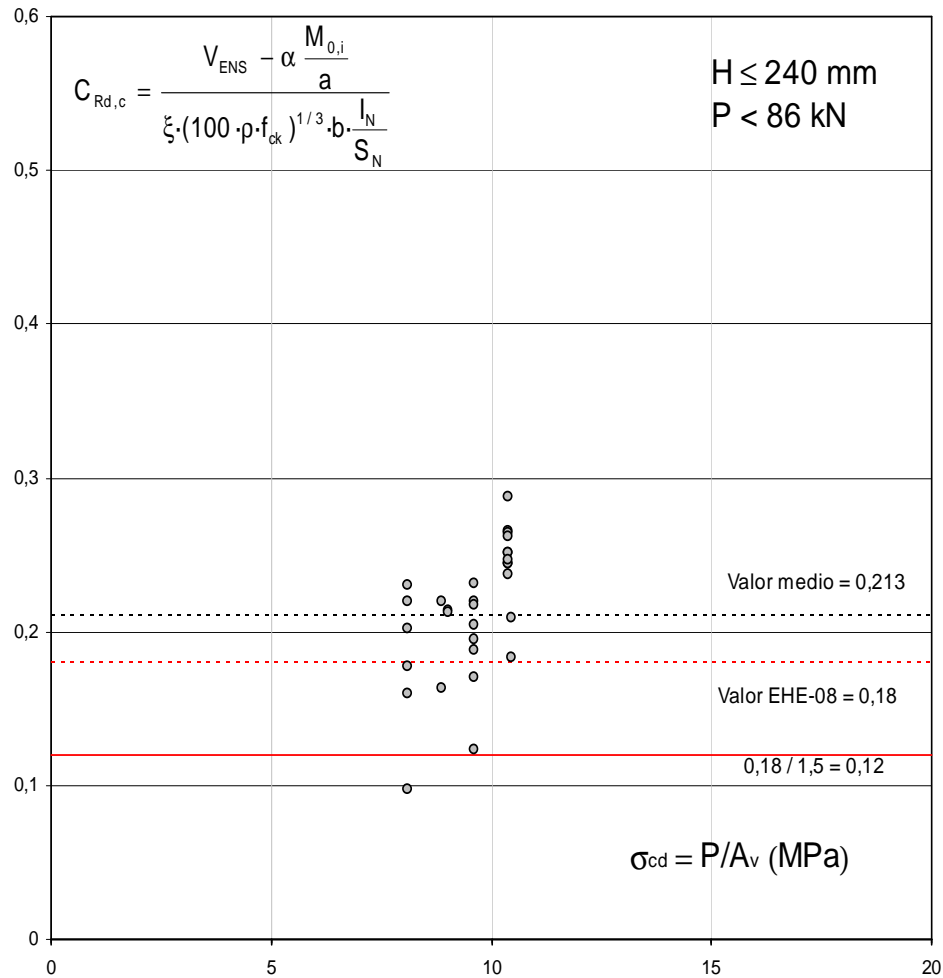


Gráfica IV.7.2.1.-a. Esfuerzo cortante en función de $Y_{cdg} - h_v$ para canto reducido y baja cuantía de pretensado

En este caso la tendencia de los ensayos es ligeramente descendente a medida que aumenta el término $Y_{cdg} - h_v$ lo cual puede deberse a la propia dispersión de los valores. Esta situación contrasta con la predicción teórica que para esta familia de ensayos prevé una ligera tendencia ascendente a medida que aumenta la distancia entre el c.d.g. del forjado y la cara superior de la vigueta.

En cualquier caso, los valores se agrupan en la esquina inferior izquierda de la gráfica, como a priori podría suponerse para canto reducido y poca cuantía de pretensado. La diferencia entre el resultado de los ensayos y valor procedente de la propuesta teórica es mínima, del orden del 10% de media para los 30 casos estudiados.

La siguiente gráfica representa el valor del coeficiente $C_{Rd,c}$ calculado para el grupo de ensayos identificado como a) y ordenados en función de la cuantía de pretensado en la vigueta. Puesto que la diferencia de área en cada elemento prefabricado es escasa, valores bajos de la fuerza de pretensado se traducen en tensiones medias del orden de los 10 MPa.



Gráfica IV.7.2.1.-b. Determinación del coeficiente $C_{Rd,c}$ para los ensayos estudiados en función del pretensado en la vigueta

El valor medio del coeficiente se encuentra en el mismo orden de magnitud que el obtenido para la totalidad de los ensayos. El valor por debajo de 0,10 que no aparece en la gráfica IV.6.3.3.-a se debe al ajuste a partir del valor de “a” definido en la propuesta en lugar del empleado en cada ensayo.

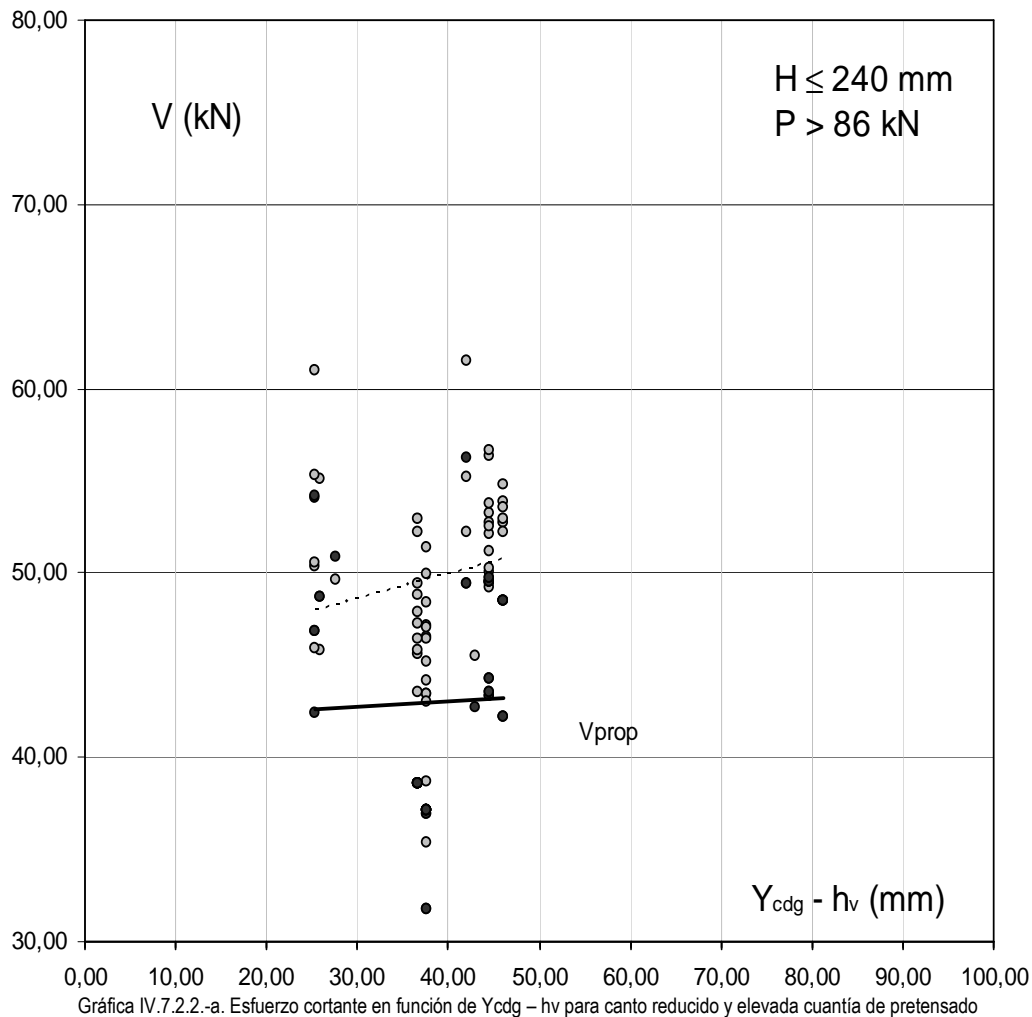
Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayos	-	38,44	-	-	-
Modelo	Propuesta	34,98	1,101	0,107	0,097
$C_{r,d}$	Propuesta	0,213	-	0,042	0,199

Como puede apreciarse, tanto los resultados obtenidos para la familia con canto menor de 240 mm y fuerza de pretensado no superior a 86 kN ofrece valores similares a los que se han mostrado para la base de datos completa.

IV.7.2.2.- CANTO REDUCIDO Y MAYOR PRETENSADO

Se han seleccionado aquellos forjados de 240 mm de canto o menos, y con un nivel de pretensado que genere una fuerza para la edad de la vigueta considerada, de mas de 86 kN (54 ensayos).

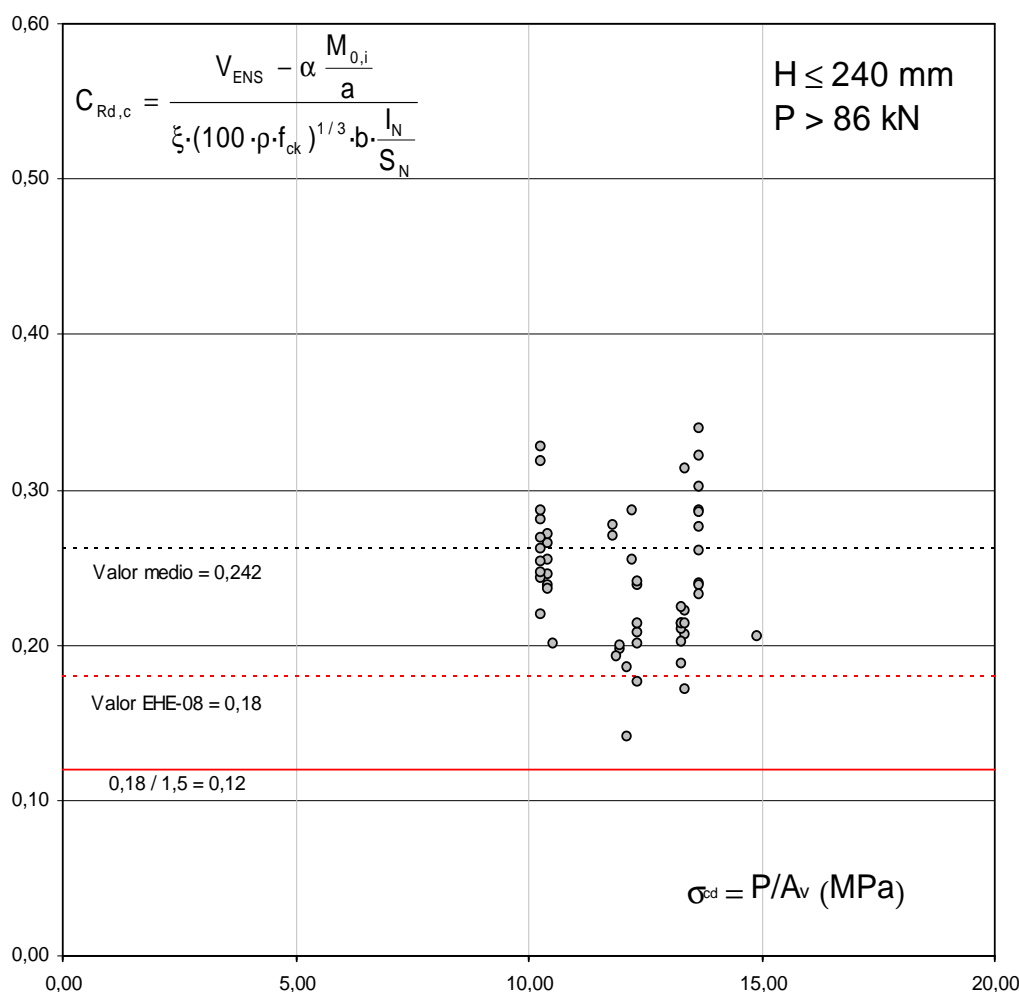
En el eje de vertical se muestra el valor del esfuerzo cortante considerado durante el ensayo (puntos grises) y el calculado a partir del modelo propuesto (puntos negros). Se incluye la línea de tendencia de cada familia de puntos.



Como puede comprobarse, la tendencia entre los resultados teóricos y los ensayos coincide. A mayor canto del elemento y por lo tanto mayor distancia entre el c.d.g. de la sección y la cara superior de la vigueta mayor resistencia a cortante. En este caso, la pendiente en los ensayos es más pronunciada que en el ajuste teórico.

Como en el caso anterior, los valores se agrupan para una horquilla de $Y_{cdg} - h_v$ alrededor de los 40 mm en la zona izquierda de la gráfica, si bien los valores de cortante (V_e y V_{prop}) son superiores debido a un mayor pretensado. La diferencia entre resultado de los ensayos y valor procedente de la propuesta teórica es del orden del 17% de media para los 54 casos estudiados.

A continuación se muestra el valor del coeficiente $C_{Rd,c}$ calculado para el grupo de ensayos identificado como b) y ordenados en función de la tensión de pretensado en la vigueta. En este caso las tensiones medias en la vigueta se encuentran entre 10 y 15 MPa.



Gráfica IV.7.2.2.-b. Determinación del coeficiente $C_{Rd,c}$ para los ensayos estudiados en función del pretensado en la vigueta

El valor medio del coeficiente se encuentra en el mismo orden de magnitud que el obtenido para la totalidad de los ensayos. El aumento de pretensado para un mismo canto se traduce en un incremento de la resistencia que afecta de alguna forma al resto de parámetros, no sólo al término V_p ($\alpha \cdot M_{0,i} / a$), ya que éste se descuenta al determinar $C_{Rd,c}$ y sin embargo los valores medios son superiores a los obtenidos para la familia con igual canto y menor pretensado.

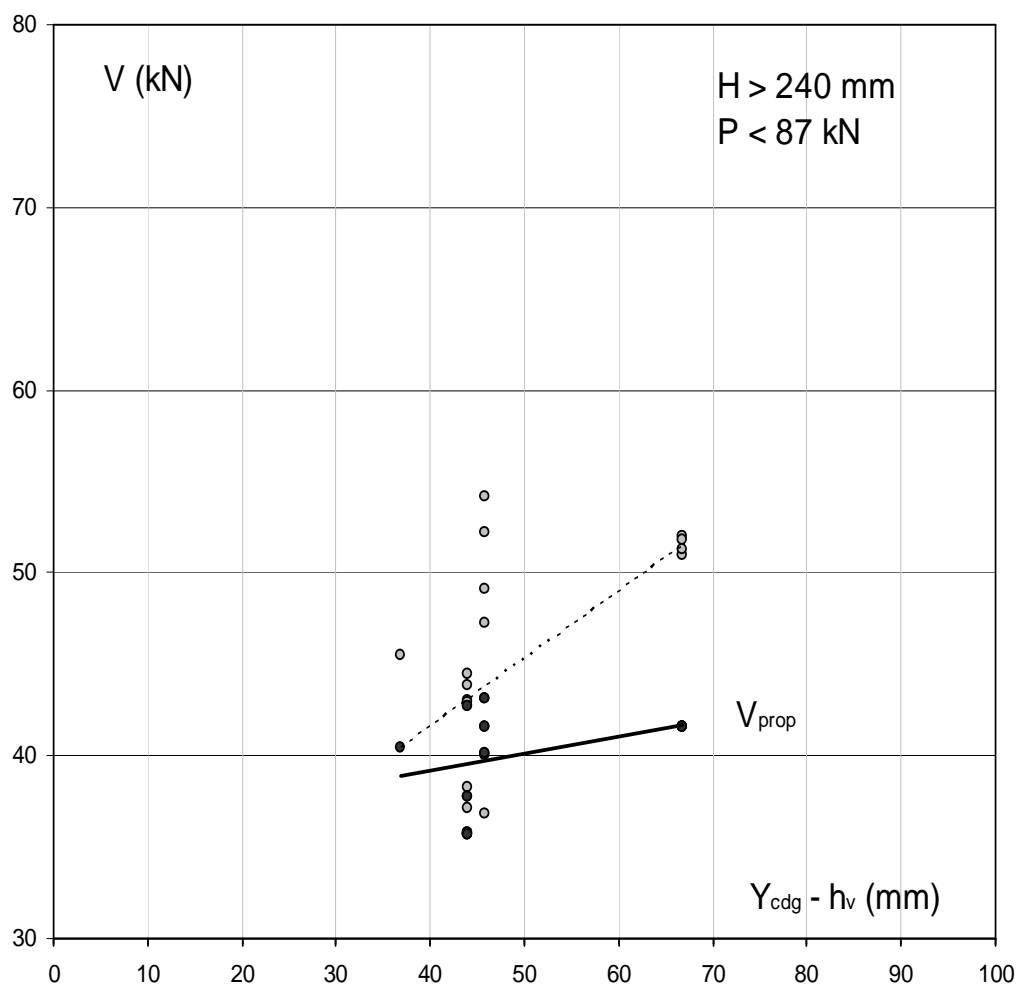
Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayos	-	49,73	-	-	-
Modelo	Propuesta	43,01	1,166	0,098	0,084
$C_{r,d}$	Propuesta	0,242	-	0,043	0,179

Los resultados obtenidos para la este grupo de 54 ensayos con canto menor de 240 mm y fuerza de pretensado por encima de 86 kN ofrece en cualquier caso valores similares a los que se han mostrado para la base de datos completa.

IV.7.2.3.- CANTO ALTO Y MENOR PRETENSADO

El grupo c) está formado por aquellos forjados de 260 mm de canto o más y con un nivel de pretensado que genere una fuerza para la edad de la vigueta considerada, de menos de 87 kN (20 ensayos).

En ordenadas se muestra el valor del esfuerzo cortante registrado durante el ensayo (puntos grises) y el estimado según el modelo propuesto (puntos negros). Se representa la línea de tendencia de cada familia de puntos.

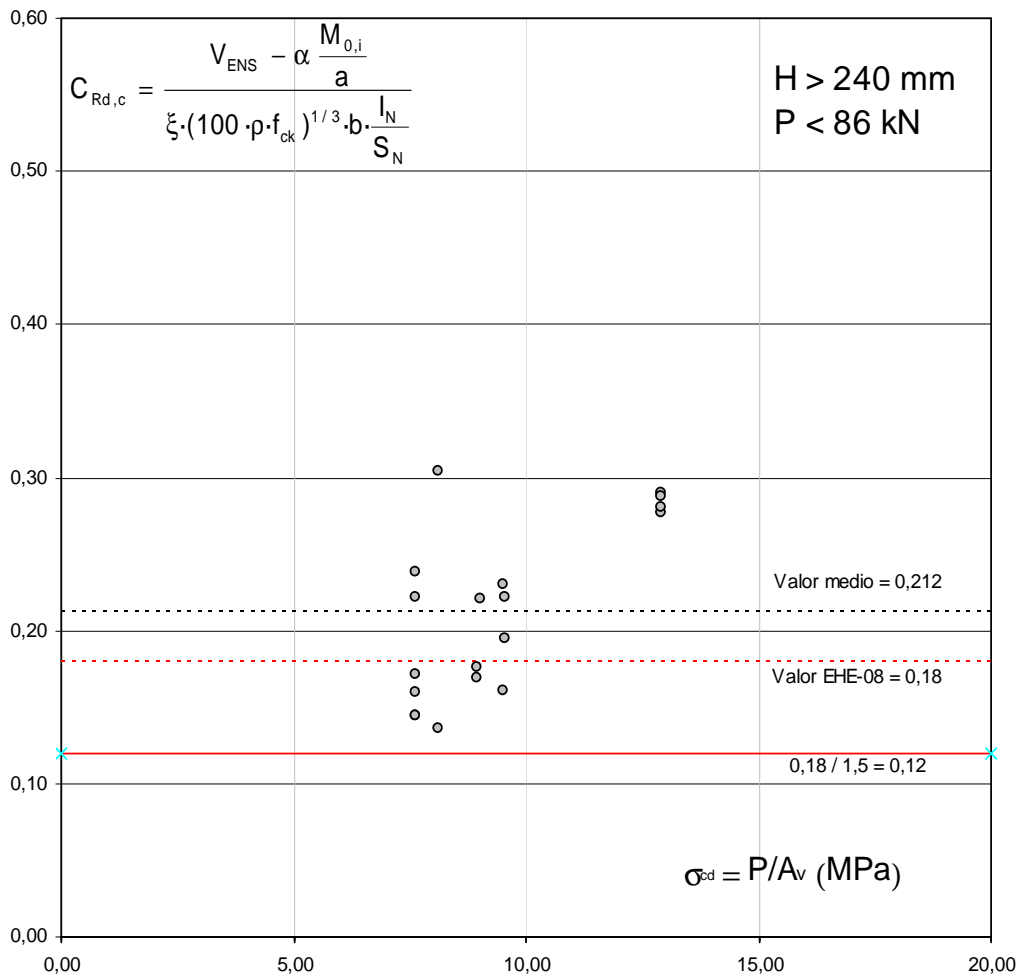


Gráfica IV.7.2.3.-a. Esfuerzo cortante en función de $Y_{cdg} - h_v$ para canto alto y poca cuantía de pretensado

Para los ensayos analizados la tendencia es ascendente en ambos casos, aunque en el caso de los resultados experimentales es más acusada que en la predicción teórica. Los datos se han desplazado a la zona derecha del gráfico al tratarse de cantos de forjados más elevados y por tanto mayor distancia entre su c.d.g. y la cara superior de la vigueta.

La predicción vuelve a estar dentro de un orden de magnitud aproximado a la experimentación, debiéndose la desviación observada para un grupo de 4 ensayos del fabricante 4 para un canto total de 260 mm y valor de $Y_{cdg} - h_v = 66,74$ mm en el que los que el cociente entre los ensayos y la predicción teórica resulta del orden de 1,20.

Del mismo modo que en los casos anteriores, se presenta el valor calculado para el coeficiente $C_{Rd,c}$ para el grupo de ensayos identificado como c) ordenado en función de la tensión de pretensado en la vigueta. En este caso las tensiones medias en la vigueta se encuentran por debajo de los 10 MPa menos en el caso del fabricante 4, ya que presenta una de las viguetas con menor sección, por lo que una fuerza de pretensado de menos de 86 kN genera una tensión más alta en el hormigón.



Vuelve a obtenerse un valor medio de $C_{Rd,c}$ del mismo orden de magnitud que el obtenido para todos los ensayos. En este caso al aproximarse más a 0,18 aparecen valores más próximos a 0,12 aunque sin ser inferiores a este límite de seguridad.

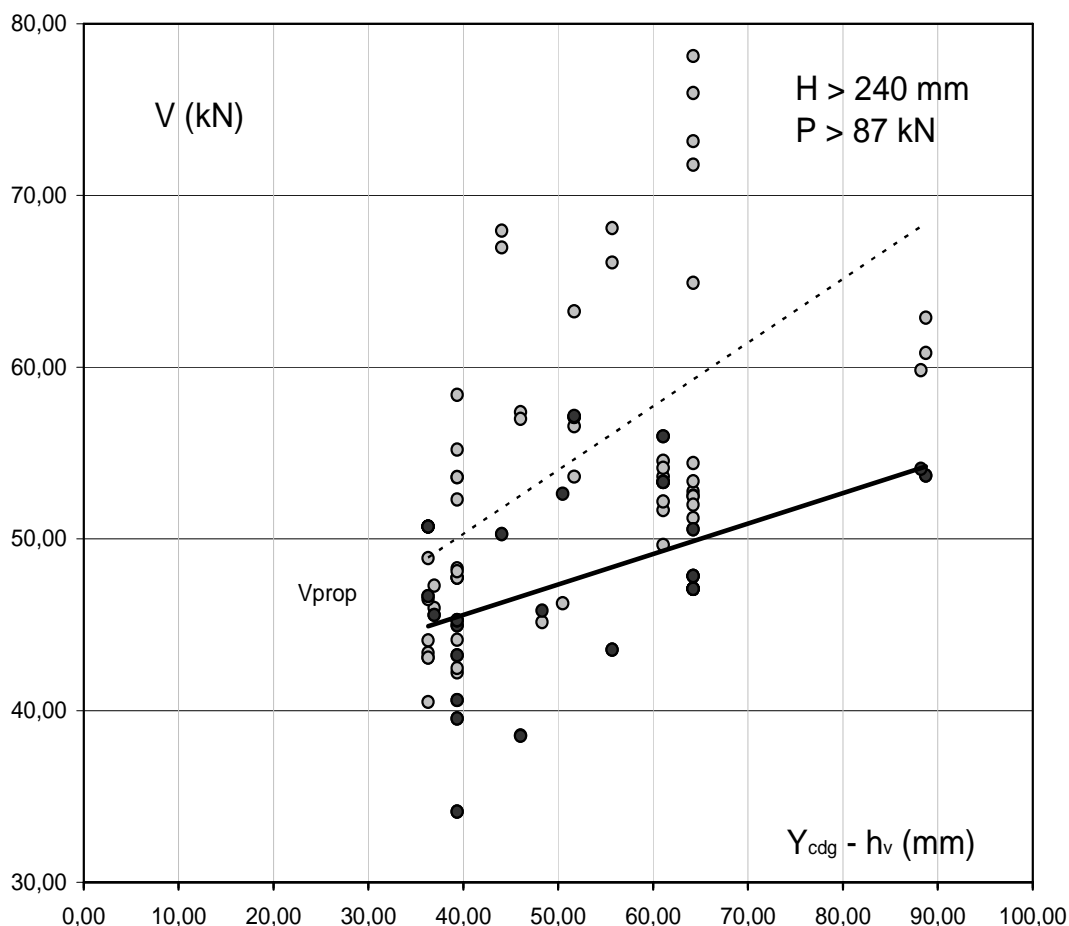
Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayos	-	44,87	-	-	-
Modelo	Propuesta	40,02	1,119	0,117	0,104
$C_{r,d}$	Propuesta	0,212	-	0,056	0,263

También para el caso de los 20 ensayos analizados se observa que la desviación entre resultados y valores teóricos es de 1,119 muy similar a lo obtenido para las otras dos familias estudiadas por separado, y coincidentes con los valores generales para todos los ensayos.

IV.7.2.4.- CANTO ALTO Y MAYOR PRETENSADO

Por último, se han seleccionado aquellos forjados con un canto de 260 mm o superior, con un nivel de pretensado que genere una fuerza para la edad de la vigueta considerada, de más de 87 kN (55 ensayos).

El eje Y presenta el esfuerzo cortante registrado durante el ensayo (puntos grises) y el estimado según el modelo propuesto (puntos negros). Se incluye la línea de tendencia de cada familia de puntos.

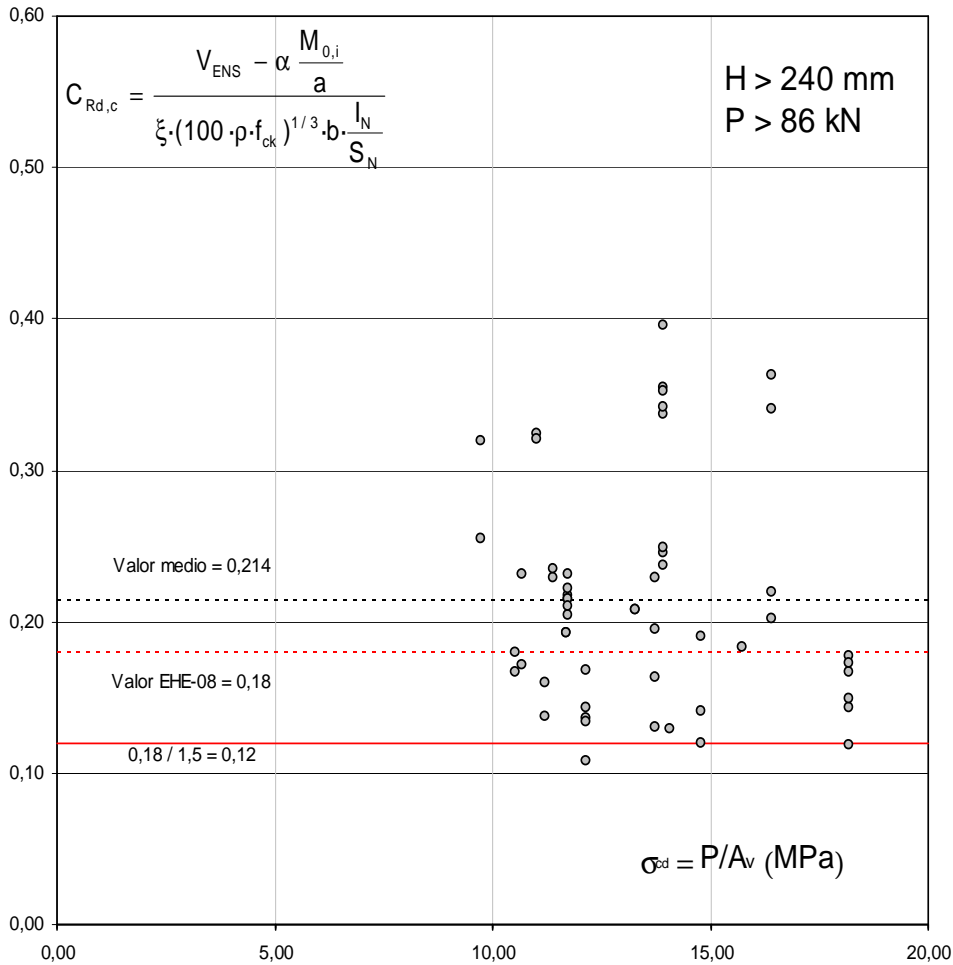


Gráfica IV.7.2.4.-a. Esfuerzo cortante en función de $Y_{cdg} - h_v$ para canto alto y elevada cuantía de pretensado

La línea de tendencia es ascendente en ambas representaciones, aunque en el caso de los resultados experimentales es más acusada que en la predicción teórica. Los datos se han desplazado a la zona derecha y superior del gráfico, al tratarse de cantos de forjados más elevados y por tanto mayor distancia entre su c.d.g. y la cara superior de la vigueta y debido a la mejora de resistencia por efecto del pretensado.

La predicción sigue estando dentro del orden de magnitud comprobado para cada caso por separado y para el grupo de los 159 ensayos. El punto con menor cortante teórico previsto corresponde a dos ensayos del fabricante 8 con canto 250 mm y pretensado de 90 kN, prácticamente en el límite del grupo de valores seleccionados.

Finalmente, se muestra el valor obtenido para el coeficiente $C_{Rd,c}$ a partir del grupo de ensayos identificado como d) en función de la tensión de pretensado en la vigueta. En este caso las tensiones medias en la vigueta se encuentran superan los 10 MPa.



El coeficiente $C_{Rd,c}$ presenta también para el grupo de resultados d) un valor medio dentro del mismo orden de magnitud que se ha obtenido para todos los ensayos y para el resto de grupos. Existe un único valor por debajo de 0,12 y dos casos en los que el coeficiente coincide justo con ese tope de seguridad. Todos los valores se han desplazado a la zona derecha del gráfico con tensiones superiores a los 10 MPa menos eun un caso, y en algunos fabricantes superando los 15 MPa.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coficiente de Variación
Ensayos	-	54,70	-	-	-
Modelo	Propuesta	47,68	1,158	0,220	0,190
Cr,d	Propuesta	0,214	-	0,073	0,339

En los 55 ensayos incluidos en este grupo la desviación entre resultados y valores teóricos es de 1,158 prácticamente coincidente con lo observado para las otras familias estudiadas por separado, y coincidentes con los valores generales para todos los ensayos.

IV.7.3.- Resultados obtenidos

A continuación se presentan por separado los datos relativos a los resultados teóricos frente a los experimentales y los del coeficiente $C_{Rd,c}$ agrupados por familias para una mayor facilidad a la hora de compararlos entre ellos.

Familia	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
a)	Vprop	34,983	1,101	0,107	0,097
b)	Vprop	43,013	1,166	0,098	0,084
c)	Vprop	40,019	1,119	0,117	0,104
d)	Vprop	47,679	1,158	0,220	0,190

Tal y como se puede comprobar en la tabla, los valores medios del coeficiente V_{ensayo} / V_{prop} son prácticamente coincidentes, variando a partir del segundo decimal. La desviación típica y el coeficiente de variación también corresponden a una dispersión baja de los resultados a partir del modelo propuesto.

La siguiente tabla presenta la estimación del coeficiente $C_{Rd,c}$ para cada grupo de ensayos analizados en el presente apartado.

Familia	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
a)	Cr _{d,c}	0,213	-	0,042	0,199
b)	Cr _{d,c}	0,242	-	0,043	0,179
c)	Cr _{d,c}	0,212	-	0,056	0,263
d)	Cr _{d,c}	0,214	-	0,073	0,339

De la misma forma que para los valores de resistencia obtenidos, se comprueba que el valor coincide en el primer y segundo decimal excepto en el caso de la familia b) que arroja un resultado ligeramente superior a partir de ese segundo término decimal.

A la vista de los datos generales obtenidos para la totalidad de los valores experimentales analizados globalmente y por separado, puede concluirse que el modelo propuesto para el análisis de la resistencia a cortante en forjados de vigueta pretensada mediante la adición de los términos de contribución del hormigón (V_c) y del efecto del pretensado (V_p) conduce a valores muy similares a los datos empíricos, con unas dispersiones admisibles.

Dicha estimación de la resistencia a cortante se completa con la comprobación del agotamiento por tracción oblicua en el nervio de hormigón en masa y con la determinación del esfuerzo rasante máximo admisible en la sección compuesta, necesario para garantizar el monolitismo del sistema y por tanto la resistencia de la sección compuesta.

IV.7.4.- Coeficientes parciales de seguridad

No abundan los estudios a nivel europeo sobre la calibración de la seguridad de las dos expresiones habitualmente empleadas en las comprobaciones a cortante, la asociada a capacidad a tracción oblicua en el alma de la sección (C2) para secciones pretensadas en zonas donde no se alcanza la fisuración, y la fórmula general para elementos sin armadura transversal en regiones fisuradas (D) o (F) ambas recogidas en la Instrucción EHE-08 o el Eurocódigo 2.

Tampoco existen estudios que aborden en profundidad la incidencia del efecto que la reducción del coeficiente de seguridad parcial del hormigón tiene sobre la seguridad a cortante del elemento, se ha procedido a realizar una calibración del problema.

Desde el punto de vista del diseño mediante coeficientes parciales de seguridad, la formulación de la comprobación del E.L.U. es simple. La expresión de la inequación que rige el criterio de comprobación es general para todos los problemas de resistencia:

$$\left(\frac{R_k}{\gamma_m} \right) \geq S(\gamma_f, Q_k)$$

- R_k s la resistencia característica del elemento estructural frente al esfuerzo considerado
- γ_m s el coeficiente parcial que afecta a esta resistencia
- Q_k es el valor característico de las acciones
- γ_f s el coeficiente parcial de acciones para la determinación del valor de cálculo.

En el límite, la expresión indicada se transforma en la igualdad entre los valores de cálculo de la resistencia y del esfuerzo. Desde el punto de vista estadístico, las variables aleatorias de la resistencia frente a cortante y las acciones tienen un área de solape común, lo que supone que existe una cierta probabilidad de fallo asociada al Estado Límite.

Puesto que la probabilidad de fallo es muy pequeña, es habitual el empleo del denominado índice de fiabilidad β , que se relaciona con la probabilidad de fallo a través de la función de distribución acumulada de Gauss.

$$P_F = \Phi(-\beta)$$

El índice de fiabilidad máximo recomendado, β está tabulado en el documento CEN-EN-1990 de Bases de Diseño, de acuerdo a la tabla adjunta. La propia Instrucción EHE08 adopta los valores medios de esta tabla como criterio de seguridad.

Coste relativo del aumento de la seguridad	Estados Límite de Servicio	Estados Límite Últimos		
		Consecuencias del fallo		
		Menores	Moderadas	Altas
Altos	1,0	2,8	3,3	3,8
Medios	1,5	3,3	3,8	4,3
Bajos	2,0	3,8	4,3	4,8

La determinación de la probabilidad de fallo P_F va asociada igualmente a la determinación del punto que posee la máxima probabilidad (punto que estadísticamente, se sitúa lo más cercano posible a la región de fallo). La localización de este punto se obtiene mediante el coseno director α y la distancia β mediante la siguiente expresión:

$$X_d = F_x^{-1}[\Phi(-\alpha_x\beta)]$$

A partir de las expresiones indicadas, basta con igualarlas para poder derivar el coeficiente parcial asociado a cada una de las variables, para las acciones y las resistencias.

$$X_d = F_x^{-1}[\Phi(-\alpha_x\beta)] = \gamma_x X_k \quad \rightarrow \quad \text{las acciones se mayoran}$$

$$X_d = F_x^{-1}[\Phi(-\alpha_x\beta)] = \frac{X_k}{\gamma_x} \quad \rightarrow \quad \text{las resistencias se minoran}$$

Se considera que no es necesario abordar la calibración de los coeficientes parciales de seguridad puesto que el modelo propuesto parte directamente de expresiones generales que ya cuentan con una calibración del factor de seguridad.

De hecho, la determinación del coeficiente $C_{Rd,c}$ supone en cierta manera la confirmación de la adecuación del modelo general y el valor de 0,18 al caso particular de los forjados, quedando del lado de la seguridad, pues como se ha comprobado el ajuste sería del orden de 0,21.

Por lo tanto, la expresión general propuesta en el siguiente trabajo queda expresada a efectos de definir un criterio de seguridad de la forma:

$$V_{u2} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \cdot p_1 \cdot f_{ck,v})^{1/3} \right] \frac{I_N \cdot b_0}{S_N} + \alpha \cdot \frac{M_{0,y}}{a \cdot \gamma_s}$$

$$\gamma_c = 1,50$$

$$\gamma_s = 1,15$$

Se ha recurrido a los coeficientes parciales asociados a la resistencia de materiales, comunes en la bibliografía y de aplicación en códigos y normativa

El empleo de valores de diseño, a partir de los característicos y sus coeficientes parciales, permite una predicción teórica con un índice de fiabilidad adecuado, según se recoge en el UNE-EN-1990:1.

Para las comprobaciones de agotamiento por tracción oblicua del alma y capacidad a rasante se aplicarán los mismos criterios generales de la reglamentación, coincidentes con los propuestos para el modelo general.

IV.8.- LINEAS DE INVESTIGACIÓN ABIERTAS

IV.8.1.- Contenido

El presente trabajo no implica una conclusión final en el análisis de la resistencia a cortante para todos los casos de forjados prefabricados y secciones compuestas. A partir de la base de datos aportada es posible continuar, como de hecho se sigue haciendo, la investigación del comportamiento a cortante en forjados de vigueta pretensada.

Al igual que en el caso de los forjados, el Sello CIETAN también dispone de resultados experimentales de resistencia a cortante en forjados de losa alveolar pretensada, prelosa pretensada o vigueta armada.

En el presente apartado se describe brevemente alguna de las líneas de trabajo iniciadas a raíz de las investigaciones descritas en el presente documento.

IV.8.2.- Análisis en el caso de vanos en continuidad

IV.8.2.1.- INTRODUCCIÓN

El caso del cortante en flexión negativa es muy distinto a la casuística estudiada en los ensayos del presente estudio, tanto en la interacción de los esfuerzos como en la respuesta de las secciones o el elemento resistente.

Por un lado, la sección está fisurada desde estados muy bajos de carga. Por lo tanto, la rotura por cortante se produce a partir de una fisura de flexión que se inicia en la cara superior y que se inclina hacia el apoyo, agotándose la sección cuando alcance la cabeza comprimida de la viga.

Al estar sometida a flexión negativa la zona donde se produce la rotura se produce un cambio en el sentido de los esfuerzos. La sección prefabricada, precomprimida, se comprimirá aún más por el efecto del momento y la cabeza de compresión en flexión positiva pasa a estar solicitada a tracción, siendo necesaria la colocación de armadura en la cara superior del forjado.

Por lo tanto, no es posible aplicar el análisis tensional clásico siendo necesario considerar la sección fisurada para determinar la inercia, calcular la profundidad de la fibra neutra y determinar la situación tensional de la sección de hormigón que se mantenga en régimen no fisurado. En este caso, la precompresión de la vigueta mejora el comportamiento a cortante al impedir que la fisura progrese hacia el alma de la vigueta, que sería la fibra a priori más desfavorable.

Parece lógico pues que, en este caso, los criterios para el análisis y la determinación del cortante resistido no provengan de las expresiones clásicas de las tensiones en las fibras de las secciones, de ahí que los modelos para el cálculo partan de ajustes experimentales.

A pesar de la justificación del valor de $0,15 \cdot \sigma'_{cd}$ que, como ya se ha expuesto, tiene su origen en la contribución al cortante del pretensado a través de la descompresión de la sección, dicho término, que aparece habitualmente en la formulación general, sigue siendo el mismo para el cortante en flexión negativa que en flexión positiva, lo que no deja de ser físicamente incongruente ya que en las secciones de comprobación, próximas al apoyo y, por tanto, en zonas de flexión negativa, la fibra inferior de la vigueta nunca alcanzará la descompresión. Es más, a causa de los esfuerzos externos debe alcanzar niveles de compresión más altos que los originales debidos a la precompresión.

Aunque el análisis del cortante en flexión negativa no es el objeto de este trabajo, se presenta una serie de valores experimentales que se comparan con la predicción obtenida a partir de la aplicación directa del modelo propuesto para la flexión negativa. Aunque, tal y como se ha mencionado, no coinciden los mecanismos resistentes ni de rotura, ni el comportamiento físico es el mismo, no se ha hecho más que repetir la tendencia actual aplicando una formulación obtenida a partir de ensayos en vanos isostáticos, y generalizándola para todos los casos.

IV.8.2.2.- BREVE DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS REALIZADOS

Dentro de los ensayos adicionales destinados a completar la investigación de la resistencia a cortante en forjados de vigueta pretensada se cuenta con un total de 14 ensayos de vanos en continuidad del fabricante 2, variando el canto, el pretensado y la cuantía de armadura traccionada, así como dos ensayos en voladizos.

La información relativa a la geometría, los materiales, la disposición del ensayo y los resultados obtenidos se incluye en el Anexo II.

Los resultados experimentales se emplearán para comprobar la relación entre los ensayos y la predicción teórica a partir del modelo propuesto aunque, como ya se ha comentado, los mecanismos resistentes no se correspondan.

A partir de la ley elástica de distribución de esfuerzos internos en los elementos, la existencia de apoyos sometidos a flexión negativa implica la posible formación de rótulas y la redistribución del momento flector hacia los vanos.

La redistribución del momento flector modifica a su vez la ley de esfuerzos cortantes, descargando el vano en flexión negativa y cargando los apoyos extremos. Por ello, en todos los apoyos en continuidad se dispone una célula de carga de modo que se registre la carga que realmente llega en esa entrega del forjado. A partir de la carga registrada en el gato se completa la distribución de fuerzas externas y es posible determinar la reacción en los apoyos aislados.

A continuación se incluyen los esquemas empleados en cada ensayo, la idealización de la estructura mediante barras y apoyos, y los diagramas de esfuerzos de flexión y cortante en cada uno de los vanos.

IV.8.2.2.1.- Esquema de carga para dos vanos en continuidad

Forjado de dos vanos hormigonado en continuidad con apoyo central en zuncho de hormigón armado y entrega directa de la vigueta.

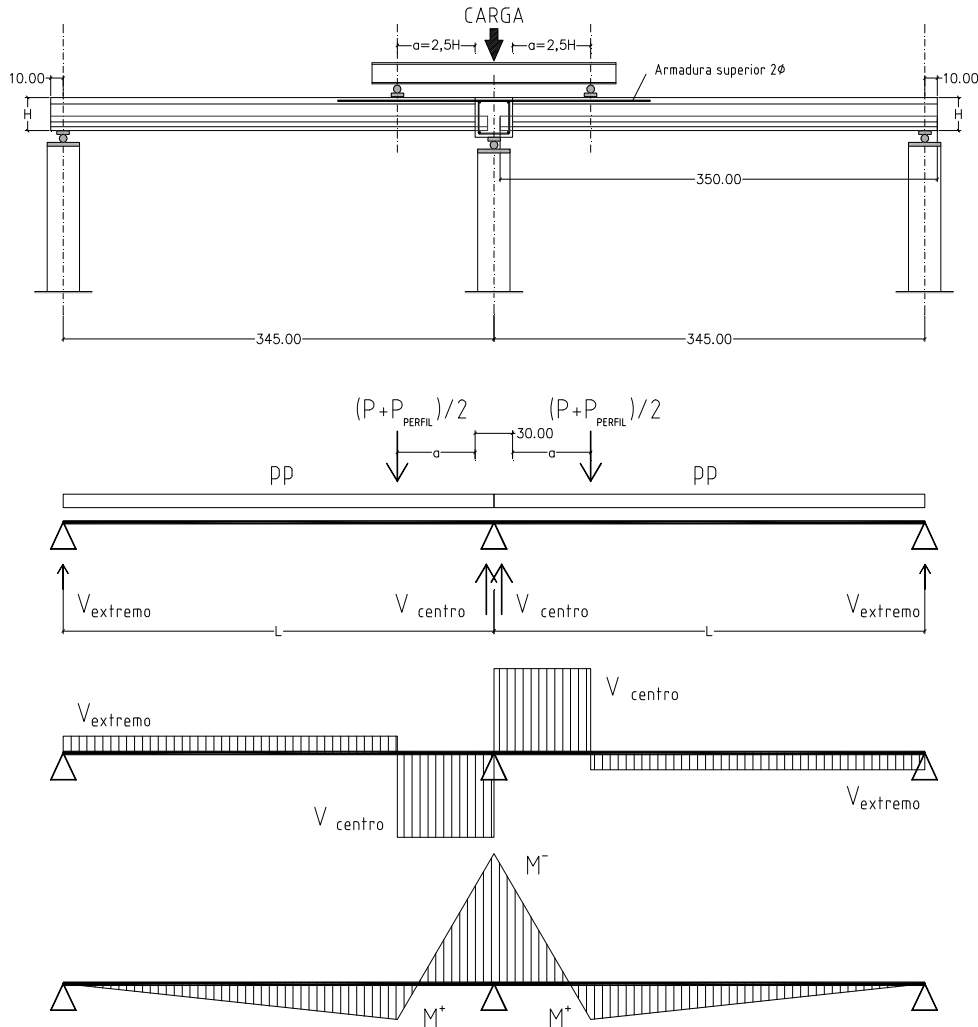


Imagen IV.8.2.2.1.-Esquema de ensayo y diagramas de esfuerzos en forjados de dos vanos en cotinuidad

En estos ensayos la luz de cortante se mantiene con el mismo valor desde el borde del apoyo, por lo que $a = 2,5 H$ (sin incluir los 30 cm de ancho del zuncho de apoyo), y la longitud de las viguetas es constante para todos los casos, de 3,50 m, así como la entrega directa en ambos apoyos, de 10 cm.

El cortante resistido teórico en el apoyo central y en el extremo según el esquema tiene un valor de:

$$V_{\text{centro}} = (P/2) \cdot [(L-a)/2L] \cdot [3-(L-a)^2/L^2] + 5 \cdot q_{pp} \cdot L/8 + P_{\text{PERFIL}} / 2$$

$$V_{\text{extremo}} = (P+P_{\text{PERFIL}}) / 2 + q_{pp} \cdot L - V_{\text{centro}}$$

Por tratarse de un ensayo simétrico se considera empotramiento perfecto a ambos lados del apoyo central. Puesto que se dispone de célula de carga bajo el apoyo central, es posible determinar si existe plastificación del acero y conocer la redistribución de esfuerzos.

IV.8.2.2.2.- Esquema de carga para forjado en voladizo

Forjado de dos vanos con uno de ellos en voladizo sometido a carga puntual en el extremo y en el centro del vano entre apoyos.

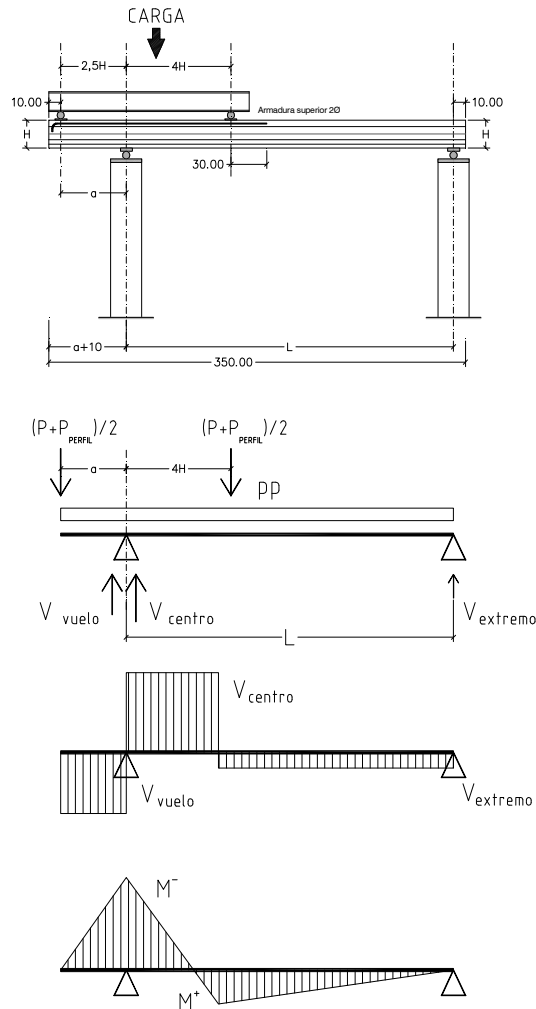


Imagen IV.8.2.2.2.- Esquema de ensayo y diagramas de esfuerzos en forjados con voladizo

En estos ensayos la luz de cortante en el vano se mantiene con el mismo valor que en las configuraciones de vanos en continuidad con $a = 2,5 \cdot H$ mientras que en el vano central se amplía a $4 \cdot H$ para compensar el vuelco. La longitud de las viguetas es constante para todos los casos (3,50 m), así como la entrega directa en ambos apoyos (10 cm).

El cortante resistido teórico en el apoyo central y en el extremo según el esquema tiene un valor de:

$$V_{\text{vuelo}} = (P + P_{\text{PERFIL}}) / 2 + q_{pp} \cdot (a + 0,10) \quad M^- = a \cdot (P + P_{\text{PERFIL}}) / 2 + q_{pp} \cdot (a + 0,10) \cdot (a/2)$$

$$V_{\text{centro}} = [M^- + (P + P_{\text{PERFIL}}) \cdot (L - 4 \cdot H) / 2 + q_{pp} \cdot L^2 / 2] / L \quad M^+ = V_{\text{centro}} \cdot 4H - M^-$$

$$V_{\text{extremo}} = (P + P_{\text{PERFIL}}) / 2 + q_{pp} \cdot L - V_{\text{centro}}$$

A partir de los datos de la célula de carga bajo el apoyo central se obtiene la redistribución de esfuerzos.

IV.8.2.2.3.- Redistribución de esfuerzos

El momento máximo negativo en el eje del apoyo central puede determinarse elásticamente una vez conocidas las reacciones en todos los apoyos, del mismo modo que el momento flector positivo bajo el punto de aplicación de la carga y el punto de momento nulo, que se encuentra dentro de la luz de cortante.

Sin embargo, la previsión así determinada no coincidirá con el comportamiento real del elemento ya que, en función de la cuantía de acero en la cara superior, se producirá un porcentaje de redistribución de momentos del apoyo en flexión negativa hacia los vanos en flexión positiva.

En los ensayos se ha dispuesto una célula de carga en el apoyo central a fin de determinar el valor del esfuerzo de cortante realmente resistido en la entrega y el esfuerzo cortante transmitido a los apoyos extremos. Una vez conocidas las reacciones en los apoyos, se pueden determinar los momentos flectores a lo largo de la viga.

Es muy importante contar con este dato, ya que determinará el momento positivo que soporta el elemento prefabricado en su cara inferior, la flexión negativa en zonas próximas a la entrega en el apoyo central y la sección donde tiene lugar el punto de momento nulo en la ley de esfuerzos flectores.

A partir de los datos obtenidos de los ensayos se ha procedido a comprobar la resistencia aplicando el modelo propuesto en los apoyos donde se alcanza la rotura por cortante y existe momento flector negativo, aún no estando basado en los mismos mecanismos de resistencia, que es lo que actualmente se aplica en la Instrucción EHE-08 o el Eurocódigo-2.

No se ha considerado la limitación de agotamiento por tracción oblicua del alma, al tratarse de un criterio estrictamente tensional, analizado desde la teoría de la elástica y para el nervio in situ, que estará trabajando en régimen fisurado desde el comienzo de la carga, por lo que no es de aplicación.

Por lo tanto, es preciso aclarar que no se trata de un intento de validar el modelo propuesto a partir de la experimentación en vanos biapoyados analizada en los apartados anteriores para los casos de flexión negativa, sino de comparar los valores que se obtienen de su aplicación (incongruente) a otras situaciones de diseño, que es lo que en la forma se viene realizando habitualmente desde el diseño y el cálculo de estructuras.

Los datos relativos a la geometría de las secciones, los valores de resistencia de los materiales empleados y la configuración del pretensado se incluyen en las fichas de cada ensayo recogidas en el Anexo II.

IV.8.2.3.- COMPARATIVA CON LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES

En rigor, el análisis del pretensado debería aplicarse, en todo caso, a la descompresión de la sección prefabricada desde su fibra superior, al existir un momento negativo en el apoyo intermedio, ya que en la sección de comprobación a un canto útil del borde del apoyo se producen tracciones en la sección armada y compresiones en la sección precomprimida.

Sin embargo, puesto que la fibra más desfavorable a efectos de tensión tangencial, sigue siendo el cuello de la vigueta y para mantener el mismo criterio empleado en el modelo considerado, se estima la contribución del pretensado como la carga necesaria para producir la descompresión en la fibra inferior bajo el punto de aplicación de la carga, obviando que en la situación hiperestática del forjado la carga aplicada no se traduce directamente en momento positivo bajo su punto de aplicación, ya que da lugar a flexión negativa en el apoyo, subiendo la ley de esfuerzos flectores.

A continuación se presentan tres gráficas elaboradas con los mismos criterios que se han empleado en el análisis de los ensayos en los vanos biapoyados.

En el eje de ordenadas se representa el valor del cortante en kN. Los puntos grises corresponden al esfuerzo cortante último obtenido durante el ensayo (V_e). Los puntos negros representan el cortante teórico previsto según el modelo propuesto para la adición de la contribución del hormigón armado y el efecto del pretensado ($V_c + V_p$). Las cruces se emplean para la familia de resultados teóricos a partir del criterio de agotamiento por tracción oblicua en el hormigón en masa en la cara superior de la vigueta en la unión entre hormigones (V_{b2}).

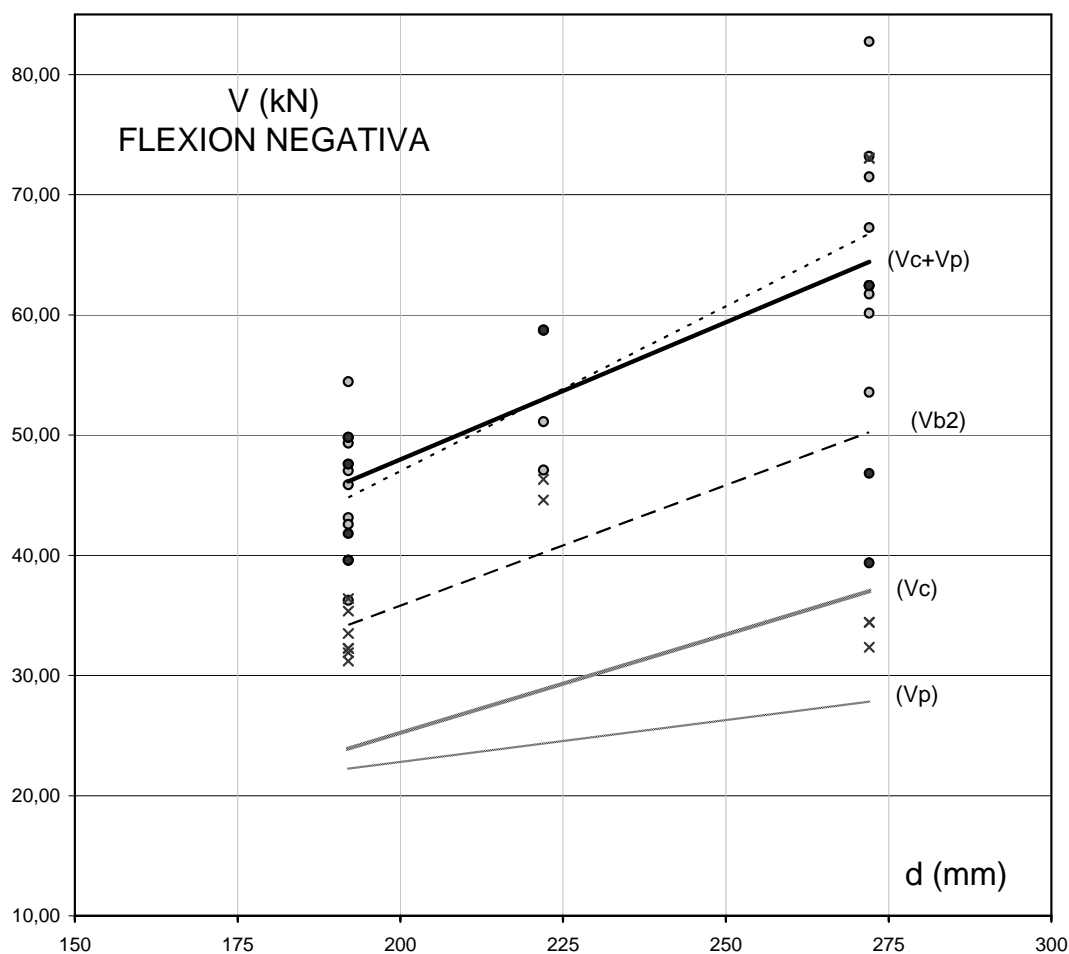
Se presenta la línea de tendencia para cada uno de los criterios arriba indicados. Para el caso de la expresión ($V_c + V_p$) se incluye también la línea de tendencia por separado para cada uno de los sumandos, de modo que pueda comprobarse el porcentaje de la resistencia debido a la sección de hormigón armado (V_c) y la contribución del pretensado (V_p). Para estos dos términos no se ha reflejado la nube de puntos en el gráfico.

El eje de abscisas varía para cada uno de los gráficos en función del parámetro de referencia respecto al cual se representen los valores de cortante.

Se muestra la carga de cortante en función del canto útil del forjado, referido en esta ocasión a la armadura de la cara superior, por lo que no varía con la cuantía de pretensado de la vigueta, la carga de cortante respecto a la cuantía de acero traccionado y la carga de cortante en relación a la fuerza de pretensado.

Finalmente, se muestra una tabla resumen con los valores medios, la desviación típica y el coeficiente de variación de las predicción teórica según el modelo propuesto en relación a los resultados experimentales de los ensayos a flexión negativa.

En la primera gráfica se muestra el esfuerzo cortante en función del canto útil de la sección compuesta. La armadura superior presenta su eje a 28 mm de la cara superior hormigonada en todos los casos.



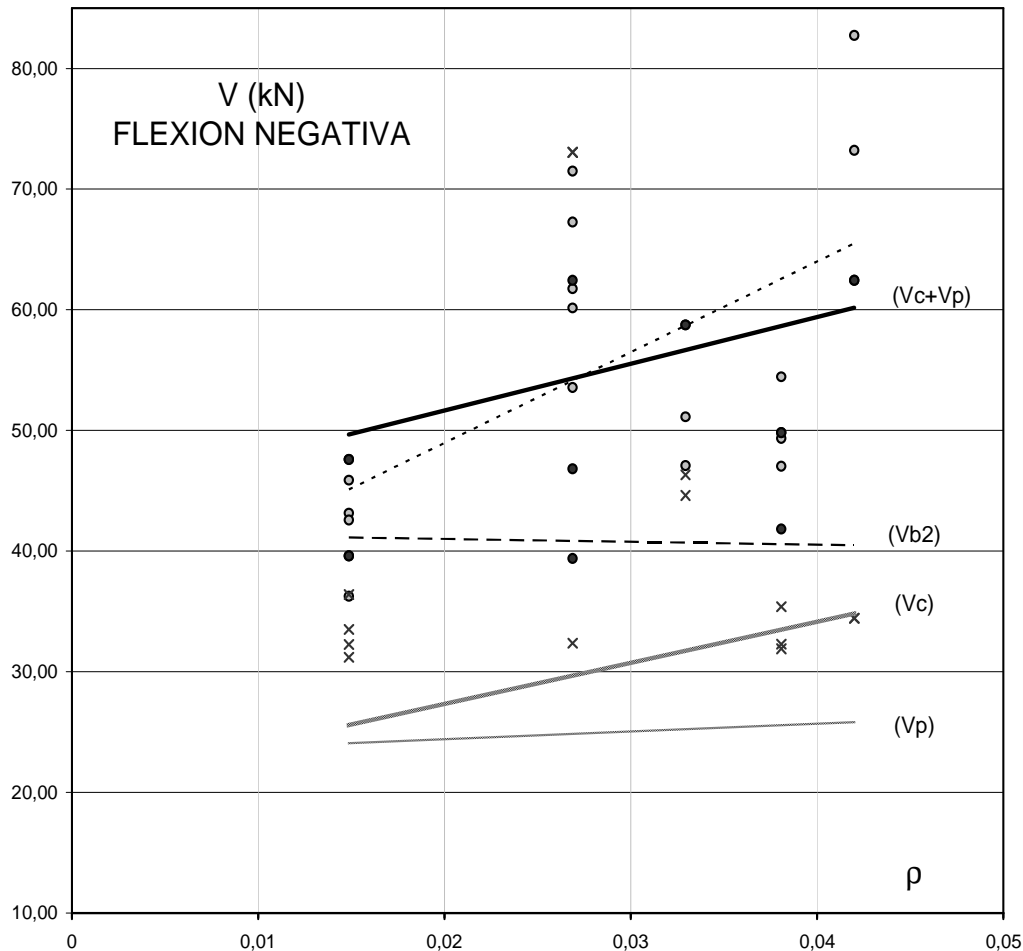
Gráfica IV.8.2.3.-a. Resultados obtenidos y predicción teórica mediante el modelo propuesto en función del canto útil

Como puede apreciarse, en el caso de la flexión negativa el término correspondiente a la contribución del hormigón armado supera al del pretensado (que supone el 45%), debido fundamentalmente a que la cuantía aumenta hasta alcanzar el tope reglamentario de 0,02 para casi todas las configuraciones de armado empleadas.

Se ha incluido como valor comparativo la valoración para agotamiento por tracción oblicua del alma, no pudiéndose realizar en términos elásticos, ya que el nervio ha fisurado por flexión prácticamente desde el comienzo del ensayo, ofreciendo valores más conservadores, lo cual se debe, como se ha indicado, a la alta influencia de f_{ctm} . Además, en los casos de forjado de canto elevado la fibra de unión entre hormigones puede encontrarse en compresión.

En cualquier caso, los valores obtenidos según el criterio $(V_c + V_p)$ se aproximan bastante al comportamiento real observado, a pesar de no corresponder el criterio físico de la formulación con la respuesta del elemento para la configuración del ensayo. La pendiente de todas las líneas de tendencia se asemeja a la de los resultados de los ensayos.

La siguiente gráfica corresponde a los valores de cortante ordenados en función de la cuantía de acero de la cara superior. Aunque hay cuantías superiores a 0,02 en la aplicación de la formulación se ha empleado este valor como tope.



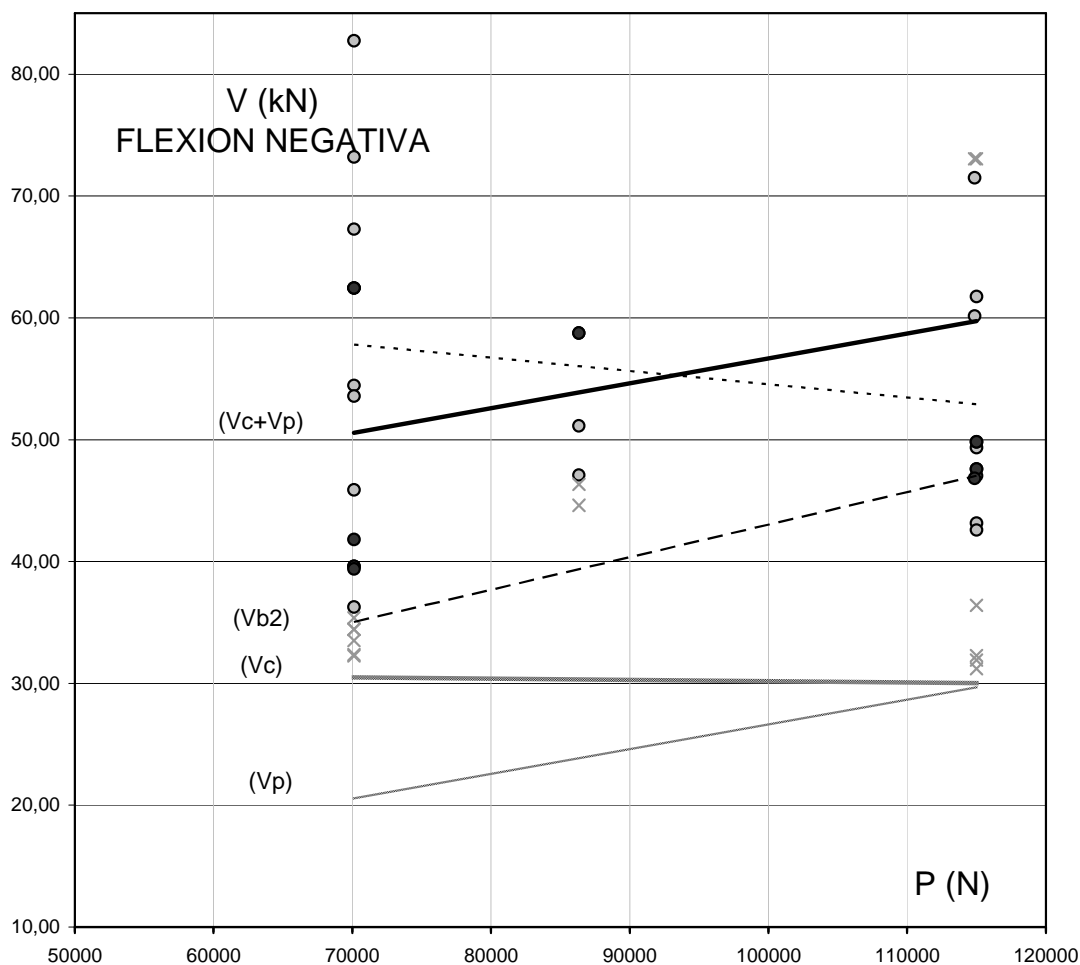
Gráfica IV.8.2.3.-b. Influencia de la cuantía de acero traccionado en la resistencia a cortante en los ensayos de flexión negativa

Se observa que el comportamiento mejora significativamente con el aumento de la armadura longitudinal, si bien en la predicción dicha tendencia no es tan acusada por incluirse el límite comentado de 0,02 para la evaluación de la resistencia a cortante.

Aunque la mayoría de los casos emplean en la formulación el valor límite de 0,02, se ha determinado la cuantía exacta para cada caso, de modo que se ordenen los ensayos según dicho valor. La realidad del ensayo no se ve limitada por dicho tope, por lo que la resistencia aumenta con la cuantía. La armadura empleada es de dos barras de igual sección, variando su diámetro ($2\varnothing 10$ - $2\varnothing 16$ - $2\varnothing 20$), con su eje a 28 mm de la cara superior del forjado, de modo que el valor del canto útil no varía con el armado.

En el caso de la estimación del agotamiento por tracción oblicua del alma (V_{b2}) y la contribución del pretensado (V_p), los valores medios obtenidos no están influidos por la cuantía de armadura traccionada y no presentan pendiente apreciable, como sucede con aquellos términos donde interviene la cuantía directamente en la evaluación (V_c).

Finalmente se incluye la distribución de la resistencia a cortante en función del valor de la fuerza de pretensado en los nervios prefabricados empleados.



Gráfica IV.8.2.3.-c Influencia de la fuerza de pretensado en la resistencia a cortante en los ensayos a flexión negativa

En este caso existe cierta divergencia entre los valores de los ensayos y la predicción mediante el modelo propuesto. Como podría plantearse inicialmente, en el caso de flexión negativa el pretensado parcial de la sección prefabricada – en este caso en la cabeza de compresión de la sección – no debe suponer un incremento de la capacidad a cortante tan significativo como en la flexión positiva.

En principio, no debe existir una relación significativa entre la resistencia a cortante por tracción oblicua del alma y la fuerza de pretensado en la situación de flexión negativa. La tendencia ascendente en este caso se debe principalmente a la baja resistencia del hormigón del nervio en 3 ensayos en los que se emplean viguetas de tipo de armado 2 (poco pretensado) y a la alta resistencia del hormigón en 2 ensayos que incluían viguetas de tipo 5 (máximo pretensado).

No se cuenta con suficientes datos como para emitir una conclusión sobre la tendencia observada en los ensayos mediante el ajuste lineal, según el cual se resiste menos cortante en los casos de mayor pretensado. La dispersión en la resistencia del hormigón para el nervio puede justificar esta situación.

El criterio de evaluar la descompresión de la sección bajo el punto de aplicación de la carga no coincide con la situación física en la sección analizada, donde la parte pretensada se encuentra aún más comprimida. No obstante, los resultados obtenidos parecen adecuados tratando de proponer un modelo único, aunque conviene fijar un tope máximo al valor de la fuerza de pretensado considerada en la situación de flexión negativa, del mismo modo que se limita la contribución del término de la cuantía.

Aunque bajo el punto de aplicación de la carga se sigue produciendo el momento flector positivo máximo, la realidad es que los valores previstos en un esquema de comportamiento elástico del ensayo no serían suficientes para alcanzar la descompresión de la sección. No obstante, puesto que a partir de las células de carga en el apoyo central se producen redistribuciones importantes de momentos desde el apoyo hacia los vanos, en la mitad de los casos estudiados, llega a alcanzarse la descompresión.

En cualquier caso, la carga necesaria para alcanzar la descompresión está muy próxima al valor de rotura, ya que es necesaria una mayor carga para obtener un momento flector positivo suficiente. Algo que en los ensayos de vanos aislados se logra para valores inferiores de la carga bajo el punto de aplicación de la misma pues en la ley de flectores no hay flexión negativa.

Por lo tanto, este criterio físico con el que se ha propuesto el modelo no puede ser directamente aplicado al caso de flexión negativa. Sin embargo, tal y como se observa en la siguiente tabla, la predicción se acerca bastante al comportamiento real de los ensayos.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo (NEG)	-	55,45	-	-	-
Modelo	Propuesta	54,99	1,034	0,208	0,201

Aunque en el número de ensayos disponibles es bastante más reducido (14+2) que en el caso de la flexión positiva (149+10), se han variado las configuraciones de armado ($2\varnothing 10 - 2\varnothing 16 - 2\varnothing 20$), pretensado ($4\varnothing 4 - 5\varnothing 4 - 8\varnothing 4$), canto total (220 – 250 – 300) y resistencia del hormigón del nervio (dispersión del hormigón in-situ entre 13 y 37 MPa), por lo que las conclusiones pueden no ser tan precisas. En cualquier caso, el modelo se aproxima bastante a los resultados experimentales.

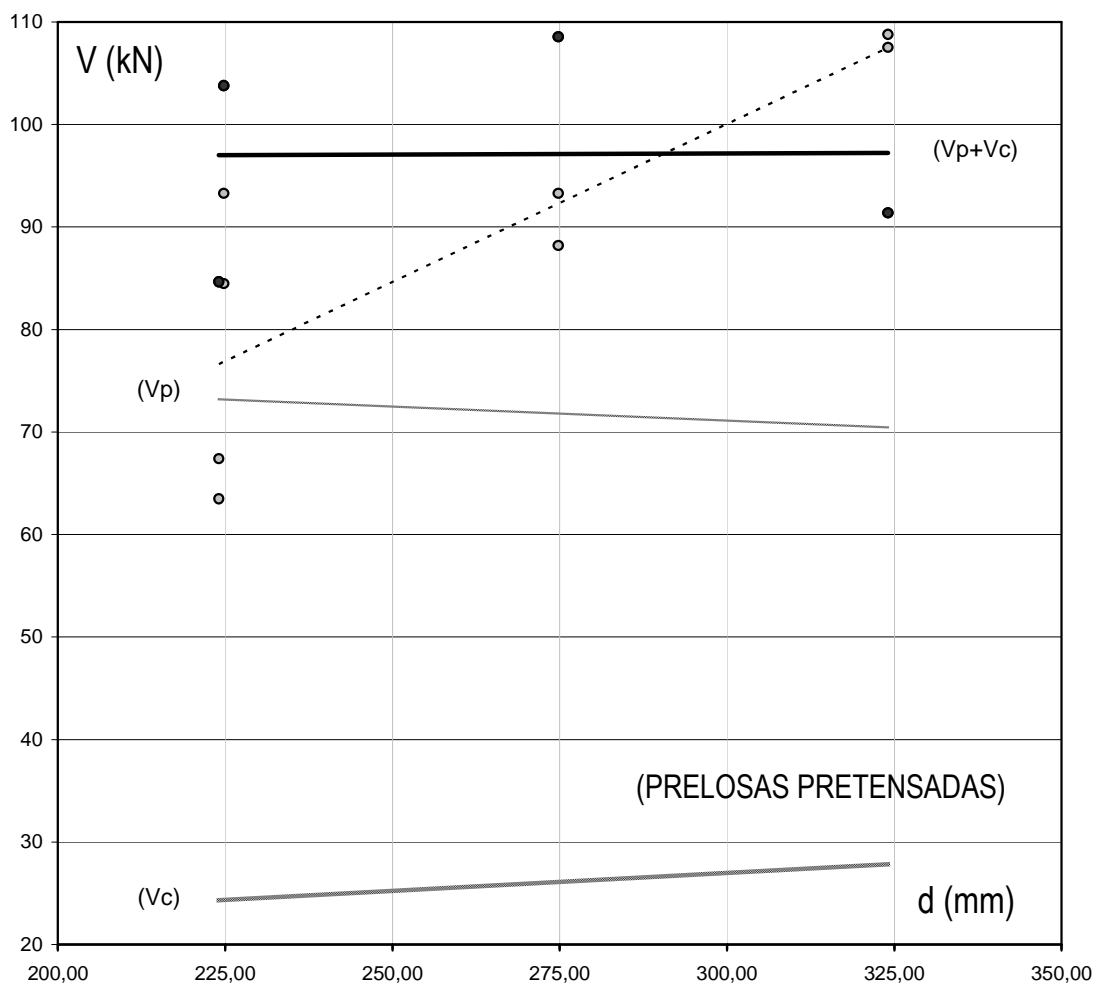
Conviene recordar que la expresión general empleada en cortante, ya sea en flexión negativa o positiva, incluye el término de la tensión de pretensado, cuya contribución se ha calibrado a partir de ensayos en flexión positiva para vanos aislados sometidos a cargas puntuales.

Como reflexión última y a partir del comportamiento y los resultados observados en los ensayos en flexión negativa descritos en el Anexo II, queda claro que la rotura por cortante se produce a partir de una fisura por flexión desde la cara superior que progresa hasta alcanzar la cabeza comprimida. Ahora bien, puesto que la rotura se produce cuando la fisura secciona completamente el elemento, la contribución del pretensado tanto en flexión positiva como negativa, consiste básicamente en retrasar el avance de dicha fisura.

IV.8.3.- Comprobación para otras tipologías de forjados prefabricados

Se han empleado ensayos del Sello CIETAN para comprobar los resultados del modelo propuesto en otras tipologías de forjados prefabricados pretensados. En este caso, se dispone de 6 ensayos en prelosas pretensadas completadas con capa de compresión de hormigón, variando el canto del elemento prefabricado y la cuantía de pretensado.

La siguiente gráfica muestra en ordenadas el valor del cortante y en abscisas el canto útil de las secciones de forjado estudiadas. Se incluyen las líneas de tendencia para los valores de ensayo (puntos grises), el modelo propuesto como suma de los términos V_c+V_p (puntos negros) y la de cada uno de los sumandos por separado: contribución del hormigón (V_c) y del pretensado (V_p).



Gráfica IV.8.3.-a Valores de cortante en ensayos de prelosas en función del canto

No se incluye la comprobación de agotamiento por tracción oblicua del alma en el hormigón en masa porque en este caso no es determinante, ya que el elemento consta de una sección con varios nervios pretensados hasta la capa de compresión. En este caso la comprobación tensional se debe realizar a partir de la expresión general de la Instrucción EHE-08 para secciones en las que no se ha alcanzado la fisuración en zonas próximas a los apoyos (C2).

Se aprecia que el término de pretensado supone una parte muy importante de la capacidad a cortante en el modelo propuesto, quedando del lado de la inseguridad, pues sólo se obtienen valores similares para el mayor canto ensayado. Si se analizara, por ejemplo, el caso de los forjados de losa alveolar aplicando el mismo criterio, los resultados serían similares.

Esto es debido principalmente a la gran diferencia en la configuración de la sección compuesta en estas tipologías de forjados. Mientras que en los forjados de vigueta y bovedilla el elemento prefabricado pretensado supone aproximadamente el 20% de la sección, en los grandes elementos como losas alveolares o prelosas supera el 60% de la sección.

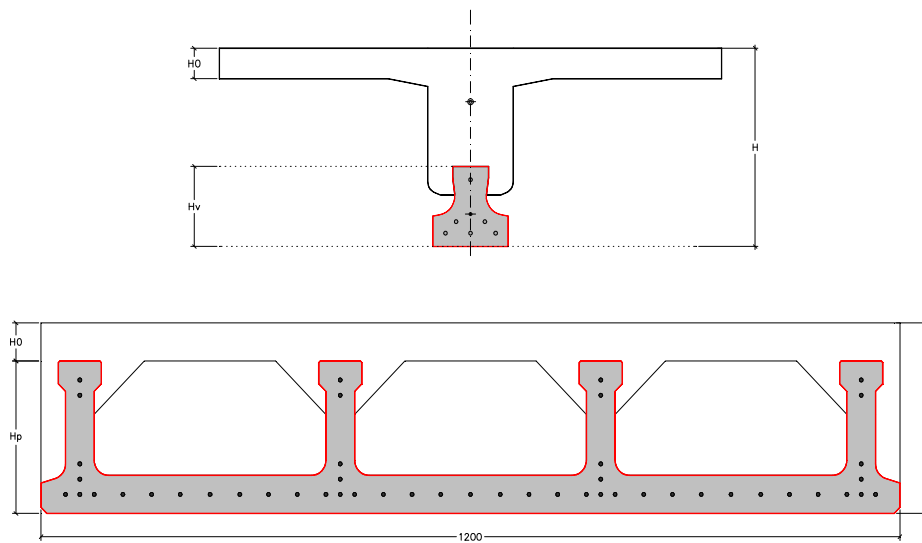


Imagen IV.8.3.- Comparativa de secciones compuestas en forjado de vigueta y de prelosa pretensada

En estos casos, el dimensionado a cortante se realiza aplicando la comprobación tensional en regiones no fisuradas por flexión que aparece en la Instrucción EHE-08 y el Eurocódigo 2 (C2) con muy buenos resultados. El problema en estos elementos está en la evaluación en flexión negativa mediante la expresión general de la Instrucción EHE-08 para regiones fisuradas por flexión (D), que reducen drásticamente la resistencia a cortante en la sección.

Como se ha comentado durante el análisis de la capacidad a cortante en el forjado de viguetas pretensadas, para el resto de tipologías de forjados también es posible que las simplificaciones realizadas a partir de secciones rectangulares conduzcan a predicciones excesivamente del lado de la seguridad. Por lo tanto, a partir del empleo de resultados experimentales pueden acometerse investigaciones similares para los forjados en continuidad de losas alveolares o prelosas pretensadas.

CAPITULO V

Conclusiones. Aportaciones y líneas de trabajo abiertas

CAPÍTULO V

V.1.- BASE DE DATOS EXPERIMENTAL	361
V.1.1.- INTRODUCCIÓN.....	361
V.1.2.- SIGNIFICADO DE LA BASE DE DATOS DOCUMENTADA EN ESTE TRABAJO	362
V.1.3.- INTERÉS POR PARTE DEL SECTOR DEL PREFABRICADO	363
V.1.4.- FINALIDAD DE LA BASE DE DATOS.....	363
V.2.- MODELO PROPUESTO	364
V.2.1.- SUPUESTOS INICIALES	364
V.2.2.- MODELO PROPUESTO	366
V.2.3.- VALORACIÓN DE LOS RESULTADOS OBTENIDOS.....	371
V.3.- SOBRE LAS ESTRUCTURAS EXISTENTES	372
V.3.1.- ALCANCE.....	372
V.3.2.- EVALUACIÓN DE FORJADOS EXISTENTES.....	372
V.4.- FUTURAS LÍNEAS DE TRABAJO ABIERTAS	373
V.4.1.- FORJADOS UNIDIRECCIONALES DE VIGUETA PRETENSADA.....	373
V.4.2.- CORTANTE EN OTROS TIPOS DE FORJADOS PREFABRICADOS	375
V.5.- SÍNTESIS.....	377

V.1.- BASE DE DATOS EXPERIMENTAL

V.1.1.- Introducción

La experimentación ha sido una valiosa fuente de información a la hora de conocer, analizar y elaborar modelos predictivos de comportamiento en el caso del análisis de estructuras de hormigón, al tratarse de un material de comportamiento no elástico, al menos en el sentido estrictamente físico de la expresión y desde luego no en las situaciones de estado límite último.

De hecho, el criterio actualmente empleado a nivel internacional a la hora de analizar la contribución del hormigón en la capacidad a cortante de secciones de hormigón, está ajustado a partir de criterios experimentales, como ya se ha indicado en el Capítulo I. Más concretamente, la formulación en vigor a nivel europeo y nacional, proviene de los estudios realizados por J.C. Walraven⁵⁵, a partir del modelo propuesto por Zsutty¹⁹ y el contraste con diversas bases de datos, en especial la elaborada por K. H. Reineck⁶⁴ (bibliografía del Capítulo I).

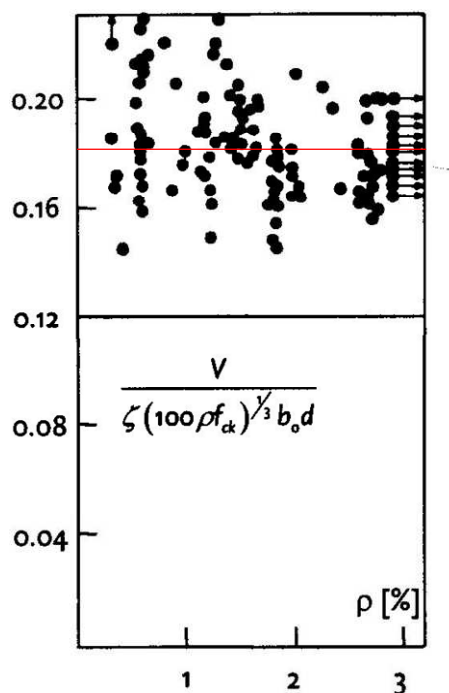


Imagen V.1.1.- Ajuste experimental del coeficiente $C_{R,d}$

En la imagen se muestra el criterio empleado para el ajuste del coeficiente $C_{R,d}$ en la evaluación de la resistencia a cortante de secciones de hormigón sin armadura transversal, a partir de ensayos experimentales en secciones rectangulares.

Como puede apreciarse, se ha recurrido al valor medio a partir de los resultados experimentales, en este caso 0,18. Aplicándole directamente la seguridad queda expresado $0,18/\gamma_{cr}$ o, como aparecía en la versión anterior de la Instrucción EHE-98 y del propio Eurocódigo, como 0,12 aplicando un coeficiente parcial de 1,50.

V.1.2.- Significado de la base de datos documentada en este trabajo

Los ensayos incluidos en el presente estudio se han realizado entre los años 1.995 y 2.005, coincidiendo con el auge experimentado a nivel nacional en el sector de la construcción entre la crisis de comienzo de la década de los noventa y la crisis actual que comenzó a manifestarse en 2.008.

Durante ese intervalo, una serie de fabricantes interesados en aportar un valor añadido a su producción optaron por asociarse dentro de un Sello de Calidad que, si bien data de los años sesenta, logró su mayor implantación en fábricas y empresas en el periodo citado.

Es preciso indicar que el sistema de forjado mediante vigueta y bovedilla, de relativo poco interés tecnológico en el ámbito de las estructuras, cuenta con una fuerte tradición y reglamentación nacional ya que fue el más empleado en las décadas de los 50-70. Posteriormente, en Europa y el resto de países industrializados se fueron implantando otros sistemas de mayor nivel de prefabricación, como fueron los forjados de losas alveolares, prelosas, o directamente elementos macizos hormigonados en masa. Sin embargo, en España el forjado de vigueta y bovedilla sigue representando un alto porcentaje de los metros cuadrados que se construyen anualmente.

Como herencia de las Instrucciones EF-88 y EF-96, en las que se especificaba que para validar un tipo de forjado en obra se debía realizar un ensayo o prueba de carga in-situ, los controles de calidad se han centrado normalmente en el producto acabado. Debido a ello, además de los ensayos destructivos que con periodicidad semanal debían documentar los fabricantes, se realizaba al menos un ensayo anual de contraste en laboratorio homologado.

La publicación de la Instrucción EFHE en el año 2003, en cuyo Anejo 5 se describía el ensayo tipo para capacidad a cortante, establecía una distancia entre el apoyo y el punto de aplicación de la carga mayor, pasando a 3,5 veces el canto de la pieza, lo que originó que a partir de dicho año, muchos de los ensayos de cortante colapsaran por flexión, por lo que dejaron de incluirse en la elaboración de la base de datos.

Además, la publicación de la Instrucción EHE-08, que incluye el campo de aplicación de la EFHE, apuesta por los nuevos criterios de sostenibilidad, lo que unido al cambio de enfoque para los controles de calidad que incrementan el control de procesos en lugar de los controles en producto acabado, conducen a la reducción, o en muchos casos extinción, de los ensayos destructivos en elementos. En efecto, se realizan menos ensayos en probetas de hormigón, menos roturas de barras de acero y, por extensión, prácticamente ningún ensayo a cortante o flexión en elementos prefabricados.

Por lo tanto, que la base de datos documentada y presentada en este trabajo supone, en sí misma, una aportación de gran utilidad a la comunidad científica, en tanto en cuanto que no existe en la actualidad, ni es previsible que exista en un futuro cercano, un listado tan completo con casi 200 ensayos a cortante realizados con el mismo protocolo, con la variación de fabricantes, tipos de armado y continuidad en el tiempo, a lo que se une la documentación geométrica y de los materiales que permite reproducir cualquier parámetro para su análisis.

V.1.3.- Interés por parte del sector del prefabricado

Aunque se trata de un elemento de alcance limitado en el campo de la industria del prefabricado, la repetición sistemática de unos valores medios de resistencia a cortante en la experimentación ha sido un argumento recientemente aportado por los prefabricadores ante la tendencia a la baja de los valores teóricos.

Como se ha desarrollado en el Capítulo I, los cambios en el campo de la investigación se han consolidado decalados en el tiempo mediante la formulación que aparece recogida en la normativa. Así, de las fórmulas tradicionales con las que se han estado diseñando durante décadas forjados de vigueta y bovedilla se ha pasado a expresiones generales que reducen la capacidad a cortante teórica, que ya contaba con un margen de seguridad adecuado antes de estas reducciones.

En el caso de las viguetas pretensadas, donde se diseña para aprovechar al máximo los materiales, reducciones de este tipo obligan a que, por ejemplo, donde antes del año 2003 podía colocarse un forjado de vigueta pretensada, ahora sea necesario emplear doble vigueta, o cambiar a otra tipología, con el consecuente perjuicio para el sector.

Cuando se comenzó a trabajar en los primeros borradores de la Instrucción EHE-08, y ante la propuesta de formulación general que proponía abandonar la que aparecía en la EFHE, se optó por justificar a partir de la presente base de datos unos criterios de aplicación que garantizaran que, al menos, se defendía la tendencia a reducir los valores teóricos.

Por lo tanto es de interés para los propios fabricantes que la presente información sirva para proponer un modelo teórico que se aproxime con mayor precisión a realidad de los ensayos, del mismo modo que ha sido empleada para, a nivel nacional, detener la reducción de capacidad teórica a cortante.

V.1.4.- Finalidad de la base de datos

Los ensayos recopilados se han ordenado en el Anexo I. Este documento se ha elaborado para que pueda manejarse de forma independiente en el desarrollo de futuros análisis. Cada ensayo se presenta en una ficha donde se indica la geometría de la vigueta y el nervio, las propiedades físicas de las secciones y tecnológicas de los materiales empleados.

Los ensayos adicionales realizados para completar esta base de datos, con resultados experimentales a flexión negativa, se incluyen en el Anexo II.

Por lo tanto, el trabajo desarrollado permite compilar unos resultados experimentales que han servido de base nacional para calibrar una formulación general de aplicación a este sistema particular, elaborar el modelo propuesto en el presente trabajo y, además, supone un documento de referencia para continuar con el estudio de la capacidad a cortante en secciones compuestas parcialmente pretensadas.

V.2.- MODELO PROPUESTO

V.2.1.- Supuestos iniciales

Tal y como ha quedado puesto de manifiesto a partir de los resultados mostrados, puede considerarse una serie de condiciones de aplicación para todos los ensayos:

- Aunque la fisuración por flexión en la fibra más traccionada del forjado llega a desarrollarse entre el punto de aplicación de la carga y el apoyo, sólo en algún caso llega a aproximarse a menos de una vez y media el canto total de la sección. Por lo tanto, para la comprobación a una distancia de una vez el canto útil, puede considerarse como una sección sin fisurar y emplearse el análisis elástico de la sección.
- Del la construcción del diagrama de tensiones tangenciales para una sección plana en los ensayos se deduce que la fibra más desfavorable no coincide con el c.d.g. de la sección, ya que la mayor tensión tangencial solicitante tiene lugar en el cuello de la vigueta, donde también aparecen tensiones normales debidas a la flexión.
- En cambio, mediante el análisis tensional de los ensayos se aprecia que en la fibra donde se produce la unión entre hormigones, en el hormigón del nervio sin precompresiones iniciales, se alcanzan tensiones de tracción que, unidas a la tensión tangencial, pueden conducir al agotamiento por tracción oblicua del alma en el nervio de hormigón en masa. Esta situación se produce a una distancia desde el borde del apoyo que varía en función de la configuración geométrica de la sección compuesta y la esbeltez del elemento, estimándose entre una y dos veces el canto útil de los elementos estudiados.
- Se ha observado que un parámetro decisivo en el comportamiento de este tipo de sección es la distancia entre el centro de gravedad de la sección compuesta y la cara superior del elemento prefabricado, de modo que para valores pequeños la respuesta a cortante puede estar regida por el elemento prefabricado y la tensión de pretensado, mientras que para mayores distancias entre el c.d.g. y la vigueta – y por lo general mayores cantos de forjados – la capacidad a cortante está limitada por la resistencia a tracción y el ancho del nervio de hormigón in situ, agotándose la sección por tracción oblicua del alma.
- No se han considerado los ensayos en los que consta que se produce rotura por flexión o que no se ha alcanzado la rotura, aunque se han mantenido en la base de datos para futuros estudios de interacción flexión - cortante.
- La base de datos empleada se ha completado con ensayos adicionales realizados sobre viguetas del Fabricante 2, tanto en vanos aislados a flexión positiva como en vanos en continuidad y en voladizo sometidos a flexión negativa.

- La contribución a cortante puede separarse entre la resistencia aportada por la sección de hormigón sin armadura transversal y la resistencia aportada por el efecto del pretensado. El modelo que se propone valora por un lado la carga necesaria para descomprimir la sección prefabricada pretensada, más la carga necesaria para agotar una sección genérica de hormigón armado. La sección deja de considerarse descomprimida cuando esta situación es alcanzada por la fibra inferior o por el alma de la vigueta, lo que se produzca antes. El punto a partir del cual se evalúa esta situación varía en función de la esbeltez del elemento.
- Se estima que el pretensado aporta aproximadamente el 60% de la capacidad a cortante en este tipo de secciones. El 40% restante corresponde a la sección de hormigón armado, evaluada a partir de la expresión general empírica ya contrastada y empleada en la normativa. Cuando la limitación de cortante se debe a la tracción oblicua del nervio de hormigón en masa, el pretensado colabora indirectamente, manteniendo la integridad de parte de la sección.
- Se han empleado valores medios de resistencia del hormigón a partir de los declarados por cada fabricante, que a su vez son comprobados diariamente como control de producción. Se han adoptado los valores de pérdidas de pretensado declarados por cada fabricante, corregidas por un factor genérico a partir de la evaluación de los plazos de hormigonado, curado, acopio y ensayo estimados.
- Se han agrupado los resultados disponibles en función de dos parámetros representativos: canto y pretensado, de modo que se pueda comprobar que las dispersiones observadas en el modelo coinciden en el estudio general y en el particular para cada familia.

A partir de estas consideraciones previas, y mediante el análisis de los ensayos documentados, se propone un modelo para la evaluación de la capacidad a cortante en secciones compuestas de forjados unidireccionales de viguetas pretensadas en las que la sección prefabricada supone aproximadamente entre el 15-25% de la sección total, siendo el elemento prefabricado el conocido como vigueta en cola de milano. Sólo se ha incluido un caso de vigueta en "I" (Fabricante 5), pues aunque su geometría corresponde a la conocida como autoportante, su altura (130 mm) es similar a las de cola de milano.

Este modelo no sería de aplicación para otras tipologías de forjados prefabricados, ya que en los casos de losas alveolares o prelasas pretensadas, la relación entre el elemento de hormigón pretensado y la sección compuesta alcanza el 60%. Para estas tipologías es de aplicación el criterio establecido en la Instrucción EHE-08 para secciones sin fisurar por flexión (C2).

Dicha expresión proporciona valores próximos a la experimentación para el caso de forjados de losa alveolar y prelasa pretensada, pero en cambio no es de aplicación para los forjados de vigueta pretensada, ya que proporciona resultados superiores a los obtenidos en los ensayos, debido principalmente a la concentración del pretensado en una zona reducida del total de la sección compuesta.

V.2.2.- Modelo propuesto

Bajo los supuestos indicados, se propone calcular el cortante en forjados de viguetas pretensadas adoptando el menor de los siguientes valores:

$$V_{u2} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck,v})^{1/3} \right] \frac{I_N \cdot b_0}{S_N} + \alpha \cdot \frac{M_{0,y}}{a \cdot \gamma_s}$$

$$V_{u2} = \frac{1}{2} f_{ctd,n} \cdot I \cdot \left(\frac{b_2}{S_2} \right)^2 \left[\sqrt{(y_{b2} \cdot x)^2 + 4 \left(\frac{S_2}{b_2} \right)^2} - y_{b2} \cdot x \right] \text{ para } Y_{cdg} - h_v > 50 \text{ mm}$$

Donde:

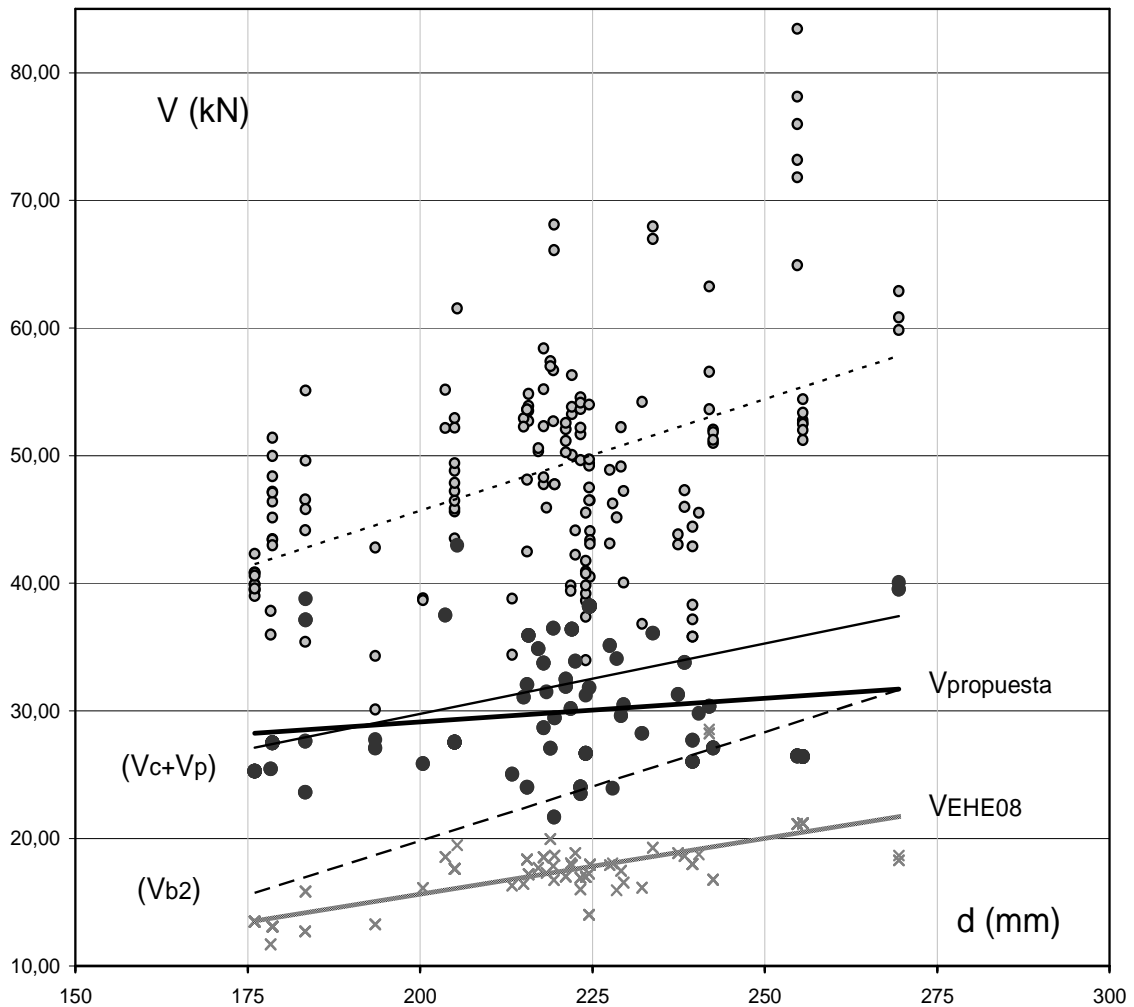
- a distancia a la que se analiza la descompresión, de valor $0,85 \cdot L_0 \cdot H$ (en metros)
- x sección de comprobación, de valor $0,5 \cdot d \leq [1,5 - (Y_{cdg} - h_v)/65] \cdot d \cdot f_{ck} / 25 \leq 1,5 \cdot d$
- $M_{0,y}$ momento de descompresión en la fibra estudiada, con el pretensado correspondiente en "a"
- I_N Inercia del nervio, en este caso la sección compuesta (nervio y elemento prefabricado)
- S_N momento estático de la sección por encima de la fibra analizada respecto al c.d.g. del nervio
- S_{b2} momento estático de la sección por encima de la vigueta respecto al c.d.g. del nervio
- b_0 menor espesor del nervio, generalmente el alma de la vigueta
- b_2 ancho del nervio en la unión entre elemento prefabricado y hormigón de obra
- d canto útil de la sección compuesta
- h_v altura del elemento prefabricado
- ξ término que tiene en cuenta el efecto escala, de valor $1 + (200/d)^{1/2} \leq 2$
- ρ_l cuantía de acero traccionado eficazmente anclada, obtenida como $A_p / (b_0 \cdot d)$
- Y_{cdg} centro de gravedad de la sección compuesta
- y_{b2} distancia desde el c.d.g. del nervio a la cara superior del elemento prefabricado
- $f_{ck,v}$ resistencia a compresión del hormigón de la vigueta
- $f_{ctd,n}$ resistencia a tracción del hormigón in situ del forjado
- γ_c coeficiente de minoración de la resistencia del hormigón
- γ_s coeficiente de minoración de la resistencia del acero
- α coeficiente de transferencia del pretensado según Instrucción EHE-08 (C2) en la sección x

El valor de $M_{0,y}$ debe obtenerse para la descompresión de la fibra más traccionada del elemento pretensado y para la descompresión del alma de la vigueta.

Se realizan dos comprobaciones. Por un lado la correspondiente al criterio tradicional de considerar la sección pretensada hasta alcanzar la descompresión, más la resistencia supuesta sección de hormigón armado. Por otro, la capacidad a tracción oblicua del hormigón in situ en secciones compuestas donde la cara superior de la vigueta esté a más de 50 mm del c.d.g. del forjado. La capacidad a cortante del forjado será el menor de ambos valores.

A continuación se presentan los resultados del análisis de esta expresión para los 149 ensayos en los que se alcanza la rotura por cortante, de los 196 documentados en el Anejo I, más otros 10 ensayos de rotura en vanos aislados de los 30 que se incluyen en el Anejo II. Se han empleado los valores de diseño de los materiales, a partir de la resistencia característica y los coeficientes parciales de seguridad.

En el eje vertical se indica el cortante en kN para cada una de las series representadas. Los puntos grises corresponden a los resultados experimentales (V_e). Los puntos oscuros son los obtenidos según la propuesta teórica ($V_{propuesta}$). Se incluyen las líneas de tendencias para los dos criterios empleados, tanto el límite por tracción oblicua en el nervio (V_{b2}) como el cortante a partir de la suma de términos (V_c+V_p).

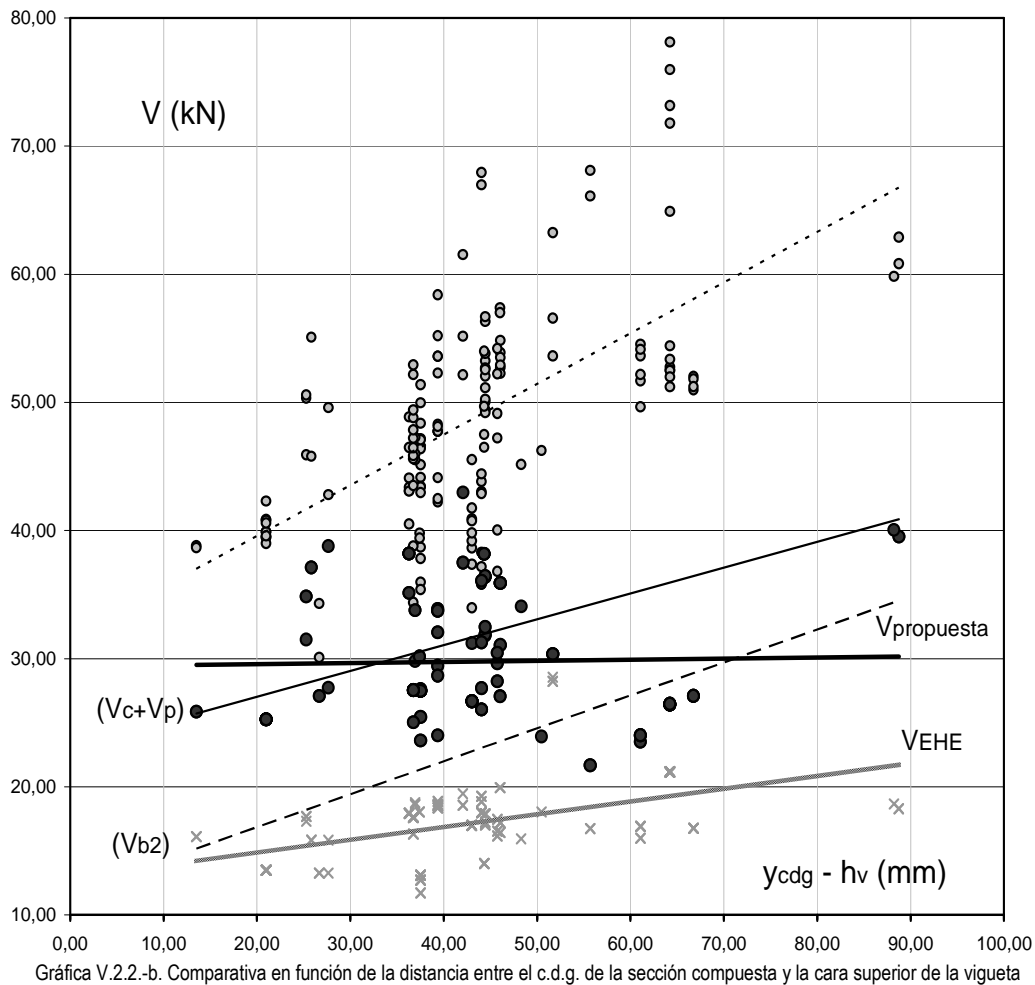


Gráfica V.2.2.-a. Comparativa entre valores experimentales, valores de diseño según la Instrucción EHE-08 y la propuesta

Para el caso de secciones con canto elevado, en las que la distancia entre el c.d.g. del nervio y la altura de la vigueta es importante, la limitación a partir del agotamiento por tracción oblicua del alma es más restrictiva que en el modelo propuesto, lo que provoca que se suavice la pendiente en la línea de tendencia del cortante propuesto ($V_{propuesta}$).

Los valores obtenidos tras la aplicación de los coeficientes parciales de seguridad conducen a resistencias con un margen adecuado de seguridad y que presentan una distribución similar a la observada en el comportamiento experimental.

En el segundo gráfico se representan los mismos valores de cortante ordenados en función de la distancia desde el c.d.g. de la sección compuesta a la cara superior del elemento prefabricado ($Y_{cdg} - h_v$).



El ajuste lineal del modelo propuesto ($V_{propuesta}$) no se corresponde con la tendencia observada en los ensayos, algo que sucede, en cambio, para cada uno de los dos criterios que se emplean para su determinación. Tanto la tendencia de la evaluación a partir de la suma del cortante resistido por el hormigón como la contribución del pretensado ($V_c + V_p$), como la tendencia en los valores correspondientes a la comprobación por tracción oblicua del alma del nervio (V_{b2}) muestran un comportamiento similar al de los ensayos, algo que también sucede según la Instrucción EHE-08 (D).

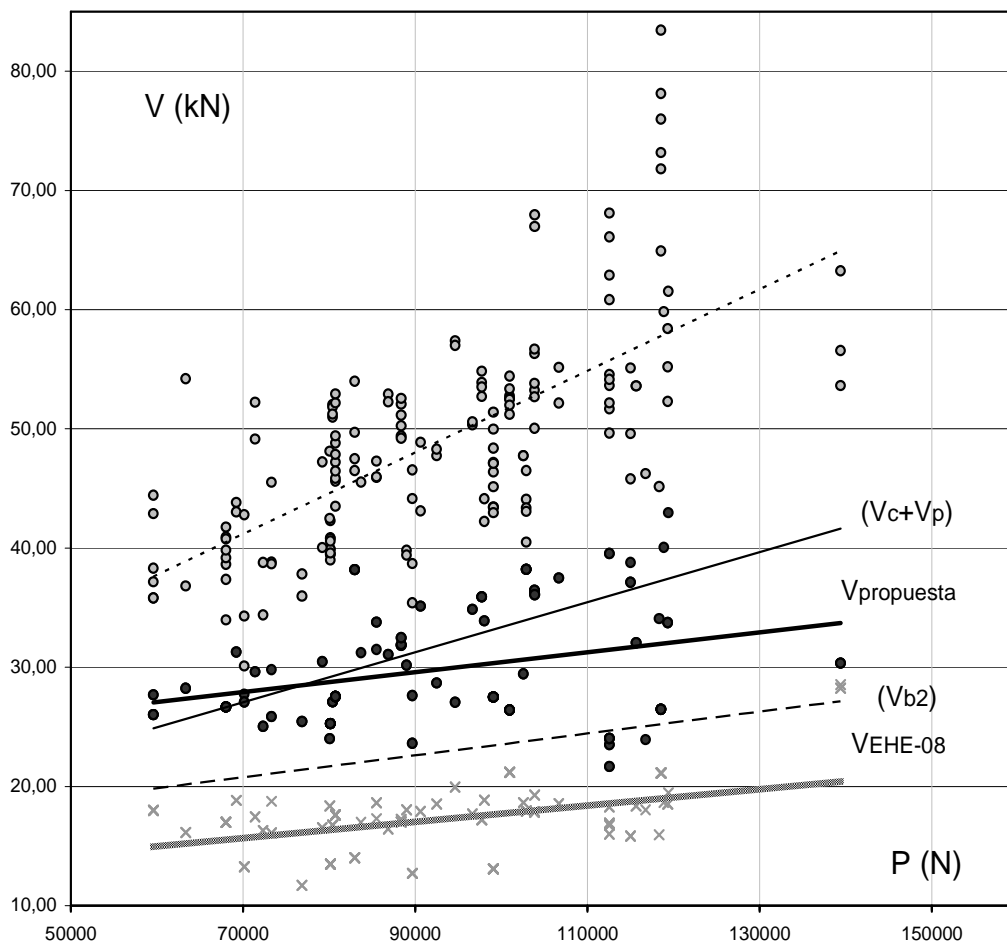
Esta situación, que no se producía en el ajuste a partir de valores medios de la resistencia del hormigón, tiene su explicación por el formato de seguridad empleado en los materiales.

Como el término principal que interviene en la capacidad a cortante en el nervio in situ (V_{b2}) es f_{ctd} , que es un valor estimado a partir de f_{ck} que oscila entre los 3,50 – 2,50 MPa, la resistencia de diseño que se emplea en el cálculo se reduce drásticamente al aplicar la minoración de 1,5. Al haber empleado en los ensayos de contraste un hormigón de resistencia 40-45 MPa, el mismo que en la vigueta, aún suponiendo un valor muy bajo al pasar de f_{ctm} a f_{ctd} , el descenso de capacidad conduce a valores excesivamente

conservadores. De hecho, al pasar a hormigones de 25 MPa y tensiones de diseño de tracción de 2,50 MPa, hay algunas configuraciones en las que el cortante obtenido vuelve a ser inferior al resistido por la vigueta aislada en sección simple.

Por lo tanto, para forjados con $Y_{cdg-h_v} > 50$ mm la limitación por tracción oblicua en el nervio de hormigón en masa supone un límite inferior que desplaza hacia abajo la línea de tendencia de capacidad a cortante según el modelo propuesto, del mismo modo que en la actual Instrucción EHE-08 para cantos grandes la resistencia final depende del hormigón en masa, no del elemento prefabricado.

Por último, se representan los mismos valores de cortante comentados ordenados en función de la fuerza de pretensado.



Gráfica V.2.2.-c. Comparativa entre valores experimentales, valores de diseño según la Instrucción EHE-08 y la propuesta

En este caso la tendencia es la misma en ensayos y predicciones teóricas, sin bien tanto en la Instrucción EHE-08 como en la propuesta hay que comparar con un valor limitativo que depende de la resistencia del hormigón en masa del nervio, sin contribución del pretensado.

Como en la gráfica ordenada en función de la distancia Y_{cdg-h_v} , a partir de las líneas de tendencia se comprueba que el modelo propuesto mediante suma de la capacidad de la sección de hormigón y la contribución del pretensado (V_c+V_p) se aproxima con más precisión a los resultados de los ensayos,

siendo el otro criterio planteado, en función de la resistencia del nervio de hormigón en masa a la altura de la fibra de separación entre hormigones (V_{b2}) el valor límite que en algunos casos resulta dimensionando, provocando la reducción de los valores teóricos propuestos y reduciendo la pendiente de la línea de valores medios.

Las líneas de tendencia de la Instrucción EHE-08 y la propuesta son prácticamente paralelas, y la separación vendría a representar el incremento de capacidad a cortante estimado con el nuevo criterio, mejorando la respuesta del elemento al quedar confirmado que los valores actuales son excesivamente conservadores.

A partir de la comparación entre los valores experimentales y las predicciones teóricas mediante el cociente V_{ens} / V_{teor} , se obtienen los siguiente valores medios.

Formulación	Expresión	Media aritmética	Ensayos/Teoría	Desviación típica	Coefficiente de Variación
Ensayo	-	48,52	-	-	-
Modelo	Propuesta	29,78	1,667	0,378	0,227
EHE08	(D)	17,17	2,869	0,469	0,163

Los coeficientes obtenidos presentan un valor medio para todos los ensayos de 1,667, superior a 1,50. Aparecen 14 ensayos con resultado por debajo de 1,35. Los 6 resultados más bajos corresponden a la vigueta I del fabricante 5, con una sección pretensada de 130 mm de altura y geometría similar a una doble I en un forjado de 22+4 cm, que como ya se ha comentado durante el análisis de cada parámetro, se comporta de manera distinta a la vigueta en cola de milano. Los otro 8 resultados pueden asimilarse a la dispersión de los valores, ya que corresponden a casos aislados para varios fabricantes que también incluyen ensayos con resistencias a cortante superiores para el mismo modelo de vigueta y tipo de forjado.

Superiormente hay 21 resultados cuya previsión supera en más de 2,00 el cociente entre ensayo y valoración teórica según el modelo propuesto. En todos los casos corresponde a casos aislados dentro del número de fabricantes, modelos de viguetas y cantos de forjado, por lo que también pueden asociarse a la dispersión de los resultados.

Por lo tanto, se considera que el modelo propuesto a partir de la suma de la resistencia del hormigón y la contribución del pretensado ($V_c + V_p$) es adecuado para la evaluación de la capacidad a cortante en forjados de vigueta pretensada con engarce en cola de milano, debiendo verificarse también la limitación de capacidad en función del hormigón en masa del nervio a la altura de la unión entre hormigones, cuya expresión para resistencias de diseño puede llegar a ser determinante.

V.2.3.- Valoración de los resultados obtenidos

Tal y como se ha indicado en el Capítulo IV, se han empleado valores medios de la resistencia, por lo que los datos obtenidos del análisis no incluyen ningún tratamiento parcial de seguridad.

Se ha estimado que el pretensado contribuye al 60% de la capacidad a cortante en las secciones analizadas, por lo que la propuesta mantiene la expresión existente para analizar la contribución del hormigón sin armadura transversal.

La expresión propuesta mantiene la misma tendencia que las expresiones de la Instrucción EHE-08 y la derogada EFHE, pero con mayor aproximación a los resultados reales de la experimentación.

El modelo propuesto parte de la premisa de que las expresiones empleadas habitualmente provienen de simplificaciones realizadas para las secciones rectangulares, más frecuentes en los elementos viga. Los ajustes y estudios de investigación se han centrado generalmente en elementos de sección rectangular armados o con pretensado total.

En cuanto a la seguridad de la expresión para determinar el cortante a partir del agotamiento por tracción oblicua del alma en el nervio de hormigón en masa, ya se ha comentado la importante reducción que se produce al emplear valores característicos y un coeficiente de reducción de 1,50 en la calidad del hormigón. Es importante indicar que los 44 casos en los que este valor es determinante corresponden a configuraciones geométricas determinadas, más que a cualquier otro factor, puesto que se produce en todos los ensayos de algunos fabricantes para una vigueta/forjado concreto. De hecho, con un diseño adecuado, la resistencia a cortante estaría regida por la expresión propuesta a partir de la descompresión de la sección más la capacidad del elemento analizado como simplemente armado, aumentando las prestaciones de los materiales y optimizando el elemento prefabricado.

Conviene indicar que de no haberse empleado estos ensayos durante la redacción de la Instrucción EHE-08, y teniendo en cuenta que se ha eliminado la expresión de la anterior Instrucción EFHE, los valores teóricos serían similares a los obtenidos aplicando el EC-2. Las normas armonizadas de producto, en este caso la UNE-EN-15037, que propone una formulación alternativa en la que una vez más sólo interviene la resistencia del hormigón y la geometría de la sección, sí que permiten valores similares a los anteriores en orden de magnitud.

En cualquier caso, las predicciones teóricas siguen estando alejadas de los valores experimentales, analizadas con el mismo patrón que otros fenómenos en resistencia de secciones de hormigón armado como, por ejemplo, la flexión, o directamente el cortante en secciones sin armadura transversal.

V.3.- SOBRE LAS ESTRUCTURAS EXISTENTES

V.3.1.- Alcance

Uno de las principales causas por las que el sector del prefabricado comenzó a estudiar el problema del cortante en forjados de viguetas pretensadas ha sido la reducción paulatina de los valores previstos según el cálculo en comparación por un lado con los resultados experimentales y, por otro con los tradicionalmente empleados para los mismos sistemas constructivos.

Con la tendencia a reducir los valores de resistencia a cortante no pocas han sido las situaciones en las que se ha tenido que emplear doble vigueta pretensada o se ha necesitado más canto para resolver un problema de cortante que anteriormente no había existido.

Por lo tanto, la evaluación de forjados de vigueta pretensada existentes no debería ser acometida desde los códigos recientes de cálculo de estructuras puesto que conducirán a resultados excesivamente conservadores que condicionan el uso de un forjado, pudiendo incluso conducir a su demolición, sustitución o refuerzo, en algunos casos de innecesariamente.

V.3.2.- Evaluación de forjados existentes

El modelo propuesto en este trabajo tiene también como objetivo establecer un criterio que permita valores próximos a los tradicionalmente empleados dentro de los criterios de seguridad actuales.

Para ello, si bien es complicado disponer de un forjado existente con todos los datos geométricos y mecánicos como para reproducir las comprobaciones aquí indicadas, sí es posible realizar una comprobación somera recabando unos datos mínimos, como son el canto total, el diámetro y el número de armaduras en la vigueta pretensada, el espesor del cuello y la luz entre apoyos.

Los valores mecánicos pueden extrapolarse de la base de datos facilitada en el Anexo I tomando, por ejemplo, hormigón de pieza prefabricada de 40 MPa, fuerza de pretensado inicial de 1250 MPa, pérdidas a tiempo infinito del 25%,...etc.

La geometría, con los datos anteriormente indicados, puede reproducirse según las secciones simplificadas como las que aparecen en el Anexo II, capa de compresión de 40 mm,...etc.

La expresión propuesta permite, aún empleando parámetros conservadores, mejores estimaciones de la carga última de cortante resistido que las de las expresiones reglamentarias, más restrictivas que reducen drásticamente la capacidad de las resistencias y dimensiones, ya que llevan a valores de casi la mitad de lo que se obtendría con ensayos.

V.4.- FUTURAS LÍNEAS DE TRABAJO ABIERTAS

V.4.1.- Forjados unidireccionales de vigueta pretensada

V.4.1.1.- ELEMENTOS ESTUDIADOS

El presente estudio ha puesto de manifiesto el riesgo de intentar evaluar con un criterio generalista situaciones muy específicas de elementos estructurales pues puede conducir a situaciones excesivamente conservadoras, lo que supone un menor aprovechamiento de los materiales.

A partir de las expresiones ya conocidas se ha propuesto un modelo para evaluar la capacidad a cortante que permite predicciones más próximas a la realidad ensayada, partiendo para ello de las formulaciones teóricas generales, que son objeto de simplificaciones para facilitar su aplicación a las secciones concretas analizadas.

El análisis tensional también indica algunas situaciones interesantes como, por ejemplo, que el agotamiento por tracción oblicua del nervio de hormigón en masa puede ser más restrictivo que el mismo análisis en el cuello de la vigueta, donde a priori podría tener lugar el colapso.

Por lo tanto, una continuación del presente trabajo es el análisis de los ensayos mediante modelos tensionales en secciones fisuradas y la redistribución de esfuerzos internos en la sección.

Del mismo modo, el agotamiento por tracción oblicua del alma en la interfase entre hormigones puede no suponer el colapso sino la separación de los elementos sin llegar a originar una rotura por rasante, ya que en ese instante toda la carga se transmite al elemento pretensado que es el que colapsa por cortante.

El análisis de los mecanismos de rotura desde la mecánica de fractura, no estudiado en el presente trabajo, puede concretar con más precisión las circunstancias específicas que tienen lugar en este tipo de sección compuesta en el momento de la rotura, o los mecanismos resistentes que mejoran el comportamiento a partir del pretensado parcial en comparación con las secciones estrictamente armadas.

V.4.1.2.- CORTANTE EN FLEXIÓN NEGATIVA

Aunque existe una amplia base de datos de múltiples tipologías de capacidad a cortante en vanos aislados, en el caso de los vanos en continuidad o de otros esquemas de flexión negativa se reduce la cantidad de documentación disponible. De hecho, es inexistente en flexión negativa y con la presencia de pretensado parcial recto en la cara inferior o, al menos, no son datos suficientemente divulgados.

Por ello los ensayos aquí incluidos suponen un comienzo, al quedar de manifiesto que se trata de una población muy reducida donde se ha detectado una serie de situaciones que requieren un estudio más amplio como, por ejemplo, la redistribución de esfuerzos, la formación de rótulas o el análisis tensional en regiones fisuradas por flexión y a la vez altamente comprimidas.

Teniendo en cuenta que dentro del reducido número de ensayos estudiados en continuidad se ha variado el canto, la cuantía de acero traccionado y la cuantía de pretensado, se puede concluir que existen pocos resultados para cada una de las situaciones, por lo que ampliar el número de datos experimentales podría ayudar a calibrar la contribución de cada uno de los factores y mejorar el modelo o, incluso, proponer uno distinto para el cortante interactuando con momento flector negativo.

Como conclusión general, se observa que los valores obtenidos se mueven en un orden de magnitud similar, incluso superior en los casos de flexión negativa, en parte por la mejora que supone el aumento de la cuantía de acero traccionado.

Además, el análisis de los criterios actuales de evaluación del cortante en flexión negativa con contribución del pretensado pone de manifiesto cierta incongruencia entre el comportamiento físico y la evaluación teórica. En efecto, si el factor que tiene en cuenta la existencia de pretensado en la sección ($0,15 \cdot \sigma'_{cd}$), parece tiene su origen en la carga necesaria para descomprimir la sección bajo el punto de aplicación de la carga en configuraciones biapoyadas, esta situación es muy distinta a la que tiene lugar en un vano en continuidad.

V.4.1.3.- DETALLES CONSTRUCTIVOS

La totalidad de los datos manejados corresponden a elementos con apoyo directo y entrega no menor de 100 mm desde el eje del apoyo, tanto en vanos aislados como en continuidad.

La amplia casuística de los forjados unidireccionales hace que exista también una amplia gama de situaciones constructivas que afectan directamente a la respuesta del elemento de cara a la resistencia a cortante.

Por ejemplo, la ejecución de forjados con apoyo indirecto de modo que la viga no llega al apoyo, lo que implica un decalaje en la ley de transferencia del pretensado al elemento, con lo que se reduce la contribución de la precompresión a la resistencia.

Otra situación a tener en cuenta es el macizado de nervios en la proximidad a los apoyos, de modo que en las zonas donde la sollicitación del esfuerzo cortante es mayor la sección cuenta con una importante dimensión de hormigón en masa que mejora la respuesta, llegando incluso a poderse analizar sin contribución alguna de la viga, ya que se trata de un tamaño aproximado de 700x250 mm que por sí solo garantiza una resistencia elevada.

Evidentemente, todas estas situaciones no son incluidas en los parámetros comunes de evaluación del cortante por lo que su efecto puede alterar sensiblemente la seguridad del forjado.

V.4.2.- Cortante en otros tipos de forjados prefabricados

V.4.2.1.- OTRAS TIPOLOGÍAS

Como se ha comentado en el Capítulo IV, las otras dos grandes familias de forjados prefabricados pretensados están constituidas por las prelosas y las losas alveolares pretensadas.

En ambos casos el porcentaje de sección prefabricada y del pretensado es mucho mayor en relación a la sección total que lo que sucede en los forjados de vigueta y bovedilla. Por ello, su estudio no puede ser abordado con los mismos criterios, ya que en el caso de la vigueta el pretensado es relativamente elevado y se localiza en una zona muy concreta de la sección compuesta, mientras que el pretensado en la losa alveolar y la prelosa, al distribuirse por una sección prefabricada mayor, no suele alcanzar tensiones de precompresión en el hormigón tan altas, y la parte hormigonada en obra se limita casi exclusivamente a la capa de compresión del forjado.

En estos casos es muy adecuada la evaluación teórica del cortante a partir de la conocida expresión para tensiones principales y casi ausencia de tensiones normales debidas a la flexión. De hecho, los valores obtenidos se aproximan bastante a la realidad. Por lo tanto, el cortante en flexión positiva en zonas no fisuradas no supone una situación que requiera estudios más detallados.

En cualquier caso, también se dispondría de una amplia base de datos experimental a partir de los ensayos de contraste de fabricantes del Sello CIETAN, en particular de losas alveolares. Aunque algunos están completados con capa de compresión, la inmensa mayoría son de losas alveolares exclusivamente.

Como se ha indicado, la adecuada aplicación de la formulación para estos forjados no es directa para los forjados de vigueta, pues conduce a resultados por encima de los comprobados experimentalmente, a pesar de que en la proximidad al apoyo no exista fisura por flexión.

También es preciso indicar que para estos elementos, que se suelen dimensionar para no precisar colocación de puntales durante la ejecución, la evaluación de la capacidad a cortante en situación final debe tener en cuenta el análisis por fases debido al incremento de tensiones en la sección prefabricada que se producen durante la puesta en obra y el hormigonado, antes de trabajar la sección compuesta.

El empleo de torzales, mayores diámetros y fuerzas de pretensado más importantes, también afectan a la ley de transferencia del pretensado por lo que, en estos casos, es preciso mayor longitud de desarrollo.

V.4.2.2.- CORTANTE EN FLEXIÓN NEGATIVA

En cambio, la interacción entre esfuerzo cortante y flexión negativa genera un amplio abanico de opciones para el estudio. Al igual que sucede en los forjados de viguetas, la continuidad se obtiene mediante armadura pasiva colocada en la capa de compresión, en una zona con un hormigón de menores prestaciones que desde estados iniciales de carga se va a encontrar en régimen fisurado.

Dado que no puede emplearse la expresión elástica, se recurre a la formulación general ya conocida, que conduce a valores drásticamente inferiores a los obtenidos en ausencia de fisuración.

Además, se sigue produciendo la situación contradictoria comentada para el caso de los forjados de vigueta, ya que la expresión general incluye el efecto del pretensado a partir del ajuste teórico para la descompresión de la sección bajo el punto de aplicación de la carga. Si en el caso de los forjados de vigueta esta situación es posible o alcanzable, en el caso de los forjados de losa alveolar es más complicado, dado los niveles de precompresión en las fibras inferiores y en el alma, por lo que la carga necesaria sería muy elevada.

Tampoco se ha estudiado adecuadamente la integridad de la sección compuesta entre la capa de compresión y el elemento prefabricado, que en el caso de las prelosas puede mejorar por el engarce en cola de milano en los distintos nervios que forman el alma del elemento, pero que en el caso de las losas alveolares no deja de ser una adherencia entre dos superficies horizontales, con algún posible tratamiento, pero que en zonas de elevado flector negativo la fisura del hormigón en masa ya ha alcanzado el elemento prefabricado.

Aunque tampoco existe una base de datos en flexión negativa para completar el estudio, la realidad es que, como sucede con el caso de la vigueta, pase lo que pase en la sección de hormigón en masa y la presencia de más o menos armadura pasiva, parece incongruente que la resistencia de la sección compuesta sea inferior a la del elemento prefabricado aislado.

V.4.2.3.- DETALLES CONSTRUCTIVOS

Del mismo modo que en el caso de las viguetas, en estos elementos superficiales también se llegan a dar situaciones constructivas que dificultan el tratamiento único del cortante resistido.

Por un lado, la entrega del elemento ya que, aunque todos los manuales suelen indicar el apoyo directo, la realidad es que para evitar el descuelgue de jácenas se llegan a proponer apoyos indirectos incluso en estos elementos de grandes dimensiones y luces. Estas situaciones modifican la cuantía de pretensado que colabora en las secciones analizadas en la proximidad de los apoyos.

Además, el comportamiento de la sección compuesta varía notablemente entre los forjados sin capa de compresión, o con el mínimo de 50 mm, y los empleados en aparcamientos y otras actuaciones de obra civil, donde se recurre a 100 o 150 mm de capa superior, y la colocación de grandes cuantías de acero pasivo para el momento negativo. En estos casos, aplicar la expresión elástica para evaluar el cortante en vanos apoyados puede no ser adecuada, como sucede en el caso de las viguetas.

Por último, tampoco está estudiada la adherencia entre hormigones dentro de los alveolos en los casos de continuidad sin capa de compresión, donde a efectos de cortante existe una sección maciza con hormigones distintos y armadura pasiva dentro del alveolo.

V.5.- SÍNTESIS

Los cambios reglamentarios tanto a nivel nacional como internacional han dado lugar a una tendencia en la que los valores previstos de resistencia a cortante se han ido reduciendo con cada nueva revisión.

Durante la elaboración de la Instrucción EHE-08, que supuso la derogación de la anterior Instrucción de forjados EFHE, se empleó parte de la base de datos incluida en el Anexo I del presente documento. De esta forma se presentaron unos criterios de cálculo para el caso particular de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla que permitían aplicar la formulación general con resultados similares a los de la citada Instrucción EFHE. De no haberse llevado a cabo ese estudio, los valores teóricos para esta tipología serían aproximadamente una tercera parte de la capacidad real contrastada mediante ensayos.

A partir del análisis tensional de los nervios de forjado en los ensayos incluidos en este trabajo, se observa que entre el apoyo y la mitad del vano de cortante el elemento pretensado no ha alcanzado la fisuración por flexión.

El nervio de hormigón en masa sí presenta fisuración por flexión en secciones más próximas al apoyo. Se estima que la rotura por cortante se origina a partir de una de estas fisuras en el alma que progresa hacia la capa de compresión, reduciendo la capacidad del hormigón y dando lugar al colapso de la estructura.

Los ensayos incluidos en el Anexo II han sido de utilidad para estimar la sección de comprobación, confirmar el tipo de rotura, y proponer el criterio de agotamiento por tracción oblicua en el nervio a la altura de la fibra de unión entre hormigones, en lugar de la fibra que pasa por el c.d.g. de la sección.

Partiendo de las formulaciones actuales y los criterios físicos implícitos en las mismas, se han eliminado las simplificaciones para secciones rectangulares, proponiendo una expresión en la que la resistencia de secciones de hormigón sin armadura transversal fisuradas por flexión se obtiene mediante la suma de la contribución de la sección de hormigón armado y el efecto del pretensado, evaluado como el esfuerzo cortante necesario para descomprimir la sección.

Dicho valor no podrá ser superior a la capacidad por tracción oblicua del nervio de hormigón en masa en forjados de cantos elevados en los que se produzcan configuraciones geométricas donde la distancia entre el c.d.g. de la sección compuesta y la cara superior de la vigueta supere los 50 mm.

Los resultados obtenidos se aproximan con bastante exactitud a los datos experimentales, con unos valores medios, un coeficiente de dispersión y una desviación típica aceptables.

El modelo propuesto es de aplicación exclusivamente en elementos donde la sección prefabricada pretensada supone un porcentaje aproximado del 15% - 25% de la sección compuesta, y puede emplearse para la evaluación de forjados existentes.

