

**ADVERTIMENT.** La consulta d'aquesta tesi queda condicionada a l'acceptació de les següents condicions d'ús: La difusió d'aquesta tesi per mitjà del servei TDX ([www.tesisenxarxa.net](http://www.tesisenxarxa.net)) ha estat autoritzada pels titulars dels drets de propietat intel·lectual únicament per a usos privats emmarcats en activitats d'investigació i docència. No s'autoritza la seva reproducció amb finalitats de lucre ni la seva difusió i posada a disposició des d'un lloc aliè al servei TDX. No s'autoritza la presentació del seu contingut en una finestra o marc aliè a TDX (framing). Aquesta reserva de drets afecta tant al resum de presentació de la tesi com als seus continguts. En la utilització o cita de parts de la tesi és obligat indicar el nom de la persona autora.

**ADVERTENCIA.** La consulta de esta tesis queda condicionada a la aceptación de las siguientes condiciones de uso: La difusión de esta tesis por medio del servicio TDR ([www.tesisenred.net](http://www.tesisenred.net)) ha sido autorizada por los titulares de los derechos de propiedad intelectual únicamente para usos privados enmarcados en actividades de investigación y docencia. No se autoriza su reproducción con finalidades de lucro ni su difusión y puesta a disposición desde un sitio ajeno al servicio TDR. No se autoriza la presentación de su contenido en una ventana o marco ajeno a TDR (framing). Esta reserva de derechos afecta tanto al resumen de presentación de la tesis como a sus contenidos. En la utilización o cita de partes de la tesis es obligado indicar el nombre de la persona autora.

**WARNING.** On having consulted this thesis you're accepting the following use conditions: Spreading this thesis by the TDX ([www.tesisenxarxa.net](http://www.tesisenxarxa.net)) service has been authorized by the titular of the intellectual property rights only for private uses placed in investigation and teaching activities. Reproduction with lucrative aims is not authorized neither its spreading and availability from a site foreign to the TDX service. Introducing its content in a window or frame foreign to the TDX service is not authorized (framing). This rights affect to the presentation summary of the thesis as well as to its contents. In the using or citation of parts of the thesis it's obliged to indicate the name of the author

# Resistencia a cortante de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla

tesis doctoral realizada por:

Carlos R. Ribas González

dirigida por:

Antoni Cladera Bohigas

Barcelona, Octubre de 2013

Universitat Politècnica de Catalunya  
Departament d'Enginyeria de la Construcció

**TESIS DOCTORAL**

# ÍNDICE GENERAL

|   |              |
|---|--------------|
| <b>Índice general</b>   | <b>I</b>     |
| <b>Índice de figuras</b>  | <b>V</b>     |
| <b>Índice de tablas</b>   | <b>XV</b>    |
| <b>Agradecimientos</b>  | <b>XIX</b>   |
| <b>Resumen</b>  | <b>XXI</b>   |
| <b>Abstract</b>   | <b>XXIII</b> |
| <b>1 Introducción</b>   | <b>1</b>     |
| 1.1. Los orígenes del forjado de vigueta pretensada y bovedilla . . . . .                             | 1            |
| 1.2. Los forjados de vigueta pretensada y bovedilla en la actualidad. . . . .                         | 3            |
| 1.3. Caracterización resistente de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla .                   | 4            |
| 1.4. Estructura del documento . . . . .   | 5            |
| <b>2 Estado del conocimiento</b>  | <b>7</b>     |
| 2.1. Mecanismos resistentes a cortante en vigas sin armadura transversal . . . . .                    | 7            |
| 2.2. Parámetros influyentes en la resistencia a cortante . . . . .                                    | 21           |
| 2.3. Modelos para evaluar la resistencia a cortante en vigas sin armadura trans-<br>versal . . . . .  | 30           |
| 2.4. Ensayos experimentales sobre la resistencia a cortante de vigas con sección<br>en T . . . . .    | 41           |
| 2.5. Modelos de cálculo para secciones en T sin armado transversal . . . . .                          | 59           |
| 2.6. Enfoque normativo de la resistencia a cortante de forjados de vigueta y bo-<br>vedilla . . . . . | 69           |

|   |            |
|---|------------|
| 2.7. Estudios previos sobre la resistencia a cortante de forjados de vigueta y bovedilla . . . . .  | 74         |
| <b>3 Importancia y objetivos de la investigación</b>  | <b>83</b>  |
| 3.1. Importancia de la investigación y objetivo general . . . . .   | 83         |
| 3.2. Objetivos específicos . . . . .  | 83         |
| <b>4 Campaña experimental</b>   | <b>85</b>  |
| 4.1. Campaña de ensayos previa . . . . .  | 85         |
| 4.2. Objetivos de la campaña experimental . . . . .   | 89         |
| 4.3. Diseño de las vigas y del ensayo . . . . .   | 90         |
| 4.4. Propiedades de las vigas . . . . .   | 93         |
| 4.5. Instrumentación . . . . .  | 104        |
| 4.6. Procedimiento de ensayo . . . . .  | 107        |
| <b>5 Análisis de los resultados experimentales</b>  | <b>111</b> |
| 5.1. Introducción de los resultados experimentales . . . . .  | 111        |
| 5.2. Tipos de fisuración y rotura . . . . .   | 115        |
| 5.3. Análisis de las variables estudiadas . . . . .   | 120        |
| 5.4. Sobre el ancho de fisura los mecanismos resistentes . . . . .  | 128        |
| 5.5. Comparación de la campaña con las normativas y el modelo de Zararis . . .  | 130        |
| 5.6. Conclusiones de los ensayos experimentales . . . . .   | 136        |
| <b>6 Análisis de los elementos ensayados mediante modelo TINSA</b>  | <b>139</b> |
| 6.1. Introducción . . . . .   | 139        |
| 6.2. Análisis realizados . . . . .  | 140        |
| 6.3. Comportamiento observado en el análisis mediante TINSA-EVO . . . . .   | 141        |
| 6.4. Pararelismos con otros modelos más simplificados a ELU . . . . .   | 154        |
| 6.5. Conclusiones del análisis realizado . . . . .  | 155        |
| <b>7 Propuesta de modelo de dimensionamiento frente estado límite último para forjados de vigueta pretensada</b>  | <b>157</b> |
| 7.1. Observaciones previas . . . . .  | 157        |
| 7.2. Planteamiento del modelo propuesto . . . . .   | 160        |
| 7.3. Comparación del modelo propuesto con los resultados obtenidos en la campaña experimental para forjados de vigueta y bovedilla pretensada . . . . . | 169        |
| 7.4. Comparación del modelo propuesto con los resultados experimentales de la bibliografía para vigas con sección en T . . . . .                        | 173        |

|  |            |
|--|------------|
| 7.5. Ejemplo de aplicación del modelo propuesto para una viga con sección en T y simplificación del cálculo de la profundidad de la fibra neutra . . . . . | 184        |
| 7.6. Conclusiones del modelo propuesto . . . . .   | 193        |
| <b>8 Conclusiones</b>  | <b>195</b> |
| 8.1. Conclusiones específicas . . . . .  | 196        |
| 8.2. Contribuciones originales . . . . .   | 200        |
| 8.3. Recomendaciones para investigaciones futuras . . . . .  | 201        |
| <b>Bibliografía</b>  | <b>203</b> |
| <b>A Resultados de la campaña experimental de 2007</b>   | <b>215</b> |
| A.1. Viga 30-T5-T12-CC5 2007 . . . . .   | 216        |
| A.2. Viga 25-T5-T12-CC5 2007 . . . . .   | 220        |
| A.3. Viga 20-T5-T12-CC8 2007 . . . . .   | 224        |



## ÍNDICE DE FIGURAS

|       |   |    |
|-------|---|----|
| 1.1.  | Sistema de vigueta y bovedilla patentado por Rutten en 1935. . . . .  | 1  |
| 1.2.  | Logotipo de Vigetas Freyssi en la década de 1940. . . . .   | 2  |
| 1.3.  | Forjado de vigueta y bloque y forjado de vigueta para sobrecarga de $2500\text{kg}/\text{m}^2$ ,<br>realizados en la década de los 50 [1]. . . . .  | 2  |
| 1.4.  | Países en donde se ha constatado que se comercializan forjados prefabricados<br>de hormigón: de vigueta pretensada y bovedilla, y de placa alveolar o viga pi. . .  | 3  |
| 1.5.  | Sección de forjados de vigueta pretensada y bovedilla. . . . .  | 4  |
| 1.6.  | Breve revisión de ensayos a cortante publicados de 1948 a 2008, realizada en [3].   | 5  |
| 2.1.  | Fuerzas internas en una viga de hormigón fisurada sin armadura a cortante<br>(adaptado de MacGregor y Bartlett, 2000 [6]). . . . .  | 8  |
| 2.2.  | Tensiones normales en una sección de un de forjado sin fisurar [9]. . . . .   | 8  |
| 2.3.  | Tensiones tangenciales en una sección de un de forjado sin fisurar [9]. . . . .   | 10 |
| 2.4.  | Fuerzas y tensiones en la zona comprimida en el modelo de dientes (adaptado<br>de Reineck 1991 [12]). . . . .   | 11 |
| 2.5.  | Ensayos de engranamiento de áridos: A) Influencia de la abertura de fisura. B)<br>Influencia de la resistencia del hormigón. C) Dimensiones de bloque de hormi-<br>gón ensayado y modo de aplicación de la carga. Adaptado de Fenwick y Paulay<br>[14]. . . . . | 13 |
| 2.6.  | Parámetros de desplazamiento en una fisura. Adaptado de Taylor [16]. . . . .  | 14 |
| 2.7.  | a) Área de contacto durante el deslizamiento; b) Tensión-deformación de la ma-<br>triz rígido-plástica; c) Estructura observada del plano de fisura; d) Área de con-<br>tacto entre un árido y la matriz, tensiones en el mismo [13]. . . . .                   | 15 |
| 2.8.  | Respuesta de un probeta ensayada a tracción simple. Adaptado de Gopalarat-<br>nam y Shah [20]. . . . .  | 17 |
| 2.9.  | El mecanismo de acción de dovela a través de una fisura a cortante. Park y Pau-<br>lay [21]. . . . .  | 17 |
| 2.10. | Esquema de las vigas ensayadas por Krefeld y Thruston [23]. . . . .   | 18 |

|  |    |
|--|----|
| 2.11. Ensayo tipo 1 para evaluar el efecto pasador de la campaña de Fenwick y Paulay [14]. . . . .   | 19 |
| 2.12. Ensayo tipo 2 para evaluar el efecto pasador de la campaña de Fenwick y Paulay [14]. . . . .   | 19 |
| 2.13. Efecto arco en un ensayo con cargas puntuales y en un ensayo con carga repartida [29]. . . . .   | 20 |
| 2.14. Resistencias a cortante observadas por Kani y evaluación del modelo resistente realizada por Collins y Mitchell en 1991 [28]. . . . .  | 21 |
| 2.15. Comparación entre un análisis por Redes Neuronales Artificiales (RNA), EHE-98 y la propuesta de Cladera, sobre la influencia de la resistencia a compresión del hormigón, en la resistencia a cortante de elementos sin armadura transversal, para distintos cantos útiles [33]. . . . . | 23 |
| 2.16. Relación entre la resistencia a cortante y la cuantía de refuerzo longitudinal, de diferentes predicciones de base empírica [5]. . . . .   | 24 |
| 2.17. Influencia de la cuantía longitudinal en la resistencia a cortante. Resultados del análisis mediante RNA comparados con las predicciones de la EHE-98 y el método propuesto por Cladera [33]. . . . .  | 25 |
| 2.18. Fotografía del colapso en almacén de las fuerzas aéreas en Shelby, Ohio [37]. . .  | 26 |
| 2.19. Influencia del canto del elemento y el tamaño máximo de árido en la tensión nominal de rotura a cortante (ensayos de Shioya et al. [36]) [33]. . . . .   | 27 |
| 2.20. Influencia del cociente $a/d$ en la resistencia a cortante. Análisis mediante RNA comparado con la Instrucción EHE-98 y el Código Modelo de 1990 [33]. . . . .   | 30 |
| 2.21. Modelo de dientes de Kani [47]. . . . .  | 31 |
| 2.22. Campo de tensiones, modelo de bielas y tirantes en viga corta [53]. . . . .  | 32 |
| 2.23. Modelo refinado de bielas y tirantes propuesto por Al-Nalhawi and Wight en 1992 [55], arriba para vigas con $a/d \leq 2$ y abajo el esquema para vigas con $a/d > 2$ . . . . .   | 33 |
| 2.24. Modelo refinado de bielas y tirantes propuesto por Muttoni y Schwartz [56]. . .  | 33 |
| 2.25. Ejemplo de modelo refinado de campos de tensiones, tracciones en armado transversal y resultantes propuesto por Muttoni et al. [57]. . . . .   | 34 |
| 2.26. Ensayos de paneles (a) Montaje de gatos y barras de conexión para aplicar un cortante a paneles de hormigón armado, adaptado de [17]; (b) Panel ensayado después de la rotura, de [28]. . . . .  | 35 |
| 2.27. Ecuaciones de la MCFT, adaptado de [64]. . . . .   | 37 |
| 2.28. Representación en tres dimensiones del comportamiento tensión-deformación a compresión del hormigón [17]. . . . .  | 38 |
| 2.29. Diagrama de las fuerzas actuantes en la fibra horizontal $k$ , y sección discretizada en fibras horizontales propuesta por Vecchio y Collins [62]. . . . .   | 39 |

|   |    |
|---|----|
| 2.30. Esfuerzos y tensiones que afectan a la sección y a cada elemento [68]. . . . .  | 40 |
| 2.31. Campo de desplazamientos en una sección sometida a cortante y flexión [69]. . . . .   | 40 |
| 2.32. Vigas ensayadas por Ferguson y Thompson en 1953, cotas en milímetros. Adaptado de [76]. . . . .   | 42 |
| 2.33. Áreas efectivas de diseño a cortante: convencional y propuesta por Ferguson y Thompson en 1953. . . . .   | 42 |
| 2.34. Relación entre las cargas de rotura y el ancho del alma. Las series ET son con carga puntual, y las series GT con carga repartida [77]. . . . .   | 43 |
| 2.35. Tensión media en estribos variando el ancho del alma, para cargas puntuales (ET) y para cargas concentradas GT. Los 4 estribos para el cálculo de las medias están indicados en el croquis de la viga [77]. . . . .   | 43 |
| 2.36. Configuración de carga y sección tipo de los ensayos de Kani en Toronto de 159 vigas con sección en T [15]. . . . .   | 44 |
| 2.37. Comparación del “valle de Kani” de vigas con sección en T y con sección rectangular [15]. . . . .   | 45 |
| 2.38. (a) Flujo de fuerzas en vigas rectangulares; (b) Flujo de fuerzas en vigas con sección en T [15]. . . . .   | 46 |
| 2.39. Capacidad de carga del cordón comprimido en una viga de sección en T [82]. . . . .  | 47 |
| 2.40. Cociente resistencia a cortante de una viga con sección rectangular con respecto de una viga con sección en T, en función del ancho del ala, figura adaptada de [4] en base a [84]. . . . .   | 48 |
| 2.41. Dibujo de fisuraciones previo a rotura y zonas de la estructura idealizadas [86]. . . . .   | 50 |
| 2.42. Esquemas de carga utilizados por Kotsovos et al. [50]. . . . .  | 52 |
| 2.43. Envoltentes V-M (1) resistencia última según Kotsovos et al. [50]; (2) resistencia de diseño y diagramas de esfuerzos de las vigas ensayadas. . . . .   | 53 |
| 2.44. Secciones tipo de 12 vigas de ancho variable ensayadas por Regan [88]. . . . .  | 53 |
| 2.45. Secciones tipo de 6 vigas con sección en I o en T ensayadas por Regan [88]. . . . .   | 54 |
| 2.46. Comparativa de la resistencia normalizada del hormigón con el cociente $b_r$ :<br>(a) secciones con cociente $d_r = 0,33$ , (b) secciones con cociente $d_r = 0,25$ y<br>(c) secciones con cociente $d_r = 0,17$ [89]. . . . .  | 55 |
| 2.47. Comparativa de las resistencias medias normalizada del hormigón [89]. . . . .   | 56 |
| 2.48. Comparativa de los datos de ensayos con las resistencias a cortante calculadas con el EC2 para vigas biapoyadas con secciones en T, en I y para vigas continuas con sección rectangular. Ensayos marcados con (*) rompieron de forma prematura por falta de adherencia. Ensayos marcados con (+) tenían un hormigón de muy alta resistencia $f'_c = 140MPa$ [73]. . . . . | 57 |

|  |    |
|--|----|
| 2.49. Valores de la variable $C'$ en cada modelo de regresión simple considerando subconjuntos de datos de ensayos con secciones en T según $a/d$ [91]. . . . .                        | 58 |
| 2.50. Mecanismo resistente a cortante asumido por Swamy y Qureshi en vigas con sección en T sin armadura transversal [49]. . . . .   | 60 |
| 2.51. Diagramas de interacción Momento-Cortante, para una sección en T y para una sección rectangular, comparando diferentes procedimientos aproximados, adaptado de [62]. . . . .     | 61 |
| 2.52. Mecanismo de rotura planteado por Hoang [92]. . . . .  | 62 |
| 2.53. Hipótesis de Hoang sobre la base eficaz $b_{f.ef}$ que absorbe la distribución de deformaciones de compresión a través del ancho del ala [92]. . . . .                           | 62 |
| 2.54. Trazado de las ramas y distribución de las tensiones normales a lo largo de la segunda rama de la fisura crítica. Adaptado de [94]. . . . .                                      | 63 |
| 2.55. Propuesta de equilibrio de fuerzas. Adaptado de [41]. . . . .  | 64 |
| 2.56. Disco de hormigón: (a) Pares de fuerzas iguales y opuestas; (b) Diagrama de Tensiones normales a lo largo del diámetro [41]. . . . .   | 65 |
| 2.57. Distribución de deformaciones y tensiones en una sección en T. Adaptado de [94]. . . . .   | 65 |
| 2.58. Sección en T con área efectiva a cortante del hormigón (sombreada). Adaptado de [94]. . . . .  | 67 |
| 2.59. Diagrama del sólido rígido en una región fisurada [101]. . . . .   | 67 |
| 2.60. Embudo a cortante (Shear funnel) [101]. . . . .  | 68 |
| 2.61. Área eficaz a cortante planteada por Wolf y Frosch [102]. . . . .  | 69 |
| 2.62. Comprobación I según Instrucción EHE-08, teniendo en cuenta: el ancho mínimo del nervio pretensado $b_0 = b_1$ y $\sigma_{cd}$ referido a la vigueta [43]. . . . .               | 71 |
| 2.63. Comprobación II según Instrucción EHE-08, teniendo en cuenta: el ancho mínimo del hormigón in situ $b_0 = b_2$ y $\sigma_{cd} = 0$ [43] . . . . .                                | 72 |
| 2.64. Definición de los niveles de verificación para viguetas pretensadas o armadas en la norma EN-15037-1, adaptado de [104]. $d_g$ es el tamaño máximo del árido. . . . .            | 73 |
| 2.65. Detalles de las vigas de la serie de ensayos de forjados con bovedilla de Regan [88]. . . . .  | 75 |
| 2.66. Croquis explicativo de la influencia de la fluencia y retracción diferencial en un elemento compuesto [105]. . . . .   | 77 |
| 2.67. Tensiones a tiempo infinito en la sección transversal de una semivigueta de 12 cm y un nervio de 25+5 cm. Hormigonado in-situ a los 28 días de edad de la vigueta [105]. . . . . | 78 |

|  |     |
|--|-----|
| 2.68. Tensiones a tiempo infinito en la sección transversal de una semivigüeta de 12 cm y un nervio de 25+5 cm. Hormigonado in-situ a los 10000 días de edad de la vigüeta [105]. . . . .      | 78  |
| 2.69. Evolución del valor máximo de la tensión tangencial admisible ( $\tau$ ) en la Normativa Española hasta la llegada de la Instrucción EHE-08, Dominguez et al. [108] [109] [110]. . . . . | 80  |
| 4.1. Geometría de la vigüeta T5 de 12 cm de canto, armada con 6 alambres pretensados de 5 mm de diámetro. . . . .  | 86  |
| 4.2. Geometría de las tres secciones de los forjados ensayados en la campaña de 2007. . . . .  | 87  |
| 4.3. Rotura de probetas a compresión, realizadas justo antes de los ensayos. . . . .   | 88  |
| 4.4. Configuración de los tres ensayos de la campaña previa. . . . .   | 89  |
| 4.5. Esquema de posición de la carga y apoyos de los ensayos. . . . .  | 91  |
| 4.6. Series A y E de la campaña de ensayos. . . . .  | 92  |
| 4.7. 8 vigas sin capa de compresión, arriba. 8 vigas con capa de compresión de 40 mm, abajo. . . . .   | 94  |
| 4.8. 8 vigas con capa de compresión de 70 mm. . . . .  | 95  |
| 4.9. 24 vigas en 8 series, superpuestas 3 a 3. . . . .   | 96  |
| 4.10. Semivigüetas T-12 y vigüetas autorresistentes T-20. . . . .  | 96  |
| 4.11. Secciones de los cuatro tipos de vigüetas. . . . .   | 97  |
| 4.12. Relación fuerza-alargamiento del ensayo de un alambre. . . . .   | 99  |
| 4.13. Disposición armado superior pasivo, en azul discontinuo. . . . .   | 100 |
| 4.14. Proceso fabricación de: semivigüetas T-12, vigüetas autorresistentes T-20, y sus probetas. . . . .   | 102 |
| 4.15. Proceso de transmisión de pretensado y cortado de vigüetas. . . . .  | 102 |
| 4.16. Proceso de hormigonado de capas de compresión de semivigüetas T-12 y sus probetas. . . . .   | 103 |
| 4.17. Configuraciones de instrumentación tipo A y B. Configuración del ensayo. . . . .   | 105 |
| 4.18. Deducción de la deformación a cortante $\gamma_{xy}$ a partir del círculo de Mohr. . . . .   | 107 |
| 4.19. Ejemplo de configuración de ensayo. Ensayo 24-T3-T12-SCC. . . . .  | 108 |
| 4.20. Apoyo deslizante utilizado en los 12 últimos ensayos. . . . .  | 108 |
| 4.21. Ejemplo de relación tiempo-cortante. Ensayo 29-T3-T20-CC7. El esfuerzo cortante en el lado con mayor sollicitación a cortante. . . . .   | 110 |
| 5.1. Imágenes, previa y posterior al ensayo, que muestran el incorrecto vibrado del hormigón in situ de la viga 24-T5-T20-SCC [112]. . . . .   | 114 |
| 5.2. Fisuración en la viga 24-T3-T20-SCC durante la rotura a flexión [112]. . . . .  | 114 |

|  |     |
|--|-----|
| 5.3. Superposición fisuras observadas en los 3 ensayos de 2007 con isostáticas de compresión (en rojo) para una viga elástica de la igual sección. . . . .   | 115 |
| 5.4. Superposición fisuras observadas en 6 ensayos con rotura a cortante de 2010 con isostáticas de compresión (en rojo) para una viga elástica de la igual sección.   | 116 |
| 5.5. Comparación de fisuración ensayos de Kotsovos de elementos de sección en T sin armadura a cortante [50] con ensayo 29-T5-T12-CC4. Adaptada de [112]. . .  | 117 |
| 5.6. Comparativa entre la resistencia a flexión experimental, y la predicha por la Instrucción EHE-08 [43], de los elementos con rotura a flexión. [112]. . . . .  | 118 |
| 5.7. Resistencia a cortante de los ensayos realizados en 2010, de las series en las que se han producido roturas a cortante. . . . .   | 121 |
| 5.8. Resistencia a cortante de los ensayos realizados en 2007. . . . .   | 122 |
| 5.9. Resistencia a cortante de los ensayos realizados en 2010, de las series en las que no se han producido roturas a cortante. . . . .  | 123 |
| 5.10. Comparativa resultados experimentales series A y B con norma EN-15037 y EFHE.  | 124 |
| 5.11. Comparativa de la cuantía $\rho_l = \frac{A_s}{b_0 d}$ con la tensión tangencial $\tau = \frac{V}{b_0 d}$ , para $b_1$ y $b_2$ de la Instrucción EHE-08 [43]. . . . .  | 125 |
| 5.12. Comparativa de la tensión axial media $\sigma'_{cd} = \frac{N_d}{A_c} = \frac{P}{A_c}$ con la tensión tangencial $\tau = \frac{V}{b_0 d}$ , para $b_1$ y $b_2$ de la Instrucción EHE-08 [43]. . . . .                | 127 |
| 5.13. Comparativa del canto útil $d$ con la tensión tangencial $\tau = \frac{V}{b_0 d}$ , para $b_1$ y $b_2$ de la Instrucción EHE-08 [43]. . . . .  | 128 |
| 5.14. Evolución del ancho de la fisura crítica a cortante en los elementos 24-T3-T12-SCC y 24-T3-T12-CS4 [112]. . . . .  | 129 |
| 5.15. Comparación resultados experimentales con predicción del modelo de Zararis [94]. . . . .   | 133 |
| 5.16. Comparación resultados experimentales con predicción EHE-08 [43]. . . . .  | 134 |
| 5.17. Comparación resultados experimentales con predicción EN15037-1 [104]. . . . .  | 135 |
| 5.18. Comparación resultados experimentales con predicción EFHE [75]. . . . .  | 135 |
| 6.1. Secciones analizadas mediante TINSA-EVO . . . . .   | 140 |
| 6.2. Relaciones momento-curvatura, del la serie de ensayos D (29-T5-T12), comparada con el análisis realizado mediante el modelo TINSA-EVO. . . . .  | 144 |
| 6.3. Relación momento-curvatura y cortante-deformación tangencial $\gamma$ , analizado mediante TINSA para viga 29-T5-T20-SCC, en la sección a un canto útil del extremo de la chapa de la aplicación de la carga. . . . . | 145 |
| 6.4. Ejemplo de tensiones normales y daño por tracción de una viga (29-T5-T12-CC4) con hormigón in situ fisurado y antes de que fisure el hormigón pretensado.   | 146 |
| 6.5. Esquema de comportamiento esfuerzo-deformación. . . . .   | 147 |

|       |   |     |
|-------|---|-----|
| 6.6.  | Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial $\gamma$ de 24-T3-T12-CC7. . . . .  | 149 |
| 6.7.  | Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 24-T3-T12-CC7. . . . .   | 149 |
| 6.8.  | Tensiones tangenciales en el paso D de la viga 24-T3-T12-CC7. . . . .   | 149 |
| 6.9.  | Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 24-T3-T12-CC7. . . . .   | 149 |
| 6.10. | Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial $\gamma$ de 24-T5-T12-CC7. . . . .  | 150 |
| 6.11. | Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 24-T5-T12-CC7. . . . .   | 150 |
| 6.12. | Tensiones tangenciales en el paso D de la viga 24-T5-T12-CC7. . . . .   | 150 |
| 6.13. | Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 24-T5-T12-CC7. . . . .   | 150 |
| 6.14. | Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial $\gamma$ de 29-T5-T20-SCC. . . . .  | 151 |
| 6.15. | Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 29-T5-T20-SCC. . . . .   | 151 |
| 6.16. | Tensiones tangenciales en el paso D de la viga 29-T5-T20-SCC. . . . .   | 151 |
| 6.17. | Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 29-T5-T20-SCC. . . . .   | 151 |
| 6.18. | Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial $\gamma$ de 29-T3-T12-CC4. . . . .  | 152 |
| 6.19. | Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 29-T3-T12-CC4. . . . .   | 152 |
| 6.20. | Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 29-T3-T12-CC4. . . . .   | 152 |
| 6.21. | Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial $\gamma$ de 29-T3-T20-SCC. . . . .  | 153 |
| 6.22. | Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 29-T3-T20-SCC. . . . .   | 153 |
| 6.23. | Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 29-T3-T20-SCC. . . . .   | 153 |
| 7.1.  | Fisuración de los ensayos con rotura a cortante, con la fisura crítica a cortante<br>remarcada. . . . .   | 158 |
| 7.2.  | Distribución de tensiones tangenciales según análisis TINSA-EVO para viga 24-<br>T3-T12-CC7 (paso de carga R). . . . .  | 159 |
| 7.3.  | Diferentes vistas de la distribución de tensiones tangenciales según análisis TINSA-<br>EVO para viga 24-T5-T12-CC7, y plano colocado a 6 veces la profundidad de la<br>fibra neutra. . . . . | 160 |
| 7.4.  | Aproximación al volumen formado por las tensiones tangenciales en la sección. . . . .   | 162 |
| 7.5.  | Área efectiva a cortante $A_{ef,V}$ , en función de la profundidad de la fibra neutra $c$ . . . . .   | 163 |
| 7.6.  | Diagramas tensión-deformación del hormigón propuestos. . . . .  | 164 |
| 7.7.  | Diagramas tensión-deformación de la armadura activa. . . . .  | 165 |
| 7.8.  | Diagrama tensión-deformación de la armadura pasiva en el modelo propuesto. . . . .  | 165 |
| 7.9.  | Diagrama momento-curvatura de la sección del elemento 29-T5-T12-CC4. . . . .  | 166 |
| 7.10. | Distribución de momentos y curvaturas en la carga de rotura observada en la<br>viga 29-T5-T12-CC4. . . . .  | 167 |
| 7.11. | Comparación del análisis deformacional teórico con el obtenido en los ensayos<br>en la familia D. . . . .   | 168 |

|  |     |
|--|-----|
| 7.12. Interacción momento-cortante propuesta para la sección 29-T5-T12-CC4, con rotura predicha por cortante. . . . .  | 170 |
| 7.13. Comparación de la carga última experimental ( $P_{EXP}$ ) con la carga última predicha ( $P_{PRE}$ ), para las normativas aplicables a forjados, modelo Zararis y modelo propuesto. . . . .  | 174 |
| 7.14. Resumen de formulaciones de las diferentes normativas compardas. . . . .   | 176 |
| 7.15. Comparación del cortante último experimental ( $V_{EXP}$ ) con el cortante último predicho ( $V_{PRE}$ ), para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía. . . . .   | 180 |
| 7.16. Comparación del cociente $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$ con la cuantía longitudinal, para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía. . . . .   | 181 |
| 7.17. Comparación del cociente $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$ con el cociente del espesor de las alas entre el canto útil, para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía. . . . .   | 182 |
| 7.18. Comparación del cociente $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$ con el cociente $a/d$ , para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía. . . . .  | 183 |
| 7.19. Análisis momento-curvatura e interacción cortante-momento según modelo propuesto de la viga 4894 ensayada por Kani [15]. . . . .   | 187 |
| 7.20. Análisis momento-curvatura e interacción cortante-momento según modelo propuesto de la viga 4887 ensayada por Kani [15]. . . . .   | 188 |
| 7.21. Trayectoria del centro de gravedad de las tensiones de compresión del vano a cortante en milímetros desde el apoyo hasta el punto P de aplicación de la carga, y tensiones de compresión en la sección que alcanza el momento de fisuración y en la sección de aplicación de la carga en la viga 4894 ensayada por Kani [15]. Análisis realizado para el cortante de rotura observado experimentalmente. . . . . | 189 |
| 7.22. Trayectoria del centro de gravedad de las tensiones de compresión del vano a cortante en milímetros desde el apoyo hasta el punto P de aplicación de la carga, y tensiones de compresión en la sección que alcanza el momento de fisuración y en la sección de aplicación de la carga en la viga 4887 ensayada por Kani [15]. Análisis realizado para el cortante de rotura observado experimentalmente. . . . . | 189 |
| 7.23. Comparación del cortante último experimental ( $V_{EXP}$ ) con el cortante último predicho ( $V_{PRE}$ ), para el modelo propuesto simplificado y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía. . . . .  | 192 |

|   |     |
|---|-----|
| A.1. Definición geométrica. . . . .                                   | 216 |
| A.2. Configuración del ensayo, 30-T5-T12-CC5. . . . .                 | 217 |
| A.3. Tiempo-carga, 30-T5-T12-CC5. . . . .                             | 217 |
| A.4. Carga-deformación en el centro del vano, 30-T5-T12-CC5. . . . .  | 217 |
| A.5. Control de fisuración, 30-T5-T12-CC5. . . . .                    | 218 |
| A.6. Fisuración durante el ensayo, 30-T5-T12-CC5. . . . .             | 219 |
| A.7. Definición geométrica. . . . .                                   | 220 |
| A.8. Configuración del ensayo, 25-T5-T12-CC5. . . . .                 | 221 |
| A.9. Tiempo-carga, 25-T5-T12-CC5. . . . .                             | 221 |
| A.10. Carga-deformación en el centro del vano, 25-T5-T12-CC5. . . . . | 221 |
| A.11. Control de fisuración, 25-T5-T12-CC5. . . . .                   | 222 |
| A.12. Fisuración durante el ensayo, 25-T5-T12-CC5. . . . .            | 223 |
| A.13. Definición geométrica. . . . .                                  | 224 |
| A.14. Configuración del ensayo, 20-T5-T12-CC8. . . . .                | 225 |
| A.15. Tiempo-carga, 20-T5-T12-CC8. . . . .                            | 225 |
| A.16. Carga-deformación en el centro del vano, 20-T5-T12-CC8. . . . . | 225 |
| A.17. Control de fisuración, 20-T5-T12-CC8. . . . .                   | 226 |
| A.18. Fisuración durante el ensayo, 20-T5-T12-CC8. . . . .            | 227 |



## ÍNDICE DE TABLAS

|      |   |     |
|------|---|-----|
| 2.1. | Resultados de la serie de ensayos de forjados con bovedilla de Regan [88]. . . . .  | 76  |
| 2.2. | Resultados obtenidos por Dominguez et al. [109]. . . . .  | 81  |
| 4.1. | Resistencia de las probetas. . . . .  | 87  |
| 4.2. | Resumen de resultados de la campaña previa y predicciones de las normativas españolas vigentes en el momento de los ensayos y de la Instrucción EHE-08. . . . .                     | 89  |
| 4.3. | Nomenclatura de los especímenes, atendiendo a sus variables. Las posibles variables están separadas entre guiones. . . . .  | 91  |
| 4.4. | Dosificaciones de los hormigones in situ. . . . .   | 98  |
| 4.5. | Dosificaciones de los hormigones prefabricados. . . . .   | 98  |
| 4.6. | Cronograma de fabricación y ensayo de las vigas. . . . .  | 101 |
| 4.7. | Tipos de soporte e instrumentación. . . . .   | 109 |
| 5.1. | Resumen de los ensayos [112]. . . . .   | 113 |
| 5.2. | Cargas y tipos de roturas en la campaña, y predicción de la Instrucción EHE-08 [112]. . . . .   | 117 |
| 5.3. | Comparación de los resultados experimentales con: la norma EN-15037 [104], la Instrucción EHE-08 [43], la Instrucción EFHE [75] y el modelo de Zararis [94]. . . . .                | 131 |
| 6.1. | Relación del cociente $\frac{M}{Vd}$ de las secciones A y C de la figura 6.1. . . . .   | 141 |
| 6.2. | Resumen resultados análisis mediante modelo TINSA-EVO comparado con resultados experimentales. . . . .  | 142 |
| 6.3. | Comparativa de los esfuerzos en la fisuración del elemento pretensado (paso $F$ ), con los esfuerzos en el paso de rotura (paso $R$ ), según modelo TINSA, en la sección A. . . . . | 148 |
| 7.1. | Resumen de resultados mediante modelo propuesto comparado con resultados experimentales. . . . .  | 171 |
| 7.2. | Resumen de resultados de diferentes normativas y modelo Zararis comparado con resultados experimentales. . . . .  | 172 |

|  |     |
|--|-----|
| 7.3. Criterio de puntos de demérito presentado por Collins [121] et al. y ligeramente modificado por Perez et al. [122]. . . . .   | 175 |
| 7.4. Comparación de diferentes normativas y modelo propuesto para 188 vigas en T con rotura a cortante. . . . .  | 177 |
| 7.5. Características de 2 vigas ensayadas por Kani [15]. . . . .   | 184 |
| 7.6. Evaluación de la posición de la fibra neutra, $c$ , la curvatura $\Phi$ , el momento flector resistido por la sección $M$ , el área efectiva a cortante $A_{ef,V}$ , el cortante resistido $V$ , a partir de un rango de valores de $\varepsilon_{c,sup}$ ; y valores para poder aplicar la ecuación 7.4 no dependientes de $\varepsilon_{c,sup}$ , para la viga 4894 ensayada por Kani [15]. . . . . | 185 |
| 7.7. Evaluación de la posición de la fibra neutra, $c$ , la curvatura $\Phi$ , el momento flector resistido por la sección $M$ , el área efectiva a cortante $A_{ef,V}$ , el cortante resistido $V$ , a partir de un rango de valores de $\varepsilon_{c,sup}$ ; y valores para poder aplicar la ecuación 7.4 no dependientes de $\varepsilon_{c,sup}$ , para la viga 4887 ensayada por Kani [15]. . . . . | 186 |
| 7.8. Comparación de modelo propuesto simplificado y modelo propuesto para 188 vigas en T con rotura a cortante. . . . .  | 192 |

A mi tia Salus, que siempre llevaré en el corazón



## AGRADECIMIENTOS

Ya sé que acabar una tesis es el inicio de un investigador y no el final de una investigación, sin embargo sólo con el periodo de iniciación como investigador tengo suficiente como para estar agradecido, si se me permite la redundancia, a muchísima muchísima gente.

Al primero que quiero agradecer es a mi mentor y director de tesis el Dr. Antoni Cladera, que no sólo me ha guiado, apoyado y animado en temas de investigación con paciencia infinita, sino que además me ha servido de ejemplo como profesor de Universidad y me ha aconsejado con sabiduría y experiencia en todos los aspectos cotidianos. ¡Gracias de todo corazón Toni! sin ti esto no hubiera sido posible.

Quiero agradecer el apoyo económico, logístico, pero sobretodo personal a todos los integrantes de la empresa de prefabricados Pastor, y en especial a: Toni Pastor, Sebastian Pastor, Miquel Pastor, Pau Seguí, Llonenç Riera, Miriam González y Pep Cifre. Su calidez, buen carácter y la confianza depositada, sin duda, han permitido afrontar las incontables horas de trabajo experimental y superar cualquier bache encontrado durante el camino.

Durante este camino llamado tesis, inesperadamente, me he encontrado con dos compañeros que han supuesto una ayuda fundamental en la ejecución de la campaña experimental, no sólo quiero mencionar la ayuda sino la sincera amistad que ha surgido durante las divertidas e interminables jornadas de trabajo, afrontando frío, calor, lluvia o nieve. Pese a que digan que a partir de los 30 es más difícil hacer amigos, Benito y Rafel no sólo me han demostrado que hay excepciones sino que además sé que seguirán siendo mis amigos, como mínimo, durante 30 años más.

Me gustaría agradecer a todo el “grupo de hormigón” de la UPC por la familiaridad con la que me han tratado, consiguiendo hacerme sentir como en casa cada vez que he estado en Barcelona, en especial: al Dr. Antonio Marí por sus ideas y contagiosa pasión por el hormigón estructural, al Dr. Jesús Bairán por su sapiencia y capacidad resolutive ante cualquier problema que le he consultado, a la Dra. Eva Oller por sus consejos e inestimable ayuda, y a Ulric Celada por su buen rollo y paciencia al enseñarme los entresijos del TINSA.

Quiero dar las gracias también a mis amigos del despacho de la UIB: a Ramón porque creo que sólo con tenerlo cerca logra hacerme mejor persona cada día gracias al ejemplo, a Bea por su colaboración y por animar siempre al personal con una sonrisa en la boca, a Miquel

por los buenos ratos que pasamos juntos, y a Manal por esas charlas que tenemos sobre el profeta.

Quiero agradecer a mis amigos del “equipo” y de “montesión” su buen humor y capacidad de festejo en cualquier situación, lo que me ha permitido afrontar siempre con alegría la realización de esta tesis.

A Joaquin y Kasia, mi familia de Barcelona, que han cuidado de un servidor con mucho cariño en todas mis estancias en la ciudad, y que siempre me reciben con una sonrisa.

A mi familia, a mi padre por poner a mi disposición todo lo necesario para llegar hasta donde me propusiese; a mi madre y mi hermano Santi, que siempre me han servido y servirán de ejemplo a seguir, por todo su cariño y “energía”; y a mis sobrinos Ana y Luis por jugar conmigo siempre que estamos juntos.

Y en especial quiero agradecer a Mónica, con la que comparto este viaje y que gracias a ella afronto cada día siendo feliz, por su constante apoyo, ánimo y comprensión.

Esta tesis doctoral se ha desarrollado en el ámbito del proyecto de investigación “Comportamiento en servicio y capacidad resistente de piezas compuestas por varios hormigones construidas evolutivamente. Aplicación a forjados y vigas de edificación” (BIA2007-60197) financiado por el Ministerio de Educación y Ciencia del Gobierno de España y del proyecto “Materiales inteligentes en hormigón estructural. Aplicación de aleaciones con memoria de forma como refuerzo a cortante de elementos lineales” (BIA2012-31432) cofinanciado por el Ministerio de Economía y Competitividad del Gobierno de España y por el Fondo Europeo de Desarrollo Regional (FEDER).

## RESUMEN

A pesar de que los forjados de vigueta pretensada y bovedilla se han utilizado desde los años 40 en prácticamente todo el mundo, los modelos que actualmente se utilizan para su cálculo frente al Estado Límite Último de cortante adolecen de falta de base teórica e incluso experimental.

El objetivo principal de esta tesis es contribuir al avance del conocimiento del comportamiento frente a la rotura de las vigas que componen los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, fundamentalmente a cortante.

Para ello, y en primer lugar, se ha llevado a cabo una extensa revisión del estado actual del conocimiento de la resistencia a cortante, tanto para los nervios que componen los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, como para vigas con sección en T sin armadura a cortante, así como una profunda investigación de campañas experimentales anteriores.

Se han realizado dos campañas experimentales sobre nervios de forjados de vigueta pretensada y bovedilla a flexión y cortante. Las principales variables de diseño han sido: el espesor de la capa de compresión, el tipo de vigueta, la cuantía de armado longitudinal, la tensión en el hormigón de la vigueta debida al pretensado y el canto total del forjado. Los resultados obtenidos han sido analizados para estudiar la influencia de las citadas variables, y se han comparado con las predicciones de los métodos que se utilizan para el diseño de este tipo de elementos.

Además, los elementos ensayados se han analizado mediante el software TINSA-EVO, basado en un refinado modelo de análisis seccional no lineal y fisuración distribuida con rotación, con el objetivo de entender mejor la distribución de tensiones a nivel seccional en este tipo de elementos. Los resultados de este análisis se han comparado con los resultados experimentales.

Finalmente se ha propuesto un modelo mecánico de dimensionamiento frente a estado límite último para forjados de vigueta pretensada y bovedilla. El modelo mecánico presenta resultados satisfactorios frente a los nervios de forjado de vigueta pretensada y bovedilla ensayados. Se ha extrapolado el modelo para el cálculo de la resistencia a cortante de vigas con sección en T sin armadura a cortante, obteniendo también en este caso resultados satisfactorios, y coherentes, con los resultados de las campañas experimentales existentes en la bibliografía.

Por último, se plantean varias sugerencias de futuras líneas de trabajo, resultado de la evolución del conocimiento sobre el tema de estudio durante el desarrollo de esta tesis doctoral.



## ABSTRACT

Although beam-and-block floors have been in use around the world since the 40s, the models currently used to calculate shear failure strength lack a strong theoretical foundation and even experimental data is sparse. The aim of this research is to contribute to our knowledge of the behavior and strength of beam-and-block floors, principally those exposed to shear stress.

To achieve this objective, an extensive review of the current state of the knowledge of shear strengths for beam-and-block floors, and T-section beams without shear reinforcement was done, as well as in-depth research into the previous experimental results.

An experimental programme testing the beams that form beam-and-block floors under a load point was performed. Main design variables were: flange thickness, precast beam type, degree of longitudinal reinforcement, stress in the precast concrete caused by prestressing, and beam-and-block floor depth. Results were analyzed to study the influence of these variables, and are also compared with the predictions generated by the methods used to design these types of elements.

Additionally, tested elements were analyzed using the TINSA-EVO software, which is based on a smeared-crack, nonlinear sectional model with rotating-cracks, to better understand the stress distribution in the section of this type of elements. Results of this analysis were compared with the experimental results.

Furthermore, a mechanical model for the design and prediction of beam-and-block floor resistance was proposed. The mechanical model agreed with the experimental results. The model was extrapolated to calculate the shear strength of T-section beams without shear reinforcement, and the model was in good agreement with experimental results from the literature.

Finally, some recommendations for future studies are made based on these findings.



## INTRODUCCIÓN

### 1.1. Los orígenes del forjado de vigueta pretensada y bovedilla

Los forjados de vigueta pretensada y bovedilla fueron una de las primeras aplicaciones del hormigón pretensado patentado por Eugene Freyssinet en 1928 [1]. El 5 de febrero de 1935 Peter Rutten patenta en Estados Unidos una solución de forjado de vigueta sin pretensar y bovedilla [2]. Es la combinación de ambas tecnologías: el pretensado en el hormigón de las viguetas y el forjado de viguetas prefabricadas, la que conforma lo que hoy conocemos como forjados unidireccionales de vigueta pretensada y bovedilla.

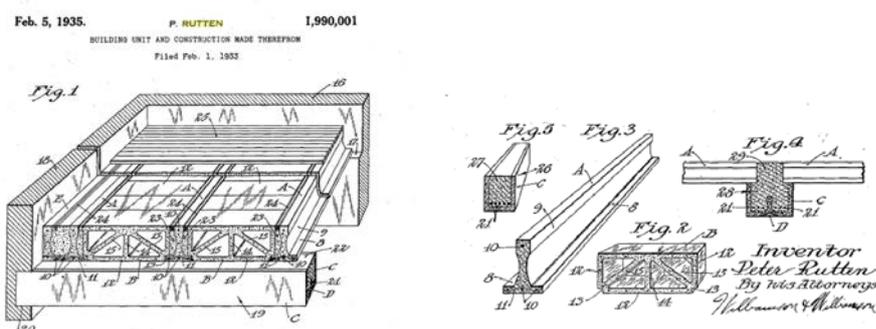


Figura 1.1: Sistema de vigueta y bovedilla patentado por Rutten en 1935.

Es en la década de los 40 cuando se introduce esta tecnología en España gracias a que el ingeniero Francisco Fernández Conde obtiene de Freyssinet las patentes del pretensado para

España y América Latina, y fabrica las primeras viguetas pretensadas de España con carácter de prueba [1]. El 15 de febrero de 1945 la primera vigueta pretensada fue hormigonada y comercializada bajo el nombre de viguetas Freysssi (figura 1.2).

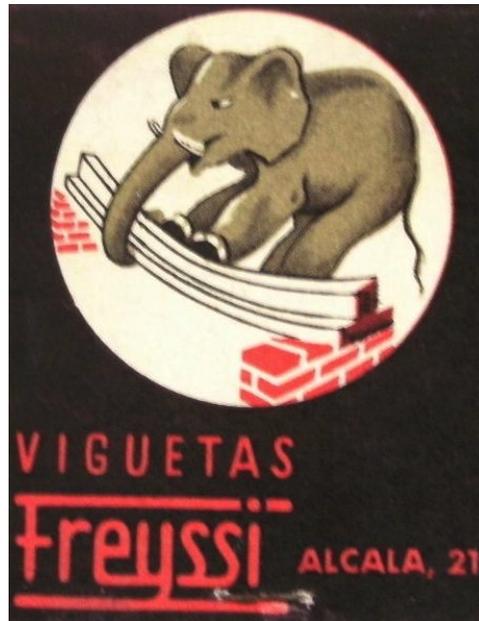


Figura 1.2: Logotipo de Viguetas Freysssi en la década de 1940.

A finales de los 40 y en la década de los 50, la vigueta se utiliza como elemento fundamental en la construcción de forjados. La vigueta se complementaba con bloques de hormigón o bovedillas a la catalana. En el caso de tener que soportar grandes sobrecargas se construían forjados sin elementos entre vigueta y vigueta, disponiendo únicamente una losa de hormigón in situ sobre las viguetas (ver figura 1.3).



Figura 1.3: Forjado de vigueta y bloque y forjado de vigueta para sobrecarga de  $2500\text{kg}/\text{m}^2$ , realizados en la década de los 50 [1].



### 1.3. Caracterización resistente de los forjados de viga pretensada y bovedilla

Si bien la resistencia a flexión de los forjados de viga pretensada y bovedilla está perfectamente caracterizada, este tipo de forjados tiene una serie de características que lo convierten en un elemento complejo a la hora de obtener su resistencia a cortante (figura 1.5):

- La existencia de dos hormigones en la sección, que además coexisten en una misma fibra horizontal.
- La sección está construida evolutivamente.
- La sección tiene una parte pretensada prefabricada, y otra in situ sin pretensar.
- La geometría de la sección no sólo tiene forma de  $T$ , sino que además el ancho del alma y su proporción entre hormigón pretensado y hormigón in situ varían a lo largo del alma.
- Las proporciones de su sección son muy achatadas:  $b/h \approx 2,5$ ; donde  $b$  es el ancho máximo de la sección y  $h$  es el canto del forjado, ver figura 1.5.

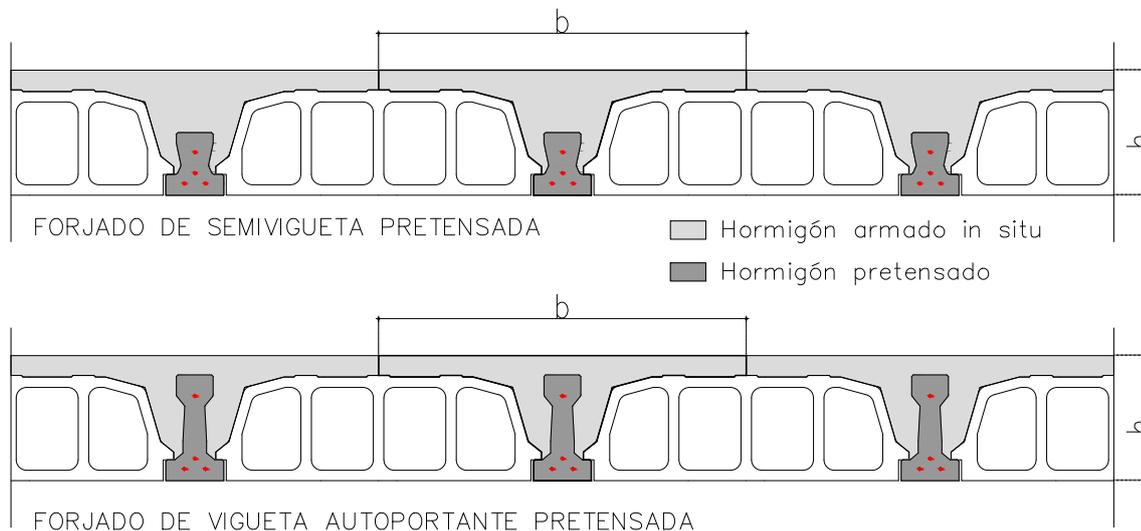


Figura 1.5: Sección de forjados de viga pretensada y bovedilla.

Todas estas particularidades del forjado de viga pretensada y bovedilla, hacen que a pesar de lo mucho que se ha investigado la resistencia a cortante de elementos de hormigón armado y pretensado en las últimas 6 décadas (ver figura 1.6), la caracterización de

la resistencia a cortante de estos elementos estructurales no esté tan desarrollada como la de otros de elementos estructurales, tal vez incluso menos utilizados. El resultado es que no hay muchos modelos ni normativas que traten las características específicas necesarias para evaluar la resistencia a cortante de este tipo de forjados.

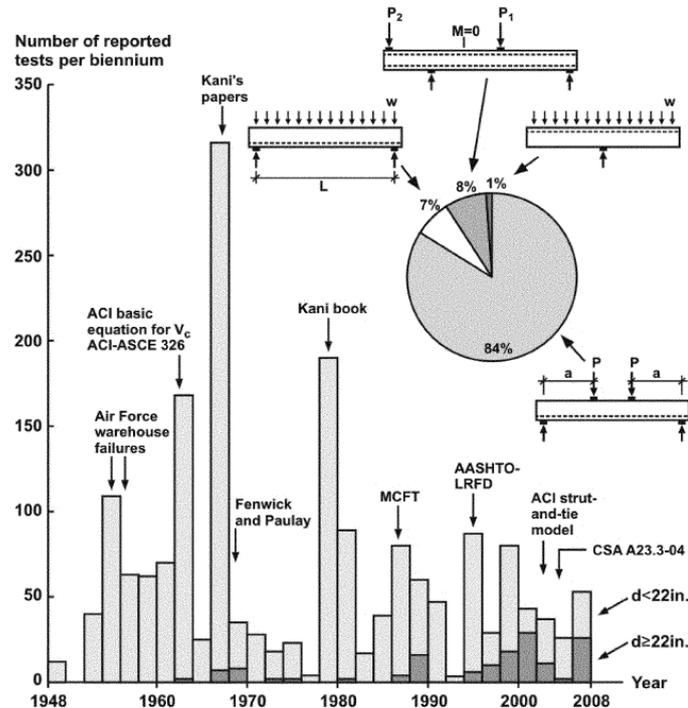


Figura 1.6: Breve revisión de ensayos a cortante publicados de 1948 a 2008, realizada en [3].

## 1.4. Estructura del documento

La tesis se divide en ocho capítulos. En el capítulo 2 se presenta un estado del conocimiento, en el cual se introducen los parámetros, mecanismos resistentes y modelos conceptuales de la resistencia a cortante de elementos sin armadura a cortante, prestando especial atención a los elementos con sección en T. El capítulo acaba con un repaso a los estudios previos y normativas sobre la resistencia a cortante de forjados de viga y bovedilla.

A continuación, una vez establecido el estado del conocimiento, el capítulo 3 presenta la importancia de la investigación, así como los objetivos de la misma, buscando completar mediante la realización de esta tesis doctoral las posibles lagunas detectadas en el estado del conocimiento.

El capítulo 4 presenta las vigas, configuraciones de ensayo, detalles y objetivos específicos de las campañas de ensayos realizadas en 2007 y 2010. Estas campañas se llevaron a cabo

en la fábrica de la sección de prefabricados de Pastor SA.

Los resultados obtenidos en las campañas de ensayos se muestran y comparan en el capítulo 5. La influencia de cada variable planteada en la campaña se estudia por separado, y los resultados son comparados con diferentes aproximaciones existentes en la bibliografía. En el capítulo 6 se presenta el análisis de los elementos ensayados durante la campaña experimental mediante el software TINSA-EVO, desarrollado en la Universidad Politécnica de Cataluña, basado en un refinado modelo de análisis seccional no lineal y de fisuración distribuida con rotación. Una vez realizado el análisis, se comparan los resultados del mismo con los resultados de la campaña experimental.

En el capítulo 7 se propone un modelo mecánico de dimensionamiento frente a estado límite último para forjados de vigueta y bovedilla pretensada. Este modelo se comprueba con los resultados obtenidos en las campañas de ensayos de 2007 y 2010, y con 188 ensayos a cortante de vigas de sección en T sin armadura transversal extraídos de la bibliografía.

Finalmente, en el capítulo 8 se presentan las conclusiones generales y específicas, junto con recomendaciones para futuras investigaciones.

Además, se presenta un anejo con toda la información obtenida en una de las campañas experimentales llevadas a cabo.

## ESTADO DEL CONOCIMIENTO

### 2.1. Mecanismos resistentes a cortante en vigas sin armadura transversal

El informe del ASCE-ACI Committee 426 de 1973 [4] identificó los siguientes cuatro mecanismos de resistencia a cortante, visibles de forma esquemática la figura 2.1:

- tensiones de corte en el hormigón no fisurado  $v_{cz}$ ;
- cortante transferido en la superficie de la fisura, conocido como engranaje de áridos o cortante-fricción  $v_{sf}$ ;
- el efecto pasador de la armadura longitudinal  $v_{da}$ ;
- el efecto arco  $EA$ .

En el informe del ASCE-ACI Committee 445 de 1998 [5] se publicó una clasificación de mecanismos resistentes a cortante en el que se añadió a los arriba citados las tensiones de tracción residuales transmitidas directamente a través de las fisuras,  $v_{rt}$  en la figura 2.1. Existen diferentes opiniones acerca de la relativa importancia de cada mecanismo, dando lugar a distintos modelos de comportamiento para elementos sin armadura a cortante.

#### 2.1.1. Tensiones tangenciales a través del hormigón no fisurado

En las regiones B de un elemento no fisurado, el cortante se transfiere por las tensiones principales de tracción y de compresión, según las ecuaciones de elasticidad.

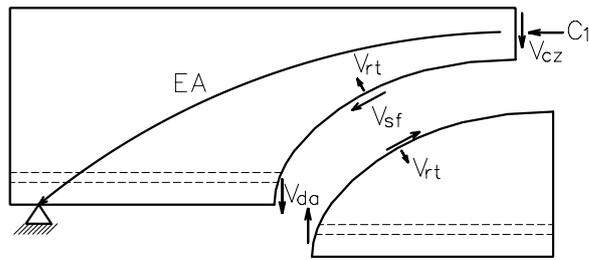


Figura 2.1: Fuerzas internas en una viga de hormigón fisurada sin armadura a cortante (adaptado de MacGregor y Bartlett, 2000 [6]).

Para el caso particular de un forjado de vigueta pretensada y bovedilla antes de fisurar, a partir de Gonzalez-Valle [7] y Calavera [8], Cladera et al. [9] [10] [11], las tensiones tangenciales se pueden representar tal y como se muestran en la figura 2.2. En esta figura se observa que dada una sección de un nervio de forjado con vigueta o semivigueta pretensada, y sometiéndola a los esfuerzos propios de un forjado biarticulado, flexión positiva y cortante, las tensiones normales en un diferencial de dicha pieza responderán de forma lineal a las deformaciones, pues el hormigón estará en fase elástica.

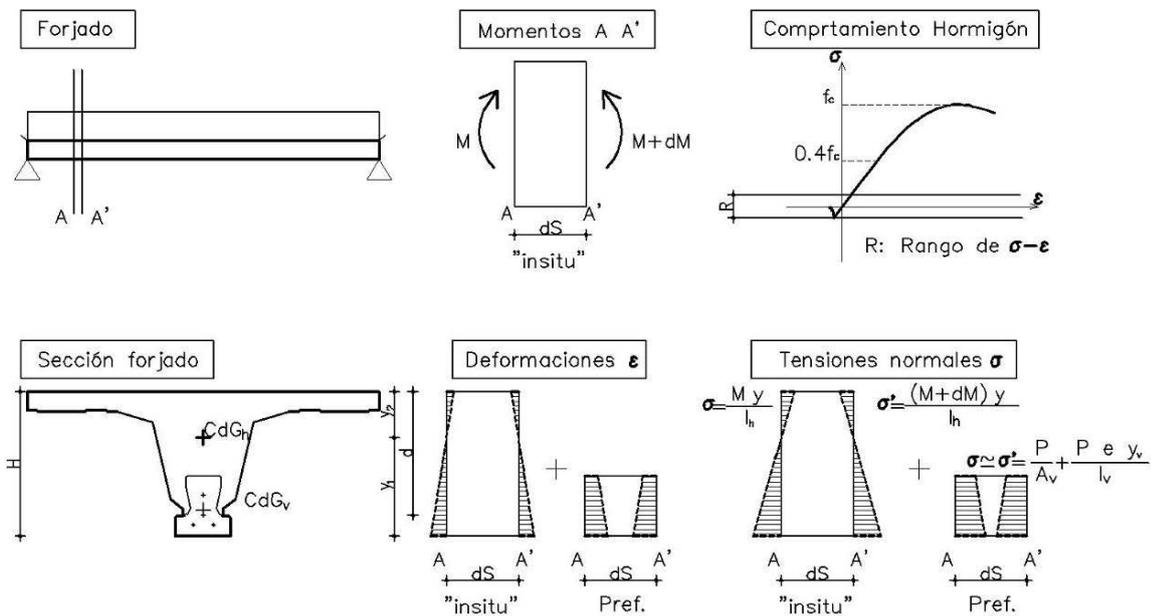


Figura 2.2: Tensiones normales en una sección de un de forjado sin fisurar [9].

Así las tensiones de una fibra horizontal cualquiera de la sección de un nervio de forjado, a cada lado de una rebanada  $dS$  (secciones A y A' según fig. 2.2), son las siguientes:

$$\sigma = \frac{My}{I_h} \quad (2.1)$$

$$\sigma' = \frac{(M + dM)y}{I_h} \quad (2.2)$$

Además, en el hormigón pretensado de la vigueta habrá que sumarle a cada fibra estas tensiones normales procedentes del pretensado:

$$\delta\sigma_v = \frac{P}{A_v} + \frac{Pe y_v}{I_v} \quad (2.3)$$

Donde:

- $\sigma$ : es la tensión normal de una fibra a una altura  $y$  con respecto al centro de gravedad de la sección homogeneizada,
- $M$ : el momento actuante en la sección  $A$ ,
- $I_h$ : la Inercia de la sección homogeneizada,
- $P$ : la fuerza de pretensado en el instante del análisis,
- $e$ : la excentricidad del pretensado con respecto al centro de gravedad de la vigueta,
- $y_v$ : la distancia desde la fibra horizontal al centro de gravedad de la vigueta,
- $I_v$ : la inercia de la vigueta,
- $A_v$ : el área de la vigueta.

De estas tensiones normales se deducen las tensiones tangenciales, según el planteamiento de D.J. Jourawski en 1856. Tomando cualquiera de las fibras horizontales analizadas en la figura 2.2 a una altura  $y$  con respecto al centro de gravedad de la sección homogeneizada, se puede calcular la fuerza rasante a la que está siendo sometida, calculando el total de compresiones a un lado y al otro de la rebanada diferencial ( $F$  y  $F'$ ) entre las secciones  $A$  y  $A'$ , y la diferencia entre estas será el fuerza rasante por unidad de longitud  $R$ , pues debe mantenerse el equilibrio (fig. 2.3). Esta fuerza rasante por unidad de longitud  $R$ , dividida entre la base de la fibra en cuestión  $b$ , da como resultado la tensión tangencial  $\tau$  en esa fibra.

La fuerza rasante en el diferencial será:

$$RdS = F' - F = \int_{y_2}^y b\sigma' dy - \int_{y_2}^y b\sigma dy \quad (2.4)$$

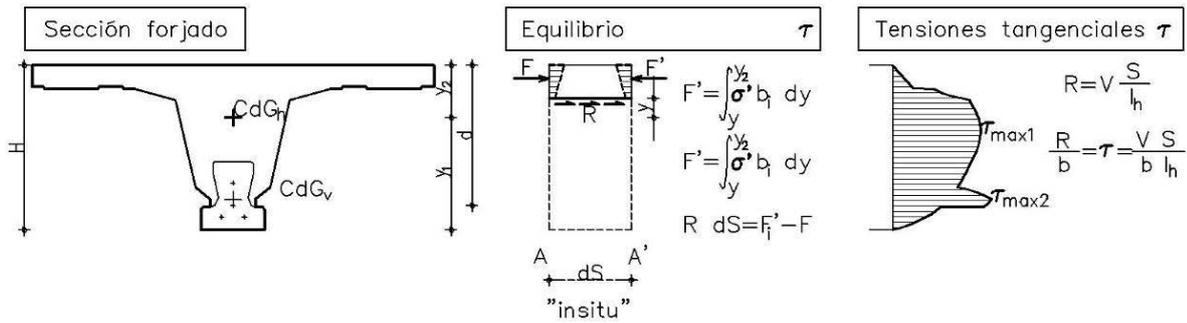


Figura 2.3: Tensiones tangenciales en una sección de un de forjado sin fisurar [9].

Si se sustituye  $\sigma$  y  $\sigma'$  por lo indicado en Ecuación 2.1 y Ecuación 2.2, y se reagrupa queda que:

$$RdS = \frac{dM}{I_h} \int_{y_2}^y bydy = dM \frac{S}{I_h} \quad (2.5)$$

Donde  $S$ , es el momento estático con respecto al centro de gravedad de la sección homogeneizada, de la parte de la sección que divide la fibra analizada y que no contiene el centro de gravedad.

De la Ecuación 2.5 se deduce el valor de la tensión tangencial para cualquier fibra horizontal

$$R = \frac{dM}{dS} \frac{S}{I_h} = \frac{VS}{I_h} \quad (2.6)$$

$$\frac{R}{b} = \tau = \frac{VS}{bI_h} \quad (2.7)$$

Donde  $V$  es el cortante que afecta a la sección de estudio.

Como puede observarse (fig. 2.3), el valor de  $\tau$  puede ser máximo en los puntos donde el cociente  $S/b$  sea máximo, ésto suele suceder en dos fibras:

- Un poco por debajo del centro de gravedad de la sección homogeneizada (o exactamente en esa fibra si los laterales de esa fibra son verticales),  $\tau_{max1}$  donde el momento estático  $S$  es el más elevado.
- En el “cuello” de la vigueta prefabricada  $\tau_{max2}$ , donde la base se reduce drásticamente.

Según Reineck [12], 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. Por tanto la suma de las tensiones tangenciales de la zona no fisurada es la contribución del hormigón no fisurado (ver fig. 2.4).

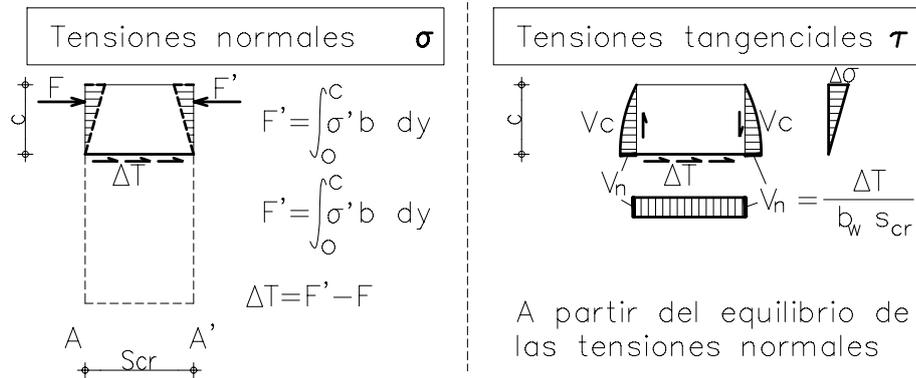


Figura 2.4: Fuerzas y tensiones en la zona comprimida en el modelo de dientes (adaptado de Reineck 1991 [12]).

### 2.1.2. Cortante en la superficie de fisura: cortante-fricción en la fisura y tensiones residuales de tracción

La capacidad de las fisuras en hormigón para transmitir tensiones rasantes es fundamental para muchas estructuras. Las fisuras que aparecen como consecuencia de la flexión del elemento, suelen estar sometidas a esfuerzos cortantes. Según varios autores: Walraven [13], Reineck [12], Fenwich y Paulay [14] la resistencia a cortante de los elementos sometidos a cortante, sin armadura transversal, recae en gran parte en la capacidad de transmitir tensiones en las superficies de las fisuras.

La explicación física para que se pueda transmitir tensiones rasantes entre las dos caras opuestas de una fisura en un hormigón convencional, es que al deslizar una sobre otra, se produce un engranamiento de áridos, dado que la fisura se produce en la matriz de cemento (según postuló Warlaven en 1981 [13]). Sin embargo, en hormigones de alta resistencia, la fisura atraviesa los áridos embebidos del hormigón, y en este caso también existe cierta capacidad de transmitir tensiones rasantes entre las dos caras de la fisura, aunque en menor medida. Por ello es más apropiado el termino cortante-fricción, que el término engranamiento de áridos, a la hora de nombrar este fenómeno.

Además de este fenómeno de cortante-fricción, semejante al del rozamiento en la física clásica pues necesita de deslizamiento entre fisuras para poder movilizar las tensiones rasantes entre fisuras; la fisura en un elemento de hormigón también es capaz de soportar

en menor medida tensiones residuales de tracción, debido a que la fisura no es totalmente continua.

### **Cortante-fricción**

Fenwick y Paulay [14], para poder desarrollar el modelo de “dientes de peine” planteado por Kani [15] a principios de los 60, estudiaron los diferentes mecanismos resistentes a cortante. Entre ellos la transmisión de tensiones rasantes a través de las fisuras. En este estudio los factores contemplados fueron:

- Abertura de fisuras  $w$ .
- Área de contacto.
- Resistencia del hormigón a compresión  $f'_c$ .
- Deslizamiento entre las fisuras  $\Delta_s$ .

En su estudio Fenwick y Paulay ensayaron una gran cantidad de bloques de hormigón, para establecer la relación entre el deslizamiento entre las caras de la fisura, y la resistencia a corte de la misma. Las dimensiones y el modo de aplicación de la carga se presentan en la figura 2.5 C. La fisura se formaba a través del rebaje de un cuarto de pulgada realizado en el propio bloque de hormigón. La abertura de la fisura se mantuvo constante durante cada ensayo. En la primera serie de ensayos la resistencia a compresión del hormigón se mantuvo constante, y se variaba el ancho de fisura. La media de las curvas obtenidas en cada ensayo se presenta en la figura 2.5 A. La figura muestra claramente la reducción drástica del cortante que puede ser transmitido por engranamiento de áridos cuando se aumenta el ancho de fisura. La segunda serie de ensayos (figura 2.5 B) reveló la influencia de la resistencia a compresión del hormigón, en donde el ancho de fisura  $w$  se mantiene constante a 0.19 mm. A partir del análisis de los resultados se estableció una relación entre la tensión rasante soportada por la fisura gracias al engranamiento de áridos  $\tau_{ai}$  y el desplazamiento entre caras de fisura  $\Delta_s$ :

$$\tau_{ai} = \left( \frac{467}{w} - 8410 \right) \left( 0,0225 \sqrt{f'_c} - 0,409 \right) (\Delta_s - 0,0436 w) \quad (2.8)$$

Donde:

- $\tau_{ai}$  es la tensión tangencial transmitida a través de la fisura debido al engranamiento de áridos [psi].
- $\Delta_s$  es la deslizamiento entre caras [pulgadas].

- $w$  es la abertura de fisura [pulgadas].
- $f'_c$  resistencia a compresión del hormigón [psi].

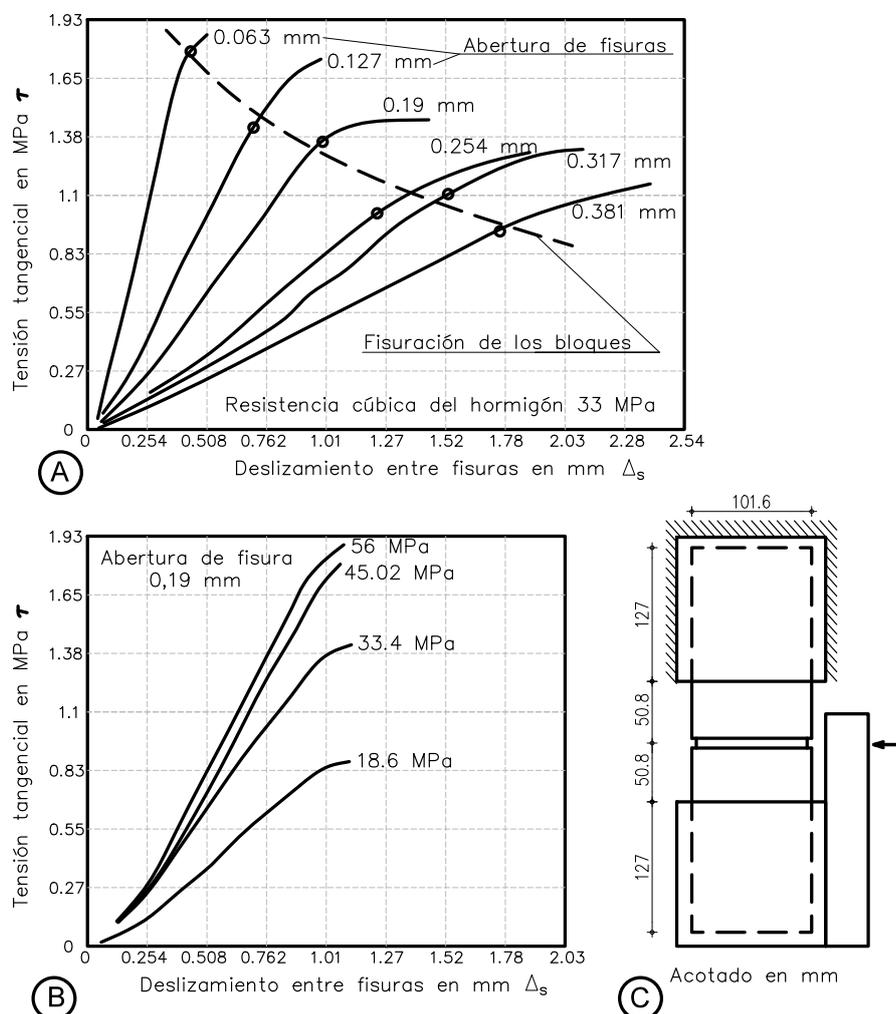


Figura 2.5: Ensayos de engranamiento de áridos: A) Influencia de la abertura de fisura. B) Influencia de la resistencia del hormigón. C) Dimensiones de bloque de hormigón ensayado y modo de aplicación de la carga. Adaptado de Fenwick y Paulay [14].

A pesar de que los ensayos de Fenwick y Paulay dan un buen orden de magnitud de la resistencia a rasante en una fisura, en 1970 Taylor [16] trató de mejorar los ensayos realizados por Fenwick y Paulay en varios sentidos:

- Evitando tensiones normales sobre la fisura que mejorarían el comportamiento a rasante.
- Tratando de emular el comportamiento a cortante-fricción que realmente sucede en una viga mediante un control de desplazamientos durante el ensayo, pues en un

elemento real el esfuerzo cortante y la abertura de fisura se desarrollan simultáneamente.

- Cotejando los ensayos de bloque de hormigón con otros en viga.

Para ello, antes de realizar los ensayos en bloque de hormigón, realizó los ensayos en una viga a cortante con una carga puntual, observó que los desplazamientos entre las fisuras mostrados en la figura 2.6, tienen una relación constante de  $\Delta_V/\Delta_H$ . Para tener en cuenta este aspecto, Taylor diseñó un sistema de ensayo indirecto, en el que a medida que se incrementan las tensiones tangenciales, se incrementa la abertura de fisura, tal y como había observado en la viga real, en contra de los ensayos de Fenwick y Paulay donde la abertura de fisura permanecía constante.

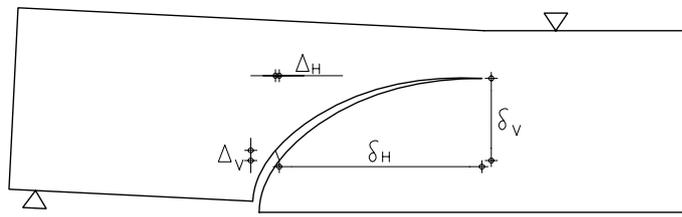


Figura 2.6: Parámetros de desplazamiento en una fisura. Adaptado de Taylor [16].

Los resultados obtenidos de los ensayos indirectos demuestran que la tensión última asociada al engranamiento de los áridos y la curva tensión-deformación dependen de la calidad del hormigón, del tipo de árido, y de la relación de desplazamiento  $\Delta_V/\Delta_H$ . Los resultados de los 2 ensayos directos para evaluar el engranamiento de áridos realizados por Taylor dieron resultados similares a los obtenidos por los ensayos indirectos.

Walraven [13] llevó a cabo numerosos ensayos con hormigones con resistencias entre 13 y 60 MPa, a partir de los cuales propuso un modelo que evaluaba la probabilidad de que el árido entre en contacto con la matriz de cemento al otro lado de la fisura. Para ello idealiza la forma de los áridos como esferas, supone que el árido es más resistente que la matriz de cemento y un comportamiento plástico de la matriz de cemento (figura 2.7). Las variables utilizadas en el modelo de Walraven son:

- Tensión normal a la superficie de fisura.
- Tensión tangencial a la superficie de fisura.
- Ancho de fisura.
- Deslizamiento entre las fisuras.

Fruto de los ensayos realizados, Walraven concluyó que la resistencia de las caras de la fisura contra el deslizamiento depende principalmente de la resistencia del hormigón, mientras la influencia del tamaño máximo de áridos a este respecto (en el rango ensayado de 16 a 32mm) adquiere un rol más secundario, para aberturas de fisura inferiores a 0.4 mm.

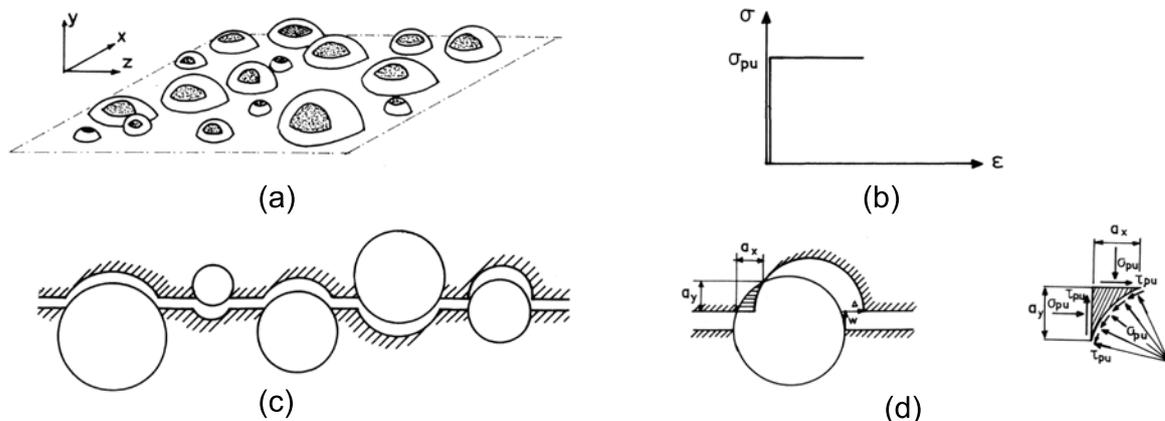


Figura 2.7: a) Área de contacto durante el deslizamiento; b) Tensión-deformación de la matriz rígido-plástica; c) Estructura observada del plano de fisura; d) Área de contacto entre un árido y la matriz, tensiones en el mismo [13].

Vecchio y Collins [17], a partir de los estudios de Walraven, propusieron que la capacidad de transferencia por fricción depende de  $\sqrt{f'_c}$  según la expresión:

$$\tau_{ci} = 0,18\tau_{cimax} + 1,64\sigma_{ci} - 0,82\frac{\sigma_{ci}^2}{\tau_{cimax}} \quad (2.9)$$

y  $\tau_{cimax}$  se calcula como:

$$\tau_{cimax} = \frac{\sqrt{f'_c}}{0,31 + 24\left(\frac{w}{a+16}\right)} \quad (2.10)$$

Donde:

- $\tau_{ci}$  es la tensión tangencial paralela a la fisura.
- $\sigma_{ci}$  es la tensión normal a la fisura.
- $\tau_{cimax}$  es la tensión tangencial máxima paralela a la fisura a la que se puede llegar según la propuesta.
- $f'_c$  es la resistencia a compresión del hormigón en  $N/mm^2$ .
- $a$  es el tamaño máximo del árido en mm.

- $w$  es la abertura de fisura en mm.

En la propuesta de Vecchio y Collins no aparece el deslizamiento entre fisuras, que hasta ahora aparecía y se implementaba en los modelos de dientes. Esta simplificación permite introducir la propuesta en la Modified Compression Field Theory (MCFT). En 1991 Collins y Mitchell [18] simplificaron la propuesta obviando los efectos favorables de las compresiones a través de las fisuras, y combinando las ecuaciones 2.9 y 2.10, la tensión tangencial transmitida a través de la fisura queda:

$$\tau_{ci} = \frac{0,18\sqrt{f'_c}}{0,3 + 24\left(\frac{w}{a+16}\right)} \quad (2.11)$$

### **Tensiones residuales de tracción en las fisuras**

Las tensiones de tracción residuales entre fisuras se producen debido a que cuando el hormigón fisura, no se forma una fisura limpia, y se mantienen pequeños puentes de hormigón entre las superficies, que son capaces de transmitir tensiones de tracción hasta anchos de fisura de entre 0,05 y 0,15 mm. Este fenómeno, que genera una rama suave (“softening”) descendente después de que se alcance el pico de tensión en el diagrama tensión deformación del hormigón traccionado, ver figura 2.8, se conoce desde 1968 gracias a Evans y Marathe [19]; pero fueron Gopalaratnam y Shah, en 1985 [20], los que desarrollaron los métodos para la medición real de esta rama.

Gopalaratnam y Shah concluyeron que la resistencia a tracción post-pico puede estar ocasionada por discontinuidades en la fisura a nivel submicroscópico que unen las dos superficies de la fisura.

Puesto que las deformaciones están localizadas en una zona muy pequeña, la respuesta debe expresarse en términos de tensión-abertura de fisuras en vez de en deformaciones.

Las proporciones de árido, la relación agua/cemento y la edad influyen en la respuesta a tracción del hormigón de la misma manera que lo hacen en compresión.

El módulo de elasticidad tangente de tracción es el mismo que de compresión. La zona de pre-pico del diagrama tensión deformación del hormigón es menos lineal en compresión que en tracción.

Nótese que el factor más importante para evaluar el cortante transmitido a través de la fisura, y que aparece en todas las propuestas de la presente sección, es el ancho de fisura  $w$  (ver ecuaciones 2.8, 2.10 y 2.11). El fenómeno implícitamente incorporado en las anteriores ecuaciones es que a mayor ancho de fisura, menor cortante transmitido a través de la fisura.

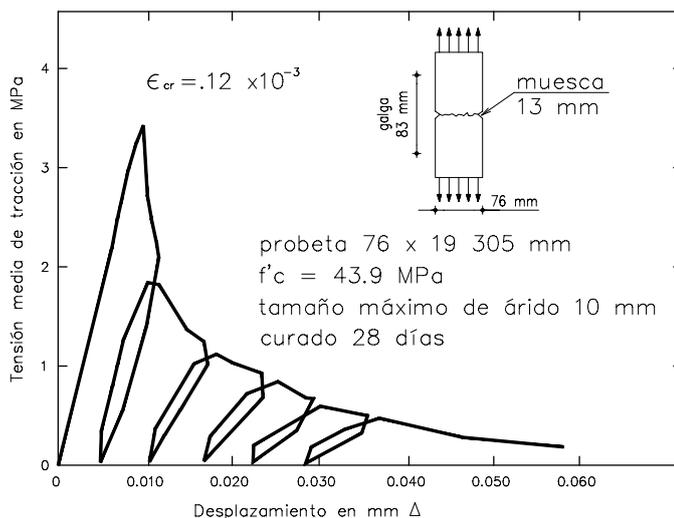


Figura 2.8: Respuesta de un probeta ensayada a tracción simple. Adaptado de Gopalaratnam y Shah [20].

### 2.1.3. Efecto pasador

Park y Paulay [21] clasifican tres mecanismos que pueden desarrollar la resistencia por efecto pasador de una barra de acero a través de un plano de fisuración, figura 2.9, éstos son:

- Flexión de la barra.
- Cortante de la barra.
- Torcedura en la barra.

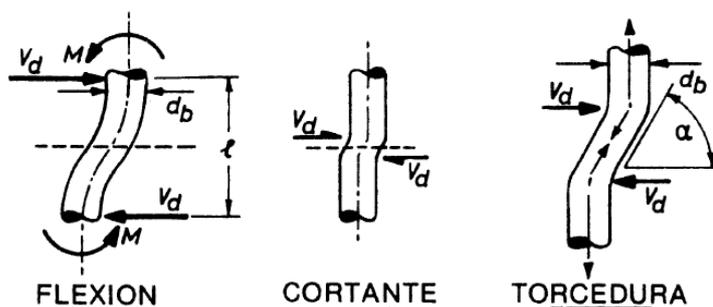


Figura 2.9: El mecanismo de acción de dovela a través de una fisura a cortante. Park y Paulay [21].

A pesar de que en los ensayos realizados por Philips et al. [22] indicasen que la torcedura era la principal fuente de resistencia por efecto pasador, especialmente al utilizar barras de

pequeño diámetro, el deslizamiento entre fisuras para movilizar dicha resistencia, moviliza una resistencia mucho mayor por cortante-fricción.

Sin embargo, muchos han sido los autores que han tratado de aislar mediante ensayos el efecto pasador de los demás mecanismos resistentes a cortante de un elemento de hormigón armado sin armadura a cortante. Entre los más destacados hay dos tipos de ensayos a citar:

- Los ideados por Krefeld y Thruston [23], emulados en mayor o menor medida por otros autores, entre ellos Taylor [24], en los que se trata de evaluar la resistencia de este mecanismo en una viga, y cuya configuración se presenta esquemáticamente en la figura 2.10. En estos ensayos, se construía inicialmente el bloque central, y a posteriori el resto de la viga. La forma de dicho bloque simula la configuración de las fisuras diagonales que se producen en una viga, fisuras tratadas para evitar la adherencia con el resto de la viga, evitando así el mecanismo resistente de cortante-fricción. La carga se aplicaba en el bloque central gracias a una chapa que atravesaba un hueco central a tal efecto.
- Los que idearon Fenwick y Paulay [14], en los que se trata de evaluar la resistencia de este mecanismo en un diente del modelo de dientes de Kani, y cuya configuración se presenta esquemáticamente en la figura 2.11. Si bien es cierto que hicieron otro tipo de ensayo, con elementos más alargados, emulando el ultimo diente, figura 2.12, para tener en cuenta la flexión de las barras longitudinales.

En los ensayos tipo viga se aplica una tracción en la barra, además de una fuerza transversal al refuerzo de acero, en contra de lo que sucede en los ensayos tipo diente. Sin embargo, en los segundos se emula la sucesión de fisuras, y por tanto de efectos pasadores, mediante las dos fuerzas contrapuestas en una distancia relativamente corta.

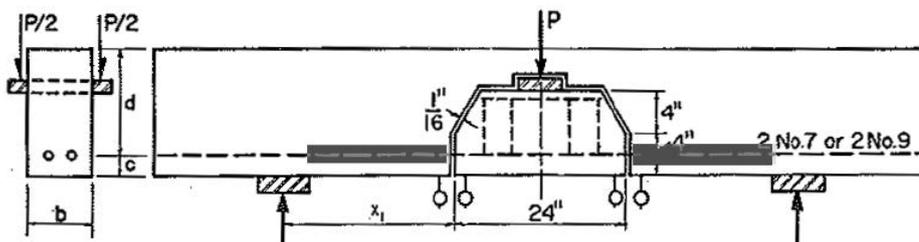


Figura 2.10: Esquema de las vigas ensayadas por Krefeld y Thruston [23].

Los factores más importantes que influyen en el mecanismo de transferencia del efecto pasador en vigas sin armadura transversal son:

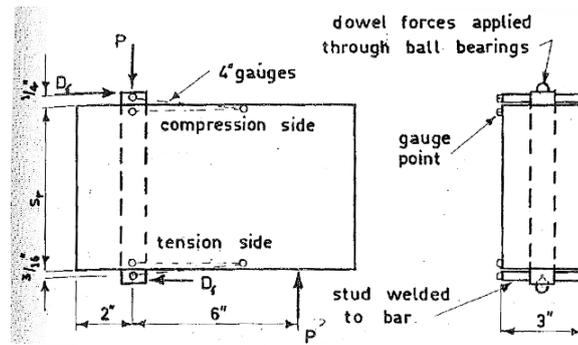


Figura 2.11: Ensayo tipo 1 para evaluar el efecto pasador de la campaña de Fenwick y Paulay [14].

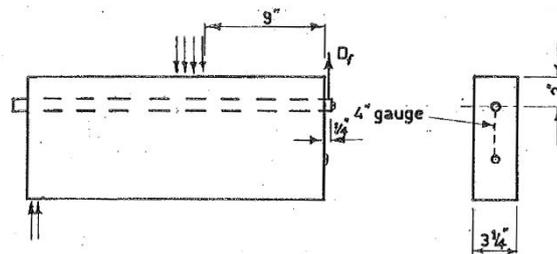


Figura 2.12: Ensayo tipo 2 para evaluar el efecto pasador de la campaña de Fenwick y Paulay [14].

- La resistencia del hormigón.
- El ancho de la viga de hormigón a la altura de las armaduras.
- La longitud de la barra dentro del hormigón.
- La posición de la barra en el momento de hormigonado, diferenciación descubierta por Fenwick y Paulay.
- El número y diámetro de las barras, así como su distribución.
- Las propiedades de adherencia de la barra.
- El recubrimiento.
- El deslizamiento entre fisuras a nivel de la armadura longitudinal.

Analizando pues el efecto pasador en un elemento sometido a esfuerzos cortantes sin armadura transversal, diversos autores [12] [14] [21] [25] concluyen que el efecto pasador no es muy importante en relación a los demás presentados en el presente capítulo, debido a que la máxima fuerza a cortante que se puede transmitir esta limitada por la resistencia

a tracción del hormigón en las zonas señaladas en gris en la figura 2.10. A pesar de ello, en elementos con grandes cantidades de armadura longitudinal distribuida en más de una capa puede ser una colaboración a cortante significativa.

Zararis [26] [27] plantea que no hay desplazamiento longitudinal relativo entre los labios de la fisura cerca del refuerzo longitudinal. Por lo tanto, la resistencia a cortante soportada por el refuerzo longitudinal es debida a la deformación producida en el armado longitudinal por el desplazamiento vertical entre las dos caras de la fisura inclinada.

#### 2.1.4. Efecto arco

El efecto arco se produce cuando se forma el mecanismo de bielas (en forma de arco) y tirantes descrito en la figura 2.13. Esto es especialmente importante según Collins y Mitchell [28], cuando  $a/d \leq 2,5$ , siendo  $a$  la luz sometida a cortante en el ensayo y  $d$  el canto útil del elemento ensayado.

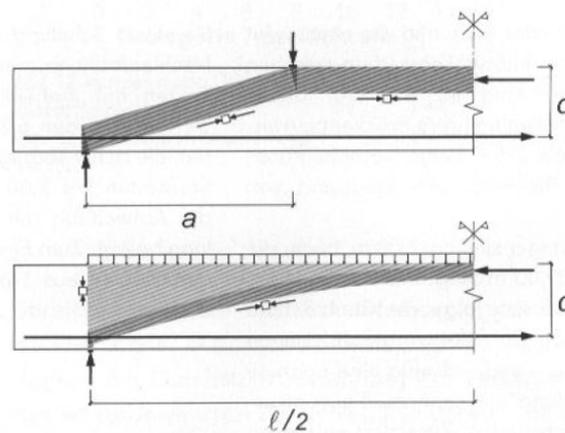


Figura 2.13: Efecto arco en un ensayo con cargas puntuales y en un ensayo con carga repartida [29].

En la figura 2.14 se muestran la variación de la tensión a cortante en rotura en función del cociente  $a/d$ , para una serie de ensayos de Kani [15], consistente en la aplicación de dos cargas puntuales en vigas simplemente apoyadas. Además, la figura muestra el análisis de Collins y Mitchell [28] mediante dos modelos resistentes diferentes: un análisis por el método de bielas y tirantes; y el otro análisis por un método seccional.

En esta serie de ensayos de Kani se observa que a medida que la relación  $a/d$  se incrementa de 1 a 7, la resistencia a cortante se reduce, hasta llegar a un sexto del valor inicial. El examen de los ensayos experimentales realizado por Collins y Mitchell, muestra la existencia de dos tipos de mecanismos sustentantes de la carga diferentes:

- Las vigas con poca esbeltez, cuyo cociente  $a/d < 2,5$ , soportan la carga gracias a un mecanismo en arco de bielas y tirantes ilustrado en la figura 2.13. En este rango la resistencia a cortante decrece rápidamente al crecer el cociente  $a/d$ .
- Las vigas con mayor esbeltez, con una relación  $a/d \geq 2,5$ , están gobernadas por modelos seccionales, ya que las secciones críticas a cortante están alejadas de las regiones tipo D de los apoyos.

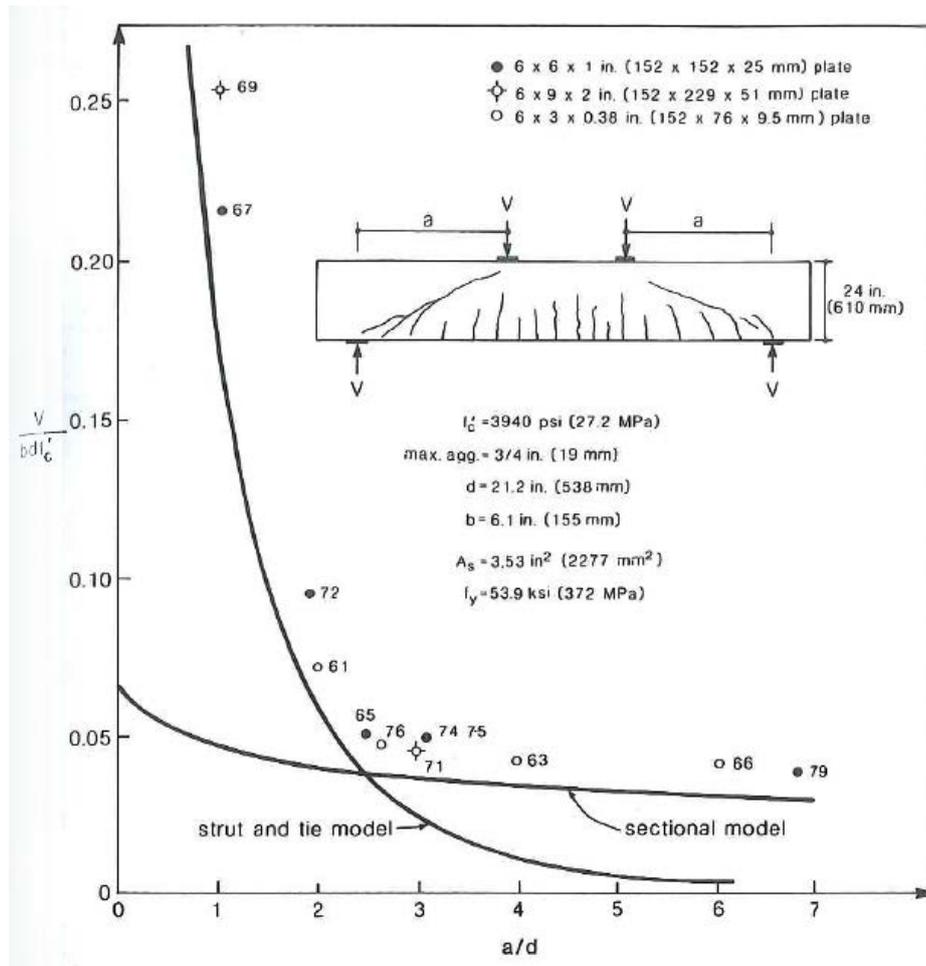


Figura 2.14: Resistencias a cortante observadas por Kani y evaluación del modelo resistente realizada por Collins y Mitchell en 1991 [28].

## 2.2. Parámetros influyentes en la resistencia a cortante

Existen diferentes parámetros que afectan a la resistencia a cortante de un elemento de hormigón armado o pretensado sin armadura transversal. Leonhardt et al. [30], comentaron que los parámetros que influían en la resistencia a cortante eran “aproximadamente

veinte". De estos parámetros, los más importantes se podrían clasificar en dos tipos: los dependientes de la sección del elemento, y los que no son dependientes de la sección del elemento. Los que dependen de la sección del elemento son:

- La resistencia a compresión del hormigón.
- La cuantía de armadura longitudinal a tracción.
- El efecto tamaño.
- La forma de la sección.
- El efecto del pretensado.

Por otro lado los que no dependen del tipo de sección son:

- La distancia de la carga al apoyo.
- La relación momento-cortante, en vigas con carga distribuida.

A continuación se presentan los parámetros influyentes sobre la resistencia a cortante de elementos lineales sin armadura transversal, agrupados en cinco bloques. El parámetro de la forma de la sección se tratará de forma específica en el punto 2.4 dada su importancia para el presente estudio.

### 2.2.1. Resistencia a compresión del hormigón

Rebeiz [31] estudió la importancia de este parámetro en las normativas. Hasta la década de los 50, la raíz cuadrada de la resistencia a compresión del hormigón  $\sqrt{f'_c}$ , se planteaba como la principal variable para predecir la resistencia a cortante de elementos sin armadura transversal. Actualmente, la fórmula simplificada de la ACI 318-08 [32] y otras más todavía dependen exclusivamente del parámetro  $\sqrt{f'_c}$  para diseñar este tipo de elementos sin armadura transversal. Sin embargo Rebeiz [31], gracias al análisis de los resultados de 350 ensayos, concluye que no hay relación directa entre el parámetro  $\sqrt{f'_c}$  y la resistencia a cortante, tanto para hormigones normales como para hormigones de alta resistencia.

Cladera [33] mediante el análisis por Redes Neuronales Artificiales (RNA), evaluó la influencia de la resistencia a compresión del hormigón para diferentes cantos útiles, y realizó una propuesta a partir de este análisis. La figura 2.15 presenta la resistencia a cortante de elementos sin armadura a cortante, con un ancho del alma de 200 mm, una cuantía longitudinal de 2%, y diferentes cantos útiles  $d$ . En la figura 2.15 se comparan el análisis por Redes Neuronales Artificiales (RNA), la propuesta realizada por el autor y la EHE-98, y se

observa mediante el análisis por RNA que para cantos útiles de 250 mm la resistencia a cortante varía de forma casi lineal con respecto a  $f_c$ , sin embargo para los elementos con canto útil de 900 mm, un incremento en la resistencia a compresión del hormigón produce una resistencia prácticamente constante por cortante por el efecto tamaño, efecto comentado en el capítulo 2.2.3 del presente documento.

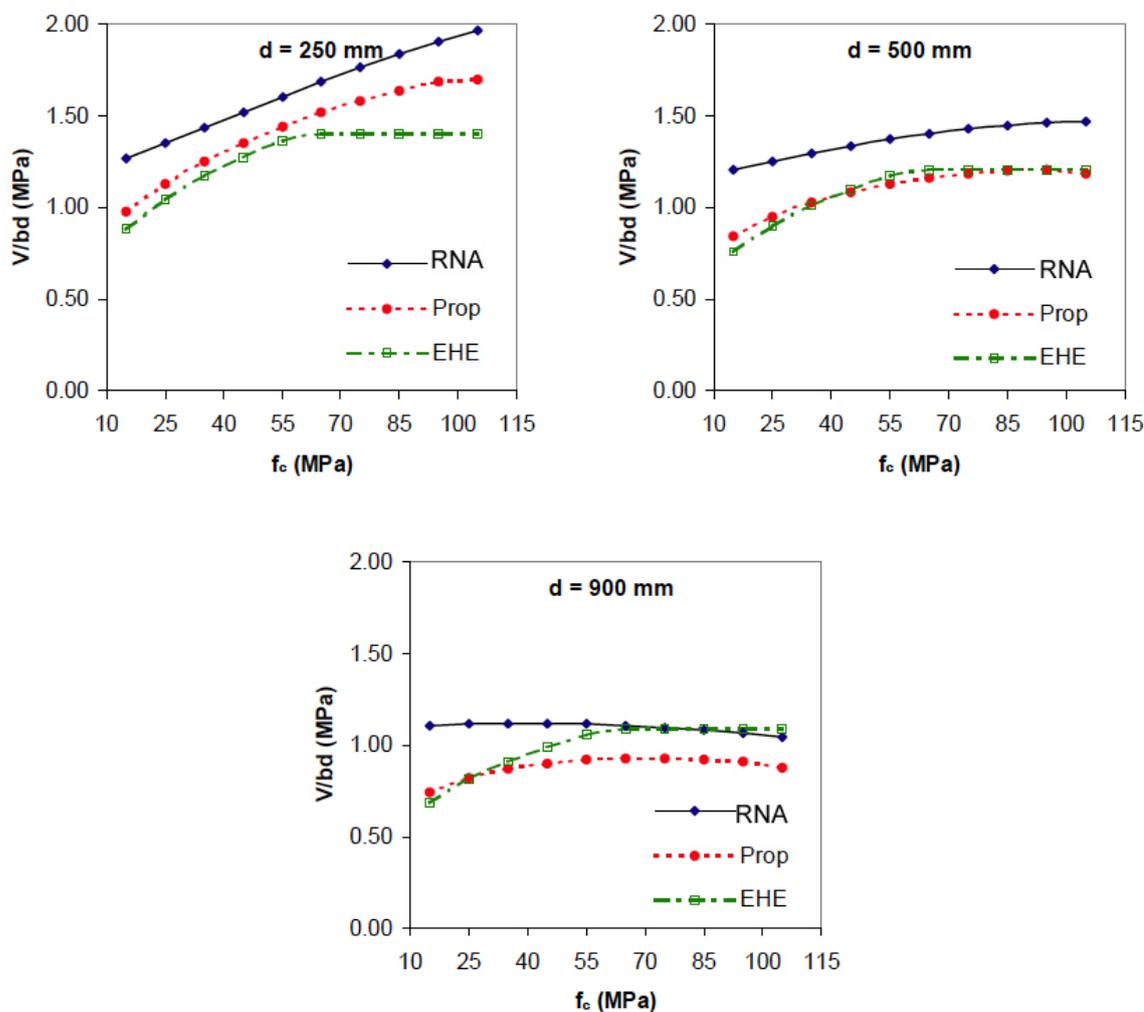


Figura 2.15: Comparación entre un análisis por Redes Neuronales Artificiales (RNA), EHE-98 y la propuesta de Cladera, sobre la influencia de la resistencia a compresión del hormigón, en la resistencia a cortante de elementos sin armadura transversal, para distintos cantos útiles [33].

Por tanto, se puede concluir que la resistencia a compresión del hormigón, si bien es un factor influyente en la resistencia a cortante de elementos lineales sin armadura transversal, debe ser combinado con otros, para predecir de forma adecuada la citada resistencia a cortante.

### 2.2.2. Armadura longitudinal

En 1998 el comité 445 ASCE-ACI publicó la figura 2.16 que presenta la influencia que tiene la cuantía de la armadura longitudinal ( $r$  [%], eje de abscisas) en la resistencia a cortante expresada según el cociente  $\frac{v_u}{f'_c}$ , en base a diferentes expresiones de origen empírico aplicadas para dimensionar la resistencia a cortante de elementos de hormigón armado, sin armadura transversal [5]. Donde  $v_u$  es la tensión nominal a cortante y  $f'_c$  es la resistencia a compresión del hormigón. Como se puede observar en la figura 2.16, en las vigas con cuantías bajas de armadura longitudinal la rotura se produciría bajo tensiones nominales a cortante muy bajas [5].

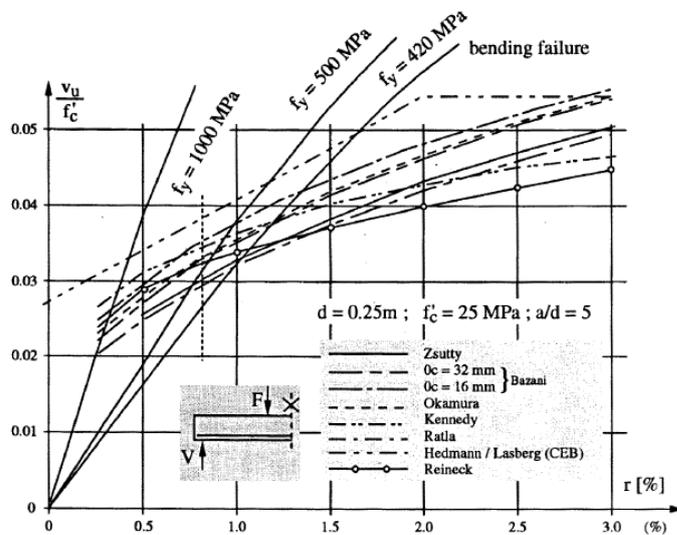


Figura 2.16: Relación entre la resistencia a cortante y la cuantía de refuerzo longitudinal, de diferentes predicciones de base empírica [5].

En 2002 Cladera [33] entrenó una RNA mediante una base de datos que contenía los resultados de los ensayos a cortante de 177 vigas. Una vez entrenada la red, la utilizó para observar la incidencia de diferentes parámetros en la resistencia a cortante de vigas sin armadura transversal, entre ellos la cuantía de armadura longitudinal. En la figura 2.17, se muestra la influencia según el análisis mediante RNA de la cuantía longitudinal para una viga de base de 200 mm, canto útil de 300 mm y  $a/d = 3$ . La cuantía de armado longitudinal y la resistencia a compresión del hormigón hacen variar la resistencia. En la figura 2.17 se compara el análisis mediante RNA con formulas de diseño normativas, y la propuesta del autor. En la figura se evidencia la influencia de la cuantía longitudinal en la resistencia a cortante de vigas sin armadura transversal.

El informe ASCE-ACI 426 [4] sugirió que la reducción de la capacidad de esfuerzo cortante asociada a la reducción de cuantía longitudinal puede explicarse por un aumento del

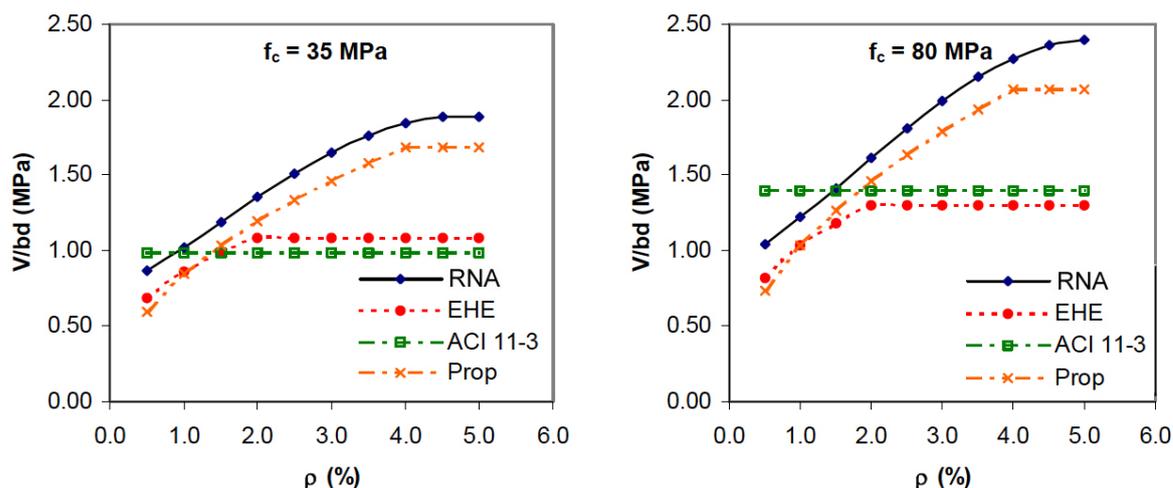


Figura 2.17: Influencia de la cuantía longitudinal en la resistencia a cortante. Resultados del análisis mediante RNA comparados con las predicciones de la EHE-98 y el método propuesto por Cladera [33].

ancho de la fisura, lo que genera una resistencia inferior del mecanismo cortante-fricción, una fisuración a flexión más alta que reduce el tamaño de la zona de compresión, y a su vez conlleva a una reducción del efecto pasador.

### 2.2.3. Efecto tamaño

En agosto de 1955, en un almacén de las fuerzas aéreas en Shelby, Ohio, se produjo una rotura frágil a cortante, ver figura 2.18, que hizo que se replanteasen los códigos de diseño a cortante [34], [35]. El colapso se produjo por la rotura a cortante de vigas de 914 mm de canto que no tenían armadura transversal en el sitio de rotura, y sólo tenían un 0.45% de armadura longitudinal. Las vigas rompieron con una tensión tangencial media por cortante menor a 0,5 MPa, valor muy por debajo del valor de diseño de la ACI en aquel entonces. Los ensayos llevados a cabo por la Portland Cement Association [34], en vigas de 305 mm de canto, indicaban que las vigas podían resistir tensiones tangenciales medias a cortante de 1,0 MPa antes de romper. Sin embargo, la aplicación de tensiones de tracción de 1,4 MPa, aproximadamente, reducían la resistencia a cortante a un 50%. Se concluyó que las tensiones de tracción causadas por la retracción y movimientos térmicos fueron la razón de la rotura bajo una sollicitación por cortante tan baja. Sin embargo, la resistencia a cortante disminuye a medida que crece el canto útil de la sección, como puede comprobarse en la figura 2.19, en donde se muestran las roturas de las vigas del almacén y los ensayos para estudiar su rotura en 1957, junto el resumen de resultados de Shioya et al. [36].



Figura 2.18: Fotografía del colapso en almacén de las fuerzas aéreas en Shelby, Ohio [37].

En 1961, Leonhardt y Walter estudiaron la influencia del canto en la resistencia a cortante ensayando dos series de vigas de hormigón armado, con una resistencia media a compresión de 37 MPa. En la primera serie los cantos variaban desde 0,18 m a 0,67 m, y en la segunda serie los cantos variaban desde 0,08 m a 0,32 m. En los ensayos observaron que, a medida que el canto se incrementaba, disminuía la capacidad de transferencia por fricción debido a que la abertura de fisuras era mayor. El efecto tamaño en la resistencia a cortante en vigas sin armadura a cortante fue determinado por Kani (1967). Ensayó cuatro series de vigas con una misma cuantía longitudinal (2,8%), sin armadura transversal y una misma resistencia del hormigón a compresión (26 MPa). Cada serie tenía un canto diferente (0,15 m, 0,30 m, 0,60 m y 1,20m) con un ancho de alma único de 0,15 m, además variaba la relación  $a/d$  de 2 a 8. Kani concluyó que el efecto tamaño tenía una influencia mayor de la que se estimaba en aquella época sobre la capacidad a cortante en vigas sin armadura transversal y demostró que al aumentar el canto de una viga, el ancho de fisura en puntos sobre la armadura longitudinal aumentaba y, a su vez, disminuía la tensión de corte de rotura. En 1972, Taylor [38] subrayó la influencia del efecto tamaño pero señaló que dicha influencia se ve disminuida si se escala correctamente el tamaño máximo del árido al igual que el resto de dimensiones en dichos ensayos.

Shioya (1989) [36] reafirmó este hecho para cantos de 3000 mm aumentando el número

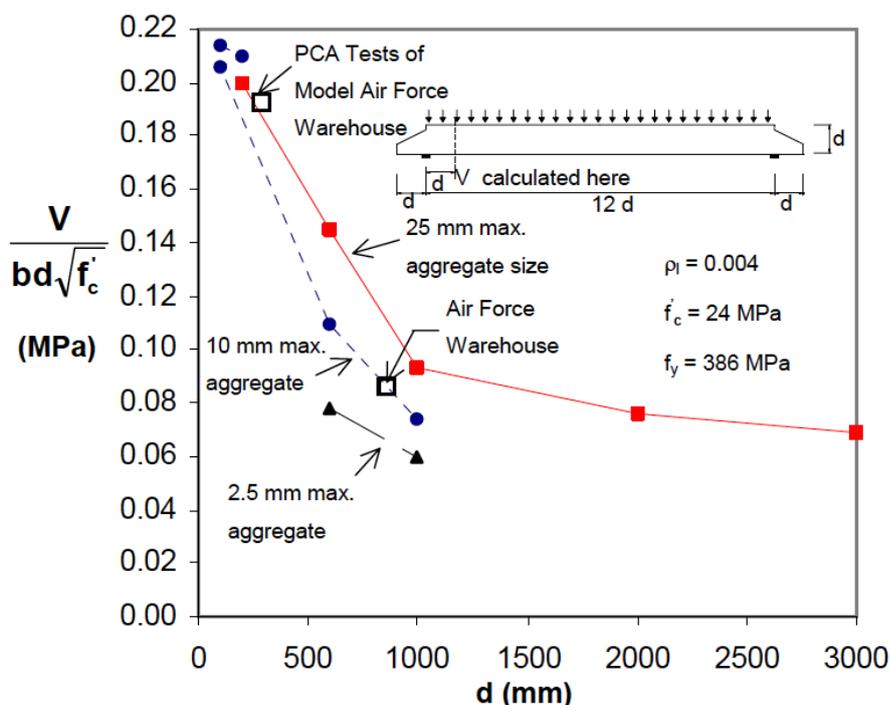


Figura 2.19: Influencia del canto del elemento y el tamaño máximo de árido en la tensión nominal de rotura a cortante (ensayos de Shioya et al. [36]) [33].

de los datos experimentales disponibles mediante una campaña experimental en la que estudiaba la influencia del tamaño máximo del árido junto con el efecto tamaño. La figura 2.19, muestra la tensión media de cortante que causa el colapso de la viga en función de su canto y su tamaño máximo de árido.

En general, se acepta que la principal razón para que el efecto tamaño sea uno de los parámetros influyentes en la resistencia a cortante es que cuanto mayor es el canto útil de la viga, mayores son las fisuras diagonales y, consecuentemente, se reduce la capacidad de transmitir esfuerzos cortantes en la a través de las fisuras; sin embargo hay un desacuerdo en la manera de modelizar este fenómeno. Este desacuerdo lo resumieron Bazant et al. en el 2011 [39] explicando que la resistencia media a cortante en una sección de hormigón armado, según lo establecido por Collins [40], decrece con respecto del canto de la viga según una expresión tipo:

$$\frac{1}{1 + ch} \quad (2.12)$$

Donde  $c$  es una constante y  $h$  es el canto de la pieza. Mientras que Bazant, en base a la mecánica de fractura, defiende la tensión nominal a cortante debe decrecer con respecto al canto en función de  $h^{-1/2}$ . En cualquier caso, las diferencias entre uno y otro enfoque se

aprecian a partir de grandes cantos, mucho mayores que los cantos de los elementos de los que son objeto el presente estudio.

Zararis et al. [41] argumentan que la rotura a cortante en vigas esbeltas se debe a una rotura por tracción indirecta del hormigón, que tiene lugar en una región determinada de la barra situada entre el punto de aplicación de la carga y la punta de la primera rama de la fisura a crítica a cortante. Se puede observar en Zararis et al. [41] que el efecto del tamaño en la rotura a de cortante de vigas esbeltas parece depender de la longitud del vano a cortante  $a$ , este enfoque se explica más extensamente en la sección 2.5.4.

#### **2.2.4. Efecto del pretensado**

Es bien conocido que una tensión de compresión aumenta la resistencia a cortante de vigas sin armadura transversal, si bien es cierto que las vigas sin armadura transversal sometidas a una fuerte compresión axial y cortante pueden colapsar muy frágilmente. La plataforma petrolífera Sleipner A colapsó en 1991 debido a esta combinación de esfuerzos [42], destruyendo una estructura de 180 millones de dólares. Sin embargo, al pretensar un elemento de hormigón, la fuerza de pretensado y por tanto el axial de compresión se limitan a un 60% de la resistencia del hormigón a compresión [43], con el fin de evitar la fisuración por solicitaciones normales. Esta limitación hace que este efecto de rotura frágil no se de por cuestiones de pretensado en elementos solicitados a cargas transversales.

Las ecuaciones del Eurocódigo 2 [44] y la Instrucción española EHE-08 [43] tienen el mismo término adicional para tener en cuenta la influencia de una solicitación axial en la resistencia a cortante debido al pretensado. La influencia del pretensado se tuvo en cuenta en estas normativas según lo propuesto por Hedman y Losberg en 1978 [45]. Planteaban que un elemento pretensado puede ser considerado del mismo modo que un elemento armado en relación al cálculo de la resistencia a cortante después de que el momento de descompresión sea alcanzado, por tanto la contribución del pretensado a la resistencia a cortante puede formularse como:

$$V_p = M_0 / a \quad (2.13)$$

Donde:

- $V_p$  es la contribución de la fuerza de pretensado a la resistencia a cortante.
- $M_0$  es el momento de descompresión.
- $a$  es la distancia de la carga al punto de apoyo.

Y por tanto, la resistencia a cortante de un elemento pretensado, sin armadura transversal, valdría:

$$V_{Rd,c} = V_c + V_p \quad (2.14)$$

Donde  $V_c$  es la resistencia a cortante de un elemento similar no pretensado.

De las ecuaciones 2.13 y 2.14, para una sección rectangular de dimensiones base por altura  $b \times h$ , un pretensado  $P$ , a una excentricidad  $e_p$ , con un canto útil  $d$ , y de la fórmula de Navier se puede deducir el momento de descompresión  $M_0$  y la contribución  $V_p$ :

$$M_0 = P \left( \frac{h}{6} + e \right) \quad (2.15)$$

y sustituyendo la ecuación 2.15 en la ecuación 2.13

$$V_p = \frac{P \left( \frac{1}{6} + \frac{e}{h} \right)}{\frac{a}{h}} \quad (2.16)$$

Asumiendo que en la mayoría de ensayos  $d \approx 0,85h$ ,  $e_p/h \approx 0,35h$ , y el cociente  $a/d$  suele variar entre 2.5 y 4;  $V_p$  variará entre:

$$0,15\sigma_{cp}bd \leq V_p \leq 0,25\sigma_{cp}bd \quad (2.17)$$

Siendo el primer término de la inecuación 2.17 un límite inferior suficientemente seguro para elementos sometidos a sollicitaciones axiales de compresión. Nótese que en la citada inecuación se ha sustituido la fuerza de pretensado  $P$  por  $\sigma_{cp}bd$ , sustitución que queda por el lado de la seguridad.

### 2.2.5. Esbeltez de la pieza, relación $a/d$

Durante mucho tiempo se ha reconocido que cuanto menos esbelta es una viga de hormigón armado (implícitamente para  $a/d \leq 2,5$ ), la tensión media a cortante en rotura se hace progresivamente mayor [5]. La razón de esto es que, puesto que las vigas tienen menor esbeltez, es más fácil transmitir el cortante directamente al soporte a través de una biela comprimida, tal y como se ha mostrado en la sección 2.1.4, que presentaba el efecto arco.

Para vigas esbeltas (con relación  $a/d \geq 2,5$ ) este parámetro también es influyente. De hecho, la formulación del Código Modelo de 1990 [46], basada en análisis de empíricos, ya proponía tener en cuenta este término en cuenta para evaluar la resistencia a cortante de un elemento sin armadura transversal. En la figura 2.20 se presenta la influencia del cociente  $a/d$  predicho por el análisis mediante Redes Neuronales Artificiales realizado por Cladera en el 2002 [33], y se compara con los resultados del Código Modelo 90, en donde

se observa una concordancia adecuada. Sin embargo, la Instrucción EHE-98, omitió este término, entre otros motivos, por generar dificultades para el dimensionado de elementos con cargas distribuidas.

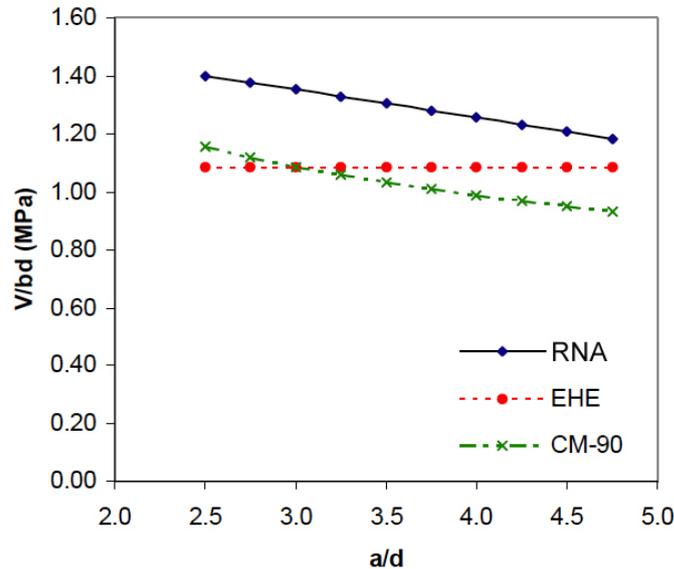


Figura 2.20: Influencia del cociente  $a/d$  en la resistencia a cortante. Análisis mediante RNA comparado con la Instrucción EHE-98 y el Código Modelo de 1990 [33].

## 2.3. Modelos para evaluar la resistencia a cortante en vigas sin armadura transversal

### 2.3.1. Modelos de dientes

En 1964 Kani desarrolló un modelo racional para explicar el comportamiento a flexión y cortante en vigas de hormigón armado [47]. El modelo de Kani simplificaba la viga como una estructura en forma de peine una vez aparecidas las fisuras a flexión, tal y como se muestra en la figura 2.21.

La fisura diagonal se planteaba como el resultado de la flexión de los “dientes” de hormigón que se muestran en la figura 2.21. Estos “dientes” se suponían empotrados en su parte superior y sometidos a flexión por el incremento de tracción  $\Delta T$  producido por la adherencia del hormigón con las armaduras traccionadas a flexión. La rotura a cortante se planteaba cuando la flexión hacía que se superase la resistencia a tracción del hormigón en la “raíz del diente” por flexión.

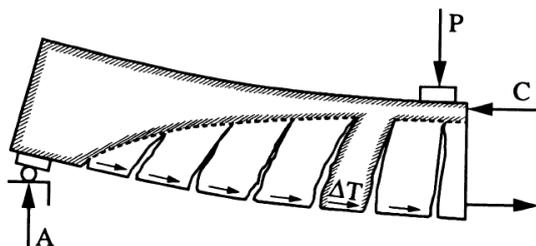


Figura 2.21: Modelo de dientes de Kani [47].

Fenwick y Paulay [14] y Taylor [24] evaluaron el modelo de Kani. Taylor concluyó que los “dientes” tienen restringida la flexión libre debido a la fricción en la superficie de las fisuras y el efecto pasador de la armadura longitudinal. Varios modelos de dientes han sido publicados con el paso de los años hasta el de 1991 de Reineck [12].

Las principales características del modelo de “dientes” es que se deben realizar hipótesis para la distancia e inclinación de las fisuras discretizadas [5]. Hamadi y Regan [48] asumen que las fisuras son verticales y que su separación es igual a la mitad del canto útil ( $s = d/2$ ), mientras que Reineck [12] asume las fisuras tienden a 60 grados con una separación de 70% de la altura fisura determinada a partir de un análisis de la flexión, es decir,  $s = 0,7(d - c)$ , donde  $c$  es la profundidad de la compresión a flexión. Para una separación de las fisuras dada, se pueden calcular el desplazamiento a cortante y ancho de las fisuras.

Reineck desarrolló aún más el modelo del “dientes”, teniendo en cuenta todos los mecanismos de transferencia de cortante y llevó a cabo un cálculo no lineal completo incluyendo compatibilidad. La distribución del cortante entre los diferentes mecanismos resistentes a cortante fue similar a los encontrados anteriormente por Taylor [24]; según Reineck el cortante-fricción era el mecanismo resistente dominante, y el efecto pasador era muy importante en los elementos reforzados con mucha armadura longitudinal.

### 2.3.2. Modelos mecánicos basados en la resistencia a cortante en el bloque de compresiones

Se han publicado muchos modelos mecánicos basados en la resistencia a cortante en el bloque de comprimido a flexión, entre otros: Swamy y Qureshi en 1974 [49], Kotsovos et al. en 1987 [50], Zararis et al. en 2001 [41], Tureyen et al. en 2006 [51], Hong-Gun Park et al. en 2012 [52].

Los modelos propuestos, tanto empíricos como racionales, se basan en que el mecanismo resistente a cortante fundamental es el de las tensiones tangenciales que soporta el bloque comprimido. Estos modelos adquieren especial interés en las vigas con sección en T,

porque además de tener una zona comprimida a flexión más amplia que el de una sección rectangular, la altura de la fisuración a flexión es más alta, y puesto que el centro de giro de una fisura es la punta de la misma, los anchos de fisura son mayores en las vigas en T y el mecanismo resistente cortante-fricción se ve debilitado. Para demostrar este planteamiento, Kotsovos et al. [50] publicaron unos ensayos en los que se mostraba que el ancho de fisura era muy elevado para que se pudiesen desarrollar los mecanismos resistentes a través de la fisura: cortante-fricción y tracciones residuales.

Por otra parte, la resistencia por efecto pasador, en vigas sin armadura a cortante, depende principalmente de la resistencia a tracción del hormigón, del ancho de la viga a la altura del armado, y del diámetro de la armadura longitudinal, tal y como se comentó en la sección 2.1.3. Puesto que las vigas con sección en T tienen un ancho reducido a la altura del armado longitudinal traccionado, este mecanismo resistente es despreciado en estos modelos. Nótese que estas suposiciones adquieren especial sentido en forjados de vigueta pretensada y bovedilla, en donde además tener sección en T, el diámetro del armado longitudinal suele ser de 4 o 5 mm.

Dada la especial importancia de este tipo de modelos para el estudio de las vigas con sección en T, y por extensión los forjados de vigueta y bobedilla pretensada, los modelos más importantes se comentarán en las secciones 2.4 y 2.5.

### 2.3.3. Modelos de bielas y tirantes

Los modelos de bielas y tirantes se utilizan habitualmente para dimensionar vigas cortas, es decir vigas con una relación  $a/d < 2,5$ , con un esquema como el mostrado en la figura 2.22 [53].

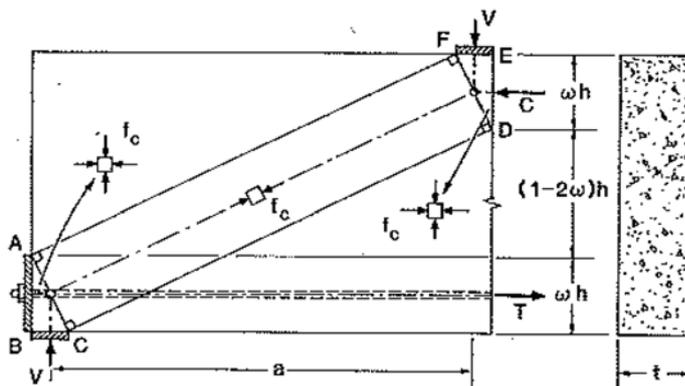


Figura 2.22: Campo de tensiones, modelo de bielas y tirantes en viga corta [53].

Aunque es posible extender el enfoque de modelo de bielas y tirantes a elementos más esbeltos  $a/d \geq 2,5$ , se necesita una aproximación diferente para captar la rotura a cortante

de estos elementos esbeltos y sin armadura transversal, en este planteamiento las tensiones de tracción del hormigón son imprescindibles para conseguir plantear el equilibrio [5]. Schlaich et al. [54] sugirieron un enfoque de bielas y tirantes refinado que incluye tirantes de hormigón traccionado. Al-Nahlawi y Wight [55] propusieron un modelo de celosía con bielas de compresión de hormigón inclinadas ya sea  $45^\circ$  o  $35^\circ$  y tirantes a tracción de hormigón perpendiculares a las bielas, ver figura 2.23. Para limitar la resistencia a tracción del hormigón se utilizó un valor empírico.

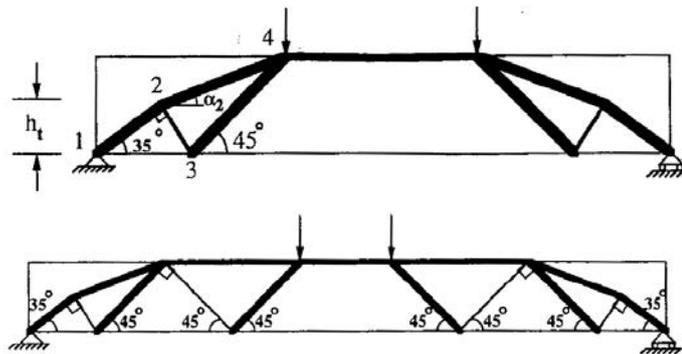


Figura 2.23: Modelo refinado de bielas y tirantes propuesto por Al-Nahlawi and Wight en 1992 [55], arriba para vigas con  $a/d \leq 2$  y abajo el esquema para vigas con  $a/d > 2$ .

Muttoni y Schwartz, en 1990 [56], propusieron un modelo de celosía para elementos sin armadura a cortante, en el que en lugar de que la biela de compresión vaya directamente desde el punto de carga hasta el apoyo, la biela de compresión se dobla evitando la fisura a cortante, tal y como se muestra en la figura 2.24.

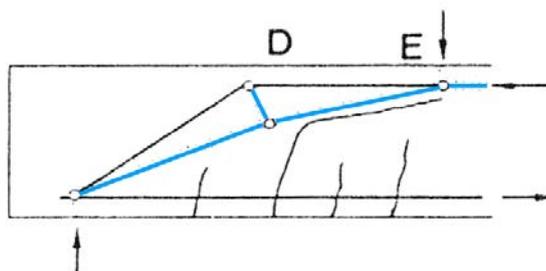


Figura 2.24: Modelo refinado de bielas y tirantes propuesto por Muttoni y Schwartz [56].

En cualquier caso, la aplicación de modelos de bielas y tirantes no está extendido para vigas de hormigón armado con sección en T y sin armadura transversal. No obstante estos modelos han sido frecuentemente utilizados para evaluar las tensiones rasantes ala-alma que se producen en las parte superior de una viga en T, un ejemplo de ello es el presentado

por Muttoni et al. en 1996 [57]. En la figura 2.25 se muestran los campos de tensiones, incluyendo las tracciones del refuerzo transversal, bajo la hipótesis de que las tensiones de compresión en las alas del centro del vano de la viga son constantes.

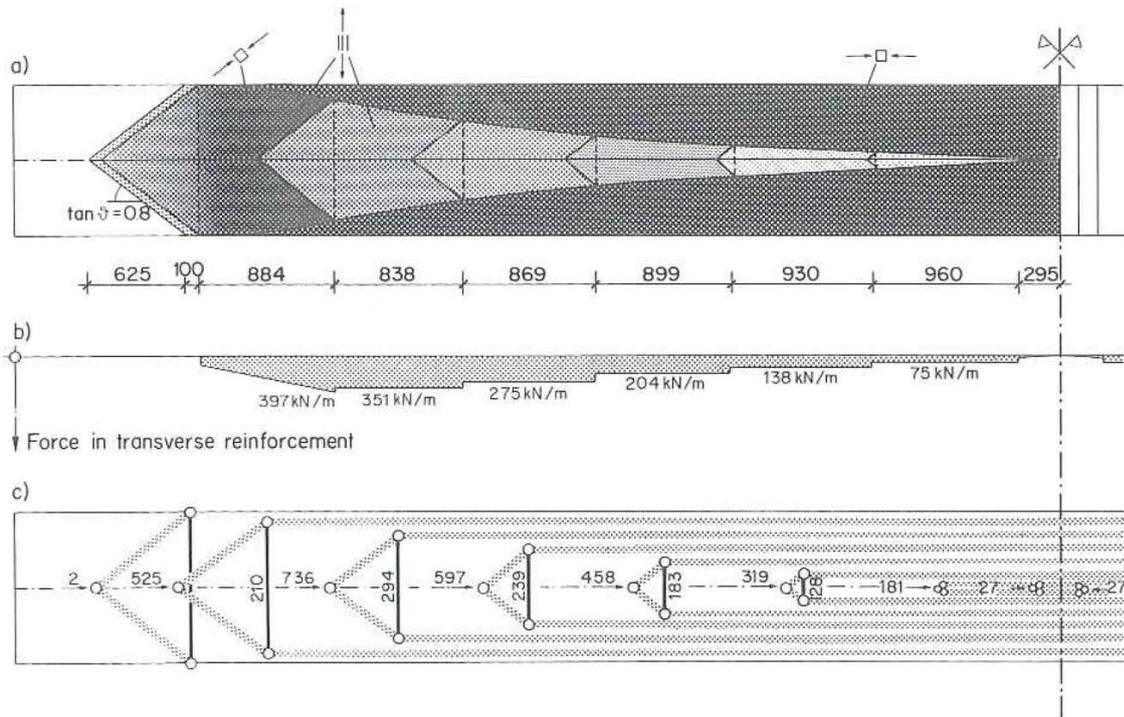


Figura 2.25: Ejemplo de modelo refinado de campos de tensiones, tracciones en armado transversal y resultantes propuesto por Muttoni et al. [57].

### 2.3.4. Teoría modificada del campo de compresiones

La teoría modificada del campo de compresiones (MCFT, de sus siglas en inglés) es un modelo analítico capaz de predecir la respuesta carga-deformación de los elementos de hormigón armado sometidos a cortante y esfuerzos normales.

Wagner [58] estudió, en 1929, la resistencia a cortante de vigas metálicas de alma fina y con rigidizadores, después del alabeo del alma. Asumió que después del alabeo el metal no resiste compresión y el cortante lo soportará un campo de tracciones en diagonal, esto permitió a Wagner determinar el ángulo de inclinación de las tracciones, y consideró que el ángulo de las tracciones principales es el mismo que el de las deformaciones de tracción principales. Este modelo es conocido como la “Tension Field Theory”.

En 1978, Collins [59] aplicó esta aproximación al hormigón armado, asumiendo que el hormigón armado no soporta tracciones después de la fisuración y que el cortante está soportado por un campo de compresiones en diagonal, esta aproximación fue llamada la “Com-

pression Field Theory” (CFT). A partir de ésta, la “Modified Compression Field Theory” (MCFT) fue presentada en 1982 por Vecchio y Collins [60], y desarrollada para elementos lineales a cortante entre 1986 y 1988 [17] [61] [62]. En este modelo, el hormigón fisurado se trata como un nuevo material con sus propias relaciones tensión-deformación, de modo que la MCFT tiene en cuenta la influencia de las tensiones de tracción en el hormigón fisurado. El comportamiento tensión-deformación del hormigón fisurado fue deducido por primera vez a partir de los ensayos de Vecchio (ver figura 2.26), y se ha ido confirmando con unos 250 ensayos realizados en la Univesidad de Toronto [63].

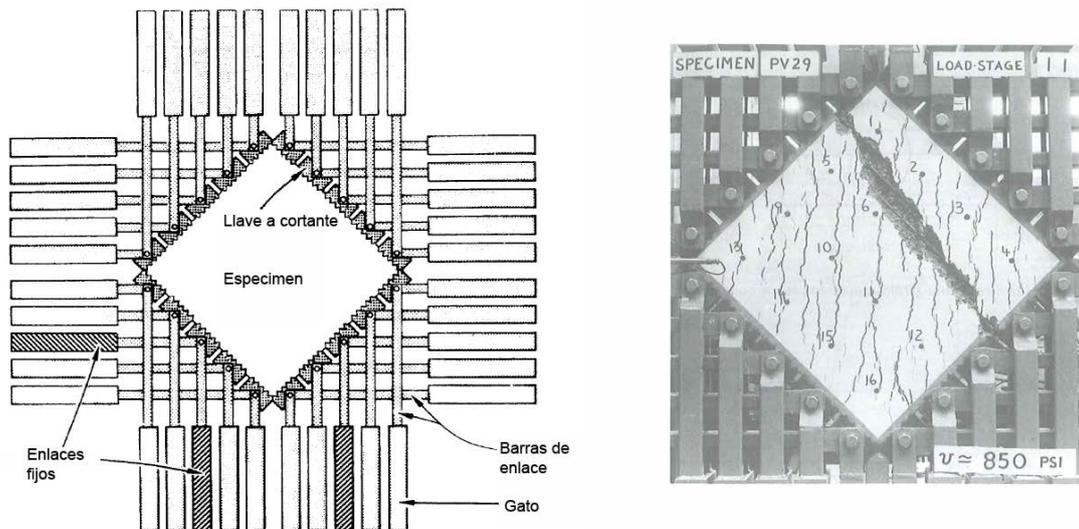


Figura 2.26: Ensayos de paneles (a) Montaje de gatos y barras de conexión para aplicar un cortante a paneles de hormigón armado, adaptado de [17]; (b) Panel ensayado después de la rotura, de [28].

El comportamiento del hormigón fisurado puede diferir de la curva tradicional tensión-deformación de una probeta cilíndrica. Las deformaciones utilizadas para estas relaciones tensión-deformación son deformaciones medias, éstas agrupan los efectos combinados de las deformaciones locales en las fisuras, deformaciones entre fisuras, fenómenos de adherencia o deslizamiento y deslizamiento de fisuras. Las tensiones calculadas son también tensiones medias en las que se incluye de forma implícita las tensiones entre fisuras, tensiones en las fisuras, tensiones rasantes entra caras de fisuras y el efecto dovela. Para que el uso de estas tesniones y deformaciones sea una suposición razonable, las distancias usadas para determinar el comportamiento medio deben incluir varias fisuras [28].

La penalización por utilizar relaciones entre tesiones y deformaciones medias, es que se debe realizar un chequeo específico para asegurar que las tensiones medias son compatibles con la condición de hormigón fisurado. Esta comprobación en la fisura es una parte crítica en la MCFT y en las teorías que derivan de ésta. La comprobación en la fisura im-

plica limitar la tracción principal media en el hormigón a un valor máximo determinado al considerar la tensión del acero en la fisura, y la capacidad de la superficie de fisura para soportar tensiones tangenciales.

Puesto que el total del comportamiento tensional está basado únicamente en relaciones de tensiones y deformaciones medias, asegurado mediante la comprobación en la fisura, el método no requiere un cálculo explícito del efecto dovola, tensiones tangenciales en la fisura, tensiones del acero en la fisura, deslizamientos en la fisura y tensiones de adherencia. La simplicidad que ofrece el simplificar estos fenómenos más complejos en el hormigón fisurado, es un punto fuerte del método.

La figura 2.27 resume la MCFT, para el caso en dos dimensiones. El panel de la izquierda, muestra las ecuaciones de tensiones extraídas del círculo de Mohr, nótese que implícitamente se asume que en la MCFT el ángulo de las tensiones principales en el hormigón coinciden con el ángulo de las deformaciones principales ( $\theta$ ). El panel de la derecha muestra las relaciones tensión deformación para el acero, el hormigón en compresión, y el hormigón en tracción. La parte de abajo de cada panel muestra los componentes de la comprobación en la fisura, para asegurar que las tensiones medias pueden ser transmitidas a través de la fisura.

### **Comportamiento medio del acero y del hormigón, $f_{sx}, f_{sy}, f_1$ y $f_2$**

La MCFT asume que el comportamiento medio del acero se puede aproximar al de una *una barra desnuda*. Si bien ésta es una excelente suposición antes de la plastificación del acero, no es tan obvio que sea apropiado después de la plastificación del mismo en la fisura.

El hormigón es capaz de soportar toda su resistencia a tracción antes de fisurar. Después de fisurar, las tensiones de tracción en el hormigón no fisurado entre fisuras continúan rigidizando el hormigón, y en algunos casos aumentará la resistencia. Para modelizar la gran dispersión de comportamiento después de la fisuración y antes de la plastificación, se presenta una simple ecuación para  $f_1$  en la figura 2.27. La disminución de las tensiones medias después de la fisura representa el degradado de adherencia, la formación de nuevas fisuras, y otros daños. En el trabajo original de Vecchio [60], el término mostrado en la figura 2.27 como  $\sqrt{500\epsilon_1}$  era  $\sqrt{200\epsilon_1}$ . El cambio de 200 a 500 fue sugerido por Collins y Mitchell en 1987 [61] como resultado de una campaña experimental de elementos mayores a los 30 ensayados por Vecchio de los que dedujo la expresión de  $f_1$ .

En el modelo se asume que el hormigón no fisurado a compresión tiene un comportamiento tensión-deformación como el de un ensayo de una probeta cilíndrica. Para modelar el comportamiento tensión-deformación del hormigón fisurado diagonalmente, Vecchio y Collins [60] ensayaron elementos de hormigón a cortante puro, los autores basándose en

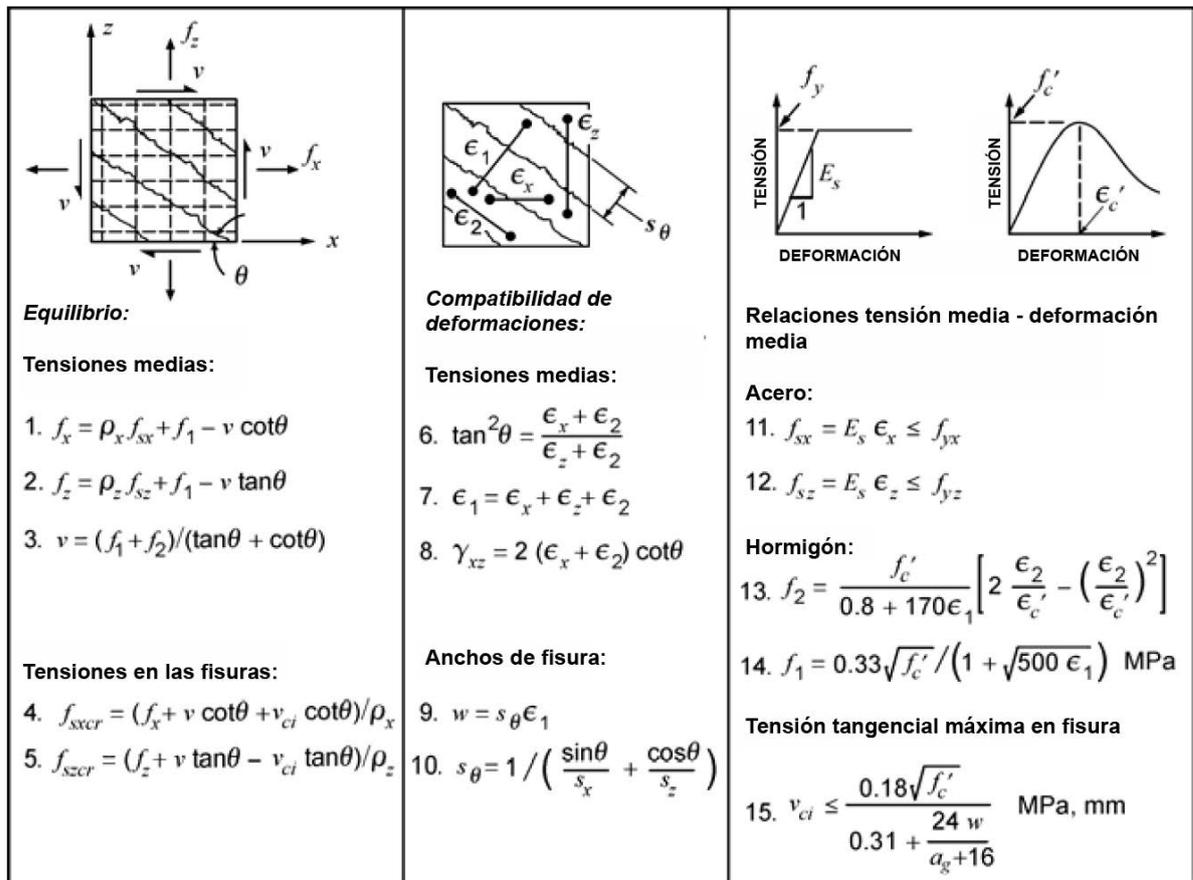


Figura 2.27: Ecuaciones de la MCFT, adaptado de [64].

esos ensayos observaron que la tensión principal en el hormigón  $f_2$  no sólo variaba en función de la deformación de compresión principal  $\epsilon_2$ , sino también en función de la deformación de tracción principal concomitante  $\epsilon_1$ , por lo que los autores sugirieron la fórmula 13 de la figura 2.27. Nótese que cuando se incrementa  $\epsilon_1$  decrece  $f_2$ , ver figura 2.28.

### Ancho de fisura, $w$

Al someterse el alma de una viga a cortante, se forman nuevas fisuras, y en algunas de las anteriores fisuras a cortante se reduce su ancho o dejan de crecer. Este complejo comportamiento dominado por la relación carga-tiempo, se simplifica como un conjunto de fisuras paralelas con una pendiente igual al ángulo de las tensiones de compresión medias. El espacio entre fisuras ( $s_\theta$ ) se calcula según la ecuación 10 de la figura 2.27, que convierte la distancia calculada entre fisuras en dos direcciones ortogonales, para estimar una distancia entre fisuras diagonales. El ancho de fisura es el producto entre la deformación principal de tracción y la distancia entre fisuras, lo que supone obviar las deformaciones elásticas en el hormigón no fisurado entre fisuras.

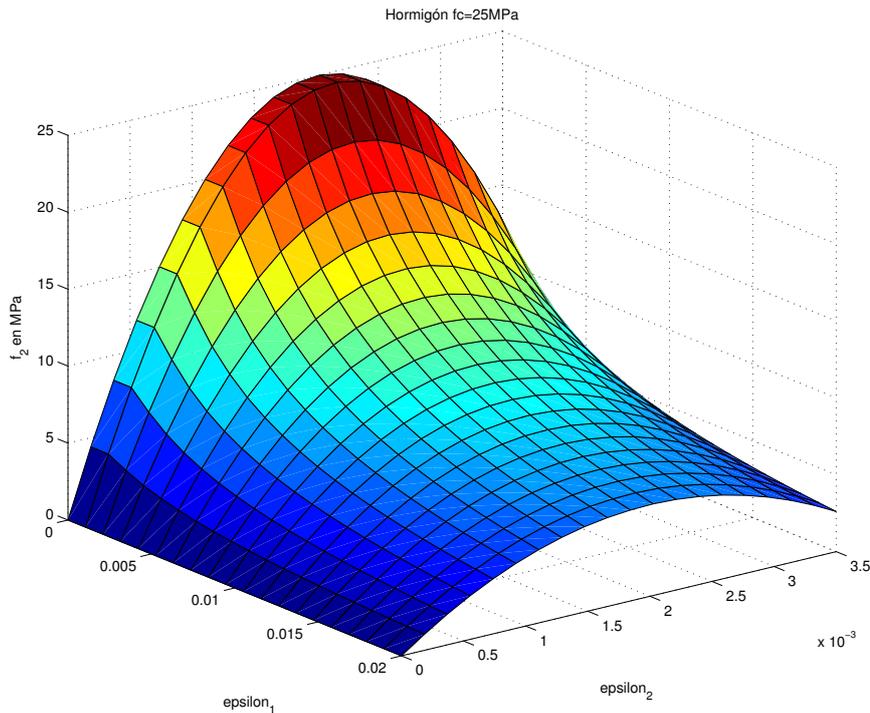


Figura 2.28: Representación en tres dimensiones del comportamiento tensión-deformación a compresión del hormigón [17].

### Tensión tangencial transmitida a través de la fisura, $v_{ci}$

Se asume que se pueden transmitir hasta un límite de tensiones tangenciales en la fisura, antes de que ésta empiece a *deslizar*. La ecuación de 15 de la figura 2.27 está derivada de los experimentos de Walraven [13] (ver ecuación 2.10). Este límite aumenta, cuanto mayor es la resistencia del hormigón, o cuanto mayor es el tamaño del árido. Incrementando los anchos de fisura, disminuye la tensión tangencial máxima transmitida a través de la fisura. En el caso de la tensión tangencial transmitida a través de la fisura, la tensión no es media sino local.

### Acero a través de la fisura $f_{sxcr}$ , $f_{sycr}$

En el modelo se comprueba que la tensión en las barras de acero transversales y longitudinales a través de la fisura, sean menores que el límite elástico del material.

### Sobre la aplicabilidad de la MCFT a los forjados de vigueta pretensada y bovedilla

Tanto la implementación inicial de la MCFT presentada en 1988 por Vecchio y Collins [62], mediante el “dual section analysis”, como la posterior presentada por Bentz en 2000 [63], mediante el “longitudinal stiffness method”, están basadas en el equilibrio de fibras hori-

zontales de hormigón, ya sea por diferencias finitas inicialmente (ver figura 2.29) como por análisis diferencial. El hecho de que la implementación se realice para una discretización de fibras horizontales hace que tan sólo se pueda plantear un tipo de hormigón en una misma fibra horizontal, y que para disponer dos hormigones en una misma fibra horizontal se deberían adoptar nuevas hipótesis. Este aspecto imposibilita la aplicación de la MCFT en el estudio de forjados de vigueta pretensada y bovedilla si no es mediante simplificaciones o adopción de nuevas hipótesis de comportamiento de dos hormigones en la misma fibra horizontal.

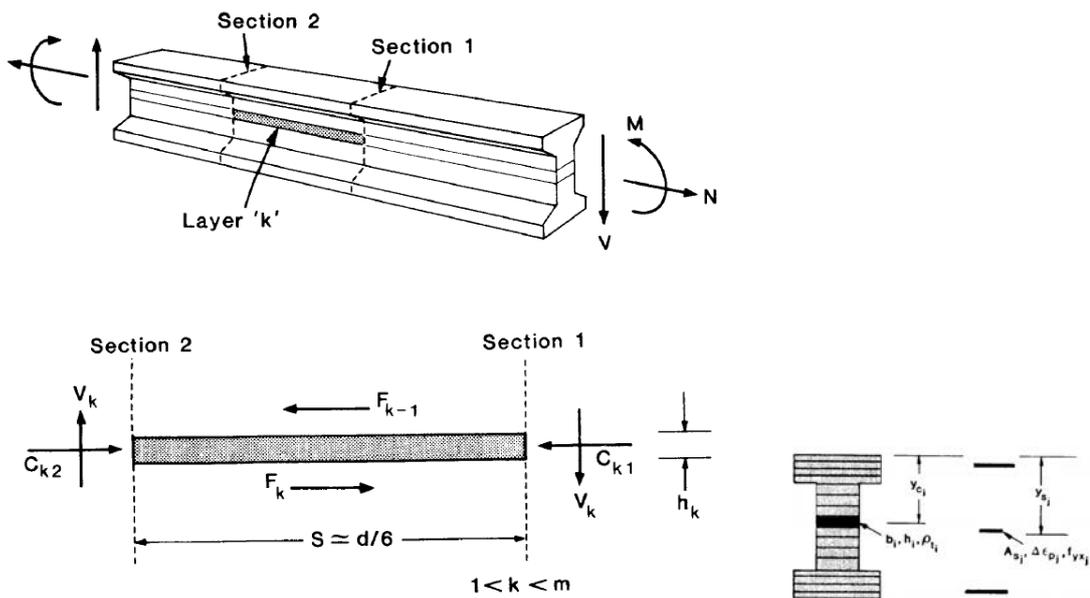


Figura 2.29: Diagrama de las fuerzas actuantes en la fibra horizontal k, y sección discretizada en fibras horizontales propuesta por Vecchio y Collins [62].

### 2.3.5. Total interaction non-linear section analysis (TINSA)

La teoría desarrollada por Bairán en 2005 [65] y posteriormente por Bairán y Marí [66] [67] [68] [69] permite un análisis en las dos direcciones de una sección arbitraria. El modelo resuelve el problema de la interacción total de las seis fuerzas sobre la sección aplicando las ecuaciones de mecánica de los medios continuos, sin presuponer ninguna distribución de tensiones o deformaciones. Esto desemboca en que las distribuciones de tensiones o de deformaciones de corte dependen en todo momento del estado interno de la sección. Este modelo es el que tiene implementado el software TINSA (Total Interaction Nonlinear Sectional Analysis). Aquí se presentan las principales características del modelo, resumidas en [70].

La sección se modeliza en 2D y está sometida a los 6 esfuerzos internos y sus correspondientes deformaciones: axil, cortante según los ejes  $y$  y  $z$ , flexión según los ejes  $y$  y  $z$ , y torsión, ver figura 2.30. La sección se discretiza en elementos planos que representan el hormigón, elementos lineales para los estribos y elementos puntuales para los aceros longitudinales.

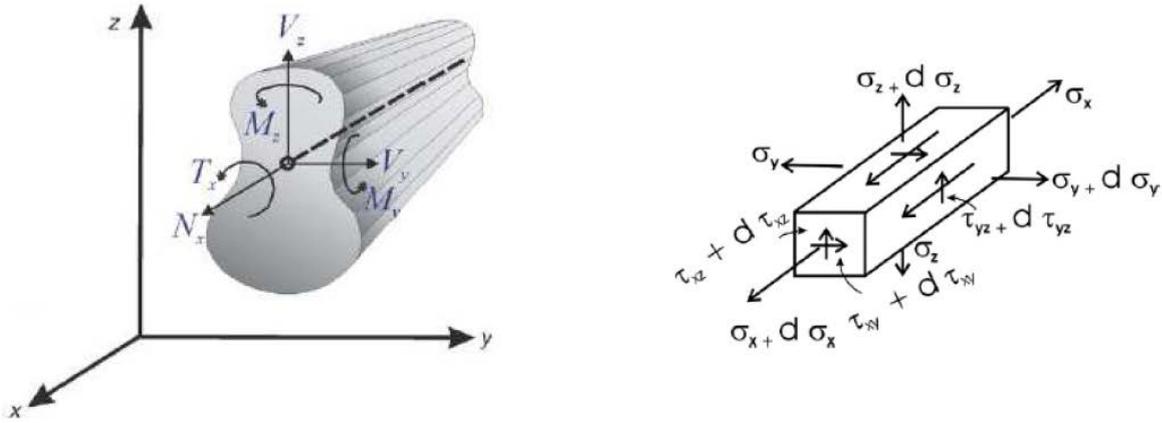


Figura 2.30: Esfuerzos y tensiones que afectan a la sección y a cada elemento [68].

El campo de desplazamientos  $u$  está definido, tal y como se muestra en la figura 2.31, como la suma de los desplazamientos obtenidos por el giro de la sección plana de Bernoulli ( $u^{ps}$ ) más la distorsión en tres dimensiones de la sección ( $u^w$ ), este último sumando supone una mejora en el cálculo de los desplazamientos y deformaciones del sólido.

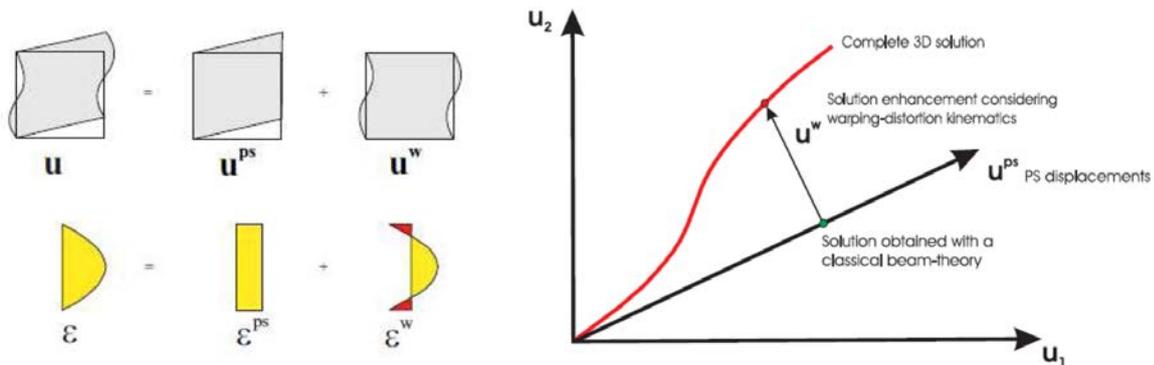


Figura 2.31: Campo de desplazamientos en una sección sometida a cortante y flexión [69].

El modelo es independiente de la ecuación constitutiva del hormigón, cualquier tipo de modelo en tres dimensiones puede ser empleado. Las componentes del campo de tensiones  $\sigma$  se obtienen a través de las ecuaciones constitutivas no lineales en tres dimensiones. El modelo es capaz de reproducir en una sección arbitraria la interacción de esfuerzos en una sección transversal, ya sean estos normales o tangenciales. Puesto que el modelo sólo

tiene en cuenta tensiones y deformaciones de una sección, puede ser implementado independientemente en cualquier programa de análisis estructural de barras con cualquier formulación para los elementos viga, si bien con un coste computacional elevado.

### **2.4. Ensayos experimentales sobre la resistencia a cortante de vigas con sección en T**

Desde los inicios del estudio de la resistencia última a cortante en vigas de hormigón armado, se han estudiado muchas variables significativas. Una de ellas ha sido la forma de la sección y, en repetidas ocasiones, se han encontrado y estudiado diferencias entre el comportamiento de secciones rectangulares y de secciones en forma de T. A pesar de estas diferencias encontradas, la tendencia en el diseño a cortante en secciones en T es, por simplicidad, de no contemplarlas. Las normativas Eurocodigo 2 [44], BS 8110 [71] y CSA A.23.3-04 [72] asumen que todo el cortante resistido por una viga con sección en T lo soporta el alma de la sección [73]. Lo mismo sucede con los Códigos Modelo de 1990 y 2010 [46] [74], y las Instrucciones EHE-08 [43] y EFHE [75].

En el presente apartado se presta especial atención a las vigas con sección en T sin armado transversal, si bien se han incluido referencias a estudios experimentales con armado transversal cuando se ha considerado conveniente.

En 1953, Ferguson y Thompson ensayaron a cortante 24 vigas con sección en T [76]. Estudiaron la influencia de la resistencia a compresión del hormigón y la influencia del aumento del ancho del alma en su entrega con las alas, ver figura 2.32. Las cuantías longitudinales de las vigas ensayadas por Ferguson y Thompson  $\rho_l = \frac{A_s}{b_0 d}$  son elevadas, entre 2,73% y 4,78%. El límite elástico del acero es de 276 MPa. Ferguson y Thompson concluyeron que utilizar como área de hormigón efectiva a cortante  $A_v = b_0 d$  es conservador, y que se debería sumar a ese área efectiva las áreas del alma que están por debajo de la fibra neutra y no tienen el ancho mínimo, ver figura 2.33.

En los Stuttgart Shear Tests llevados a cabo en 1961 [77], Leonhardt y Walther evaluaron, entre otras muchas variables, la influencia del ancho del alma. En sus ensayos existía armadura a cortante. En la figura 2.34 se puede observar que la relación entre el ancho del alma  $b_0$  y la resistencia última no es constante. Todas las vigas de la serie ET (ver figura 2.34) tienen el mismo armado a cortante, lo mismo sucede con las vigas de la serie GT: GT1, GT2, GT 3/2 y GT 4/2. Leonhardt y Walther observaron que hasta que la compresión oblicua en el alma no resulta un factor decisivo, el ancho del alma tiene un efecto reducido, incluso si se reduce el alma a 1/2 o 1/3 de la sección rectangular completa, como sucede en su campaña de ensayos.

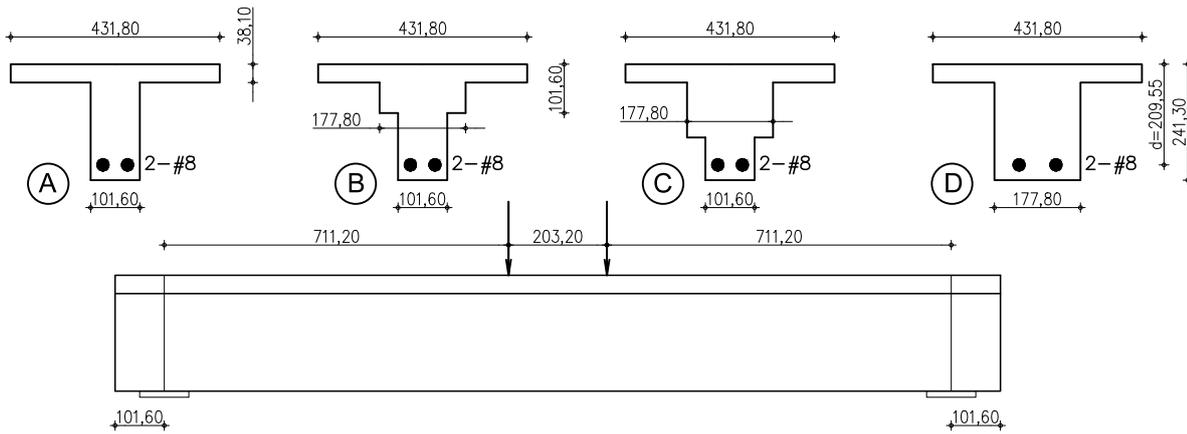


Figura 2.32: Vigas ensayadas por Ferguson y Thompson en 1953, cotas en milímetros. Adaptado de [76].

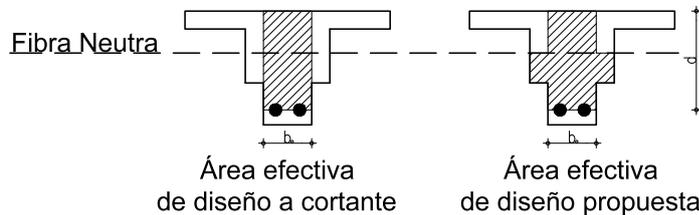


Figura 2.33: Áreas efectivas de diseño a cortante: convencional y propuesta por Ferguson y Thompson en 1953.

Este efecto de que las secciones en T resisten más de lo que soporta únicamente su alma, o visto de otro modo, que la contribución del hormigón  $V_c$  es mayor en las secciones en T que en las rectangulares, es difícil de separar de que los estribos en las secciones en T de estos ensayos están más solicitados que en las secciones rectangulares, como se muestra en la figura 2.35. Esta figura muestra por tanto que la contribución del estribado  $V_s$  también es mayor en las secciones en T que en las secciones rectangulares.

Entre 1962 y 1969, Gaspar Kani publicó varios artículos sobre la resistencia a cortante en vigas de hormigón ([47] [78] [79] entre otros). En 1979 se publicó una recopilación de sus trabajos en forma de libro [15], en él se presenta el modelo de dientes de Kani, así como los ensayos llevados a cabo para la validación de su modelo. En la figura 2.36 se presenta la sección tipo de 159 ensayos de Toronto. En otras 19 vigas con sección en T, la única diferencia en la sección con respecto a la presentada en la figura 2.36 es que el ancho de las alas es de 30" (762 mm) en vez de 18" (457,2 mm). En esta campaña se estudiaron las siguientes variables:

- Resistencia del hormigón,  $f_c$  de 17,2 MPa, 26,2 MPa y 34,5 MPa.

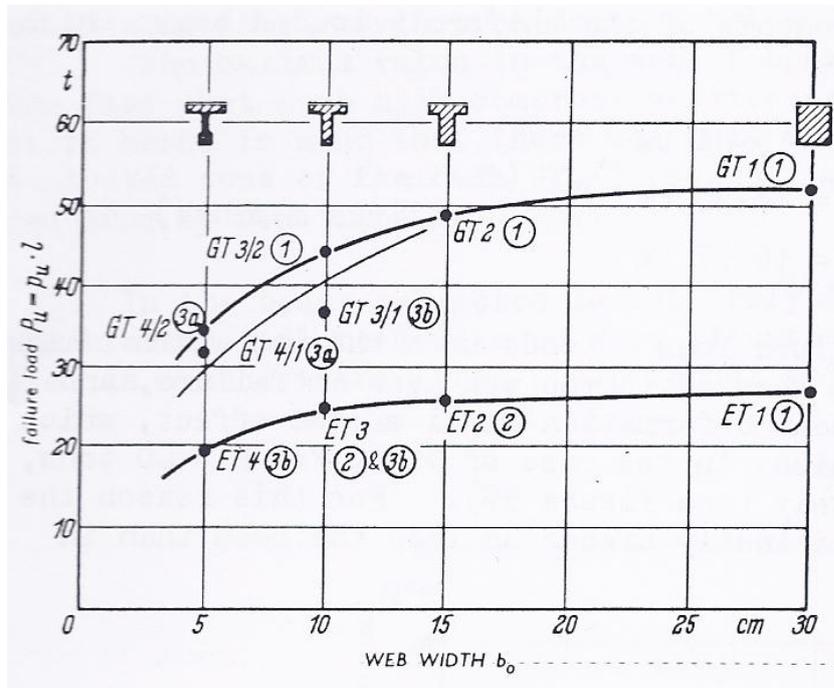


Figura 2.34: Relación entre las cargas de rotura y el ancho del alma. Las series ET son con carga puntual, y las series GT con carga repartida [77].

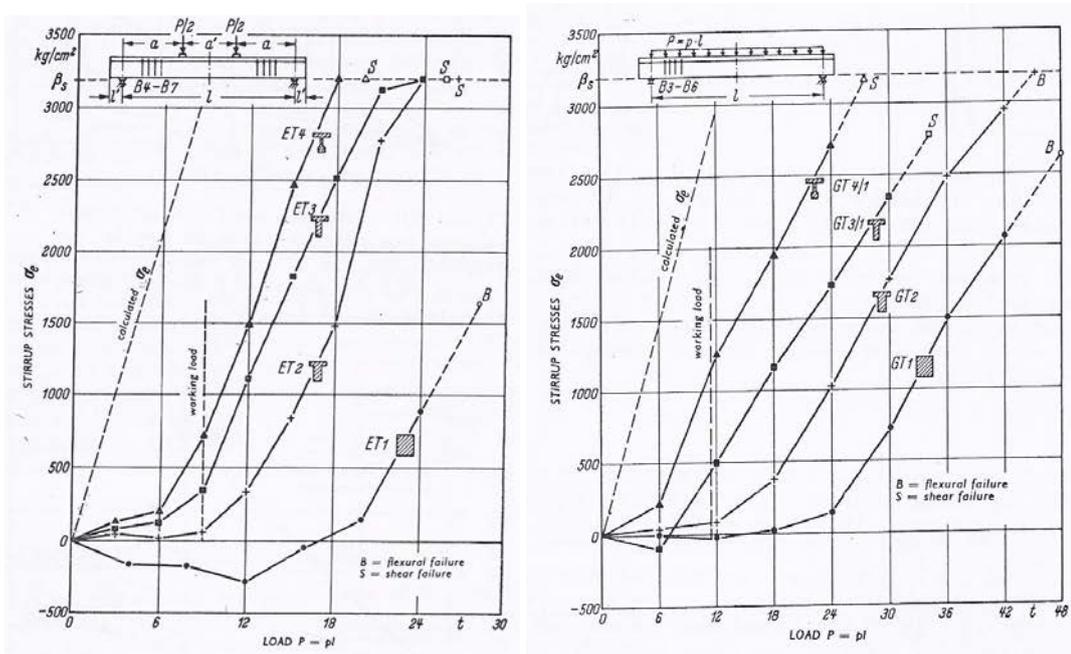


Figura 2.35: Tensión media en estribos variando el ancho del alma, para cargas puntuales (ET) y para cargas concentradas GT. Los 4 estribos para el cálculo de las medias están indicados en el croquis de la viga [77].

- Cuantía longitudinal,  $\rho = \frac{A_s}{b_w d}$  de 0,60%, 0,90%, 1,88% y 2,80%, donde en este caso  $b_w$  es el ancho del alma.
- La relación  $a/d$ , entre 2 y 11.
- El ancho de las alas, de 457,2 mm y 762 mm.

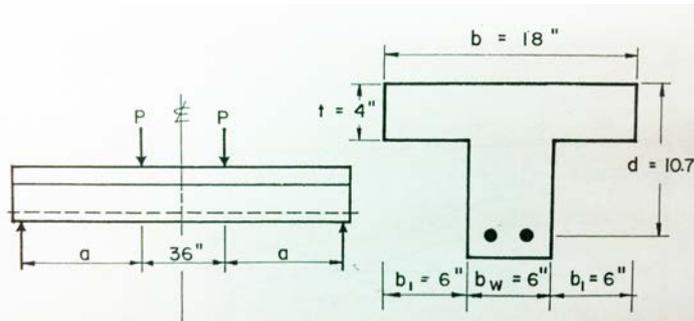


Figura 2.36: Configuración de carga y sección tipo de los ensayos de Kani en Toronto de 159 vigas con sección en T [15].

Entre otras muchas conclusiones aportadas por Kani, las referentes a las secciones en T son las siguientes:

- La influencia de la resistencia a cortante del hormigón  $f_c$  es poco significativa pero más que en las vigas con sección rectangular.
- La influencia de  $\rho = \frac{A_s}{b_w d}$  es considerable.
- El tamaño absoluto del “valle de fallo diagonal” (también llamado "valle de Kani" [80]), es considerablemente mayor para vigas con sección en T que para vigas rectangulares. Esto quiere decir que la “rotura prematura a cortante” (previa a la de flexión) sucede en un rango mayor de relaciones  $a/d$  para vigas con sección en T que para vigas rectangulares.
- Incrementar el ancho de las alas de una viga en T produce un mayor “valle de kani”. Esto implica un cambio del mecanismo resistente a valores mayores de  $a/d$  en secciones en T que en secciones rectangulares.

Esta última conclusión se observa en los resultados obtenidos, ya que el cambio en el mecanismo resistente, de resistencia por efecto arco a resistencia del modelo de dientes, es a un mayor valor de  $a/d$  para vigas con sección en T ( $3 \leq a/d \leq 4$ ) que para vigas con secciones rectangulares ( $a/d = 2,5$ ), ver figura 2.37. Este fenómeno concuerda con lo observado en los ensayos de Al-Alusi en 1957 [81].

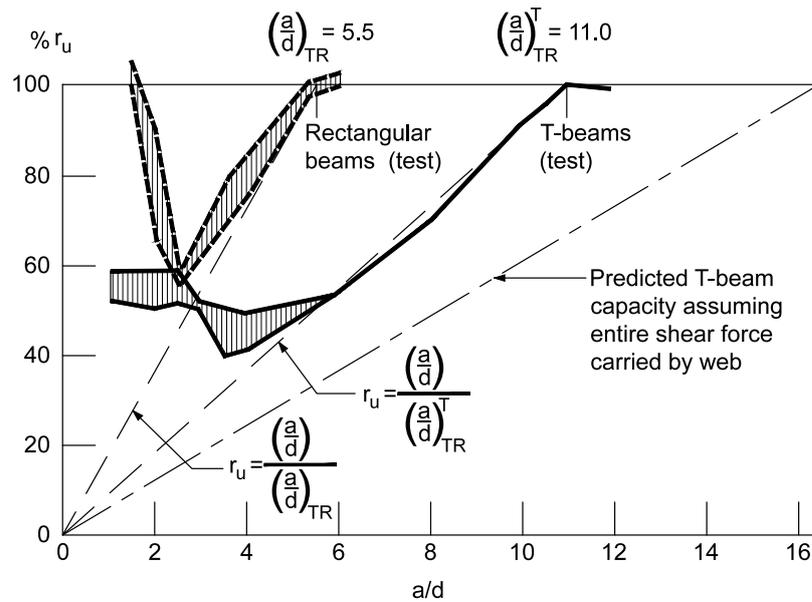


Figura 2.37: Comparación del “valle de Kani” de vigas con sección en T y con sección rectangular [15].

La explicación de Kani para este fenómeno es que parte del flujo de compresiones que propicia el efecto arco va a través de las alas en vigas en sección en T, y por tanto, la resultante de ese flujo de compresiones está más arriba que en vigas de sección rectangular, ver figura 2.38.

En 1970, en un congreso de la FIP en Praga, Leonhardt repasa los mecanismos resistentes a cortante de las vigas de sección en T con armadura a cortante [82]. De todos los mecanismos que cita, los más importantes son:

- La resistencia a cortante del cordón comprimido, o zona comprimida. La componente vertical de la resultante de las tensiones de compresión  $D$  soporta parte del cortante solicitado a la pieza, ver figura 2.39. Esta componente vertical crece en las inmediaciones del apoyo.
- La resistencia a cortante del alma y su celosía hormigón-acero planteada por Morsch [83].
- La resistencia a cortante soportada en la zona del cordón traccionado por el hormigón situado entre las fisuras a flexión, la cual se había investigado muy poco hasta la fecha.

El primero de los mecanismos importantes citados por Leonhardt, la componente vertical de la resultante  $D$ , no sólo es importante cerca del apoyo. Leonhardt, basándose en

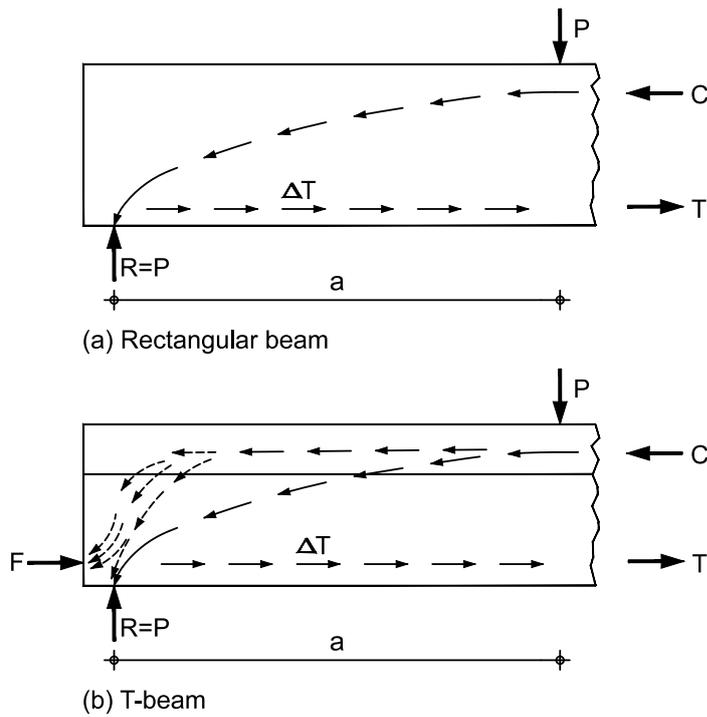


Figura 2.38: (a) Flujo de fuerzas en vigas rectangulares; (b) Flujo de fuerzas en vigas con sección en T [15].

estudios de Walther en 1962 y Regan en 1969 [82], presenta que la capacidad resistente a cortante de la zona comprimida es (ver figura 2.39):

$$Q_D = x_S b' \alpha (\psi \beta_p) \text{sen}(\varphi) \quad (2.18)$$

Donde:

- $x_S$  es el canto de la zona comprimida a flexión.
- $b'$  es el ancho efectivo a rotura por flexión-cortante. Leonhardt comenta que normalmente en normativas se utiliza el ancho del alma  $b_0$ , pero que el valor  $b' \approx 2b_0$  puede tomarse como mínimo.
- $\alpha$  es un parámetro para considerar la distribución de tensiones en la zona comprimida.
- $\psi$  es un factor que caracteriza la resistencia a cortante y compresión, y que depende del cortante y momento solicitados, así como del canto de la pieza.
- $\varphi$  es el ángulo entre la directriz de la viga y la resultante de la zona comprimida.

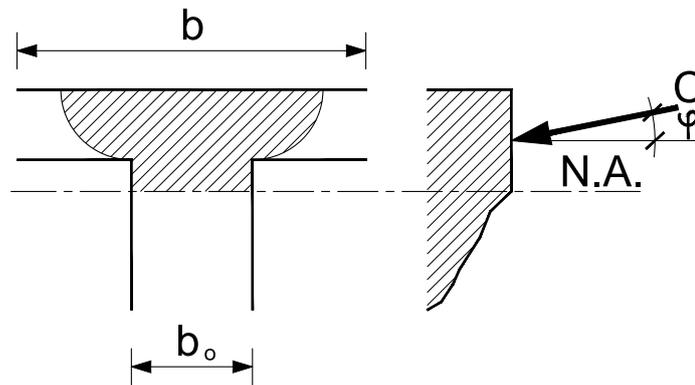


Figura 2.39: Capacidad de carga del cordón comprimido en una viga de sección en T [82].

Nótese que es en estos estudios de Walther, Regan y Leonhardt [82] donde aparece por primera vez la fibra neutra como límite inferior de un área efectiva a cortante del hormigón, aunque en este caso para vigas con armadura a cortante. Este planteamiento va en contra de lo concluido por Ferguson y Thompson en 1953 [76] de que se debería sumar al área efectiva a cortante las áreas del alma que están por debajo de la fibra neutra y tienen un ancho mayor al mínimo, ver figura 2.33.

A. Placas y P. Regan [84], en 1971, hicieron una campaña de ensayos de 24 vigas rectangulares, 7 vigas con sección en I y 32 vigas de sección en T. A pesar de que sólo 2 de las 32 vigas con sección en T eran sin armadura a cortante, los autores cuestionan la validez de la aplicación de una ecuación derivada del comportamiento en secciones rectangulares para vigas con sección en T, si bien admiten que su campaña de ensayos es insuficiente para realizar una mejor aproximación. En sus estudios aparecen una serie de conclusiones a tener en cuenta:

- En vigas de proporciones normales, si no hay armadura a cortante, el colapso se produce inmediatamente después de la aparición de fisuras a cortante y el fallo por tracción diagonal se caracteriza por su fragilidad (lo describen como repentino y violento).
- En secciones en T, el cortante es resistido por tensiones tangenciales en las alas, producidas gracias a la inclinación de las compresiones principales, concepto similar al expuesto por Leonhardt en 1970 [82]. El área efectiva que resiste cortante en las alas, se determina mediante ensayos como:

$$A_f = t(b_w + x) \quad (2.19)$$

donde siendo  $t$  el espesor del ala y  $x = 2t$ .

- El último estado de carga justo antes de la rotura en las secciones en T, se caracteriza por la aparición de fisuración por cortante en las alas.

El ASCE-ACI Task Committee 426 en 1973 [4], a partir del estudio de Placas y Regan de 1971, publicó la figura 2.40 en donde se sintetizan los resultados de una de las series de vigas ensayadas. La figura muestra que para vigas con alas de 30 cm (12 ") o más de ancho la resistencia a cortante aumenta del orden de un 20% con respecto a la viga de sección rectangular. Placas [84] y Leonhardt [4] [82] sugirieron que sólo la parte del ala inmediatamente adyacente al alma puede transmitir parte del cortante en la zona comprimida, esta hipótesis concuerda con las resistencias observadas en la figura 2.40. Como resultado, el bloque de compresiones está distribuido en todo el ancho de las alas mientras que el cortante se concentra en las inmediaciones del alma, y por tanto, es este área en la que el estado tensional será crítico. Placas et al. [85] observaron que la zona comprimida de una viga con sección en T falla más frecuentemente debido a cortante que debido a la compresión inducida por la flexión. Nótese en la figura 2.40, que todas las vigas en T tienen un espesor de capa de compresión de 3" (76,2 mm), menos una que tiene 6" (152,4 mm) y soporta más cortante que otra viga igual con el espesor de 3" (76,2 mm). De ahí se deduce que tanto el ancho como el espesor de las alas influyen en la resistencia a cortante de una sección en T.

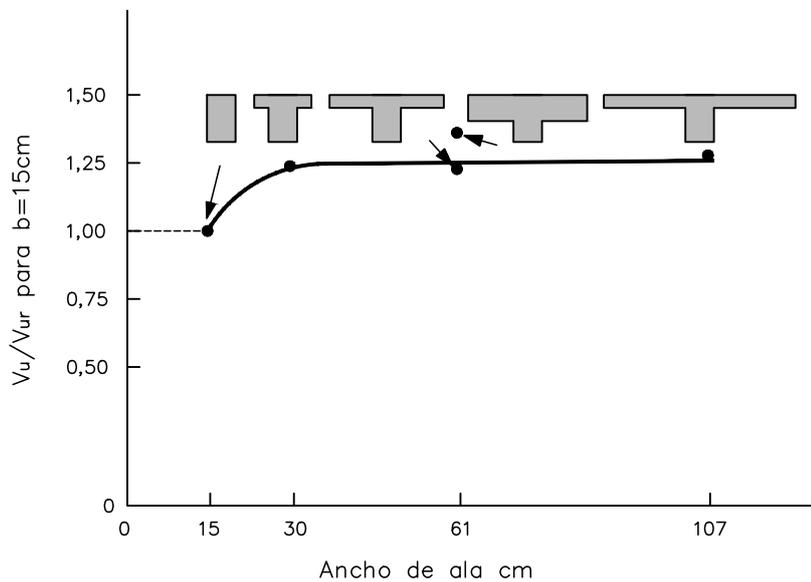


Figura 2.40: Cociente resistencia a cortante de una viga con sección rectangular con respecto de una viga con sección en T, en función del ancho del ala, figura adaptada de [4] en base a [84].

Zsutty, en un memorandum no publicado del Reinforced Concrete Research Council, cita-

do en [4], propuso la ecuación 2.20 para calcular el cortante soportado por el hormigón  $V_c$  en una sección en T.

$$V_c = v_c(b_w d + 2h_f^2) \quad (2.20)$$

En donde  $v_c$  es la tensión tangencial media resistida,  $b_w$  es el ancho del alma,  $d$  el canto útil y  $h_f$  el espesor de las alas.

Sin embargo, el ASCE-ACI Task Committee 426 de 1973 sugiere, que para fines de diseño parece razonable ignorar el efecto de incremento de resistencia debido a las alas de una sección en T, y continuar utilizando  $V_c = v_c b_w d$ .

Moayer y Regan, en 1974, analizaron los datos de 34 ensayos hasta rotura de vigas con secciones en T, de las cuales 9 no tenían armado a cortante, con cuantías longitudinales  $\rho$  desde el 1,2% al 2,5%. Fruto de este análisis dividen las vigas en 5 zonas, definidas a partir de la fisuración previa a la rotura de la pieza ensayada (figura 2.41), estas zonas ya fueron definidas de forma similar por Leonhardt en 1970 [82], Bachmann y Thürlimann en 1966 [82]. Moayer y Regan explican el comportamiento interno y mecanismos resistentes de cada una de estas zonas:

- Zona A: sometida principalmente a la compresión producida por la flexión, dicha compresión tiene forma de arco hacia los soportes. En esta zona, sombreada en la figura 2.41, se diferencian 2 tipos de comportamiento: uno es el de la zona cercana al soporte con una compresión arqueada, el incremento de momento flector entre dos secciones está equilibrado por el desplazamiento en vertical de la resultante de las compresiones; y otro, en la zona central de la viga, en la que el momento flector producido por los esfuerzos cortantes, se equilibra mediante el esfuerzo rasante en su fibra inferior. Dado que en ambos casos la distribución de tensiones tangenciales es parabólica, Moayer y Regan sugieren que la tensión tangencial máxima sea:

$$\tau = 1,5 \frac{V}{bc} \quad (2.21)$$

Donde  $V$  es el cortante que afecta al elemento analizado,  $b$  es el ancho del cordón comprimido y  $c$  es el canto del cordón comprimido. Moayer y Regan sugieren que el valor de  $b$  depende de la geometría del ala, y que generalmente es menor que el valor de ancho eficaz utilizado para flexión, mientras que  $c$  es la distancia desde la fibra más comprimida hasta el extremo superior de la fisuración, planteamiento similar al de Leonhardt. Aunque en esta zona proponen limitar la tensión tangencial, esta zona no rompe si la viga no cumple una serie de proporciones que hagan que su carga última se alcance principalmente por el efecto arco.

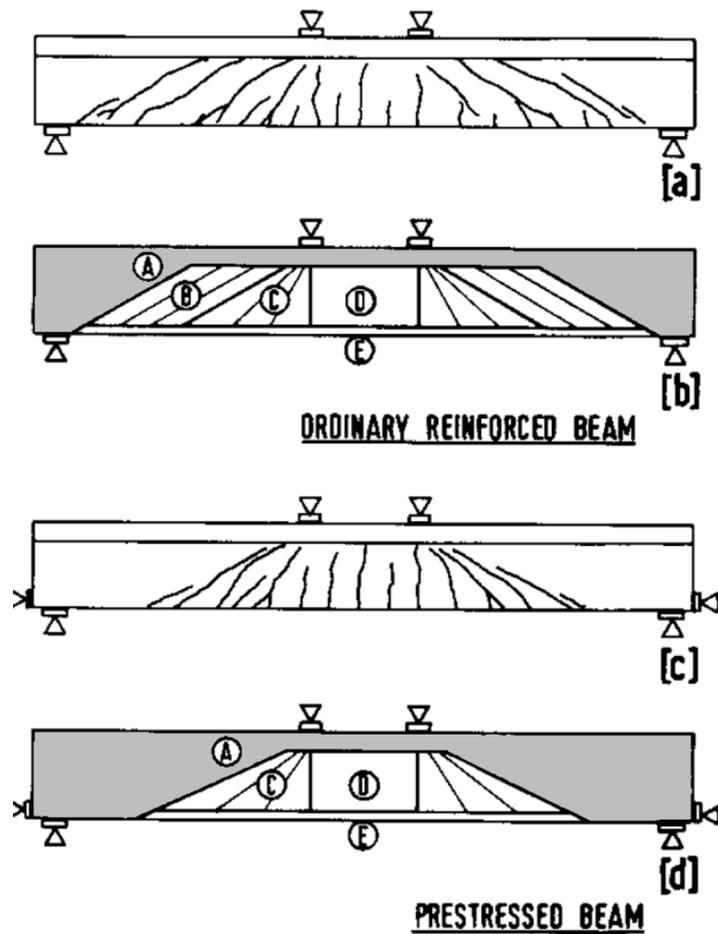


Figura 2.41: Dibujo de fisuraciones previo a rotura y zonas de la estructura idealizadas [86].

- Zona B: Situada bajo el cordón de compresión en la zona central del vano sometido a cortante, es una zona del alma con fisuración diagonal paralela. En esta zona se produce un reajuste del mecanismo resistente debido a la capacidad de transmitir tensiones a través de las fisuras. El cortante último en esta zona, teniendo en cuenta la resistencia del cordón comprimido, es decir de toda la sección es:

$$V_u = 0,076(f'_c)^{1/3} b_s h_f + \rho_v f_y b_w (d - h_f) \cot \theta \quad (2.22)$$

donde:

$$b_s = b_w + 1,5h_f \quad (2.23)$$

para  $b - b_w \geq 3h_f$

$$b_s = (b_w + b)/2 \quad (2.24)$$

$$\text{para } b - b_w < 3h_f$$

Las tensiones tangenciales en la fisura son modeladas por Moayer y Regan mediante una ecuación tipo “cohesión + fricción”

$$\tau = C + \mu\sigma \quad (2.25)$$

y plantean como límite razonable de estas tensiones  $\tau = 0,076(f'_c)^{1/3}$  en MPa.

- Zona C: Al final de cada una de las zonas de fisuración paralela, hay una zona del alma en donde las fisuras van girando y se dirigen al punto de aplicación de la carga hasta llegar a ser verticales. El comportamiento de esta zona es similar a la de la anterior. Sin embargo, Moayer y Regan observan que los estribos de esta zona están menos traccionados, por lo que los autores conjeturan que el mecanismo resistente principal es el de engranaje de áridos entre fisuras.
- Zona D: Situada en el alma entre cargas, en esta zona se ha llegado al momento de fisuración, pero no hay esfuerzo cortante.
- Zona E: Cordón de tracción en donde casi toda la zona está fisurada.

En 1981, M. N. Palaskas, E. K. Attiogbe y D. Darwin [87] realizaron un estudio basado en los ensayos de 11 vigas con estribos y 4 sin estribos, todas con sección en T y armadas con una cuantía  $\rho$  menor al 1%. La intención principal era la de evaluar la precisión de la formulación a cortante de la ACI 318-77. Entre otras conclusiones extrajeron las siguientes:

- La rotura de este tipo de secciones ocurre con una propagación repentina de la fisura hasta el punto de aplicación de la carga.
- Las vigas sin estribos fallaron poco después de la iniciación de la fisuración por cortante.
- La carga de fisuración a cortante es la carga en la que cambian los mecanismos resistentes de la viga. Las fisuras de cortante son aquellas que se generan en el centro de gravedad de la sección con una inclinación menor de 45°.
- Concluyen que la predicción de la ACI a cortante último, para este tipo de elementos con tan poca armadura longitudinal, es poco conservadora.

En 1987, Kotsovos, Bobrowski y Eibl [50] publicaron que la resistencia de las vigas con sección en T, es producida por el ala y no por el alma de la sección. La capacidad de carga

de la zona comprimida, parece estar relacionada con las condiciones de tensiones triaxiales que aparecen en la misma. Y desarrollaron una fórmula de origen empírico que se adecua al concepto de "recorrido de fuerzas de compresión". En su análisis experimental, Kotsovos et al. ensayan vigas en T o I con un fuerte armado longitudinal ( $\rho=5,23\%$ ). En los ensayos realizados, el ancho de las fisuras aparecidas a cortante, previos a la rotura, eran del orden de 3 mm, por lo que los autores sugieren que existe un cambio en los mecanismos resistentes a cortante. La resistencia que ofrece a cortante el engranamiento de los áridos es prácticamente despreciable, y es la zona comprimida de la viga la que soporta la mayor parte del cortante. Y puesto que sólo la zona comprimida está sometida a fuerzas significativas, es el fallo de esta región lo que produce el colapso de la viga por cortante.

Kotsovos et al. en su campaña experimental y en su formulación para el diseño a cortante, tienen en cuenta la interacción entre el momento flector y el cortante en una misma sección, concluyendo que las normas en las que no se tenga en cuenta dicha interacción, serán inseguras, pues el fallo por cortante se produce en zonas no clasificadas como críticas según la norma. En la figura 2.42, se presentan las disposiciones de carga de la campaña experimental de Kotsovos et al., y en la figura 2.43 se presentan los diagramas de interacción de comportamiento (en línea continua), y de diseño (divididos por un  $\gamma=1,5$  en línea discontinua), superpuestos con las combinaciones de esfuerzos a los que se somete a la viga, así como las secciones de rotura.

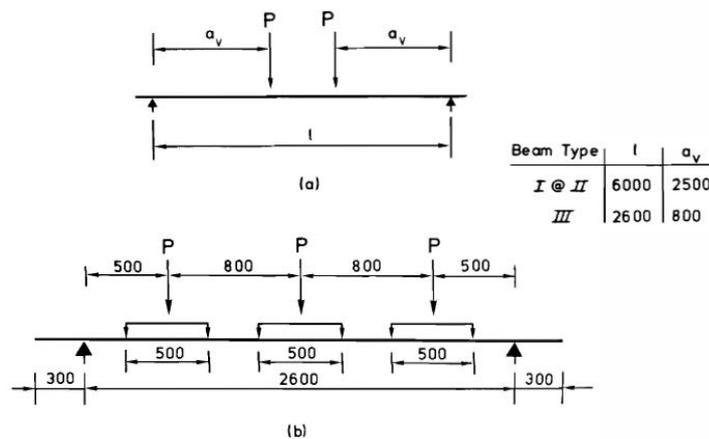


Figura 2.42: Esquemas de carga utilizados por Kotsovos et al. [50].

Kotsovos et al. defienden, por tanto, que son las alas o capa de compresión, y no el alma, las que confieren la mayor parte de resistencia a cortante de la sección, en este tipo de elementos.

En 1990 el Código Modelo (MC90) de la CEB-FIP [46], presenta la siguiente expresión de base empírica, para determinar la resistencia a cortante para elementos sin armadura trans-

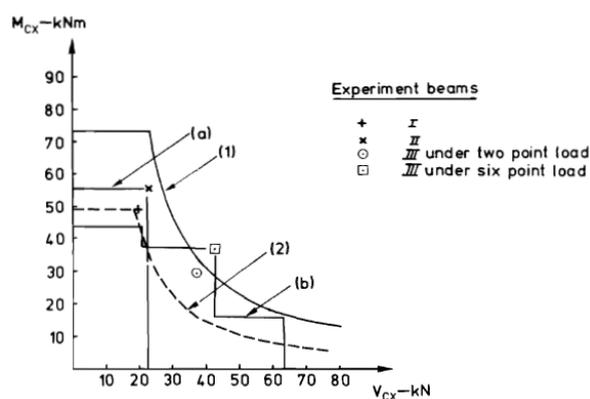


Figura 2.43: Envolventes V-M (1) resistencia última según Kotsovos et al. [50]; (2) resistencia de diseño y diagramas de esfuerzos de las vigas ensayadas.

versal:

$$V_{Rd1} = 0,12\xi(100\rho f_{ck})^{1/3}bd \quad (2.26)$$

la expresión ya incluye un coeficiente parcial de seguridad de 1,5, por lo que la resistencia característica se predice con una ecuación similar a la ecuación 2.26, pero sustituyendo 0,12 por 0,18. Regan en 2000 planteó que esta expresión numéricamente muy buena, es de alguna manera limitada en el rango de variables [88], por lo que planteó un estudio experimental, con el objetivo de evaluar la influencia en la resistencia a cortante de factores adicionales, revisando el comportamiento de la expresión 2.26 del MC90 en casos no contemplados en su gestación. Uno de los factores estudiados es la evaluación de secciones no rectangulares. Dos series de ensayos son de interés en este punto: la serie de ancho variable (ver figura 2.44) y la serie de secciones en I y en T (ver figura 2.45).

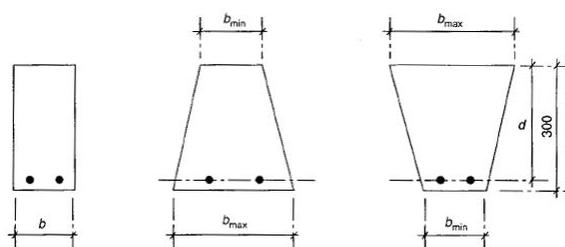


Figura 2.44: Secciones tipo de 12 vigas de ancho variable ensayadas por Regan [88].

La conclusión del autor sobre los resultados obtenidos en la primera serie es que aunque el uso del ancho menor en el canto útil de la pieza  $b_{min}$  es aceptable para el diseño, puede no ser satisfactorio para la comprobación de estructuras existentes. Todas las vigas no

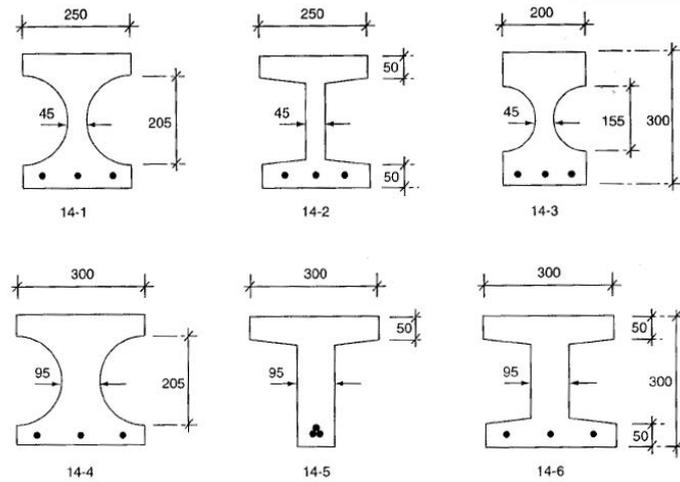


Figura 2.45: Secciones tipo de 6 vigas con sección en I o en T ensayadas por Regan [88].

rectangulares rompen a cortante a unos valores superiores a  $V_u > 0,18\xi(100\rho f_{ck})^{1/3}b_{min}d$ . Para las secciones en I y en T, Regan concluye que el uso del ancho mínimo del alma en la ecuación 2.26 de diseño es conservador, pero no en exceso.

En 2002, Giaccio et al. [89] [90] evaluaron de forma experimental el efecto de la geometría del ala en la resistencia de una viga con sección en T, con armado transversal, sometida a cargas puntuales. En base a 30 ensayos en los dos extremos de 15 vigas con sección en T y con armado transversal, estudiaron la influencia de los cocientes:

- $b_r = b_f/b_w$ , donde  $b_f$  es al ancho de las alas y  $b_w$  es el ancho del alma.
- $d_r = d_f/d_o$ , donde  $d_f$  es el espesor del ala y  $d_o$  es la distancia entre la fibra superior de la sección y el centro de gravedad de la capa más externa del armado longitudinal.

Para evaluar la contribución del hormigón en las vigas analizadas, se instrumentaron los estribos, para conocer su deformación. El cortante soportado por los estribos  $V_s$  según los autores es el producto del área de la sección de estribos que ha atravesado la fisura crítica (2 estribos en todos los ensayos) por el límite elástico del acero dispuesto en el estribo. Esta simplificación la basan en que las deformaciones de los estribos observadas en los ensayos eran tan sólo ligeramente superiores a las que produjeron la plastificación al ensayar un estribo, de la misma colada, por separado. La contribución del hormigón es por tanto:

$$V_c = V_u - V_s \quad (2.27)$$

donde  $V_u$  es el cortante último resistido.

La contribución del hormigón normalizada según los autores es:

$$\frac{V_c}{b_w d_o \sqrt{f'_c}} \quad (2.28)$$

donde  $f'_c$  es la resistencia a compresión en probeta cilíndrica.

Dado que la contribución del estriado es igual para todos los ensayos, un cambio en la contribución normalizada del hormigón demuestra un cambio en la resistencia del elemento. Los resultados de la aplicación de la normalización de la contribución del hormigón se presentan en la figuras 2.46 y 2.47.

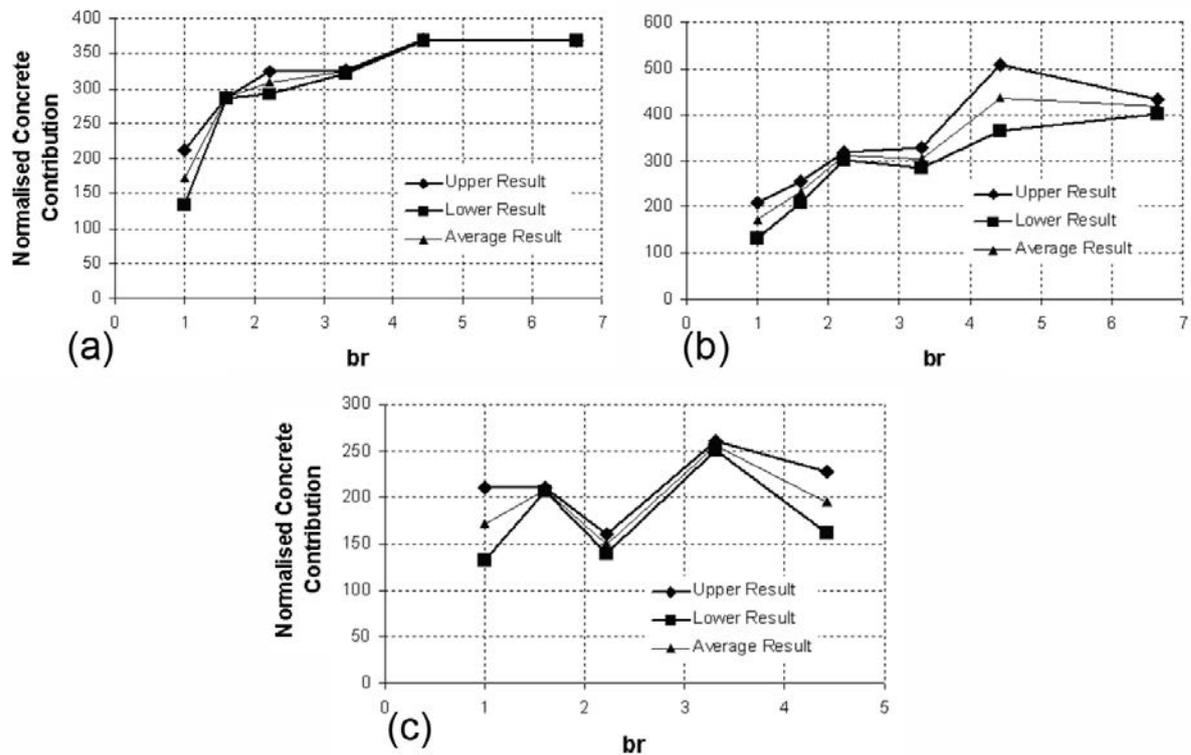


Figura 2.46: Comparativa de la resistencia normalizada del hormigón con el cociente  $b_r$ : (a) secciones con cociente  $d_r = 0,33$ , (b) secciones con cociente  $d_r = 0,25$  y (c) secciones con cociente  $d_r = 0,17$  [89].

En estas figuras se presentan por cada par de especímenes de iguales características: en cuadrados las roturas de los especímenes que resistieron un cortante mayor, en rombos las roturas de los especímenes que resistieron un cortante menor, y en triángulos las medias de los dos valores de rotura.

La figura 2.47 muestra los valores medios de las tres series. La figura 2.46 muestra un paralelismo en la tendencia observada en los ensayos de Placas y Regan, ver figura 2.40. Los rangos del cociente  $b_r = b_f/b_w$  de las dos campañas son similares ( $1 \leq b_r \leq 7$ ), sin embargo si bien en la campaña de Placas y Regan se observa un incremento de hasta un 25% de

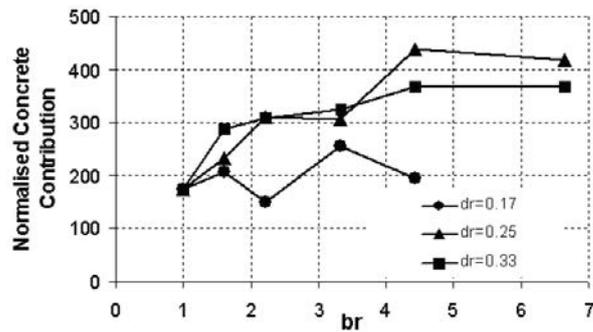


Figura 2.47: Comparativa de las resistencias medias normalizada del hormigón [89].

resistencia a cortante de las vigas con sección en T con respecto a las vigas con sección rectangular, en las campañas de Giaccio et al. se observan incrementos de la contribución del hormigón en la resistencia a cortante, de más de un 100% en secciones con  $d_r = 0,33$  y de un 100% en secciones con  $d_r = 0,25$ , ver figura 2.46. En la comparativa se observa que un incremento de  $b_r$ , que es el cociente entre el ancho de las alas y el ancho del alma, produce un incremento de la contribución del hormigón, siempre que se dote a la sección de un valor mínimo de  $d_r$ , que es el cociente del espesor del ala entre el canto útil de la sección. Giaccio et al. describen dos mecanismos de rotura a cortante para vigas con sección en T sometidas a cargas puntuales:

- Mecanismo tipo viga, similar al observado en vigas con sección rectangular.
- Mecanismo a punzonamiento donde el punto de carga genera un punzonamiento a través de las alas de la viga con sección en T. Este fenómeno se produce de forma local y surge de la concentración de la carga aplicada sobre el ancho del alma durante el ensayo.

En los ensayos llevados a cabo por Giaccio et al. en los que se ha incrementado el ancho del ala a partir de una sección rectangular, la resistencia a cortante crece hasta que se forma el citado mecanismo a punzonamiento. Una vez que las alas son suficientemente anchas para que este mecanismo se forme, un incremento en el ancho del ala no supondrá un incremento en la resistencia a cortante, exceptuando los casos en los que el espesor del ala sea muy pequeño.

En 2011, Sagaseta y Vollum [73] al ensayar vigas rectangulares a cortante y observar que la predicción a cortante del Eurocódigo 2 (EC2) [44] era insegura, analizaron la base de datos de las vigas con sección en I y en T utilizadas para validar el método de diseño del EC2. Sagaseta y Vollum concluyeron que el incremento de resistencia de las vigas con sección en I o en T (10-20%) es fruto de la contribución del ala comprimida, el cual no fue extraído

de la resistencia total a cortante en la validación del EC2. Sagaseta y Vollum compararon la resistencia a cortante de vigas ensayadas con las predicciones del EC2 y las resistencias a cortante de vigas con sección rectangular en T y en I ensayadas por otros, la figura 2.48 es similar la utilizada por Walraven para demostrar la validez del método de diseño del EC2 en el documento de antecedentes para cortante del EC2. La diferencia principal entre las figuras es que Walraven solamente incluyó datos de vigas con secciones en I o en T, las cuales rompieron a tensiones de cortante significativamente mayores que las vigas con sección rectangular mostradas en la figura 2.48.

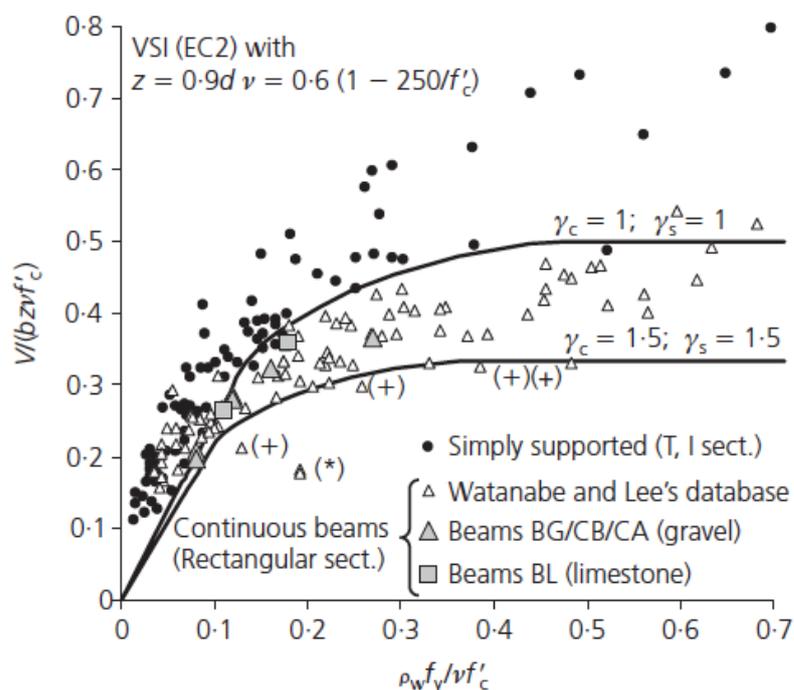


Figura 2.48: Comparativa de los datos de ensayos con las resistencias a cortante calculadas con el EC2 para vigas biapoyadas con secciones en T, en I y para vigas continuas con sección rectangular. Ensayos marcados con (\*) rompieron de forma prematura por falta de adherencia. Ensayos marcados con (+) tenían un horimón de muy alta resistencia  $f'_c = 140MPa$  [73].

En 2011, Fernandez [91] realizó un estudio de la influencia del esfuerzo axial de tracción en la resistencia de los elementos sin armadura transversal. Para ello ensayó forjados unidireccionales in situ de sección en T, sometidos a esfuerzos de cortante, de flexión y axiles de tracción. Para el diseño de los elementos de su campaña de ensayos, realizó un análisis de regresión en base a los datos recopilados en 2008 por Collins et al. [3], consistente en 1848 publicados entre 1948 y 2006. Fernandez filtró esa base de datos eliminando los ensayos que no describen estadísticamente la influencia de  $a/d$  (ensayos con relaciones  $a/d$  superiores a 3,05), y eliminando también los ensayos con cargas uniformes y los que rompieron

por flexión. En total seleccionó 804 ensayos. De estos ensayos, estudiando por un lado el conjunto de todas las vigas y por otro los realizados con vigas con sección en T, realizó un análisis de regresión simple. Gracias a esta regresión planteó el valor de  $C'$ , para la formulación general de diseño a cortante, de elementos sin armadura transversal utilizada por la Instrucción EHE-08, entre otras.

$$V_{EST} = C' \xi (100 \rho f_c)^{1/3} b d \quad (2.29)$$

La figura 2.49 muestra los valores discretos de las variables predictorias en los modelos de regresión simple de la variable respuesta  $V_{EST}$ . Nótese que la variable  $C'$  es mayor para las vigas con secciones en T, que para el conjunto de todas las vigas estudiadas, y que los valores en  $a/d = 3,5$  son 0,2 para secciones en T y 0,18 (el de la Instrucción EHE-08 o el EC-2) para el conjunto de secciones. Fernandez considera que la forma de la sección debe ser tenida en cuenta, en especial, con relaciones bajas de  $a/d$

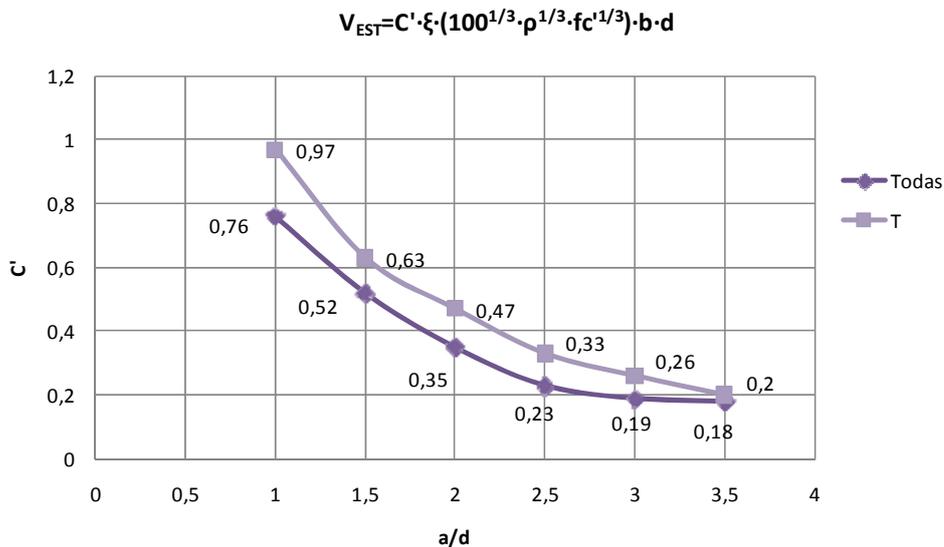


Figura 2.49: Valores de la variable  $C'$  en cada modelo de regresión simple considerando subconjuntos de datos de ensayos con secciones en T según  $a/d$  [91].

Fernandez propone una expresión de base empírica, fruto de 10 ensayos realizados por el autor en vigas con sección en T y sin armado transversal, más 41 ensayos recogidos en bibliografía, en la que introduce parámetros que no aparecen en las formulaciones de la Instrucción EHE-08 [43] ni en el Eurocódigo EC2 [44], de los cuales el más relevante para el presente estudio es el cociente  $\frac{b_f}{b_w}$ , donde  $b_f$  es el ancho del ala sometida a tensiones de compresión causadas por el momento aplicado, y  $b_w$  es el ancho mínimo del alma de la sección. Este cociente no puede ser mayor que 3.

La expresión para estimar la capacidad resistente a cortante de elementos lineales de hormigón armado sin armadura transversal propuesta por Fernandez, similar a la de la Instrucción EHE-08 es:

$$V_{cu} = \frac{C_{PROPUESTA}}{\gamma_c} \xi \left( (100)^{1/3} \rho^{0,5} f_{ck}^{1/3} \right) b_w d \quad (2.30)$$

donde:

$$C_{PROPUESTA} = \left[ 1, 64 \left( \frac{a}{d} \right)^{-1,23} \right] \left[ \left( \frac{b_f}{b_w} \right)^{0,14(3-\frac{a}{d})} \right] \quad (2.31)$$

## 2.5. Modelos de cálculo para secciones en T sin armado transversal

En la sección 2.4 se han presentado campañas de ensayos, algunas de las cuales han derivado en modelos empíricos para determinar la resistencia a cortante de vigas con sección en T, como por ejemplo la propuesta de Lenohardt, o la de Moayer y Regan entre otros. En este apartado se presentan los modelos de cálculo de mayor interés de base racional encontrados en la bibliografía científico-técnica, para evaluar la resistencia a cortante de vigas con sección en T sin armado transversal.

### 2.5.1. Modelo de Swamy y Qureshi

En 1974, Swamy y Qureshi [49] presentaron un modelo en el que el cortante último de una viga de hormigón armado con sección en T era soportado por dos mecanismos: el 90 % por las tensiones tangenciales en el bloque de compresiones, y el otro 10 % por el efecto dovela de las armaduras. El modelo asume que la rotura se produce en la zona por encima de la fisura a flexión, debido a un efecto combinado de tensiones tangenciales y de compresión, que se combinan según el círculo de Mohr. El modelo, además de lo ya expuesto, asume inicialmente:

- La formación de una fisura a cortante-flexión antes de la rotura.
- Una forma de la fisura crítica determinada, cuya longitud en la directriz de la viga es  $\frac{a}{2} + \frac{d}{2}$ , ver figura 2.50a.
- Las tensiones tangenciales y normales en el bloque comprimido se distribuyen de forma rectangular, ver figura 2.50b.

Swamy y Quershi compararon su modelo con los resultados de diferentes campañas experimentales, encontradas en la bibliografía, y comprobaron que encaja con los ensayos

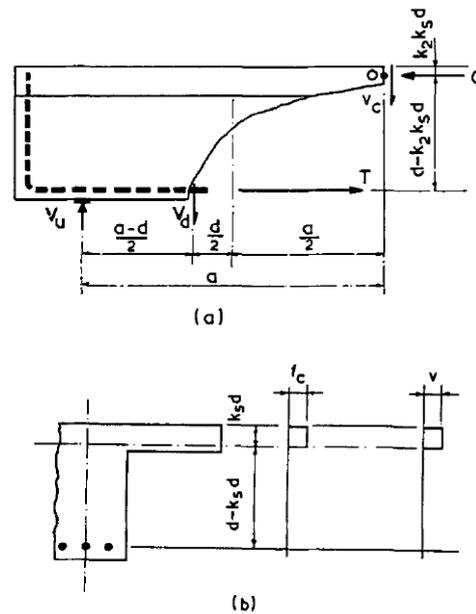


Figura 2.50: Mecanismo resistente a cortante asumido por Swamy y Qureshi en vigas con sección en T sin armadura transversal [49].

analizados a excepción de los ensayos de la campaña de Ferguson y Thompson [76] cuyos ratios  $V_{test}/V_{pred}$  están del lado de la inseguridad. A pesar de ello es la primera vez en la bibliografía consultada en donde se observa este enfoque para secciones en T, donde la mayor parte del cortante está soportado explícitamente por el bloque comprimido.

### 2.5.2. Modelo de Vecchio y Collins

En 1988, Vecchio y Collins [62] basándose en la “Modified Compression Field Theory” publicada en 1986 [17] presentaron un modelo para analizar vigas sometidas a cortante, flexión y axil. La solución más rigurosa del modelo la acompañan de dos procedimientos alternativos aproximados. Fruto de la aplicación del modelo (Dual section) a una sección en T y una sección rectangular, mostradas en la figura 2.51, y las dos aproximaciones del modelo (Parabolic shear strain y Constant shear flow), Vecchio y Collins presentan los diagramas de interacción Momento-Cortante mostrados en la figura 2.51.

Nótese en la figura 2.51, que para las secciones simétricas con respecto a un eje horizontal que pase por su centro de gravedad, los tres métodos predicen que al incrementar el momento aplicado decrece la resistencia a cortante. Sin embargo, para la sección asimétrica en forma de T, incrementar el momento solicitante supone inicialmente un incremento en la resistencia a cortante. Esto es debido a que las compresiones producidas en las alas de la sección en T por la flexión ayudan a resistir tensiones causadas por cortante.

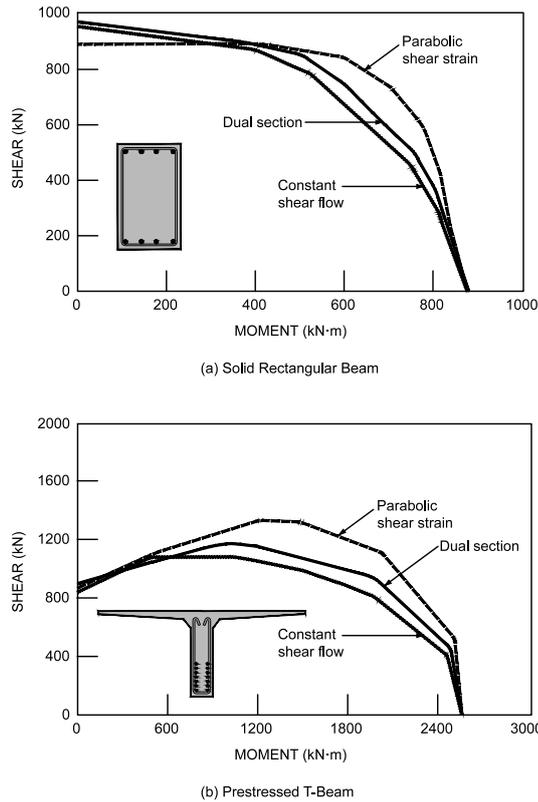


Figura 2.51: Diagramas de interacción Momento-Cortante, para una sección en T y para una sección rectangular, comparando diferentes procedimientos aproximados, adaptado de [62].

### 2.5.3. Modelo de Hoang

En 1997, Hoang [92] desarrolló un modelo para el cálculo de la resistencia a cortante de vigas de hormigón armado con sección en T y sin armadura a cortante basada en relaciones de la plasticidad. El mecanismo de rotura asumido para formular el modelo se muestra en la figura 2.52. El mecanismo de rotura considera los puntos a y b como puntos de rotación. Por lo que, si la parte III mostrada en la figura 2.52 no se mueve, la parte II rotará sobre el punto b, y la parte I rotará sobre el punto a con un ángulo de igual módulo pero de sentido contrario de como rota la parte II con respecto a b. El movimiento final de la parte I con respecto de la parte III es un movimiento vertical.

Para incluir la contribución de la parte II de la figura 2.52 en el cálculo de la resistencia a cortante, Hoang asume que existe un ancho efectivo del ala para la evaluación de la resistencia del cortante. La formulación considera únicamente cargas puntuales, y el cálculo del ancho efectivo del alma considera dos casos en cuanto a disposición de la carga se refiere: uno es una carga que se apoya en todo el ancho del ala, y otro es una carga puntual

en el que sólo se apoya en la zona del alma, ver figura 2.53.

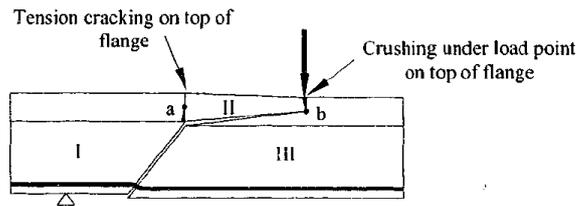


Figura 2.52: Mecanismo de rotura planteado por Hoang [92].

La figura 2.53 muestra parte de una viga con sección en T vista en planta, y explica las hipótesis utilizadas por Hoang en el cálculo del ancho efectivo del ala para cortante. El autor identifica los tipos de carga arriba explicados como: “carga puntual a través del ancho del alma”, y “línea de carga a través del ancho del ala”. El autor asume que las tensiones de compresión se propagan lateralmente a través del ancho del ala con un ángulo  $\alpha = 26,5^\circ$  ( $\tan \alpha = 1/2$ ) desde la zona de la aplicación de la carga.

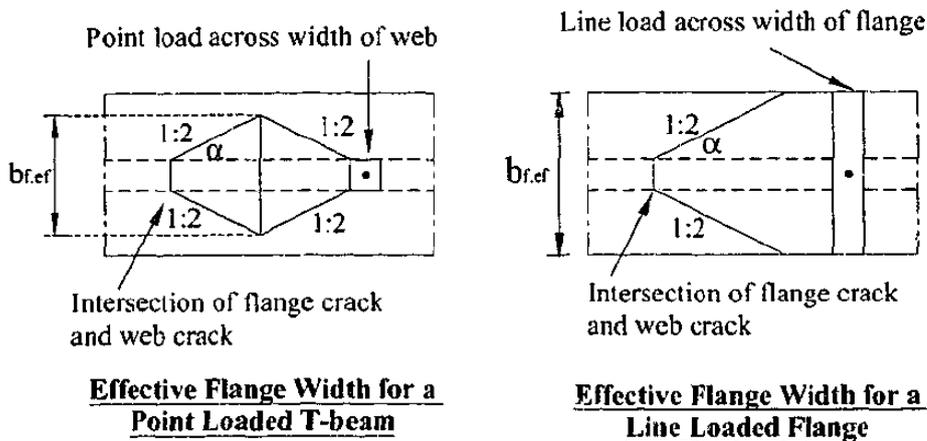


Figura 2.53: Hipótesis de Hoang sobre la base eficaz  $b_{f,ef}$  que absorbe la distribución de deformaciones de compresión a través del ancho del ala [92].

Hoang fue capaz de incorporar este ancho efectivo del ala en la resistencia a cortante en una formulación basada en la plasticidad para calcular la resistencia a cortante de una viga de hormigón armado con sección en T y sin armado transversal. El autor presenta los resultados del modelo que utiliza para predecir la influencia de la variación del cociente  $d_r = d_f/d$ , donde  $d_f$  es el espesor del ala y  $d$  es el canto útil, así como la influencia del cociente entre el ancho efectivo del ala con respecto del ancho del alma. La conclusión es que hay una variación lineal de la resistencia a cortante con respecto de  $d_r$ , conclusión

diferente a la extraída de los ensayos de Giaccio et al. [89] [90]. No se realizó comparación del modelo con campañas de ensayos.

#### 2.5.4. Modelo de Zararis

A continuación se resume en 4 puntos básicos el modelo de comportamiento de las vigas de hormigón armado sometidas a esfuerzo cortante, propuesto por Zararis [41] [93] [94]. No se presenta la parte del modelo para elementos con armadura a cortante al no ser de interés para el presente estudio.

##### Fisura crítica

En base a la observación de las roturas a cortante de la bibliografía técnica, Zararis divide la fisura crítica a cortante en dos ramas principales. La primera está ligeramente inclinada y con una altura aproximada a la producida en un elemento igual sometido a flexión pura; y la segunda rama que va desde el extremo de la anterior hasta el punto de aplicación de la carga, la trazada de esta segunda rama se superpone a una línea imaginaria, que parte desde el apoyo al punto de aplicación de la carga. El trazado de las dos ramas se puede ver de forma esquemática en la figura 2.54.

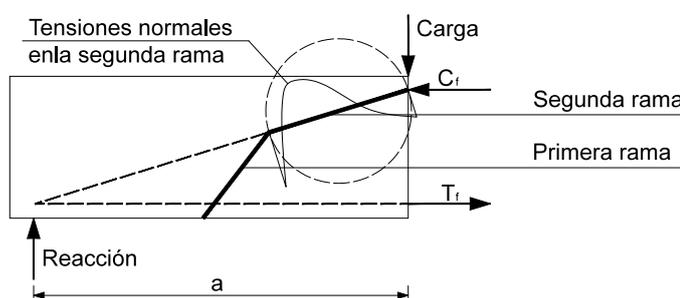


Figura 2.54: Trazado de las ramas y distribución de las tensiones normales a lo largo de la segunda rama de la fisura crítica. Adaptado de [94].

##### Mecanismo resistente

Zararis [41] evalúa el equilibrio de fuerzas que se produce en el trozo de viga delimitado por un lado, por la primera rama de la fisura crítica y la prolongación vertical de su extremo superior; y por otro, la sección de aplicación de la carga. Este trozo de viga se presenta en la figura 2.55, en el cual se muestran dos bielas comprimidas mediante líneas entrecortadas. Obsérvese que Zararis obvia el posible efecto de cortante fricción que se produce en la primera rama de la fisura crítica.

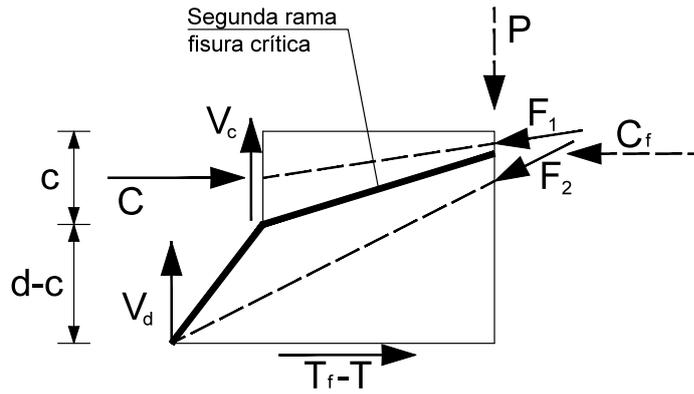


Figura 2.55: Propuesta de equilibrio de fuerzas. Adaptado de [41].

El equilibrio de fuerzas mostrado en la figura 2.55 es análogo a otro ya estudiado por Timoshenko y Goodier [95], en el que se carga un disco de hormigón con dos pares de fuerzas iguales y opuestas a lo largo de los cordones AB y AC según la figura 2.56a. El diagrama de tensiones normales de este disco guarda cierto parecido con el del ensayo por tracción indirecta de una probeta cilíndrica de hormigón (ver figura 2.56b). Basado en ello, Zararis [41] presenta un desarrollo analítico, donde concluye que la resistencia a cortante de una viga de hormigón sin armadura a cortante, es el área que queda por encima de la primera rama de la fisura crítica (es decir por encima de la fibra neutra) multiplicada por la resistencia a tracción indirecta del hormigón. Por tanto en una viga rectangular, la resistencia a cortante sería:

$$V_{cr} = bc f_{ct} \quad (2.32)$$

donde  $b$  sería la base de la sección,  $c$  la profundidad del bloque comprimido a flexión y  $f_{ct}$  la resistencia a tracción indirecta del hormigón.

Zararis para las secciones en  $T$ , propone una simplificación para hallar  $c$ , a partir de las ecuaciones de equilibrio de la sección, sometiendo a la fibra superior a una deformación de compresión del hormigón  $\varepsilon_{co} = 0,002$ , y adoptando un diagrama tensión-deformación rectangular del hormigón, como se muestra en la figura 2.57.

### Efecto tamaño

Si se comparan la figura 2.56a, con una viga de gran canto biarticulada con una carga puntual en medio, en seguida se vislumbra que a estos discos de hormigón les afecta el efecto tamaño. Este efecto tamaño en discos de hormigón ya ha sido estudiado por diferentes autores (Bazant et al. 1991 [96]; Hasegawa et al. 1985 [97]; Sabnis y Mirza 1979 [98]). Hasegawa

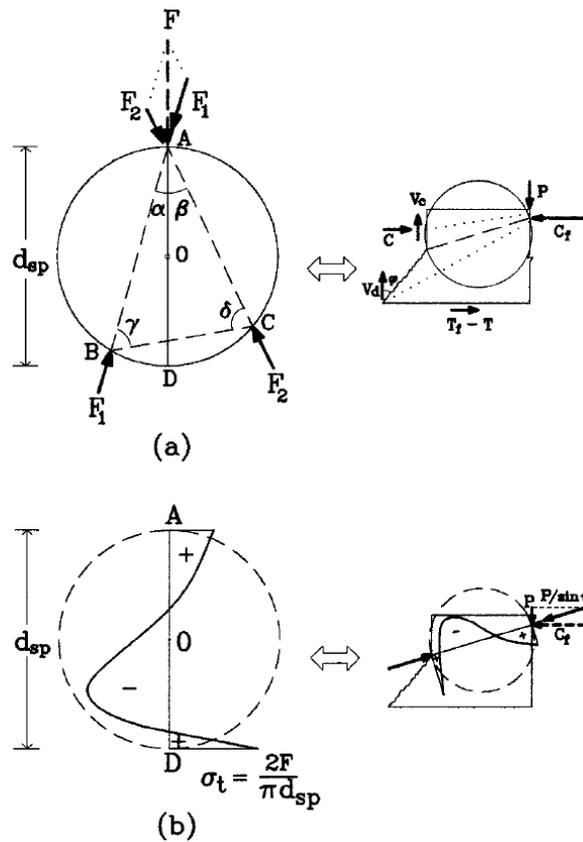


Figura 2.56: Disco de hormigón: (a) Pares de fuerzas iguales y opuestas; (b) Diagrama de Tensiones normales a lo largo del diámetro [41].

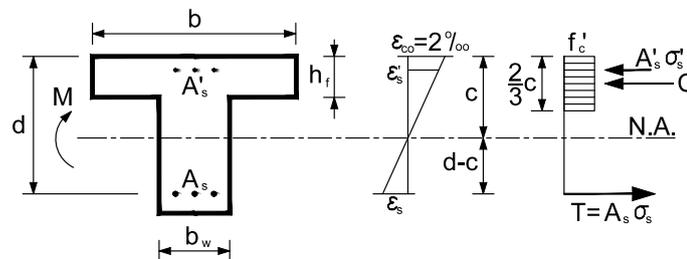


Figura 2.57: Distribución de deformaciones y tensiones en una sección en T. Adaptado de [94].

el al. realizaron una campaña de resistencia a tracción indirecta de cilindros de hormigón, con un amplio rango de diámetros de cilindros (de 10 a 300 cm) y ancho constante, en la que observó que a medida que el diámetro crece, la resistencia a tracción indirecta decrece (de forma lineal), hasta una tensión límite inferior, en la que por más que crezca el diámetro del cilindro, no decrece la tensión de fallo por tracción indirecta. Fenómeno que Hasegawa formula del siguiente modo:

$$\sigma_N = (1,2 - 1,3D) f_{ct} \quad (2.33)$$

con un mínimo de

$$\sigma_N = 0,65 f_{ct} \quad (2.34)$$

Donde  $\sigma_N$  es la tensión nominal de tracción indirecta de un cilindro, de diámetro  $D$  en metros, y  $f_{ct}$  es la tensión nominal de tracción indirecta de un cilindro de diámetro 15 cm. En el modelo de Zararis el diámetro del disco es la longitud de la segunda rama de la fisura crítica  $l_{cr}$  (ver figura 2.54). Por geometría Zararis aproxima  $l_{cr} = 0,4a$ , y la parte a tracción de esta rama  $0,16a$ . Por lo tanto, sustituyendo en la ecuación 2.33,  $D$  por  $0,16a$ , queda un factor de escala  $1,2 - 0,2a$ , con un valor mínimo de  $0,65$ , para la rotura diagonal a cortante de vigas. Esto combinado con lo establecido en el apartado 2.5.4, permite formular la tensión media resistida a cortante último de una viga:

$$v_{cr} = \frac{V_{cr}}{bd} = (1,2 - 0,2a) \frac{c}{d} f_{ct} \quad (2.35)$$

donde

$$(1,2 - 0,2a) \geq 0,65 \quad (2.36)$$

En donde  $d$  es el canto útil,  $c$  es la altura del bloque comprimido a flexión, y  $a$  es la longitud del vano a cortante (en metros para la ecuación 2.36).

Paralelamente a lo explicado el autor relaciona y justifica este efecto tamaño, únicamente relacionado con  $a$ , porque después de cotejar con ensayos de Kani [78], Collins [99], Bahl y Leonhardt, expone que el efecto tamaño no sólo depende del canto útil  $d$ , sino que depende también de la esbeltez  $a/d$ . Y utiliza el producto de ambos  $(a/d)d=a$ , justificando de este modo el uso exclusivo del parámetro  $a$  para evaluar el efecto tamaño.

### **Resistencia vigas en T del modelo de Zararis**

Basándose en la observación de la fisuración diagonal en planta en las alas de las vigas ensayadas, Zararis propone que el área efectiva a tener en cuenta de las alas de una sección en  $T$ , para el cálculo de la resistencia a cortante, tenga la forma de embudo mostrada en la figura 2.58. Aunque no lo comenta, se sobrentiende que cuando la fibra neutra esté dentro de la capa de compresión, sólo se contará el área del embudo de la figura 2.58, que esté por encima de la fibra neutra.

#### **2.5.5. Modelo de Tureyen et al.**

En 2003, Tureyen y Frosch [100] [101] publicaron un método de diseño a cortante para vigas con sección rectangular sin armadura a cortante. El método estaba basado en que el

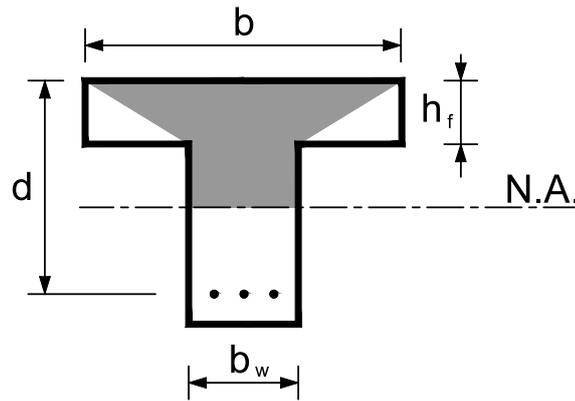


Figura 2.58: Sección en T con área efectiva a cortante del hormigón (sombreada). Adaptado de [94].

cortante estaba principalmente soportado por las tensiones tangenciales que se producen en la zona comprimida a flexión, ver figura 2.59. Los autores establecen que el cortante que puede soportar una sección rectangular de hormigón armado sin armado a cortante, es el producto de una tensión admisible del hormigón, por el área sometida a compresión de la sección fisurada.

$$V_c = 0,42\sqrt{f'_c}b_w c \quad (2.37)$$

En donde  $b_w$  es el ancho de la sección,  $f'_c$  es la resistencia a compresión del hormigón en MPa y  $c$  la altura de la sección no fisurada, ver figura 2.59.

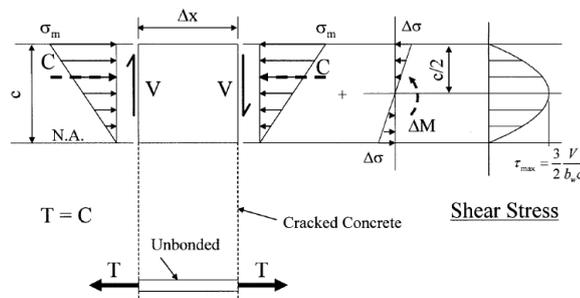


Figura 2.59: Diagrama del sólido rígido en una región fisurada [101].

Este método da una razonable seguridad a cortante, según la base de datos manejada por los autores. En 2006, Tureyen, Wolf y Frosch [51] estudiaron la viabilidad extender el método a vigas con sección en T bajo tres propuestas de modificación del área eficaz a cortante:

- La primera es con un factor de forma, que puede ser utilizado para conocer la contribución del ala a la resistencia a cortante de una sección. Este factor de forma de base

estadística no contempla la influencia del espesor de las alas. La formulación de la ecuación 2.37, se convierte en las ecuaciones siguientes al aplicarle el citado factor de de forma:

$$V_c = 0,42\sqrt{f'_c}(b_f c \sqrt{b_w / b_f}) \quad (2.38)$$

para  $c \leq t$

$$V_c = 0,42\sqrt{f'_c}(b_f t \sqrt{b_w / b_f} + b_w(c - t)) \quad (2.39)$$

para  $c > t$

En donde  $b_w$ ,  $b_f$  y  $t$  son los anchos del alma, ala de la sección en T, y  $t$  es el espesor del ala respectivamente.

- En la segunda, los autores proponen lo que ellos llaman el “embudo de cortante” (shear-funnel) para tener en cuenta el espesor de las alas. En esta propuesta el área eficaz a cortante es la que, estando comprimida, está dentro de las áreas presentadas en la figura 2.60. En dicha figura el área eficaz del ala tiene una base creciente de abajo a arriba, partiendo del ancho del alma en su parte más baja y creciendo de forma constante a partir de un ángulo  $\theta$ .

En su publicación de 2006, Tureyen et. al [51], calculan cual debería ser el valor de  $\theta$  para que encaje con la resistencia obtenida experimentalmente, en todos los ensayos de su base de datos. Los resultados obtenidos para el ángulo  $\theta$  están dentro de un rango de  $0^\circ$  a  $41^\circ$ . Algunos de los resultados fueron un ángulo negativo, que indicaban según la propuesta de los autores esquematiza en la figura 2.60, que se necesitaba un área mayor que la provista por todo el ala por encima de la fibra neutra.

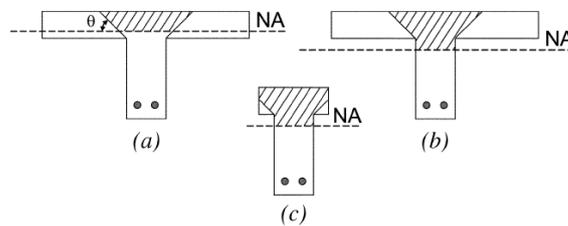


Figura 2.60: Embudo a cortante (Shear funnel) [101].

Una variante similar a este área eficaz, es la presentada por los autores en [102], en donde la base eficaz del ala es la expresada en la ecuación 2.40, y gráficamente supone lo indicado en la figura 2.61

$$b_{eff,v} = b_w + t_f \quad (2.40)$$

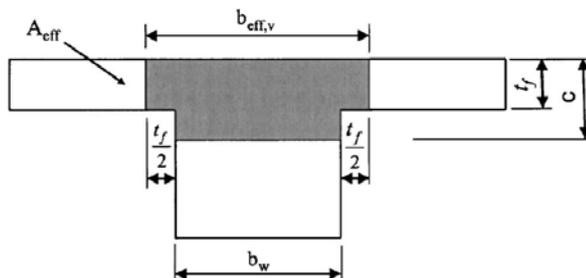


Figura 2.61: Área eficaz a cortante planteada por Wolf y Frosch [102].

- La tercera variante, muy por el lado de la seguridad, es la de no tener en cuenta el efecto de las alas en cuanto a la resistencia a cortante se refiere.

Las 3 propuestas, han sido ordenadas por los autores de mayor a menor aproximación a los resultados empíricos, y a su vez de mayor a menor “coste de cálculo” en el diseño. Los autores aconsejan finalmente que se ignore el efecto de las alas, pues supone un diseño sencillo y que está por el lado de la seguridad.

## 2.6. Enfoque normativo de la resistencia a cortante de forjados de vigueta y bovedilla

La entrada en vigor de la Instrucción EHE-08 [43] a finales de 2008, incorporó una comprobación específica para los forjados construidos evolutivamente, mediante una vigueta o semivigueta de hormigón pretensado y prefabricado, y una capa de compresión de hormigón in situ, cuya sección completa toma forma de T gracias a las bovedillas que se disponen a tal efecto entre vigueta y vigueta. Dicha formulación está basada en la utilizada en la Instrucción EHE-98 [103], aunque con algunas modificaciones. Además de la Instrucción EHE-08, se presentan a continuación los modelos de diseño de resistencia a cortante de la Instrucción EFHE [75] y de la norma europea EN 15037-1 [104] para forjados de vigueta y bovedilla pretensada.

### 2.6.1. Instrucción EHE-08

La Instrucción EHE-08 [43] distingue para el cálculo del esfuerzo de agotamiento a cortante, si el elemento ha fisurado o no a flexión. Si el elemento no ha fisurado a flexión, el esfuerzo de agotamiento a cortante se obtiene de la fórmula deducida del círculo de Mohr:

$$V_{u2} = \frac{Ib_0}{S} \sqrt{(f_{ct,d})^2 + \alpha_1 \sigma_{cd} f_{ct,d}} \quad (2.41)$$

Donde los valores están referidos a las características de la vigueta o semivigueta pretensada, y no a todo el nervio como en normativas anteriores (EHE-98 [103]). Éstos son:

- $I$ : inercia de la vigueta o semivigueta pretensada,
- $b_0$ : ancho mínimo del nervio en sus tres cuartas partes inferiores del canto útil,
- $S$ : momento estático con respecto a la fibra a analizar (la más desfavorable es la que pasa por el centro de gravedad de la sección de la vigueta),
- $f_{ct,d}$ : tensión última de cálculo del hormigón a tracción,
- $\alpha_1$ : coeficiente referido al grado de anclaje de la armadura pretesa,
- $\sigma_{cd}$ : tensión axial media en el alma de la sección (compresión positiva).

Si el elemento ha fisurado a flexión la Instrucción EHE-08 [43] trata de forma particular los forjados unidireccionales de vigueta pretensada, aplicando su formulación general para el esfuerzo de agotamiento a cortante (ecuación 2.42) y su mínimo de este valor (ecuación 2.43), con dos comprobaciones diferentes, en la primera se tiene en cuenta la  $\sigma_{cp}$ ,  $f_{cv}$  y  $b_0$ , de la vigueta, mientras que en la segunda comprobación se tendrán en cuenta los valores del hormigón “in situ” como se explicará posteriormente (figuras 2.62 y 2.63).

$$V_{u2} = \left[ \frac{0,18}{\gamma_c} \xi (100 \rho_l f_{cv})^{1/3} - 0,15 \alpha_1 \sigma_{cd} \right] b_0 d \quad (2.42)$$

$$V_{u2,min} = \left[ \frac{0,075}{\gamma_c} \xi^{3/2} f_{cv}^{1/2} - 0,15 \alpha_1 \sigma_{cd} \right] b_0 d \quad (2.43)$$

Donde:

- $f_{cv}$ : resistencia a compresión del hormigón en MPa. A efectos de cálculo no se adoptará un valor superior a 60 MPa,
- $\xi = \left( 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \right) \leq 2$ , con  $d$  en mm,
- $d$ : canto útil de la sección referido a la armadura longitudinal de flexión siempre que ésta sea capaz de resistir el incremento de tracción producido por la interacción cortante-flexión (punto 44.2.3.4.2 de la Instrucción EHE-08 [43]),
- $\sigma_{cd}$ : tensión axial media en el alma de la sección (compresión positiva):

$$\sigma_{cd} = \frac{N_d}{A_c} < 0,30 f_{cd} \leq 12 \text{MPa}$$

- $N_d$ : axil de cálculo incluyendo la fuerza de pretensado existente en la sección en estudio. En el caso de piezas con armaduras pretesas se podrá considerar una variación lineal de la fuerza de pretensado desde el extremo de la pieza hasta una distancia igual a 1,2 veces la longitud de transferencia,  $l_{bpt}$  (ver Instrucción EHE-08 44.2.3.2.1. [43]),
- $\rho_l$ : cuantía geométrica de la armadura longitudinal principal de tracción, pasiva y activa adherente, anclada a una distancia igual o mayor que  $d$  a partir de la sección de estudio:  

$$\rho_l = \frac{A_s + A_p}{b_0 d} \leq 0,02$$
- $\alpha_1$ : factor que tiene en cuenta la introducción progresiva de las tensiones transmitidas por el pretensado al hormigón en el caso de piezas pretensadas con anclaje por adherencia, cuyo valor puede obtenerse de la Instrucción EHE-08 44.2.3.2.1.a [43].

En el caso de forjados con vigueta pretensada prefabricada, el cortante de agotamiento por tracción en el alma será el menor de los valores obtenidos considerando por una parte el ancho mínimo del nervio pretensado y por otra el menor ancho del hormigón vertido en obra.

En el primer caso (figura 2.62), se considerará como valor de cálculo de la resistencia a compresión del hormigón el correspondiente a la vigueta pretensada, como tensión  $\sigma_{cd}$  la referida al área de la vigueta y como cuantía geométrica de armadura la referida a una sección de referencia de ancho  $b_0$ , y canto  $d$ , siendo  $b_0$  el ancho mínimo del nervio (ver figura 2.62) y  $d$  el canto útil del forjado.

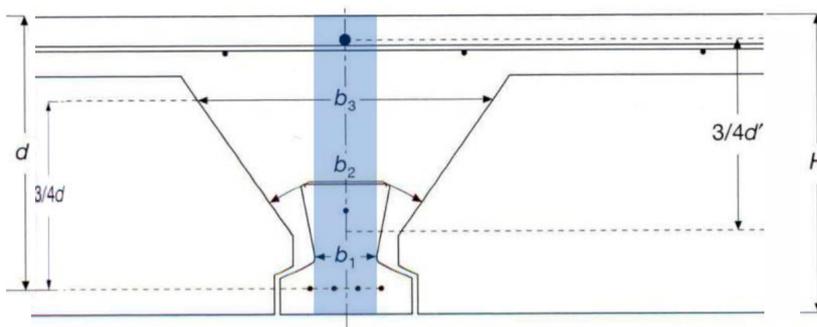


Figura 2.62: Comprobación I según Instrucción EHE-08, teniendo en cuenta: el ancho mínimo del nervio pretensado  $b_0 = b_1$  y  $\sigma_{cd}$  referido a la vigueta [43].

En el segundo caso (figura 2.63), se considerará como resistencia a compresión del hormigón la del hormigón vertido in situ, se considerará nula la tensión  $\sigma_{cd}$ , y la cuantía geométrica de armadura se referirá a una sección de ancho  $b_0$  y canto  $d$ , siendo  $b_0$  el ancho mínimo del nervio en la zona del hormigón vertido in situ.

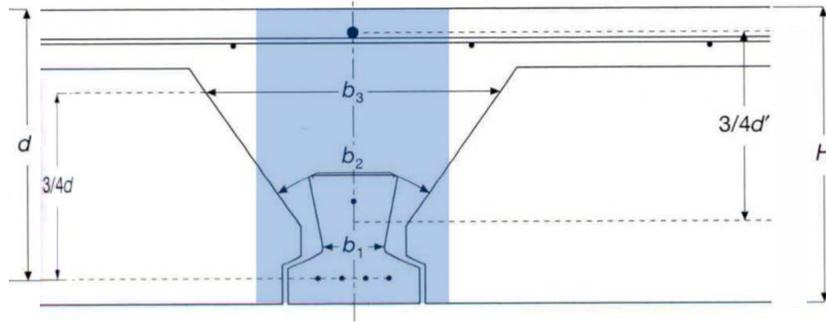


Figura 2.63: Comprobación II según Instrucción EHE-08, teniendo en cuenta: el ancho mínimo del hormigón in situ  $b_0 = b_2$  y  $\sigma_{cd} = 0$  [43]

### 2.6.2. Norma EN-15037-1

La norma de producto EN-15037-1 “Precast concrete products - Beam-and-block floor systems- Part 1:Beams” [104], determina que en los dos niveles críticos presentados en la figura 2.64 no se debe superar la tensión:

$$\tau_{sd} \leq 0,03f_{ck} \quad (2.44)$$

la tensión solicitada a cortante  $\tau_{sd}$  se evalúa mediante la expresión:

$$\tau_{sd} = \frac{V_{sd}}{bz} \quad (2.45)$$

Donde:

- $b$  es el ancho de la sección a través del nivel crítico considerado de la figura 2.64,
- $z$  es el cociente  $\frac{I}{S}$  en mm,
- $I$  es la inercia de la sección completa,
- $S$  es el momento estático del área que queda por el exterior del nivel crítico considerado con respecto al centro de gravedad de la sección,
- $d$  es el canto útil,
- $f_{ck}$  es la resistencia característica del hormigón a compresión en el nivel crítico considerado, en MPa.

Nótese que la norma permite tener en cuenta el espesor de la bovedilla para evaluar la resistencia en el nivel 1 de la figura 2.64, si es de hormigón prefabricado.

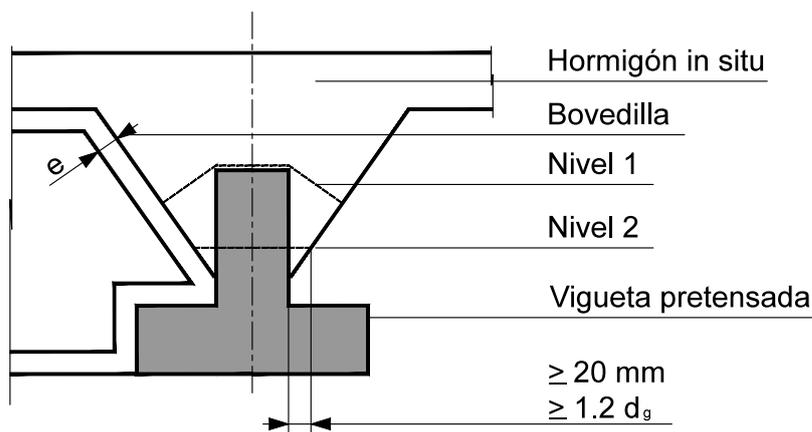


Figura 2.64: Definición de los niveles de verificación para viguetas pretensadas o armadas en la norma EN-15037-1, adaptado de [104].  $d_g$  es el tamaño máximo del árido.

### 2.6.3. Instrucción EFHE

Antes de la entrada en vigor de la Instrucción EHE-08, la Instrucción para el proyecto y ejecución de forjados unidireccionales de hormigón estructural realizados con elementos prefabricados, también llamada y a partir de ahora Instrucción EFHE, era la que determinaba el valor de diseño de la resistencia a cortante de los forjados de viga y bovedilla pretensada en España.

El valor de diseño de resistencia a cortante según la Instrucción EFHE variaba según si el prefabricador del elemento pretensado cumplía o no con el anejo 5 de la citada Instrucción.

Si se cumplía con el anejo 5 el valor de la resistencia a cortante de un nervio de un forjado a cortante en diseño era de:

$$V_{u2} = 0,32\sqrt{f_{cd}}b_0d \quad (2.46)$$

En caso de no cumplirse con el anejo 5 el valor de la resistencia a cortante de un nervio de un forjado a cortante en diseño era de justo la mitad del valor mostrado en la ecuación 2.46:

$$V_{u2} = 0,16\sqrt{f_{cd}}b_0d \quad (2.47)$$

Donde:  $f_{cd}$  es la resistencia de cálculo a compresión del elemento,  $b_0$  es el ancho mínimo del nervio y  $d$  el canto útil del forjado.

El anejo 5 exigía la realización de unos ensayos a cortante de las vigas que formaban un forjado de viga y bovedilla pretensada (con su elemento pretensado y su hormigón in

situ). Dichos ensayos debían realizarse con bovedilla de poliestireno o con molde recuperable y la distancia desde el punto de la aplicación de la carga hasta el apoyo ( $a$ ) debía ser igual o mayor a 3,5 veces el canto útil. El anejo exigía a su vez que los forjados ensayados superasen la resistencia presentada en la ecuación 2.46 multiplicada por 1,5. Por lo tanto, la Instrucción EFHE exigía una demostración experimental de que se superaba la resistencia planteada en la ecuación 2.46 si se pretendía utilizar esa ecuación para el diseño a cortante.

En adelante, en este documento al referirse a la Instrucción EFHE, se referirá por defecto a la aplicación de la ecuación 2.46.

## **2.7. Estudios previos sobre la resistencia a cortante de forjados de vigueta y bovedilla**

A pesar del extendido uso de este tipo de forjados, tal y como se ha comentado en el apartado 1.2, en la bibliografía consultada no se ha encontrado ninguna campaña experimental completamente documentada para evaluar su resistencia a cortante.

A continuación se presentan los estudios de interés encontrados en la bibliografía científico-técnica a este respecto. Si bien uno de los estudios relatados a continuación no está exactamente referido a forjados de vigueta prefabricada, se ha considerado adecuada la inclusión en este apartado por las implicaciones que también tiene para forjados de vigueta pretensada y bovedilla.

### **2.7.1. Influencia de las bovedillas en la resistencia a cortante**

En 2000, tal y como se ha presentado en el apartado 2.4, Regan [88] realizó 14 series de ensayos para valorar el comportamiento de la expresión de la predicción de la resistencia a cortante del CM-90, en casos que no se utilizaron para la deducción de la misma. Una de las series estaba referida a la influencia que tienen las paredes de las bovedillas adheridas al alma, ya que son un encofrado perdido, tanto en forjados unidireccionales in situ y bovedilla, como para forjados de vigueta pretensada y bovedilla. En esta serie de ensayos las vigas no están pretensadas, y toda la sección en T se realizó del mismo hormigón. Para emular las paredes de las bovedillas de hormigón prefabricado, se dispusieron placas rectangulares de 250 mm de longitud adosadas al alma, ver figura 2.65.

Para forjados de capa de compresión in situ, encofrado entre bovedillas prefabricadas, la cuestión que se plantea Regan es si la pared de las bovedillas contribuye o no en la resistencia a cortante del forjado. Una vez que se ha producido la fisuración por flexión en

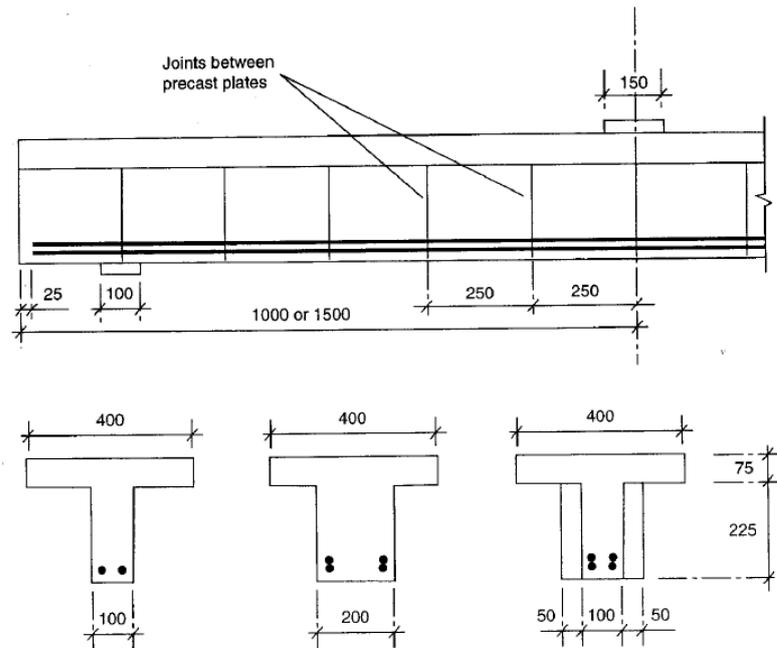


Figura 2.65: Detalles de las vigas de la serie de ensayos de forjados con bovedilla de Regan [88].

las secciones donde se producen las juntas entre bovedillas, parece improbable que puedan producirse tensiones de cortante-fricción importantes entre las caras de los bloques. El ancho efectivo del alma en estas secciones es probablemente el del hormigón in situ (el del nervio sin contar las paredes de la bovedillas). Sin embargo, dado que las bovedillas permanecen adheridas, éstas deben contribuir a resistir tracciones a lo largo de fisuras diagonales.

Para evaluar este fenómeno Regan ensayó 10 vigas con sección en T (emulando bovedillas rectangulares) de forjados realizados in situ, cuatro de ellas eran vigas ordinarias en T de control, mientras que las otras seis tenían placas de hormigón prefabricado colocadas a modo de encofrado para simular el efecto de los bloques. Las testas de estas placas eran lisas y colocadas a hueso una contra la otra, mientras que las caras de las placas que estaban en contacto con el alma eran rugosas.

Los detalles de las vigas ensayadas se muestran en la figura 2.65, y los resultados se presentan en la tabla 2.1, donde  $b_1$  es el ancho del hormigón in situ, que en este caso es el ancho del alma, y  $b_2$  es el ancho del hormigón prefabricado adherido al alma, que en este caso son las paredes de los bloques.

Todas las vigas fallaron a cortante más o menos inmediatamente después de la formación de fisuras diagonales. La fisura a flexión previa no se pudo observar visualmente en las vigas con las placas prefabricadas, pero su presencia se verificó mediante la instrumentación

| Nº de viga | In situ    |        |             | Prefabricado |             |                          | $V_{exp}$ (kN) | $V_{exp}/(0,18\xi(100\rho f_{ck})^{1/3}bd) = \frac{V_{exp}}{V_{pred}}$ |                      |
|------------|------------|--------|-------------|--------------|-------------|--------------------------|----------------|--|----------------------|
|            | $b_1$ (mm) | d (mm) | $f_c$ (MPa) | $b_2$ (mm)   | $f_c$ (MPa) | $A_s$ (mm <sup>2</sup> ) |                | Para $b = b_1$   | Para $b = b_1 + b_2$ |
| 1-1        | 100        | 264    | 35,6        | 100          | 33,0        | 804                      | 85             | 1,92   | 1,27                 |
| 1-2        | 200        | 264    | 32,0        | -            | -           | 804                      | 84             | 1,28   | 1,28                 |
| 1-3        | 200        | 264    | 31,2        | -            | -           | 804                      | 80             | 1,23   | 1,23                 |
| 1-4        | 200        | 272    | 28,1        | -            | -           | 402                      | 75             | 1,50   | 1,50                 |
| 1-5        | 100        | 272    | 35,7        | 100          | 37,4        | 402                      | 90             | 2,64   | 1,65                 |
| 1-6        | 100        | 272    | 28,7        | -            | -           | 402                      | 45             | 1,42   | 1,42                 |
| 1-7        | 100        | 264    | 28,8        | 100          | 33,6        | 804                      | 60             | 1,52   | 0,92                 |
| 1-8        | 100        | 264    | 28,5        | 100          | 28,6        | 804                      | 60             | 1,52   | 0,95                 |
| 1-9        | 100        | 264    | 26,1        | 100          | 9,9         | 804                      | 52             | 1,30   | 0,96                 |
| 1-10       | 100        | 264    | 24,6        | 100          | 27,8        | 804                      | 66             | 1,77   | 1,08                 |

Tabla 2.1: Resultados de la serie de ensayos de forjados con bovedilla de Regan [88].

de los ensayos.

En la tabla 2.1 se puede observar que las predicciones de la expresión del CM-90 son mucho más congruentes con los resultados experimentales si para el ancho del alma se considera el ancho del hormigón in situ  $b_1$  más el prefabricado  $b_2$  (las paredes de los bloques), que si sólo se tiene en cuenta el ancho del hormigón in situ  $b_1$ . En la última columna de la tabla, los valores de  $\rho$  en la expresión  $0,18\xi(100\rho f_{ck})^{1/3}bd$  se han calculado teniendo en cuenta el ancho total (in situ más prefabricado), y  $f_{ck}$  se ha obtenido mediante una media ponderada en función de los anchos de cada uno de los dos hormigones.

Para las 6 primeras vigas la relación a/d fue más bien baja, entre 2,6 y 2,7, y los ratios  $V_{exp}/(0,18\xi(100\rho f_{ck})^{1/3}bd) = \frac{V_{exp}}{V_{pred}}$  tienen medias de 1,26 y 1,52 respectivamente, para los grupos de vigas con más y menos armadura longitudinal traccionada.

Las 4 últimas vigas eran más largas (a/d = 4,6), y la media de los ratios  $\frac{V_{exp}}{V_{pred}}$  es 0,98, donde  $V_{pred} = (0,18\xi(100\rho f_{ck})^{1/3}bd)$ .

Esta variación entre las 6 primeras vigas y las 4 últimas coincide con lo establecido por Kani y otros (visto en la figura 2.37) en que el efecto arco en vigas en T se produce hasta relaciones de a/d mayores que 2,5, en contra de lo que sucede con las vigas rectangulares.

En estos resultados se observa que, a pesar de que existe una reducción en la rigidez a flexión debido a la falta de contribución del hormigón prefabricado en el ancho total del alma, la resistencia a cortante de las vigas está más relacionada con la resistencia a tracción en las superficies en diagonal donde se forman las fisuras de cortante, y esto incluye las resistencias de los elementos prefabricados adheridos al alma.

### 2.7.2. Efectos de retracción y fluencia

En 2008, Cladera y Ribas [105] estudiaron los efectos de la retracción y la fluencia en la resistencia a cortante de los forjados de semivigueta pretensada y prefabricada, con capa de

compresión de hormigón in situ. Tanto la fluencia como la retracción diferencial producen tensiones en la sección compuesta, tal y cómo se simplifica en el croquis de la figura 2.66 a partir de los esfuerzos internos autoequilibrados. La fluencia produce una descompresión de la vigueta y una compresión del hormigón in-situ, debido a que el hormigón de la vigueta pretensada tiende a deformarse a compresión y por el principio de Navier-Bernoulli la deformada debe seguir siendo plana. Por el contrario, la retracción diferencial entre el hormigón in-situ y el hormigón de la vigueta, debido a la diferente fecha de hormigonado, produce una compresión de la vigueta prefabricada y la aparición de tensiones de tracción en el hormigón in-situ.

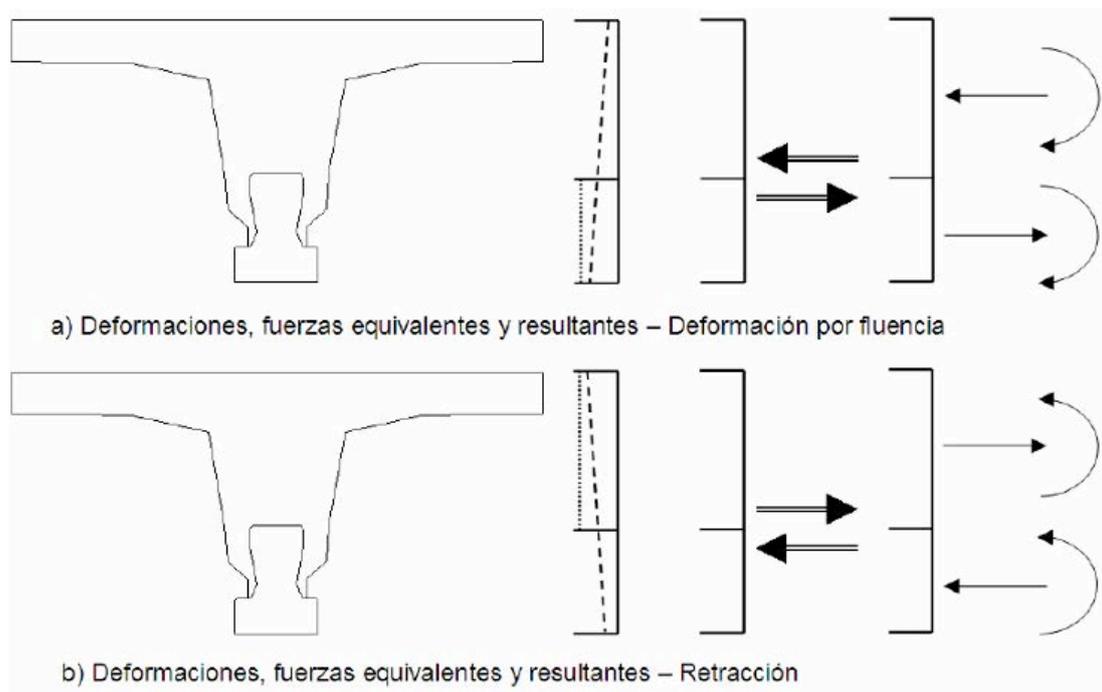


Figura 2.66: Croquis explicativo de la influencia de la fluencia y retracción diferencial en un elemento compuesto [105].

Para este estudio, Cladera y Ribas utilizaron el modelo CONS, un modelo no lineal y dependiente del tiempo, capaz de analizar una viga discretizada en fibras [106] [107]. El citado modelo permite la consideración del comportamiento no lineal del material y la geometría, así como los campos de deformaciones no mecánicas causados por la retracción, fluencia, edad y gradientes de temperatura. Además, permite un análisis paso a paso en el tiempo para simular el proceso constructivo del elemento.

En las figuras 2.67 y 2.68 se presenta la distribución de tensiones normales para una vigueta y un nervio de forjado unidireccional de edificación. En los dos casos la vigueta estudiada es de 12 cm de altura y está pretensada con 6 alambres de 5 mm de diámetro. En las gráficas

a) y b) de ambas figuras se representa la evolución de las tensiones normales en la vigueta debido a las pérdidas de pretensado. Para el cálculo de las tensiones a tiempo infinito se ha supuesto que el nervio in situ se hormigonaba a los 28 días de edad de la vigueta prefabricada para el caso representado en la figura 2.67 y a los 10000 días de edad en el caso de la figura 2.68.

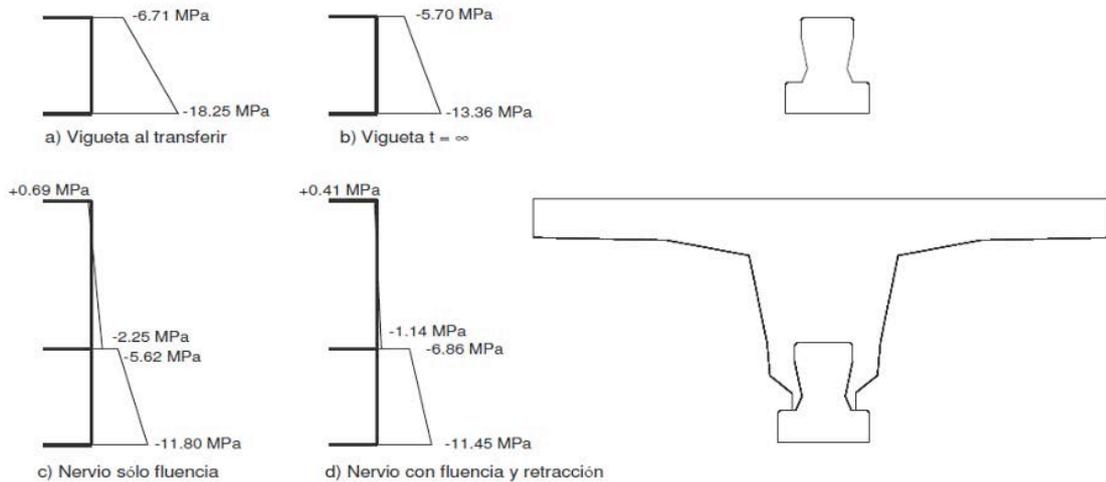


Figura 2.67: Tensiones a tiempo infinito en la sección transversal de una semivigueta de 12 cm y un nervio de 25+5 cm. Hormigonado in-situ a los 28 días de edad de la vigueta [105].

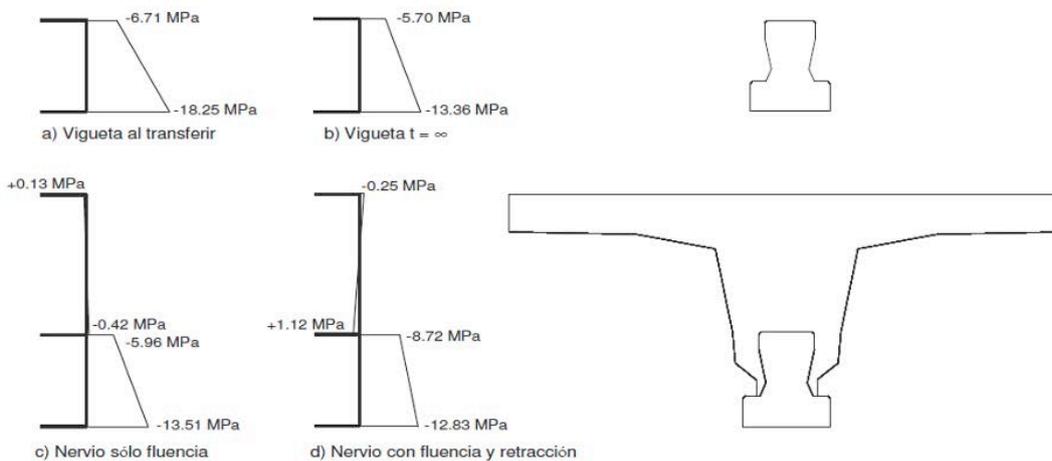


Figura 2.68: Tensiones a tiempo infinito en la sección transversal de una semivigueta de 12 cm y un nervio de 25+5 cm. Hormigonado in-situ a los 10000 días de edad de la vigueta [105].

En el caso de que se hormigone el nervio in situ a los 28 días (figura 2.67c), se observa que se transmiten compresiones por fluencia de la vigueta pretensada al hormigón in situ, hasta llegar, en su parte inferior, hasta un valor de 2,25 MPa. No obstante, si se considera el

efecto combinado de la retracción (figura 2.67d), dicha compresión disminuye hasta 1,14 MPa. Sin embargo, en caso de que la vigueta sea almacenada durante un largo periodo de tiempo y se construya después el hormigón in-situ (en el ejemplo se han considerado 10000 días, figura 2.68), la transferencia de tensiones es más desfavorable. Como se observa en la figura 2.68c, las tensiones que se transmiten por fluencia son muy pequeñas, llegando a comprimir el hormigón in-situ únicamente hasta 0,42 MPa. Si se añade el efecto de la retracción diferencial (figura 2.68d), resulta que aparecen tracciones en el alma de hormigón in-situ de valor 1,12 MPa. Por este motivo resulta evidente que no se puede considerar el efecto positivo de las compresiones, ya que en función del proceso seguido por el montaje éstas pueden ser nulas o incluso ser tensiones de tracción. Si bien generalmente se admite que los fenómenos reológicos no influyen en los Estados Límite Últimos, esto se debe a la existencia de armadura que ductiliza el comportamiento. Para este tipo de nervios de forjados, en los que no se cuenta con armadura transversal, se podría pensar que estas tensiones de tracción podrían reducir el valor del cortante último resistido por la pieza compuesta. Sin embargo, después de la evaluación de la resistencia utilizando el programa Response-2000 [63], que permite introducir saltos en la deformación inicial de la pieza a nivel sección, la disminución de resistencia ha sido inferior al 5%, por lo que no se considera necesario tenerlo en cuenta en el cálculo debido a su complejidad.

### 2.7.3. Análisis histórico normativo de los forjados de vigueta pretensada

Dominguez et al. realizaron entre 2005 y 2011 [108] [109] [110] [111] un estudio sobre los valores normativos de la resistencia a cortante para los forjados de vigueta y bovedilla. En él se refleja que el valor normativo de diseño a cortante en España de los forjados de vigueta y bovedilla, no ha sido el mismo que en el resto de elementos, y que además, este valor de diseño ha ido bajando con el paso de las diferentes normativas. La representación gráfica de ello se muestra en la figura 2.69 [108] [109] [110], en donde se representa el valor de la tensión de diseño de un forjado de vigueta y bovedilla para:

- Hormigón tipo de resistencia característica  $f_{ck} = 40$  MPa (valor bastante frecuente en prefabricación de viguetas).
- Sección general en la que  $d = 200$  mm.
- Cuantía de armadura traccionada  $0,001 < \rho < 0,02$  (máxima admitida a nivel de cálculo en la formulación).

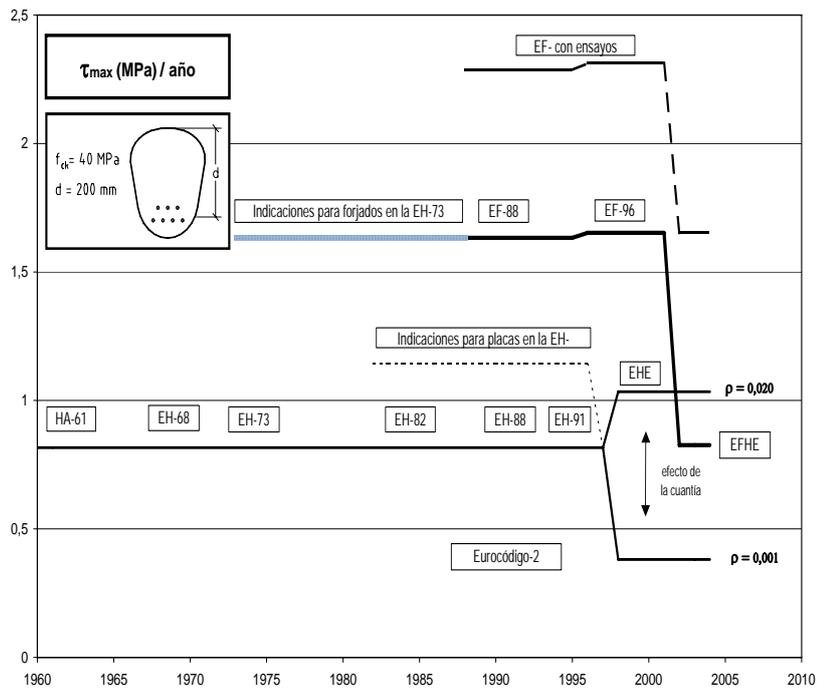


Figura 2.69: Evolución del valor máximo de la tensión tangencial admisible ( $\tau$ ) en la Normativa Española hasta la llegada de la Instrucción EHE-08, Dominguez et al. [108] [109] [110].

Fruto de los resultados de más de 160 ensayos como parte de las tareas de control de calidad de los fabricantes del Sello CIETAN, los autores recalibraron la formulación general de cortante para el caso específico de viguetas pretensadas [109]. Sin embargo, como lo autores comentan, los valores de las resistencia de los materiales utilizados para estos estudios no se han obtenido a partir de ensayos de resistencia de los materiales, sino que se han utilizado los declarados por cada fabricante en su Autorización de Uso [108] [109]. Los valores de resistencia del hormigón  $f_{cm}$  utilizados en los estudios son:

$$f_{cm} = \frac{f_{ck}}{e^{-1,645v}} \quad (2.48)$$

donde  $v=0,1$  (coeficiente de variación de 10%) y  $f_{ck}$  es el valor de la resistencia de los hormigones declarados por cada fabricante en su Autorización de Uso.

En 2008, Dominguez et al. [109] presentan una comparativa entre los valores de la campaña experimental comentada y las siguientes formulaciones normativas:

- (A) EFHE:  $V_{u2} = 0,32(f_{ck})^{1/2}bd$  (con ensayos); [75].
- (B) EHE-98:  $V_{u2} = [0,12\xi(100\rho_l f_{ck})^{1/3} - 0,15\sigma'_{cd}]b_0d$ ; [103].
- (C) EC-2:  $V_{Rd,c} = [C_{Rd,c}k(100\rho_l f_{ck})^{1/3}(2d/x) - 0,15\sigma_{cp}]b_wd \leq 0,5b_wd v f_{cd}$ ; [44].

- (D) EC-2:  $\frac{Ib_w}{S} \sqrt{f_{ct,d}^2 + \alpha \sigma_{cm} f_{ct,d}}$ ; [44].
- (E1) EHE-08:  $V_{u2} = [(0,18/\gamma_c)\xi(100\rho_l f_{cv})^{1/3} + 0,15\alpha\sigma'_{cd}]b_0d$ ; [43].
- (E2) EHE-08:  $V_{u2-min} = [(0,075/\gamma_c)\xi^{3/2} f_{cv}^{1/2} + 0,15\alpha\sigma'_{cd}]b_0d$ ; [43].

Dominguez et al. presentan los valores de media aritmética, desviación típica y coeficiente de variación para cada uno de los ensayos del cociente  $\frac{V_{ensayo}}{V_{predicho}}$ , para cada una de las expresiones arriba planteadas. Los resultados se presentan en la tabla 2.2.

|            | Mohr  | EFHE  | EHE-98<br>(sin pret) | EHE-98<br>(con pret) | EC-2<br>(sin pret) | EHE-08<br>( $b_1$ +pret) | EHE-08<br>( $b_2$ ) | EHE-08<br>( $b_{2min}$ ) |
|------------|-------|-------|----------------------|----------------------|--------------------|--------------------------|---------------------|--------------------------|
| Media      | 0,941 | 1,995 | 2,777                | 2,312                | 3,596              | 1,598                    | 2,223               | 1,488                    |
| Desviación | 0,175 | 0,370 | 0,532                | 0,415                | 0,569              | 0,265                    | 0,494               | 0,336                    |
| Variación  | 0,186 | 0,185 | 0,191                | 0,179                | 0,158              | 0,166                    | 0,222               | 0,226                    |

Tabla 2.2: Resultados obtenidos por Dominguez et al. [109].

Las conclusiones de Dominguez et al. son [109]:

- La aplicación de los criterios establecidos en la Instrucción EHE-08 conducen a valores dentro del orden de los previstos con la formulación de la Instrucción EFHE sin necesidad de refrendarlos mediante ensayos.
- Dado 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 de la Instrucción EHE-08, ver apartado 2.6.1 ecuación 2.43, dependiendo si la comprobación es en  $b_1$  o  $b_2$  del canto de la sección completa y la fuerza de pretensado. De este modo, para secciones con elevado pretensado es limitante la capacidad de la sección de hormigón vertido en obra  $b_2$ , mientras que para elementos con poco pretensado, la limitación viene determinada por la tensión tangencial en el hormigón prefabricado  $b_1$ .
- Los criterios de la Instrucción EHE-08 permiten valores próximos a los resultados experimentales, aplicando la formulación general y con un adecuado margen de seguridad, no siendo necesario realizar por parte del fabricante ensayos adicionales.



## IMPORTANCIA Y OBJETIVOS DE LA INVESTIGACIÓN

### 3.1. Importancia de la investigación y objetivo general

A la vista de la bibliografía analizada se pone de manifiesto la carencia de resultados experimentales a cortante de los nervios que forman forjados de vigueta y bovedilla pretensada, con una caracterización de los materiales que las componen, que permita la comprensión de su comportamiento y el planteamiento de modelos que evalúen correctamente la resistencia a cortante de estos elementos.

Una parte importante de la investigación se centra en la contribución de aumentar el banco de datos experimentales disponibles con el fin de corroborar los métodos de diseño existentes en la bibliografía para la evaluación de la resistencia a cortante de las vigas que forman los forjados de vigueta pretensada y bovedilla.

El objetivo general de esta tesis es mejorar la comprensión del comportamiento a cortante de los forjados de vigueta y bovedilla pretensada. Este tipo de elementos, actualmente en uso en los 5 continentes y utilizado durante los últimos 70 años, carece de base experimental que acredite los actuales métodos de diseño a cortante que se utilizan para su dimensionado y rehabilitación.

### 3.2. Objetivos específicos

Con el fin de lograr este objetivo general, se proponen los siguientes objetivos específicos:

- Contribuir a la comprensión de cuales son los mecanismos de resistencia a esfuerzo cortante en los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, e identificar cuales son los principales y la causa de ello.
- Estudiar la capacidad a cortante de los nervios que forman los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, para poder evaluar la influencia de diferentes parámetros sobre la resistencia cortante de estos elementos: espesor de la capa de compresión, tipo de vigueta, cuantía de armado longitudinal, fuerza de pretensado en la vigueta y canto total del forjado.
- Evaluar el comportamiento de los actuales métodos de diseño a cortante destinados a este tipo de elementos mediante la comparación con la experimentación llevada a cabo.
- Proponer un método mecánico de diseño frente a cortante para predecir la resistencia a cortante de las vigas que forman los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, fruto de la investigación realizada.
- Comprobar si el modelo mecánico propuesto es capaz de obtener resultados satisfactorios frente a elementos similares ensayados por otros autores.

## CAMPAÑA EXPERIMENTAL

Para comprender mejor el comportamiento a cortante de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, se han ensayado 27 vigas conformadas por una vigueta pretensada y una capa de compresión, formando la sección resistente de un nervio de forjado. Los ensayos se llevaron a cabo en la fábrica de la sección de prefabricados de Pastor (actualmente Heropref), sita en Santa Margarita, Mallorca. Dado que esta campaña experimental iba a ser la primera de estas características llevada a cabo tanto en Mallorca, como en la Universidad de las Islas Baleares (UIB), se planteó en dos partes: una campaña previa realizada en el 2007 en la que se ensayaron tan sólo 3 vigas, y una campaña realizada en 2010 en la que se ensayaron 24 vigas.

### 4.1. Campaña de ensayos previa

Esta campaña de 3 vigas, planteada inicialmente para adquirir los conocimientos necesarios para diseñar una campaña más ambiciosa, no sólo facilitó el diseño, configuración e instrumentación de los ensayos de la campaña posterior, sino que además permitió constatar la gran influencia del espesor de la capa de compresión en la resistencia a cortante en este tipo de forjados. Así, el espesor de la capa de compresión se convirtió en el parámetro más significativo de la campaña experimental posterior. La campaña previa experimental se llevó a cabo realizando 3 ensayos los días 16, 17 y 28 de agosto del 2007.

Los ensayos se realizaron con una doble finalidad: (a) servir de experiencia previa para anticipar tiempos de ensayo, tipo de instrumentación necesaria y diseño de la campaña posterior; (b) evaluar si los elementos fabricados por la sección de prefabricados de Pastor

(actual Heropref), cumplía con lo establecido en el Anejo 5 de la EFHE [75], como se ha presentado en el punto 2.6.3 del presente documento.

#### 4.1.1. Características de las piezas ensayadas en la campaña previa

Las piezas ensayadas estaban constituidas por una vigueta pretensada y hormigón in situ que incluía el armado mínimo establecido por la Instrucción EFHE [75] para la capa de compresión. El vertido del hormigón in situ se realizó sobre moldes construidos expresamente para emular la sección eficaz del nervio completo en un forjado (vigueta más hormigón in situ). Los tres especímenes fueron realizados con viguetas pretensadas prefabricadas de 12 cm canto como la que se muestra en la figura 4.1

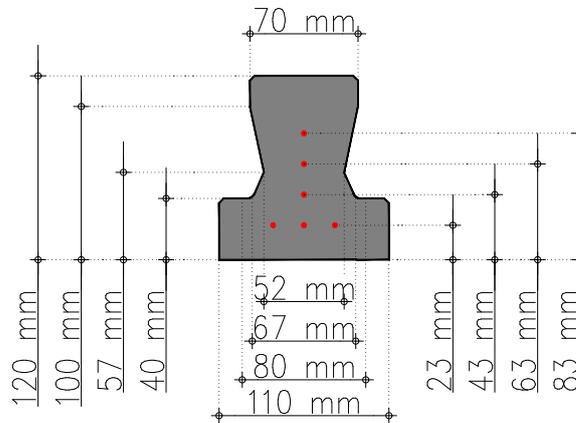


Figura 4.1: Geometría de la vigueta T5 de 12 cm de canto, armada con 6 alambres pretensados de 5 mm de diámetro.

Los tres forjados ensayados, 30-T5-T12-CC5, 25-T5-T12-CC5 y 20-T5-T12-CC8, formaban forjados de cantos  $25\text{ cm} + 5\text{ cm}$ , de  $20\text{ cm} + 5\text{ cm}$  y de  $12\text{ cm} + 8\text{ cm}$  de canto respectivamente, donde el valor posterior al signo + indica el espesor de la capa de compresión en centímetros. La distancia entre ejes de viguetas es de 70 cm, y por tanto el ancho de capa de compresión es de 70 cm en los tres forjados. La geometría de la sección de los nervios queda definida en la figura 4.2, en la que los armados longitudinales y transversales de la capa de compresión, en azul discontinuo, forman una cuadrícula de barras de 5 mm de diámetro cada 250 mm de acero B500S.

Para conocer la resistencia a compresión de los hormigones utilizados en los ensayos, se realizaron probetas de hormigón cilíndricas de 15x30 (figura 4.3), las probetas se mantuvieron en las mismas condiciones ambientales que los especímenes, y se ensayaron justo

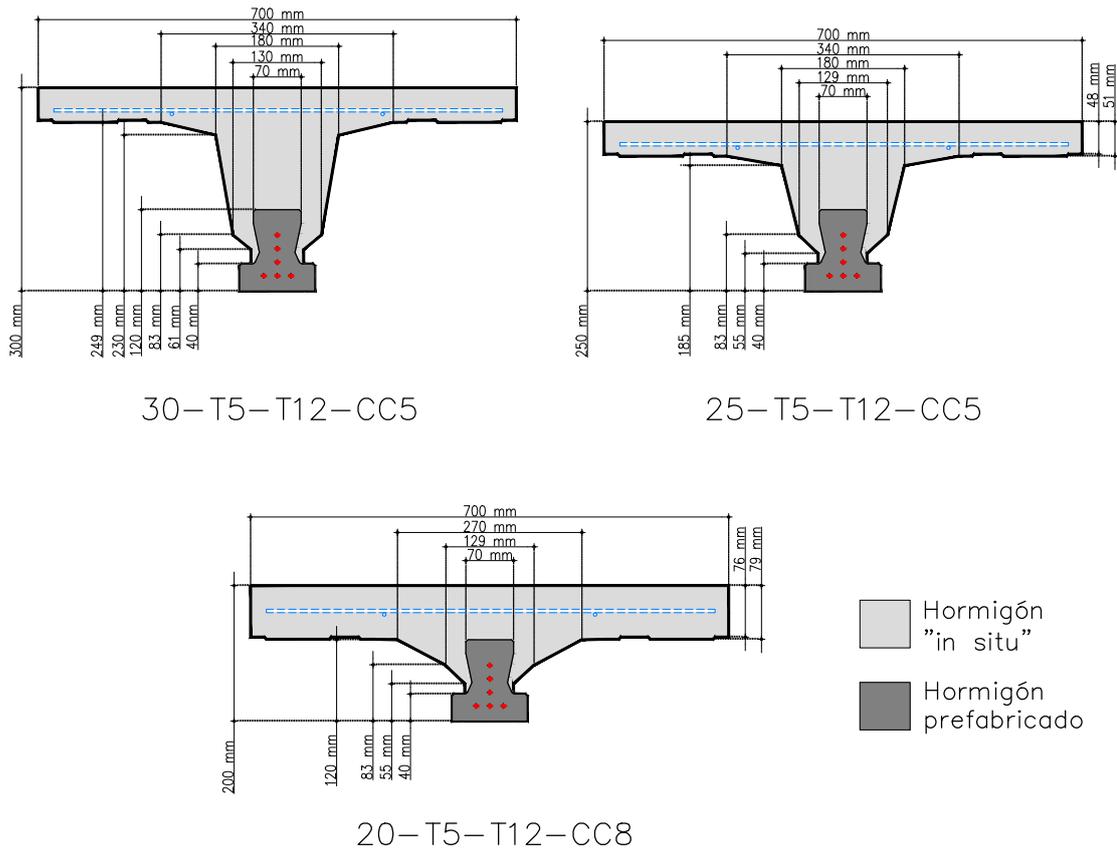


Figura 4.2: Geometría de las tres secciones de los forjados ensayados en la campaña de 2007.

antes del ensayo de los nervios de los forjados. Los resultados de los ensayos de las probetas se muestran en la tabla 4.1.

| Forjado       | Hormigón prefabricado | Hormigón in situ |
|---------------|-----------------------|------------------|
|               | $f_c$<br>(MPa)        | $f_c$<br>(MPa)   |
| 30-T5-T12-CC5 | 46,3                  | 43,6             |
| 25-T5-T12-CC5 | 45,5                  | 43,6             |
| 20-T5-T12-CC8 | 46,9                  | 43,6             |

Tabla 4.1: Resistencia de las probetas.

#### 4.1.2. Configuración de los ensayos de la campaña previa

La figura 4.4 muestra la configuración de los tres ensayos. La carga fue aplicada de forma asimétrica en la viga, con el fin de aumentar la probabilidad de rotura al lado con mayor



Figura 4.3: Rotura de probetas a compresión, realizadas justo antes de los ensayos.

solicitud a cortante.

Los nervios de forjado se apoyaron sobre dos chapas de acero articuladas de 20 mm de espesor y 150 mm de ancho. Las chapas estaban situados a 50 cm del extremo de los nervios, para asegurar la adherencia de la armadura activa al hormigón. La chapa de aplicación de la carga al espécimen era de acero de 20 mm de espesor y 150 mm de ancho, y entre ésta y el elemento se dispuso una banda elastomérica de 5 mm de espesor para evitar el aplastamiento del hormigón.

Con el objetivo de evitar que el efecto arco aumentase la resistencia a cortante de los especímenes ensayados, se utilizó una luz a cortante siempre mayor de 3,5 veces el canto de la sección, cumpliendo así con lo dispuesto tanto en las recomendaciones para ensayar vigas a cortante, como en los requisitos para el ensayo de este tipo de nervios del Anejo 5 de la Instrucción EFHE [75].

#### 4.1.3. Resultados de los ensayos de la campaña previa

Las tres vigas rompieron a cortante según los valores que se muestran en la tabla 4.2. En el Apéndice A del presente documento, también se presentan las curvas tiempo-carga y carga-deformación de los tres ensayos. Así como un levantamiento del control de fisuras que se realizó durante los ensayos.

En la tabla 4.2 puede observarse que todas las predicciones de las instrucciones, columnas 2 a 4, predicen que la viga con menor resistencia a cortante es la 20-T5-T12-CC8, dando mucha importancia al canto útil de la viga y menospreciando la relevancia del espesor de la capa de compresión. Sin embargo la campaña de 2007 muestra lo contrario, el elemento que resistió más a cortante fue el que tenía mayor espesor de la capa de compresión,

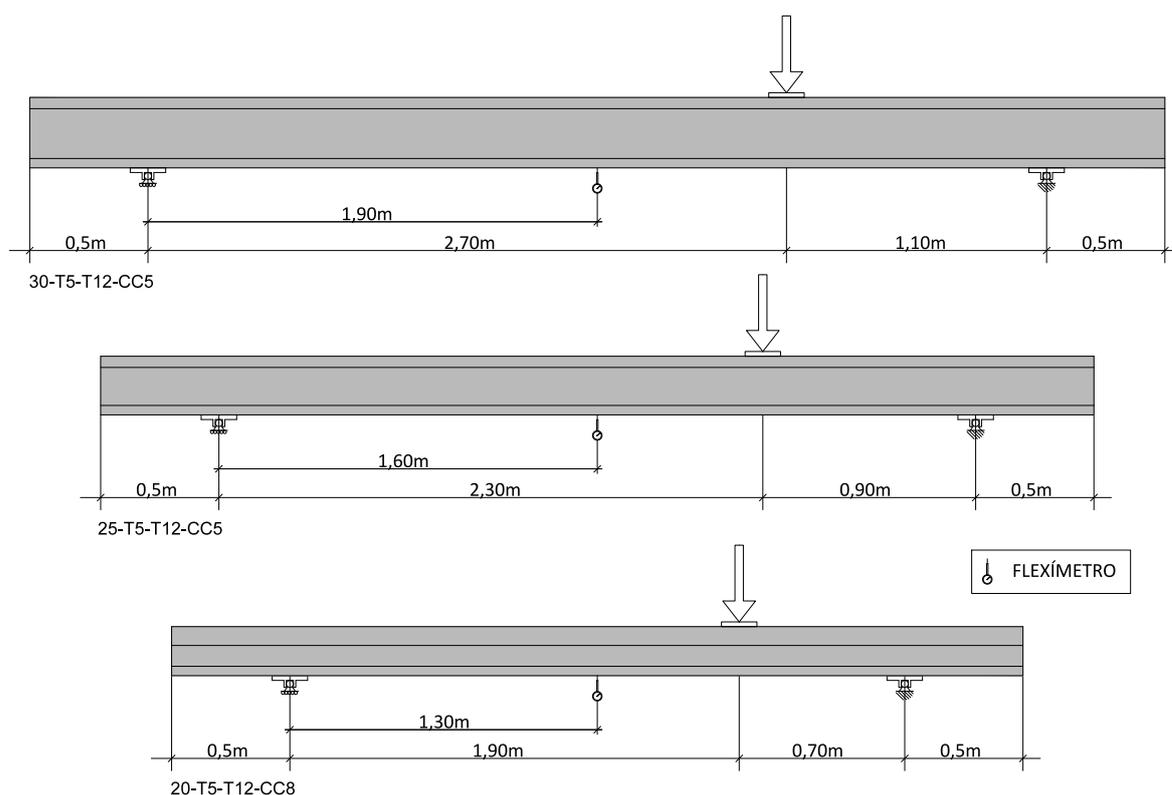


Figura 4.4: Configuración de los tres ensayos de la campaña previa.

| Forjado       | $V_{EHE-08}$<br>(kN) | $V_{EFHE}$<br>(kN) | $V_{EHE-98}$<br>(kN) | $V_{Ensayo}$<br>(kN) |
|---------------|----------------------|--------------------|----------------------|----------------------|
| 30-T5-T12-CC5 | 40,2                 | 28,9               | 43,4                 | 47,2                 |
| 25-T5-T12-CC5 | 33,2                 | 22,3               | 37,6                 | 40,5                 |
| 20-T5-T12-CC8 | 26,6                 | 19,5               | 29,5                 | <b>52,8</b>          |

Tabla 4.2: Resumen de resultados de la campaña previa y predicciones de las normativas españolas vigentes en el momento de los ensayos y de la Instrucción EHE-08.

la viga 20-T5-T12-CC8, ver columna 5 de la tabla 4.2, aun siendo el de menor canto útil y que a priori debía resistir menos. Esta observación permitió plantear la campaña de ensayos de 2010 para evaluar la importancia de la capa de compresión y su espesor frente a la resistencia a cortante.

## 4.2. Objetivos de la campaña experimental

Los objetivos de la campaña experimental llevada a cabo en 2010 se centran en evaluar la influencia de las particularidades que tienen los forjados de vigueta pretensada y bovedila

en su resistencia a cortante. La campaña se diseñó principalmente con el fin de evaluar la influencia del espesor de la capa de compresión de los forjados en su resistencia a cortante. Además se plantearon los siguientes objetivos específicos:

- Evaluar la influencia del canto del forjado en su resistencia a cortante.
- Evaluar la influencia de la cuantía de armadura activa de la vigueta en la resistencia del forjado a cortante.
- Conocer las diferencias de comportamiento a cortante entre los forjados construidos con vigueta autoportante pretensada y los construidos con semivigueta pretensada.
- Observar el tipo de rotura a cortante de este tipo de elementos, para discernir cuales de los mecanismos resistentes presentados en la sección 2.5.4 del presente documento son los que mayor influencia tienen en la resistencia a cortante del forjado.

### **4.3. Diseño de las vigas y del ensayo**

#### **4.3.1. Variables contempladas en el diseño de los ensayos**

Con el propósito de alcanzar los objetivos planteados en la sección 4.2 se diseñó la campaña con las siguientes variables:

- Canto total del nervio de forjado (2 opciones).
- Área de pretensado en la vigueta prefabricada (2 opciones).
- Geometría de la vigueta prefabricada, atendiendo su tipología (2 opciones: vigueta autoportante y semivigueta).
- Existencia de la capa de compresión así como la influencia de su espesor (3 opciones).

#### **4.3.2. Configuración de los ensayos**

El número de especímenes ensayados viene dado por la combinatoria de las variables arriba citadas, por tanto se realizaron un total de 24 ensayos. Cada sección se define por el canto total de la sección acabada (24 cm o 29 cm); por el área de armado de la vigueta pretensada: tipo 3 o tipo 5, según la autorización de uso del fabricante (T3 o T5); por el tipo de vigueta pretensada, semivigueta de 12 cm de canto o vigueta autoportante de 20 cm de canto (T12 o T20 respectivamente); y por el espesor de la capa de compresión: un elemento sin capa de compresión, otro con capa de compresión de 4 cm de espesor y, por último,

otro con capa de compresión de 7 cm de espesor (SCC, CC4 o CC7 respectivamente). De este modo cada nervio de la campaña se nombra según sus variables, separadas por guiones, por el orden mostrado en la tabla 4.3. Así el primer elemento se llama: 24-T3-T12-SCC.

| Canto total | Tipo de armado del fabricante | Tipo de vigueta pretensada según canto | Espesor de la capa de compresión |
|-------------|-------------------------------|--|----------------------------------|
| 24 - 29     | T3 - T5                       | T12 - T20                              | SCC - CC4 - CC7                  |

Tabla 4.3: Nomenclatura de los especímenes, atendiendo a sus variables. Las posibles variables están separadas entre guiones.

Los elementos se ensayaron con una carga puntual dispuesta a  $3h$  de un apoyo y  $5h$  del otro, ver figura 4.5, siendo  $h$  en canto total del nervio del forjado. Estas dimensiones se plantearon para evitar el efecto arco citado en [63], entre otras muchas referencias.

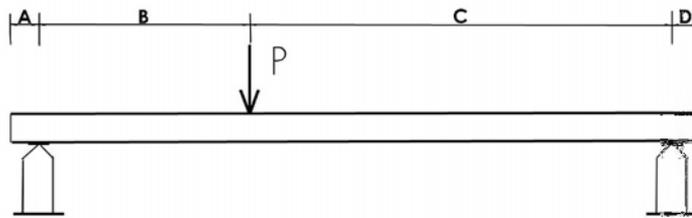


Figura 4.5: Esquema de posición de la carga y apoyos de los ensayos.

En la figura 4.5 se observa que  $A = D \geq 50$  cm para garantizar el anclaje de las armaduras pretensas,  $B = 3h$  y  $C = 5h$ . El ensayo está planteado para que las solicitaciones en el lado  $B$  de la carga sean mayores que en el lado  $C$ , con el fin de poder instrumentar únicamente la sección crítica.

Los nervios de 24 cm de canto tienen una longitud total de 3 m y los de 29 cm de canto una longitud de 3,4 m.

### 4.3.3. Geometría de las secciones de las vigas

La elección de la geometría de los especímenes se obtuvo imitando en lo posible las secciones ejecutadas usualmente en las obras de edificación. La sección a ensayar es un nervio de forjado unidireccional, con un intereje de 70 cm, formado por una vigueta de hormigón pretensado prefabricado y el hormigón in situ para terminar la formación del nervio y la capa de compresión.

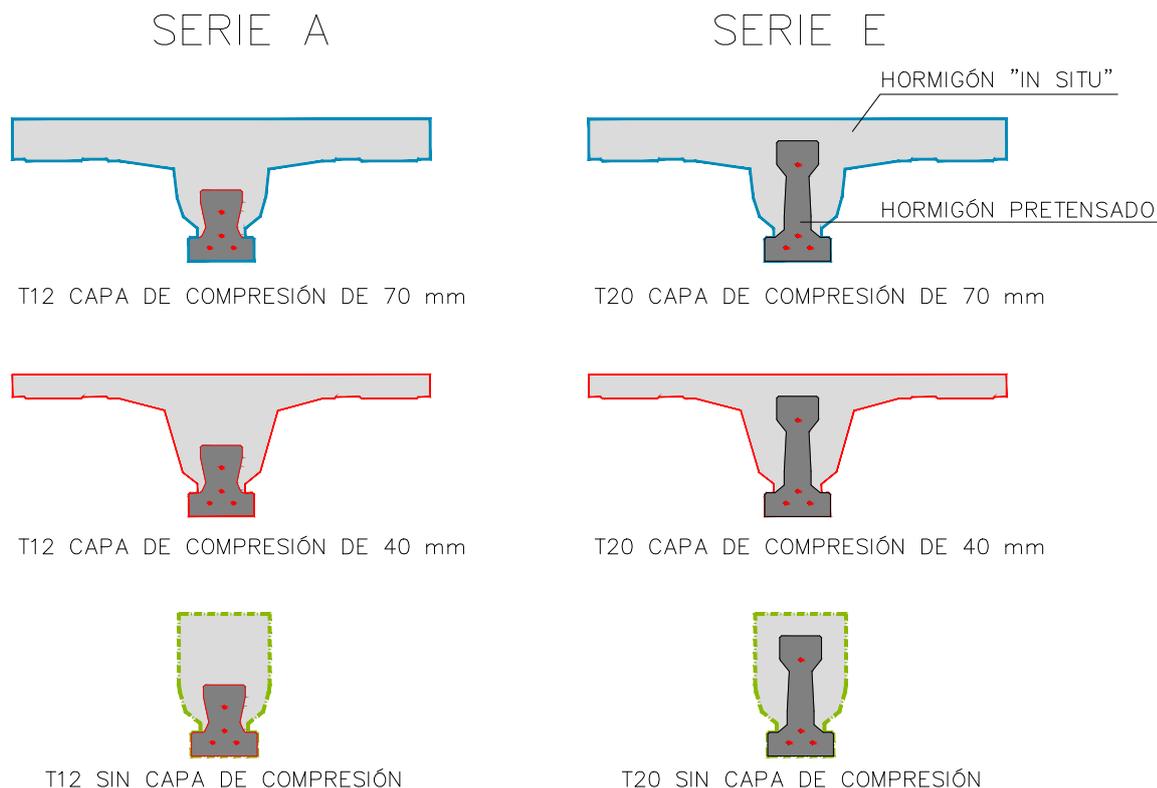


Figura 4.6: Series A y E de la campaña de ensayos.

Las vigas o nervios de forjados se agrupan en ocho series de tres vigas cada una, en la figura 4.6 se muestran dos series de ejemplo. En cada serie, las vigas comparten las características evaluadas por la Instrucción EHE-08 [43] para determinar su previsión de la resistencia a cortante del forjado, estas son:

- Canto útil  $d$ . Presentado para cada serie en las figuras 4.7 a 4.9.
- Vigueta pretensada, y por tanto su ancho mínimo  $b_1$ . Presentada para cada serie en las figuras 4.7 a 4.9.
- Línea de menor resistencia teniendo en cuenta el hormigón colocado in situ, correspondiente a la parte superior de la vigueta y a la distancia más corta entre el borde superior de la vigueta y las bovedillas,  $b_2$ . Se presenta para cada serie en las figuras 4.7 a 4.9.
- Fuerza de pretensado, que conjuntamente con el mismo tipo de vigueta, supone las mismas cuantías  $\rho_{11} = \frac{A_p}{b_1 d}$  y  $\rho_{12} = \frac{A_s}{b_2 d}$ , y misma tensión axial media  $\sigma'_{cd} = \frac{N_d}{A_c}$ , donde  $A_p$  es el área de acero pretensado,  $N_d$  es la fuerza de pretensado y  $A_c$  es el área a la que afecta el pretensado, en este caso el área de la sección de la vigueta.

Al compartir estas características las vigas de cada serie, comparten la predicción de resistencia a cortante según la Instrucción EHE 08 [43] y la EFHE [75], esta última ya derogada. Así, cada serie tiene una viga sin capa de compresión (sección en verde en la figura 4.7), otra con una capa de compresión de 40 mm (sección en rojo en la figura 4.7) y otra con una capa de compresión de 70 mm (sección en azul en la figura 4.8). En la figura 4.9, se superponen las 8 series tres a tres, respetando los colores citados, y se muestran que en cada serie los valores geométricos tenidos en cuenta para el diseño a cortante por las instrucciones EHE-08 y EFHE (ver punto 2.6 del presente documento) son los mismos en cada una de las 3 vigas pertenecientes a una serie.

La geometría de cada uno de los forjados ensayados está descrita de forma precisa en el Apéndice A del presente documento.

## 4.4. Propiedades de las vigas

### 4.4.1. Elementos prefabricados

La campaña contempla la utilización de dos geometrías diferentes de viguetas prefabricadas pretensadas para la elaboración de los nervios de forjado, ver figura 4.10. Las viguetas juntamente con las piezas de entrevigado y el hormigón in situ, forman la sección resistente final de un forjado. Las tipologías usadas en la campaña son:

- Vigueta semirresistente pretensada tipo T-12, ya utilizada en la campaña previa.
- Vigueta autorresistente pretensada tipo T-20.

Las principales diferencias entre ambas son la geometría y el proceso constructivo del forjado en el que se colocan, ya que las viguetas autorresistentes T-20, ver figura 4.10, en algunos casos, son capaces de resistir por sí solas, sin la colaboración del hormigón vertido en obra, los esfuerzos producidos por el peso propio del forjado, por lo que permiten el vertido de hormigón para la formación de la capa de compresión del forjado sin necesidad de apuntalamiento. Esto suele ser posible siempre que las luces sean aproximadamente menores de 4 metros. En cambio, en el proceso constructivo utilizado con las semiviguetas pretensadas T-12 siempre es necesario encofrar los forjados, en fase de construcción, para resistir los esfuerzos producidos por el peso propio del forjado, hasta el fraguado del hormigón in situ. A pesar de que las viguetas autorresistentes, en algunos casos, no necesitan de encofrados, se pueden encofrar para obtener un mejor comportamiento en servicio del conjunto. En la campaña experimental se encofraron todos los nervios de forjado para evitar una variable más en el estudio.

| FORJADOS SIN CAPA DE COMPRESION |   |   |  |   |
|---------------------------------|---|---|--|---|
|                                 | VIGUETA T12   | SERIE   | VIGUETA T20  | SERIE   |
| CANTO TOTAL 240 mm              | Armado T3<br>24-T3-T12-SCC<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 152\text{mm}$<br>$d = 197.5\text{mm}$   |  A | 24-T3-T20-SCC<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 198.8\text{mm}$<br>$d = 210.8\text{mm}$ |  E |
|                                 | Armado T5<br>24-T5-T12-SCC<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 152\text{mm}$<br>$d = 197.5\text{mm}$   |  B | 24-T5-T20-SCC<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 198.8\text{mm}$<br>$d = 199.5\text{mm}$ |  F |
| CANTO TOTAL 290 mm              | Armado T3<br>29-T3-T12-SCC<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 149.8\text{mm}$<br>$d = 247.5\text{mm}$ |  C | 29-T3-T20-SCC<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 187.3\text{mm}$<br>$d = 260.8\text{mm}$ |  G |
|                                 | Armado T5<br>29-T5-T12-SCC<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 149.8\text{mm}$<br>$d = 247.5\text{mm}$ |  D | 29-T5-T20-SCC<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 187.3\text{mm}$<br>$d = 249.5\text{mm}$ |  H |

| FORJADOS CAPA DE COMPRESION DE 40 mm |   |   |  |   |
|--------------------------------------|---|---|--|---|
|                                      | VIGUETA T12   | SERIE   | VIGUETA T20  | SERIE   |
| CANTO TOTAL 240 mm                   | Armado T3<br>24-T3-T12-CC4<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 152\text{mm}$<br>$d = 197.5\text{mm}$   |  A | 24-T3-T20-CC4<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 198.8\text{mm}$<br>$d = 210.8\text{mm}$ |  E |
|                                      | Armado T5<br>24-T5-T12-CC4<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 152\text{mm}$<br>$d = 197.5\text{mm}$   |  B | 24-T5-T20-CC4<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 198.8\text{mm}$<br>$d = 199.5\text{mm}$ |  F |
| CANTO TOTAL 290 mm                   | Armado T3<br>29-T3-T12-CC4<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 149.8\text{mm}$<br>$d = 247.5\text{mm}$ |  C | 29-T3-T20-CC4<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 187.3\text{mm}$<br>$d = 260.8\text{mm}$ |  G |
|                                      | Armado T5<br>29-T5-T12-CC4<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 149.8\text{mm}$<br>$d = 247.5\text{mm}$ |  D | 29-T5-T20-CC4<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 187.3\text{mm}$<br>$d = 249.5\text{mm}$ |  H |

Figura 4.7: 8 vigas sin capa de compresión, arriba. 8 vigas con capa de compresión de 40 mm, abajo.

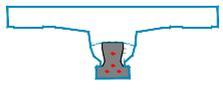
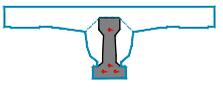
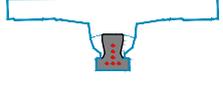
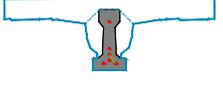
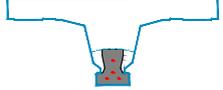
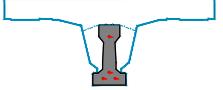
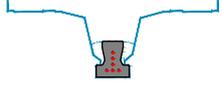
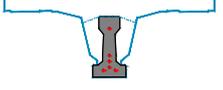
| FORJADOS CAPA DE COMPRESION DE 70 mm |   |   |             |  |   |   |
|--------------------------------------|---|---|-------------|--|---|---|
|                                      | VIGUETA T12   | SERIE   | VIGUETA T20 | SERIE  |   |   |
| CANTO TOTAL 240 mm                   | Armado T3<br>24-T3-T12-CC7<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 152\text{mm}$<br>$d = 197.5\text{mm}$   |    | A           | 24-T3-T20-CC7<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 198.8\text{mm}$<br>$d = 210.8\text{mm}$ |    | E |
|                                      | Armado T5<br>24-T5-T12-CC7<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 152\text{mm}$<br>$d = 197.5\text{mm}$   |   | B           | 24-T5-T20-CC7<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 198.8\text{mm}$<br>$d = 199.5\text{mm}$ |   | F |
| CANTO TOTAL 290 mm                   | Armado T3<br>29-T3-T12-CC7<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 149.8\text{mm}$<br>$d = 247.5\text{mm}$ |  | C           | 29-T3-T20-CC7<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 187.3\text{mm}$<br>$d = 260.8\text{mm}$ |  | G |
|                                      | Armado T5<br>29-T5-T12-CC7<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 149.8\text{mm}$<br>$d = 247.5\text{mm}$ |  | D           | 29-T5-T20-CC7<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 187.3\text{mm}$<br>$d = 249.5\text{mm}$ |  | H |

Figura 4.8: 8 vigas con capa de compresión de 70 mm.

| 8 SERIES DE FORJADOS SUPERPUESTAS |             |  |             |  |   |
|-----------------------------------|-------------|--|-------------|--|---|
|                                   | VIGUETA T12 | SERIE  | VIGUETA T20 | SERIE  |   |
| CANTO TOTAL 240 mm                | Armado T3   | 24-T3-T12<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 152\text{mm}$<br>$d = 197.5\text{mm}$   | A           | 24-T3-T20<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 198.8\text{mm}$<br>$d = 210.8\text{mm}$ | E |
|                                   | Armado T5   | 24-T5-T12<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 152\text{mm}$<br>$d = 197.5\text{mm}$   | B           | 24-T5-T20<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 198.8\text{mm}$<br>$d = 199.5\text{mm}$ | F |
| CANTO TOTAL 290 mm                | Armado T3   | 29-T3-T12<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 149.8\text{mm}$<br>$d = 247.5\text{mm}$ | C           | 29-T3-T20<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 187.3\text{mm}$<br>$d = 260.8\text{mm}$ | G |
|                                   | Armado T5   | 29-T5-T12<br>$b_1 = 52\text{mm}$<br>$b_2 = 149.8\text{mm}$<br>$d = 247.5\text{mm}$ | D           | 29-T5-T20<br>$b_1 = 38\text{mm}$<br>$b_2 = 187.3\text{mm}$<br>$d = 249.5\text{mm}$ | H |

Figura 4.9: 24 vigas en 8 series, superpuestas 3 a 3.



Figura 4.10: Semiviguetas T-12 y viguetas autorresistentes T-20.

A su vez se utilizaron dos tipos de armado para cada una de las dos geometrías de vigueta utilizadas, ver figura 4.11. El tipo T-3 armado con 4 alambres de 5 mm de diámetro de acero Y1860 y el tipo T-5 armado con 6 alambres de 5 mm de diámetro de acero Y1860.

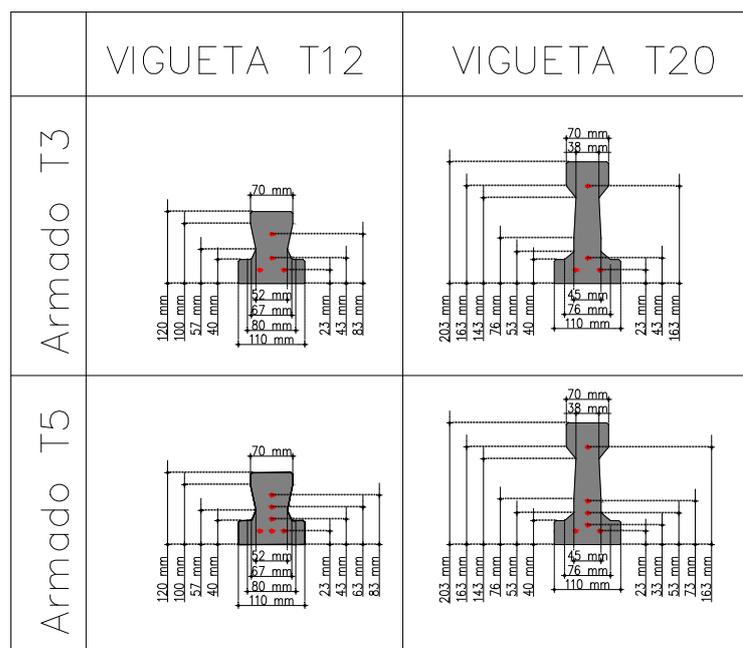


Figura 4.11: Secciones de los cuatro tipos de viguetas.

### Propiedades del hormigón in situ

Este hormigón equivaldría al que se suministra en obra para la formación de la capa de compresión de los forjados. Las autorizaciones de uso del fabricante indican el uso del hormigón in situ tipo HA25/B/16/IIa con áridos procedentes de machaqueo. Con el objetivo de conseguir un ajuste de la resistencia del hormigón ( $f_{ck} = 25 N/mm^2$ ) se realizó una dosificación que se ajustase a  $f_{cm} = 33 N/mm^2$  ( $f_{cm} = f_{ck} + 8$ ) [43], con el propósito de garantizar una diferencia clara de resistencias entre el hormigón de la vigueta y el hormigón in situ. Se realizó una dosificación expresamente para la ocasión mediante áridos calizos de machaqueo y cemento 42,5R. Estas dosificaciones se realizaron utilizando el método de Bolomey, mediante amasadas de  $1,5 m^3$ ; de las amasadas se controló el cono de Abrams y se extrajeron probetas para controlar la resistencia del hormigón resultante. Se realizaron 2 procesos de hormigonado de 3 amasadas de  $1,5 m^3$  con las mismas características, cada tanda se mezcló en un camión hormigonera para homogeneizar el hormigón de todas las capas de compresión de los especímenes, en la tabla 4.4 se muestran las dosificaciones de cada proceso de hormigonado. Nótese que a pesar de que la dosificación del hormigón para la capa de compresión utilizada en los forjados de las viguetas T20 tiene más agua añadida que la utilizada para los forjado de las T12, la resistencia a compresión es mayor en el hormigón de las T20 que en el de las T12, ver tabla 4.4. Esto es debido a que la semana de fabricación de las T12 hubo una mayor humedad relativa en el ambiente, que la

semana de la fabricación del hormigón de las T20, por lo que los áridos tenían más agua en la fabricación de las viguetas T12. Esta mayor cantidad de agua se notó también en la consistencia de los hormigones.

| Tipo de Sección          | T12        | T20        |
|--------------------------|------------|------------|
| Fecha de hormigonado     | 27/10/2009 | 03/11/2009 |
| Arena                    | 902 kg     | 902 kg     |
| Grava nº 1               | 565 kg     | 565 kg     |
| Grava nº 2               | 690 kg     | 690 kg     |
| Cemento 42,5             | 242 kg     | 242 kg     |
| Agua añadida             | 157 L      | 170 L      |
| Aditivo plastificante    | 4 L        | 4 L        |
| a/c                      | 0,65       | 0,70       |
| Resistencia a compresión | 31,47 MPa  | 38,37 MPa  |

Tabla 4.4: Dosificaciones de los hormigones in situ.

### Propiedades del hormigón prefabricado

El hormigón destinado a las viguetas pretensadas es de consistencia seca, con aditivos para facilitar el extrusionado, fabricado en amasadas de un metro cúbico. El hormigón es el utilizado por la planta para la fabricación de este tipo de elementos y su dosificación se muestra en la tabla 4.5.

| Tipo de Sección          | T12        | T20        |
|--------------------------|------------|------------|
| Fecha de hormigonado     | 19/03/2009 | 19/03/2009 |
| Arena                    | 800 kg     | 800 kg     |
| Grava nº 1 (2-4 mm)      | 200 kg     | 200 kg     |
| Grava nº 2 (8-14 mm)     | 900 kg     | 900 kg     |
| Cemento 52,5             | 430 kg     | 430 kg     |
| Agua                     | 160 L      | 160 L      |
| Aditivo aireante         | 1 L        | 1 L        |
| Aditivo fluidificante    | 2,35 L     | 3,35 L     |
| a/c                      | 0,37       | 0,37       |
| Resistencia a compresión | 55,97 MPa  | 52,32 MPa  |

Tabla 4.5: Dosificaciones de los hormigones prefabricados.

El control de los hormigones utilizados en la campaña se describe en el Apéndice C.

### Propiedades de los aceros

Para la fabricación de las viguetas prefabricadas pretensadas se ha utilizado alambres de acero de 5 mm de diámetro para pretensado Y1860C; con un  $f_{pk} = 1658 \text{ N/mm}^2$ . En la figura 4.12 se presenta la relación fuerza-alargamiento del ensayo de un alambre del rollo utilizado para la fabricación de las viguetas, proporcionado por el departamento de calidad de la empresa suministradora del acero Tycsa.

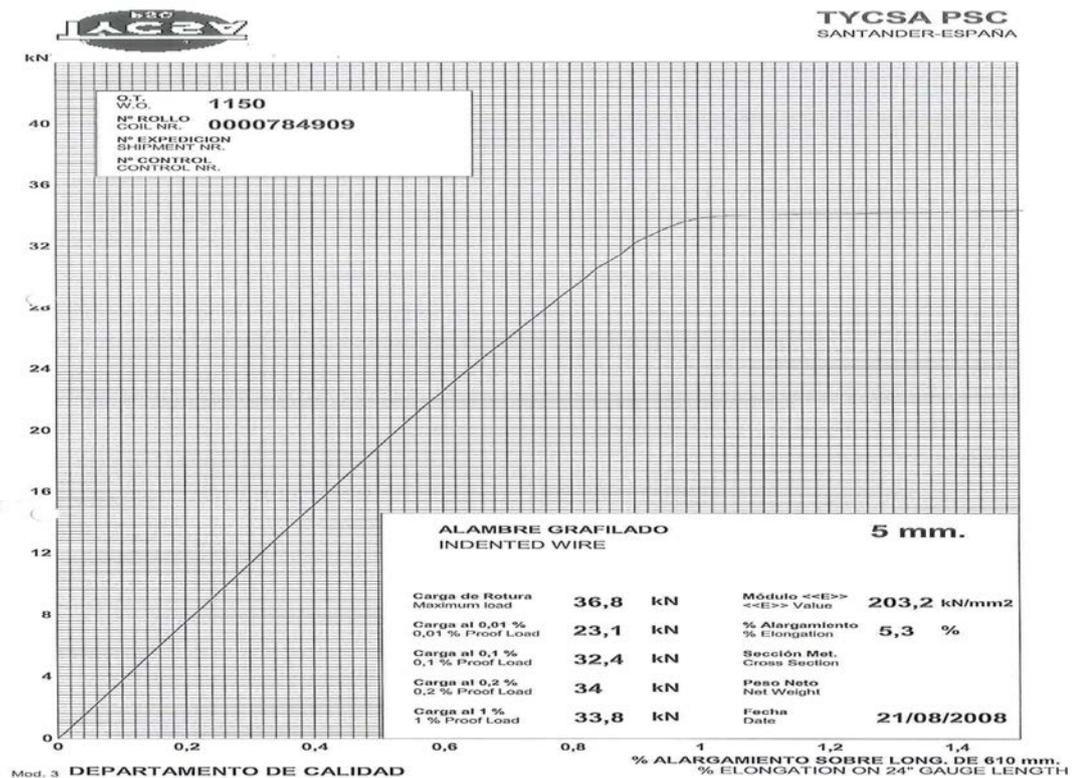


Figura 4.12: Relación fuerza-alargamiento del ensayo de un alambre.

El acero pasivo, que sólo se utiliza para emular el efecto del mallazo de la capa de compresión, es acero tipo B500S, y se dispone formando una cuadrícula de barras de 5 mm diámetro cada 250 mm, longitudinalmente y transversalmente, ver figura 4.13.

#### 4.4.2. Fabricación de las vigas

Las vigas fueron fabricadas y ensayadas en la planta de Pastor SA, actual Heropref, sita en Santa Margarita, Mallorca. Los componentes del hormigón, y aceros, así como los moldes de extrusión de las viguetas, fueron los propios de la planta. Los moldes de las bovedillas, se fabricaron de poliestireno de alta densidad específicamente para la realización de las vigas a ensayar, las medidas de los moldes se tomaron de las propias bovedillas que comercializa

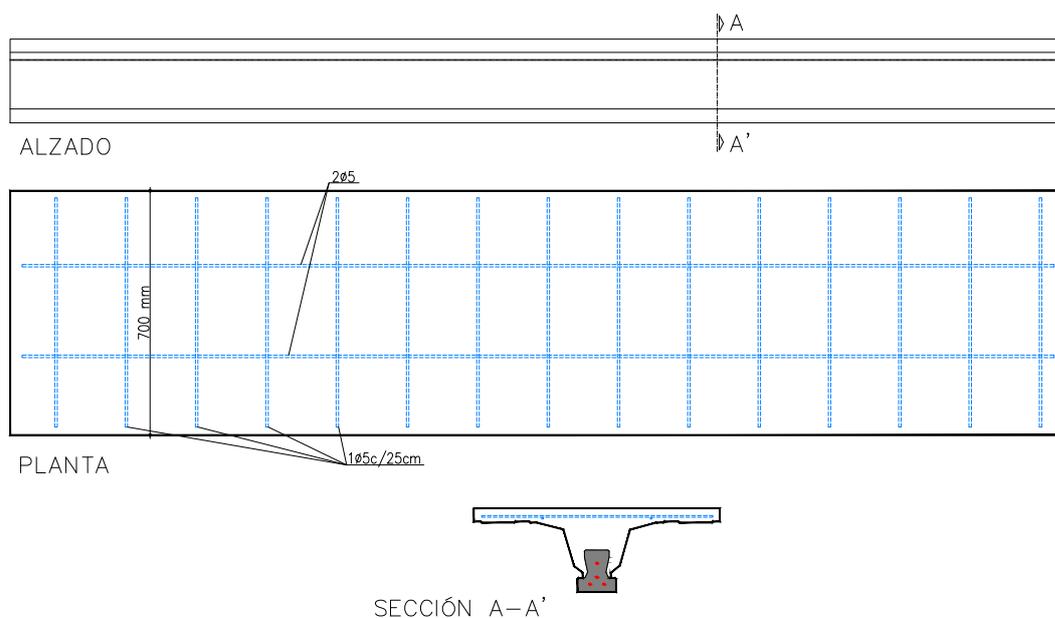


Figura 4.13: Disposición armado superior pasivo, en azul discontinuo.

la planta de hormigón, y en el caso de los forjados sin capa de compresión se diseñaron específicamente para que cumpliesen con lo establecido en la figura 4.9. Se plastificaron los moldes de poliestireno de alta densidad para posibilitar su recuperación después del fraguado del hormigón in situ, con el objeto de permitir la observación de la fisuración durante el ensayo.

En total se utilizaron 4 tipos de hormigón:

- El hormigón prefabricado de las semiviguetas T-12 (Tabla 4.5).
- El hormigón prefabricado de las viguetas autoportantes T-20 (Tabla 4.5).
- El hormigón de la capa de compresión de las semiviguetas T-12 (Tabla 4.4).
- El hormigón de la capa de compresión viguetas autoportantes T-20 (Tabla 4.4).

Las fechas de fabricación y de ensayo de los especímenes se resume en la tabla 4.6. En la figura 4.14 se muestran algunas fotografías del proceso de fabricación de las viguetas: tesado de alambres, extrusionado de hormigón y relleno de moldes de probetas cilíndricas y rectangulares.

En la figura 4.15 se muestran algunas fotografías del proceso de transmisión de pretensado y cortado de las viguetas.

| Proceso de fabricación   | Fecha           |
|--|-----------------|
| Hormigonado de las viguetas, semiviguetas pretensadas y sus probetas | 19/03/2009      |
| Transmisión del pretensado y corte de las viguetas y semiviguetas    | 26/03/2009      |
| Armado y hormigonado forjado completo T-12 y sus probetas            | 27/10/2009      |
| Armado y hormigonado forjado completo T-20 y sus probetas            | 03/11/2009      |
| Elemento   | Fecha de ensayo |
| 24-T-3-T-12-SCC  | 22/01/2010      |
| 24-T-3-T-12-CC7  | 16/02/2010      |
| 24-T-3-T-12-CC4  | 23/02/2010      |
| 29-T-3-T-12-SCC  | 26/02/2010      |
| 29-T-3-T-12-CC7  | 05/03/2010      |
| 29-T-3-T-12-CC4  | 06/03/2010      |
| 24-T-5-T-12-SCC  | 12/03/2010      |
| 24-T-5-T-12-CC7  | 13/03/2010      |
| 24-T-5-T-12-CC4  | 17/03/2010      |
| 29-T-5-T-12-SCC  | 19/03/2010      |
| 29-T-5-T-12-CC7  | 20/03/2010      |
| 29-T-5-T-12-CC4  | 20/03/2010      |
| 29-T-5-T-20-SCC  | 05/04/2010      |
| 29-T-5-T-20-CC4  | 05/04/2010      |
| 29-T-5-T-20-CC7  | 20/04/2010      |
| 29-T-3-T-20-SCC  | 29/04/2010      |
| 29-T-3-T-20-CC4  | 30/04/2010      |
| 29-T-3-T-20-CC7  | 06/05/2010      |
| 24-T-5-T-20-SCC  | 07/05/2010      |
| 24-T-5-T-20-CC4  | 13/05/2010      |
| 24-T-5-T-20-CC7  | 15/05/2010      |
| 24-T-3-T-20-SCC  | 15/05/2010      |
| 24-T-3-T-20-CC4  | 15/05/2010      |
| 24-T-3-T-20-CC7  | 15/05/2010      |

Tabla 4.6: Cronograma de fabricación y ensayo de las vigas.

En la figura 4.16 se muestran algunas fotografías del proceso de encofrado, armado y hormigonado de la capa de compresión de las vigas y sus probetas.



Figura 4.14: Proceso fabricación de: semiviguetas T-12, viguetas autorresistentes T-20, y sus probetas.



Figura 4.15: Proceso de transmisión de pretensado y cortado de viguetas.



Figura 4.16: Proceso de hormigonado de capas de compresión de semiviguetas T-12 y sus probetas.

## 4.5. Instrumentación

Los especímenes se instrumentaron principalmente en la sección más desfavorable generalmente asumida en la bibliografía [6] [63], que está a  $z \approx 0,9d$  del extremo de la placa de carga. En algunos elementos se instrumentó sólo la sección a una distancia  $z$  que estaba en el lado con más sollicitación a cortante, mientras que en otros se instrumentaron las secciones a una distancia  $z$  a ambos lados de los extremos de la placa de aplicación de la carga. En [112] (información suplementaria accesible desde la versión “online”), se muestra la configuración de instrumentación para cada ensayo. En la sección o secciones instrumentadas se dispusieron 8 ó 4 galgas extensométricas; dos transductores de desplazamiento (Temposonics®), uno en la cara superior y otro en la inferior; además de 2 lasers medidores de deformación a 45°. También se midió la flecha en el centro de vano y en la sección de análisis más solicitada a cortante, mediante dos transductores de desplazamiento (Temposonics®).

Se utilizó un sistema de adquisición de datos HBM ® (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH) con 16 canales disponibles de los cuales 8 son para galgas extensiométricas, 4 para transductores de desplazamiento (Temposonics®), 2 para medidores laser y un canal para la célula de carga, por lo que al final se obtienen 14 puntos de lectura sobre el espécimen a ensayar más la información de la célula de carga. Este sistema a su vez se conecta con un computador personal a través de un puerto USB. Los datos fueron procesados a través del programa “cadman easy®”, el sistema de adquisición de datos utilizado durante la campaña de ensayos fue el MGCplus. Se han utilizado dos configuraciones de instrumentación diferentes, entre ellas sólo se modifica la posición de las galgas G2, G4, G6 y G8, ver figura 4.17.

Las posiciones de la instrumentación en la vigas comunes a las dos configuraciones de instrumentación son:

- En la sección de análisis, que está a  $z \approx 0,9d$  del extremo de la placa de carga, en el lado de mayor cortante, dos transductores de desplazamiento en horizontal, de 336 mm de longitud inicial : uno en la cara inferior a compresión (T COMP) y otro en la cara inferior a tracción (T TENS).
- Dos transductores de desplazamiento en vertical, para medir flechas, uno en la sección central (T CEN), y otro en la sección de análisis a  $0,9d$  del extremo de la chapa de aplicación de la carga (T SEC A).
- Dos lasers colocados a 45° en la sección de análisis, cuyos transmisores se colocan a la altura de los alambres inferiores de la vigueta pretensada (22,5 mm), y junto con los receptores forman los vértices de un cuadrado de lado 100 mm centrado en la

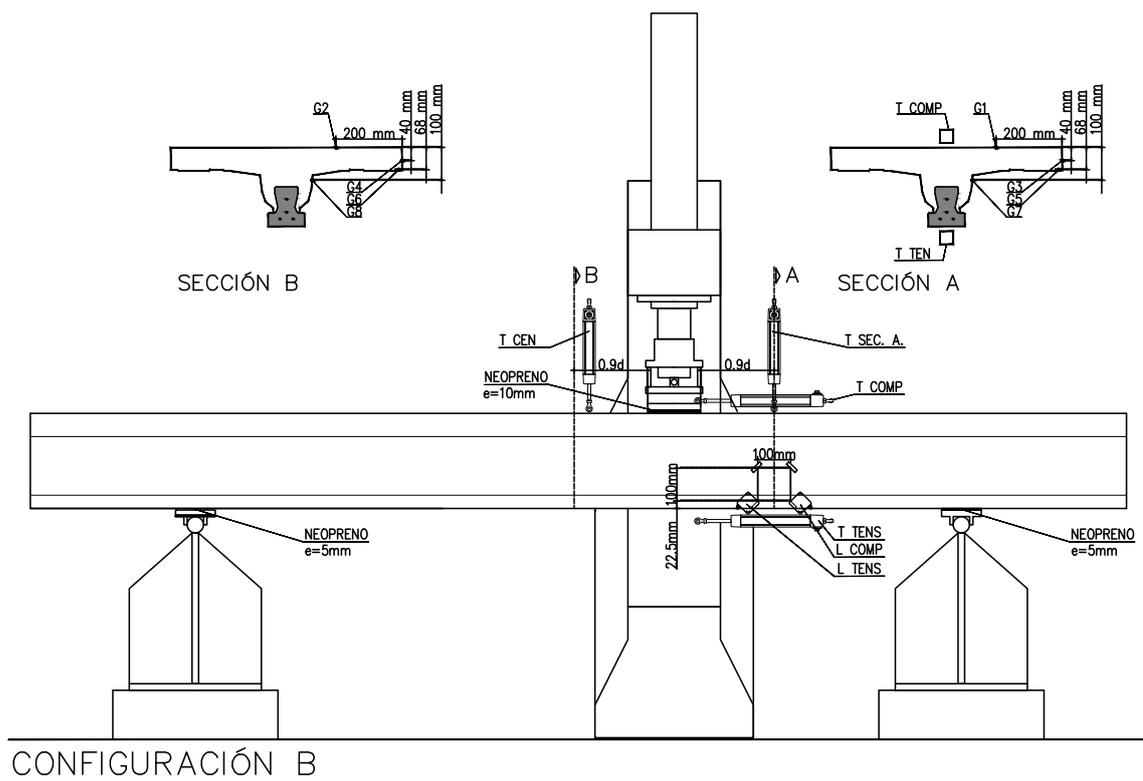
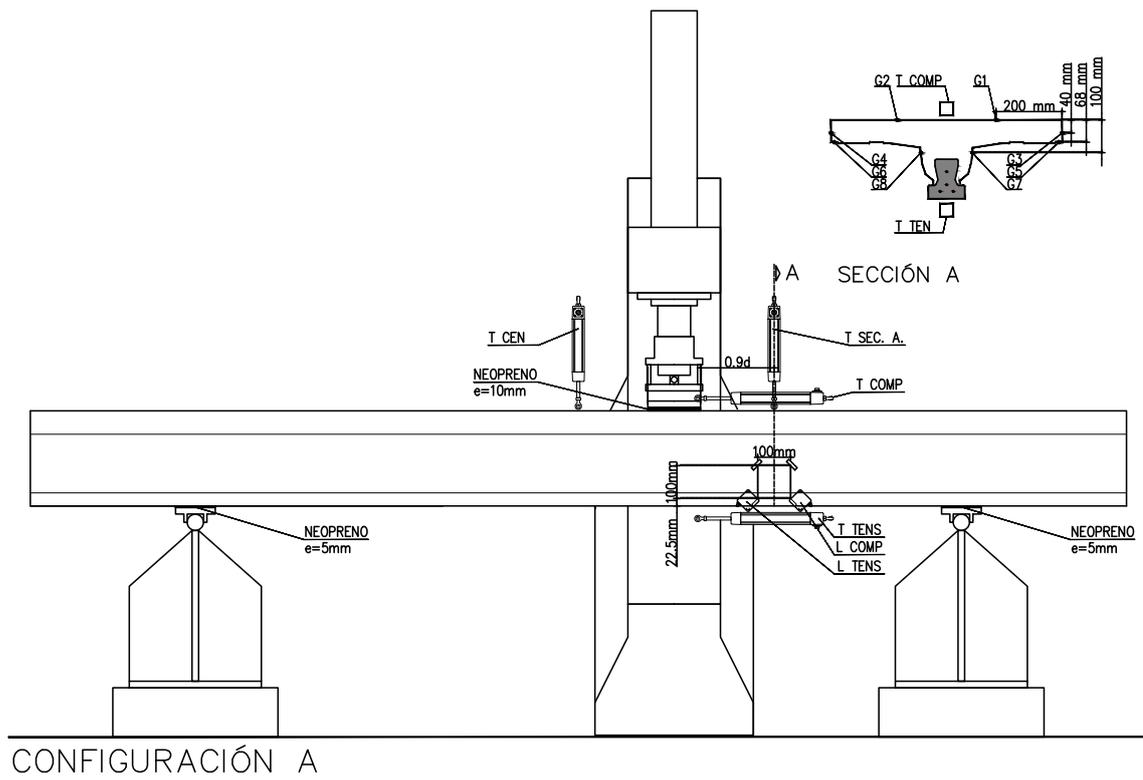


Figura 4.17: Configuraciones de instrumentación tipo A y B. Configuración del ensayo.

sección de análisis (ver figura 4.17), en uno las mediciones se acortan durante el ensayo (L COMP) y en el otro se alargan (L TENS). Estas dos mediciones se utilizan para conocer el valor de la deformación por cortante de la sección de análisis como se muestra en la figura 4.18.

- La toma de datos de la célula de carga.
- Cuatro galgas extensométricas en una de las caras de la sección de análisis, en la cara superior (G1), a 40 mm de la cara superior (G3), a 70 mm de la cara superior (G5), a 100 mm de la cara superior (G7), según se muestra en la figura 4.17

Las posiciones de la instrumentación en la vigas no comunes a las dos configuraciones de instrumentación son:

- **Tipo de instrumentación A:** En esta configuración se disponen 4 galgas (G2,G4,G6 y G8) simétricas a la G1, G3, G5 y G7 arriba citadas, con respecto a un eje vertical que pasa por el centro de gravedad de la sección de análisis, es decir en la otra cara de la sección de análisis. Ver figura 4.17.
- **Tipo de instrumentación B:** En esta configuración se disponen 4 galgas (G2,G4,G6 y G8) simétricas a la G1, G3, G5 y G7 arriba citadas, con respecto a un eje vertical que pasa el eje del pistón, es decir en otra la sección de análisis también a  $d_v \approx 0,9d$  del extremo de la placa de carga, pero en el lado de menor cortante. Ver figura 4.17.

En la tabla 4.7 se especifica el tipo de instrumentación en cada ensayo.

Utilizando el círculo de Mohr, tal y como se muestra en la figura 4.18, se puede deducir como obtener la deformación tangencial del alma  $\gamma_{xy}$  a partir de las lecturas del laser L COMP y del laser L TEN, la deformación tangencial del alma  $\gamma_{xy}$ , viene dada por:

$$0,5 \cdot \gamma_{xy} = R \cdot \text{sen}(2\Phi) \quad (4.1)$$

Donde R es el radio del círculo de Mohr, y  $\Phi$ , el ángulo de la deformación principal de compresión.

Además:

$$\frac{\varepsilon_{LTENS} - \varepsilon_{LCOMP}}{2} = \frac{\sigma_{xy}}{2} = R \cdot \text{sen}(2\Phi) \quad (4.2)$$

Donde  $\varepsilon_{LTENS}$  y  $\varepsilon_{LCOMP}$ , son las elongaciones relativas en las direcciones de medición de los lasers. Y por tanto:

$$\varepsilon_{LTENS} = \frac{\Delta l_{LTENS}}{l_{0,LTENS}}; \varepsilon_{LCOMP} = \frac{\Delta l_{LCOMP}}{l_{0,LCOMP}} \quad (4.3)$$

Siendo  $\Delta l$  el alargamiento medido por el laser correspondiente, y  $l_0$  la longitud inicial, que es la diagonal de un cuadrado de 100 mm de lado,  $2 \cdot \sqrt{2} \cdot 100$  mm.

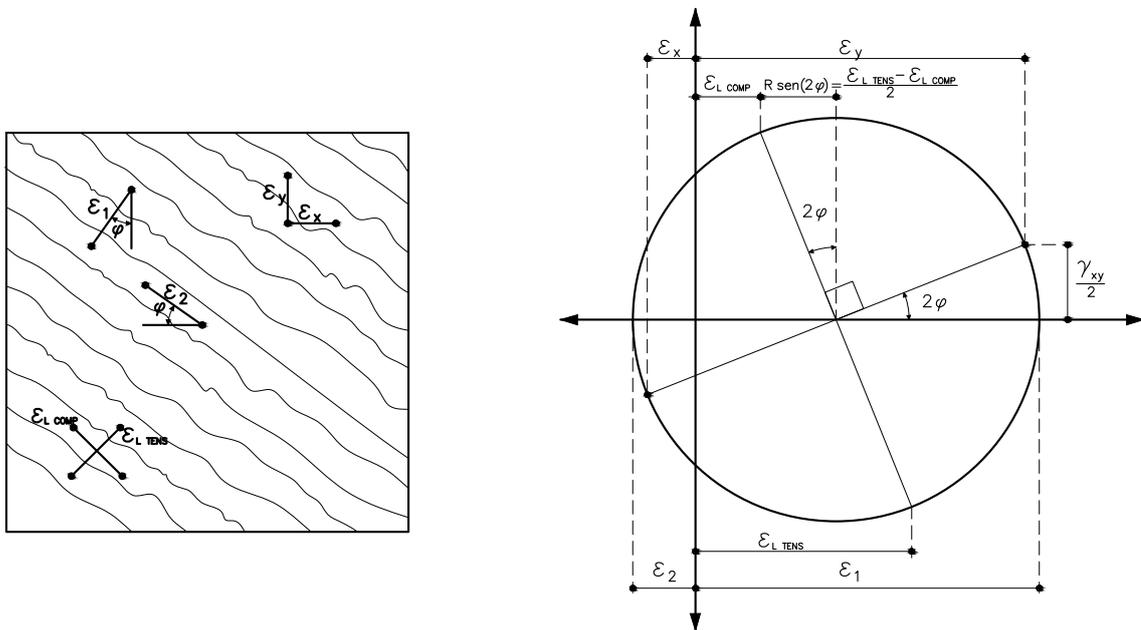


Figura 4.18: Deducción de la deformación a cortante  $\gamma_{xy}$  a partir del círculo de Mohr.

## 4.6. Procedimiento de ensayo

### 4.6.1. Configuración de los ensayos

Las figuras 4.17 y 4.19 muestran la configuración del ensayo. La carga se aplicó de forma asimétrica en la viga mediante una chapa de acero de 20 mm de espesor, 150 mm de base y tan ancha como la capa de compresión del elemento (700 mm como máximo). Entre la placa de aplicación de la carga y la viga se dispuso una banda elastomérica de 10 mm de espesor. En los primeros 14 ensayos, los ensayos de semivigueta pretensada (T-12), se dispusieron placas de apoyo de acero de 20 mm de espesor, 150 mm de base y tan ancha como la base del elemento (110 mm) articuladas. Entre las placas apoyo y la viga se dispuso una banda elastomérica de 5 mm de espesor. En los segundos 10 ensayos, los ensayos de vigueta autoportante (T-20), se cambió uno de los apoyos articulados (el más proximo a la placa de carga), por un rodillo cilíndrico de 40 mm de diámetro, sobre el que se dispuso una chapa de acero de 20 mm de espesor, y entre ella y la viga una banda elastomérica de 5 mm de espesor (ver figura 4.20).



Figura 4.19: Ejemplo de configuración de ensayo. Ensayo 24-T3-T12-SCC.



Figura 4.20: Apoyo deslizante utilizado en los 12 últimos ensayos.

En la tabla 4.7, se resumen, los tipos de soporte utilizados en todos los ensayos, además del tipo de instrumentación atendiendo a la clasificación presentada en el punto 4.5 del presente documento, como se había comentado anteriormente.

#### **4.6.2. Proceso de puesta en carga**

Los ensayos se llevaron a cabo mediante control de carga, utilizando un gato de carga de la casa Matest®, con una capacidad de carga de 250 kN. La velocidad de carga varía ligeramente para cada ensayo, según la previsión de la capacidad resistente de la viga a ensayar, para que el ensayo durase entre 60 y 90 minutos. Durante el ensayo, se llevaba el elemento hasta que este fisurase claramente a flexión, se descargaba, se volvía a cargar hasta la carga

| Orden cronológico | Serie | Viga          | Soporte lejano a la carga | Soporte cercano a la carga | Tipo de instrumentación |
|-------------------|-------|---------------|---------------------------|----------------------------|-------------------------|
| 1                 |       | 24-T3-T12-SCC | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 3                 | A     | 24-T3-T12-CC4 | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 2                 |       | 24-T3-T12-CC7 | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 7                 |       | 24-T5-T12-SCC | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 9                 | B     | 24-T5-T12-CC4 | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 8                 |       | 24-T5-T12-CC7 | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 4                 |       | 29-T3-T12-SCC | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 6                 | C     | 29-T3-T12-CC4 | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 5                 |       | 29-T3-T12-CC7 | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 10                |       | 29-T5-T12-SCC | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 12                | D     | 29-T5-T12-CC4 | Articulación              | Articulación               | B                       |
| 11                |       | 29-T5-T12-CC7 | Articulación              | Articulación               | B                       |
| 22                |       | 24-T3-T20-SCC | Articulación              | Apoyo deslizante           | A                       |
| 23                | E     | 24-T3-T20-CC4 | Articulación              | Apoyo deslizante           | B                       |
| 24                |       | 24-T3-T20-CC7 | Articulación              | Apoyo deslizante           | B                       |
| 19                |       | 24-T5-T20-SCC | Articulación              | Apoyo deslizante           | A                       |
| 20                | F     | 24-T5-T20-CC4 | Articulación              | Apoyo deslizante           | B                       |
| 21                |       | 24-T5-T20-CC7 | Articulación              | Apoyo deslizante           | B                       |
| 16                |       | 29-T3-T20-SCC | Articulación              | Apoyo deslizante           | A                       |
| 17                | G     | 29-T3-T20-CC4 | Articulación              | Apoyo deslizante           | B                       |
| 18                |       | 29-T3-T20-CC7 | Articulación              | Apoyo deslizante           | B                       |
| 13                |       | 29-T5-T20-SCC | Articulación              | Articulación               | A                       |
| 14                | H     | 29-T5-T20-CC4 | Articulación              | Articulación               | B                       |
| 15                |       | 29-T5-T20-CC7 | Articulación              | Apoyo deslizante           | B                       |
| 2007-1            |       | 30-T5-T12-CC5 | Articulación              | Articulación               | -                       |
| 2007-2            | 2007  | 25-T5-T12-CC5 | Articulación              | Articulación               | -                       |
| 2007-3            |       | 20-T5-T12-CC8 | Articulación              | Articulación               | -                       |

Tabla 4.7: Tipos de soporte e instrumentación.

de fisura a flexión anterior, se descargaba, y en el tercer proceso de carga se llevaba la viga hasta rotura, realizando paradas en esta última rampa de carga, sin descargar, para controlar la fisuración. En la figura 4.21 se muestra un ejemplo de la relación tiempo cortante (Ensayo de la viga 29-T3-T12-CC7). En [112] (en la información suplementaria accesible desde la versión “online”) se publicaron las relaciones tiempo-cortante aplicado para cada ensayo.

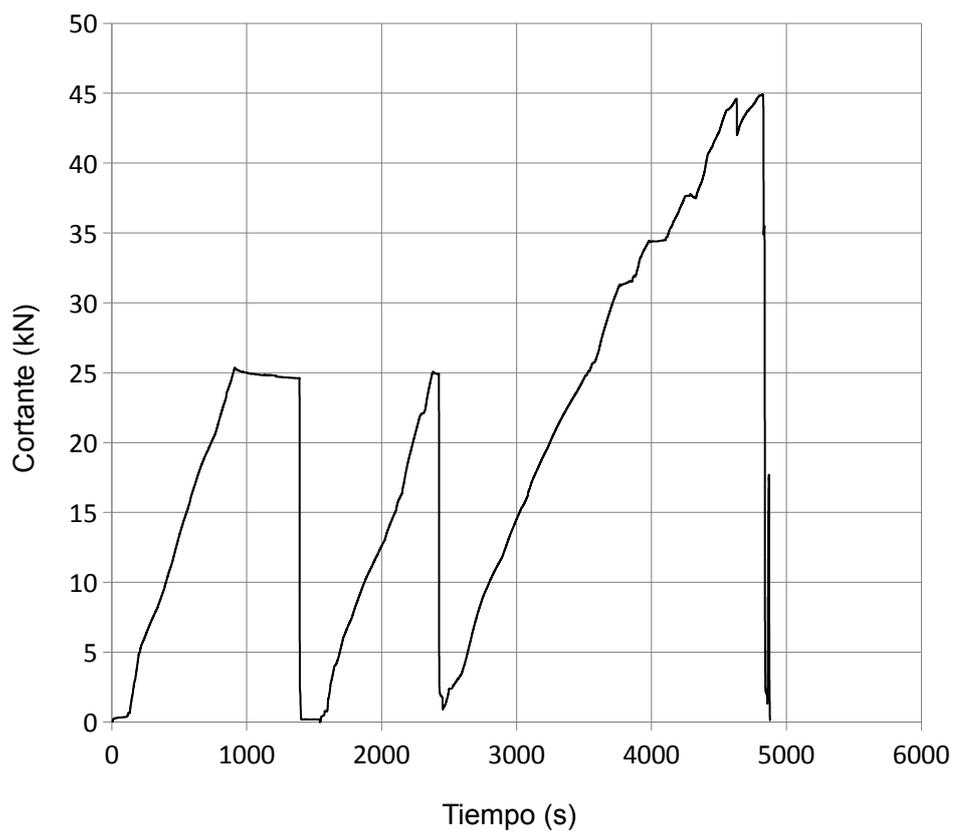


Figura 4.21: Ejemplo de relación tiempo-cortante. Ensayo 29-T3-T20-CC7. El esfuerzo cortante en el lado con mayor sollicitación a cortante.

## ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES

Este capítulo presenta una discusión de los resultados obtenidos de las 27 vigas ensayadas. El objetivo principal de la campaña era el de investigar la importancia de la capa de compresión en la resistencia a cortante en forjados de vigueta pretensada y bovedilla. Los objetivos específicos, así como una descripción de las vigas y el procedimiento de ensayos, se detallan en el Capítulo 4. Las principales conclusiones de este capítulo referentes a la campaña de 2010 fueron publicadas por Ribas y Cladera en 2013 [112].

El apéndice A resume los resultados de la campaña previa de 2007. En la campaña de 2010, se recogieron una gran cantidad de datos durante los ensayos. En cada ensayo se dispusieron 15 canales de adquisición de datos. Puesto que se hicieron 2 tomas de datos por segundo, cientos de miles de datos fueron almacenados durante la campaña. Para una mayor brevedad y comprensión, se publicó un resumen de resultados de 10 páginas por ensayo ([112] en la información suplementaria accesible desde la versión “online”).

### 5.1. Introducción de los resultados experimentales

La tabla 5.1 resume los resultados de los ensayos de las dos campañas de vigas sometidas a cortante y flexión. Los resultados de la campaña del 2010 se dividen en 8 series de 3 vigas cada una (columna 1 de la tabla), según el criterio mostrado en la figura 4.9. Cada serie tiene la misma predicción de resistencia a cortante según la Instrucción EHE-08 [43], como se comentó en el capítulo 4. La tabla 5.1 presenta:

- Las características principales de cada viga ensayada en las columnas 2 a 9: espesor de la capa de compresión  $h_o$ , canto total del nervio de forjado  $H$ , canto útil  $d$ , resistencia de los hormigones prefabricado e in situ  $f_{cHP}$  y  $f_{cHIS}$ , y los anchos de alma a las alturas contempladas por la Instrucción EHE-08 [43]  $b_1$  y  $b_2$ , ver figuras 2.62 y 2.63.
- Relación distancia de la carga al apoyo más cercano con respecto al canto útil,  $a/d$ , en la columna 10.
- Armado longitudinal de alambres de 5 mm de diámetro traccionado del tipo Y1860, y las cuantías que estos suponen con respecto a los anchos arriba mencionados  $\rho_{11} = \frac{A_s}{b_1 d}$  y  $\rho_{12} = \frac{A_s}{b_2 d}$ , en las columnas 11 a 13.
- La tensión axial media en la vigueta pretensada,  $\sigma'_{cd}$ , en la columna 15, calculada a partir de la tensión inicial de pretensado, y las pérdidas de pretensado presentadas en la columna 14. Esta tensión axial media se utiliza para obtener el cortante por agotamiento de tracción en el alma presentado en la Instrucción EHE-08 [43] a la altura del ancho mínimo del nervio pretensado. En la otra comprobación de la Instrucción de la EHE-08 [43], en la que se utiliza en ancho mínimo en la zona de la sección que sólo hay hormigón in situ,  $\sigma'_{cd}$  es igual a cero. Las pérdidas de pretensado son las dispuestas en las autorizaciones de uso de estos forjados (actualmente conocidas como “información de las características mecánicas presentadas por el fabricante”) evaluadas a partir de lo establecido en la Instrucción EHE-08.
- El tipo de rotura en la columna 16, donde  $S$  es rotura a cortante por el lado más solicitado a cortante,  $F$  rotura a flexión, y  $SL$  rotura a cortante por el lado menos solicitado a cortante.
- El cortante y momento flector resistido en rotura se presentan en las columnas 17 y 18 respectivamente. En la columna 17 se presentan los esfuerzos resistidos en el lado más solicitado a cortante, excepto en los casos en los que la viga a roto a cortante por el lado menos solicitado. El momento flector mostrado en la columna 18 es el del punto de aplicación de la carga.

Las vigas, ensayos y datos experimentales recogidos durante la campaña de 2010 se muestran en la información suplementaria de [112], accesible desde la versión “online”, en ella se presenta para cada ensayo:

- Resumen general de las características de la viga, características de sus materiales y del ensayo.

## 5.1. Introducción de los resultados experimentales

| (1)   | (2)           | (3)   | (4) | (5)   | (6)       | (7)        | (8)   | (9)   | (10) | (11)       | (12)        | (13)        | (14)  | (15)           | (16)           | (17)      | (18)      |
|-------|---------------|-------|-----|-------|-----------|------------|-------|-------|------|------------|-------------|-------------|-------|----------------|----------------|-----------|-----------|
| Serie | Elemento      | $h_o$ | $h$ | $d$   | $f_{cHP}$ | $f_{cHIS}$ | $b_1$ | $b_2$ | a/d  | Arm.       | $\rho_{l1}$ | $\rho_{l2}$ | Perd. | $\sigma'_{cd}$ | Tipo de Rotura | $V_{EXP}$ | $M_{EXP}$ |
|       |               | mm    | mm  | mm    | MPa       | MPa        | mm    | mm    |      | Lon.       |             |             | %     | MPa            |                | kN        | kNm       |
| A     | 24-T3-T12-SCC | 0     |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | S              | 40,49     | 29,15     |
|       | 24-T3-T12-CC4 | 40    | 240 | 197,5 | 56,0      | 31,5       | 52    | 152   | 3,65 | 4 $\phi$ 5 | 0,0073      | 0,0025      | 20,1  | 7,92           | S              | 38,67     | 27,84     |
|       | 24-T3-T12-CC7 | 70    |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 43,75     | 31,50     |
| B     | 24-T5-T12-SCC | 0     |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | SL             | 30,69     | 36,83     |
|       | 24-T5-T12-CC4 | 40    | 240 | 197,5 | 56,0      | 31,5       | 52    | 152   | 3,65 | 6 $\phi$ 5 | 0,0115      | 0,0039      | 24    | 10,95          | F              | 63,55     | 45,76     |
|       | 24-T5-T12-CC7 | 70    |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 67,22     | 48,40     |
| C     | 29-T3-T12-SCC | 0     |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 45,00     | 39,15     |
|       | 29-T3-T12-CC4 | 40    | 290 | 247,5 | 56,0      | 31,5       | 52    | 149,8 | 3,52 | 4 $\phi$ 5 | 0,0058      | 0,0020      | 20,1  | 7,92           | F              | 45,12     | 39,25     |
|       | 29-T3-T12-CC7 | 70    |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 44,92     | 39,08     |
| D     | 29-T5-T12-SCC | 0     |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | SL             | 36,07     | 52,30     |
|       | 29-T5-T12-CC4 | 40    | 290 | 247,5 | 56,0      | 31,5       | 52    | 149,8 | 3,52 | 6 $\phi$ 5 | 0,0091      | 0,0032      | 24    | 10,95          | S              | 56,45     | 49,11     |
|       | 29-T5-T12-CC7 | 70    |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 66,91     | 58,21     |
| E     | 24-T3-T20-SCC | 0     |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 35,43     | 25,51     |
|       | 24-T3-T20-CC4 | 40    | 240 | 210,8 | 52,3      | 38,4       | 38    | 198,8 | 3,42 | 4 $\phi$ 5 | 0,0093      | 0,0023      | 18,4  | 5,81           | F              | 38,50     | 27,72     |
|       | 24-T3-T20-CC7 | 70    |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 38,06     | 27,40     |
| F     | 24-T5-T20-SCC | 0     |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | SL             | 28,69     | 34,43     |
|       | 24-T5-T20-CC4 | 40    | 240 | 199,5 | 52,3      | 38,4       | 38    | 198,8 | 3,61 | 6 $\phi$ 5 | 0,0155      | 0,0039      | 22,3  | 8,73           | F              | 56,25     | 40,50     |
|       | 24-T5-T20-CC7 | 70    |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 57,96     | 41,73     |
| G     | 29-T3-T20-SCC | 0     |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 42,39     | 36,88     |
|       | 29-T3-T20-CC4 | 40    | 290 | 260,8 | 52,3      | 38,4       | 38    | 187,3 | 3,34 | 4 $\phi$ 5 | 0,0075      | 0,0019      | 18,4  | 5,81           | F              | 40,81     | 35,51     |
|       | 29-T3-T20-CC7 | 70    |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 41,86     | 36,42     |
| H     | 29-T5-T20-SCC | 0     |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 60,19     | 52,36     |
|       | 29-T5-T20-CC4 | 40    | 290 | 249,5 | 52,3      | 38,4       | 38    | 187,3 | 3,49 | 6 $\phi$ 5 | 0,0124      | 0,0031      | 18,4  | 8,73           | F              | 58,13     | 50,57     |
|       | 29-T5-T20-CC7 | 70    |     |       |           |            |       |       |      |            |             |             |       |                | F              | 58,75     | 51,11     |
| 2007  | 30-T5-T12-CC5 | 50    | 290 | 257,5 | 46,3      | 43,6       | 52    | 163,6 | 4,27 | 6 $\phi$ 5 | 0,0088      | 0,0028      | 24    | 10,95          | S              | 47,23     | 51,92     |
|       | 25-T5-T12-CC5 | 50    | 250 | 207,5 | 45,5      | 43,6       | 52    | 145,8 | 4,34 | 6 $\phi$ 5 | 0,0109      | 0,0039      | 24    | 10,95          | S              | 40,47     | 36,36     |
|       | 20-T5-T12-CC8 | 80    | 200 | 157,5 | 46,9      | 43,6       | 52    | 141,2 | 4,44 | 6 $\phi$ 5 | 0,0144      | 0,0053      | 24    | 10,95          | S              | 52,78     | 27,12     |

Tabla 5.1: Resumen de los ensayos [112].

- Resumen de las observaciones realizadas durante el ensayo.
- Una gráfica tiempo (s) - cortante (kN), con los tres ciclos de carga a lo largo del ensayo. Tal y como se describe en el punto 4.6 del presente texto.
- Una tabla de dos páginas con las lecturas de la instrumentación durante los 50 instantes más significativos del ensayo, todos ellos pertenecientes a la tercera aplicación de la carga, que es la que lleva hasta rotura. En esta tabla se presentan las lecturas de: tiempo, transductores de desplazamiento (T COMP, T TENS, T CEN y T SEC A), lasers (L COMP y L TENS), célula de carga (LOAD), cortante aplicado (SHEAR), y galgas extensométricas (de la G1 a la G8).
- Gráficas de todas las lecturas con respecto al cortante, agrupadas por similitud. Además, si se ha producido rotura a cortante, y la fisura crítica ha pasado entre los lasers colocados a 45° con respecto a la directriz de la viga, se presenta una gráfica deformación tangencial-cortante ( $\gamma_{xy} - V$ ), según lo expuesto en la sección 4.5.
- Junto con las gráficas, se presentan unas figuras mostrando, de forma esquemática, las posiciones de la instrumentación.



Figura 5.1: Imágenes, previa y posterior al ensayo, que muestran el incorrecto vibrado del hormigón in situ de la viga 24-T5-T20-SCC [112].

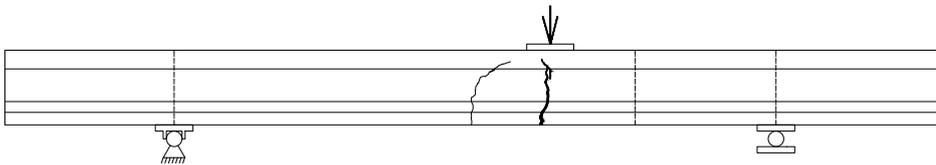


Figura 5.2: Fisuración en la viga 24-T3-T20-SCC durante la rotura a flexión [112].

- Se presenta una figura que describe el estado de fisuración para diferentes estados de carga.
- Finalmente se adjuntan dos figuras con fotografías: una de ellas presenta la configuración del ensayo, mientras que la otra presenta tres fotografías de la rotura de la viga.

En general, no han aparecido problemas importantes durante los ensayos, exceptuando en el ensayo de la viga 24-T5-T20-SCC. En este elemento se realizó un mal vibrado de la capa de compresión debido a la dificultad de introducir el vibrador entre el encofrado y la semivigueta pretensada. En la rotura de la viga hubo un desprendimiento de la parte de la capa de compresión que estaba mal vibrada, ver figura 5.1. Aunque en principio puede parecer que la viga rompió a cortante por el lado menos solicitado a cortante debido a este motivo, no ha sido la única que ha roto a cortante por ese lado. De hecho, varias vigas sin capa de compresión han roto a cortante por el lado menos solicitado. Es más, una viga igual que esa pero con menos armado longitudinal en la vigueta (24-T3-T20-SCC), presentó una importante fisura a flexión-cortante también por el lado largo, y ninguna en el lado corto, más solicitado a cortante, como se muestra en la figura 5.2.

## 5.2. Tipos de fisuración y rotura

Tal y como se muestra en la tabla 5.1, de las 27 vigas ensayadas durante las campañas de 2007 y 2010, se han producido 3 tipos de rotura:

- 6 roturas a cortante por el lado de la viga más solicitado a cortante (S).
- 3 roturas a cortante por el lado de la viga menos solicitado a cortante (SL).
- 18 roturas a flexión (F).

Las roturas a flexión se producen después del crecimiento del ancho de la fisura vertical que aparece debajo de la aplicación de la carga, hasta la rotura de uno de los alambres traccionados.

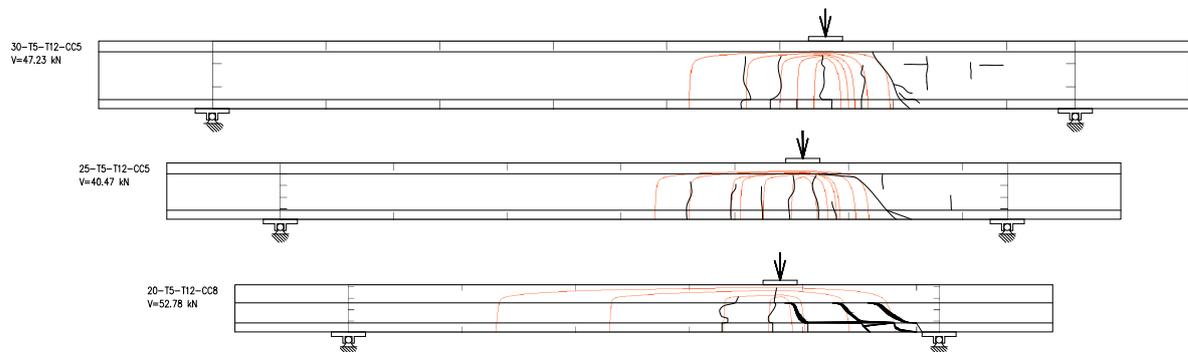


Figura 5.3: Superposición fisuras observadas en los 3 ensayos de 2007 con isostáticas de compresión (en rojo) para una viga elástica de la igual sección.

El proceso de fisuración y rotura a cortante se inicia siempre con fisuras a flexión. Las fisuras a flexión cercanas al punto de apoyo de la viga se van inclinando hacia el punto de aplicación de la carga. En la mayoría de casos, la trayectoria de las fisuras es similar a las isostáticas de compresión de una viga elástica de igual sección a la ensayada, pero sin considerar el pretensado. En la figuras 5.3 y 5.4 se observa la comparación entre el trazado de las fisuración en los ensayos y el de las isostáticas de compresión. En las zonas donde existen fuertes compresiones no consideradas numéricamente en el trazado de las isostáticas de compresión, como debajo de la placa de aplicación de la carga y en la parte inferior donde está presente el pretensado de la vigueta, es donde más difieren las fisuras con el trazado de las isostáticas de compresión. La fisura crítica a cortante en la capa de compresión se va abriendo por la cara inferior del ala, tal y como se observa en la figura 5.5. Esta forma de la fisuración coincide con la observada por Zararis en [94], en ensayos de Kotsovos [50], y en ensayos de Leonhardt y Walther [113].

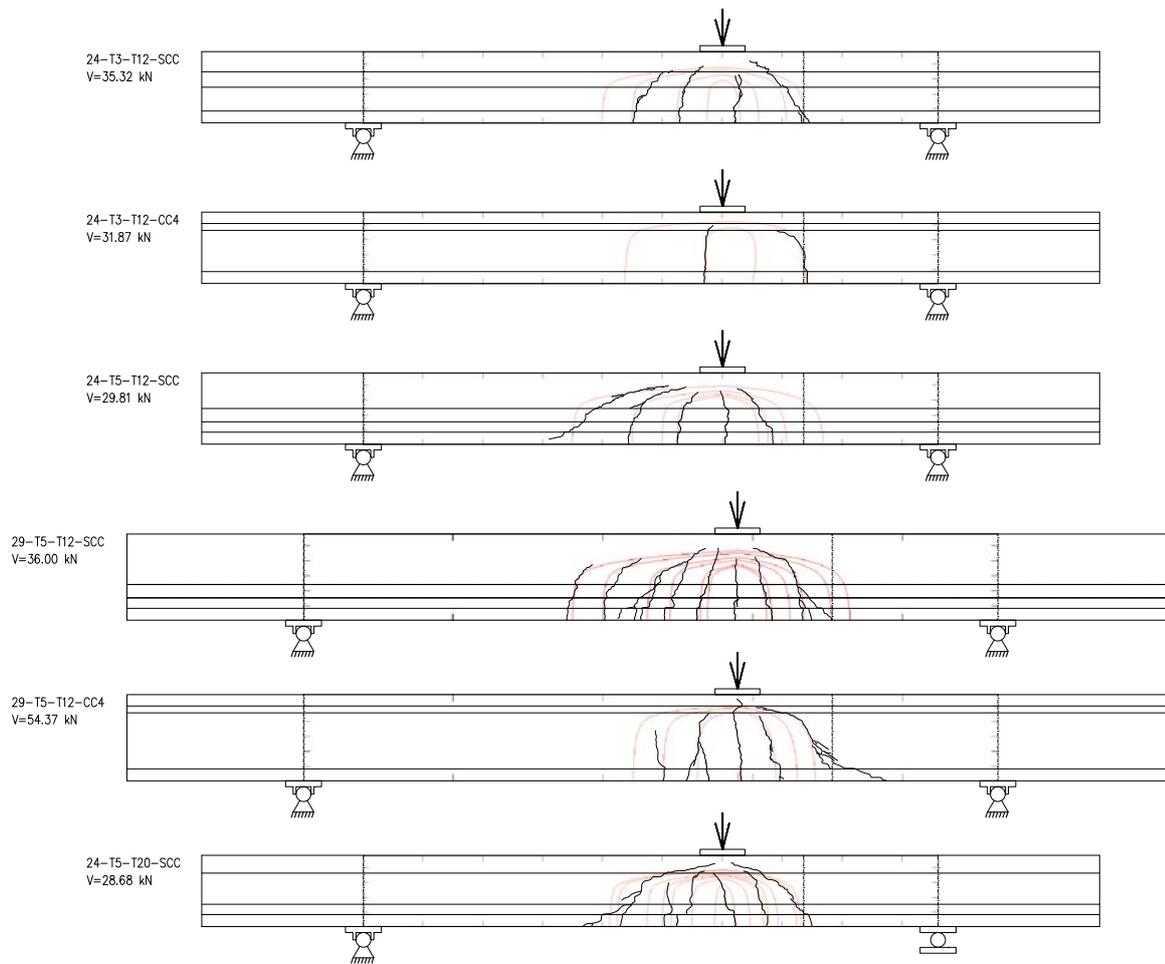


Figura 5.4: Superposición fisuras observadas en 6 ensayos con rotura a cortante de 2010 con isostáticas de compresión (en rojo) para una viga elástica de la igual sección.

La campaña de ensayos de 2010, fue planteada para la rotura a cortante según los criterios de diseño establecidos en la Instrucción EHE-08 [43]. En la tabla 5.2 se muestran:

- Los tipos de rotura (columna 3), donde *S* es rotura a cortante por el lado más solicitado a cortante, *F* rotura a flexión, y *SL* rotura a cortante por el lado menos solicitado a cortante.
- Las cargas de rotura previstas a flexión y a cortante según la predicción establecida por la Instrucción EHE-08 (columnas 4 y 5). Nótese que para predecir la carga última por flexión mediante la Instrucción EHE-08 se analiza la sección más solicitada a flexión, es decir la que está bajo la aplicación de la carga. Y para predecir la carga última por cortante se analiza la sección más solicitada a ese esfuerzo, es decir cualquiera de las secciones perteneciente al vano corto a cortante.
- El cociente entre ambas cargas de rotura, que si es mayor que la unidad se prevé una



Figura 5.5: Comparación de fisuración ensayos de Kotsovos de elementos de sección en T sin armadura a cortante [50] con ensayo 29-T5-T12-CC4. Adaptada de [112].

| (1)<br>Serie | (2)<br>Viga   | (3)<br>Tipo de Rotura | (4)<br>Carga Ult. Flex. EHE-08 (kN) | (5)<br>Carga Ult. Cort. EHE-08 (KN) | (6)<br>CUF/CUV | (7)<br>Tipo de rotura predicho EHE-08 |
|--------------|---------------|-----------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|----------------|---------------------------------------|
| A            | 24-T3-T12-SCC | S                     | 53,07                               | 45,61                               | <b>1,16</b>    | S                                     |
|              | 24-T3-T12-CC4 | S                     | 65,91                               | 45,61                               | 1,45           | S                                     |
|              | 24-T3-T12-CC7 | F                     | 65,91                               | 45,61                               | 1,45           | S                                     |
| B            | 24-T5-T12-SCC | SL                    | 69,53                               | 53,67                               | 1,30           | S                                     |
|              | 24-T5-T12-CC4 | F                     | 95,58                               | 53,67                               | 1,78           | S                                     |
|              | 24-T5-T12-CC7 | F                     | 95,58                               | 53,67                               | 1,78           | S                                     |
| C            | 29-T3-T12-SCC | F                     | 63,80                               | 54,71                               | 1,17           | S                                     |
|              | 29-T3-T12-CC4 | F                     | 72,66                               | 54,71                               | 1,33           | S                                     |
|              | 29-T3-T12-CC7 | F                     | 72,66                               | 54,71                               | 1,33           | S                                     |
| D            | 29-T5-T12-SCC | SL                    | 86,25                               | 64,81                               | 1,33           | S                                     |
|              | 29-T5-T12-CC4 | S                     | 104,48                              | 64,81                               | 1,61           | S                                     |
|              | 29-T5-T12-CC7 | F                     | 104,48                              | 64,81                               | 1,61           | S                                     |
| E            | 24-T3-T20-SCC | F                     | 52,91                               | 30,69                               | 1,72           | S                                     |
|              | 24-T3-T20-CC4 | F                     | 59,50                               | 30,69                               | 1,94           | S                                     |
|              | 24-T3-T20-CC7 | F                     | 59,50                               | 30,69                               | 1,94           | S                                     |
| F            | 24-T5-T20-SCC | SL                    | 74,01                               | 35,15                               | 2,11           | S                                     |
|              | 24-T5-T20-CC4 | F                     | 87,55                               | 35,15                               | <b>2,49</b>    | S                                     |
|              | 24-T5-T20-CC7 | F                     | 87,55                               | 35,15                               | <b>2,49</b>    | S                                     |
| G            | 29-T3-T20-SCC | F                     | 61,33                               | 36,20                               | 1,69           | S                                     |
|              | 29-T3-T20-CC4 | F                     | 67,51                               | 36,20                               | 1,86           | S                                     |
|              | 29-T3-T20-CC7 | F                     | 67,51                               | 36,20                               | 1,86           | S                                     |
| H            | 29-T5-T20-SCC | F                     | 85,76                               | 41,78                               | 2,05           | S                                     |
|              | 29-T5-T20-CC4 | F                     | 97,51                               | 41,78                               | 2,33           | S                                     |
|              | 29-T5-T20-CC7 | F                     | 97,51                               | 41,78                               | 2,33           | S                                     |
| 2007         | 30-T5-T12-CC5 | S                     | 76,90                               | 56,54                               | 1,36           | S                                     |
|              | 25-T5-T12-CC5 | S                     | 71,94                               | 46,14                               | 1,56           | S                                     |
|              | 20-T5-T12-CC8 | S                     | 66,33                               | 36,37                               | 1,82           | S                                     |

Tabla 5.2: Cargas y tipos de roturas en la campaña, y predicción de la Instrucción EHE-08 [112].

rotura a cortante y si es menor se prevé una rotura a flexión (columna 6). Todos los cocientes son mayores a la unidad (columna 7), variando entre 1,16 y 2,49, siendo el

promedio de 1,74. Sin embargo, 18 de un total de 27 de vigas de ambas campañas rompieron a flexión, y sólo 9 a cortante (columna 3).

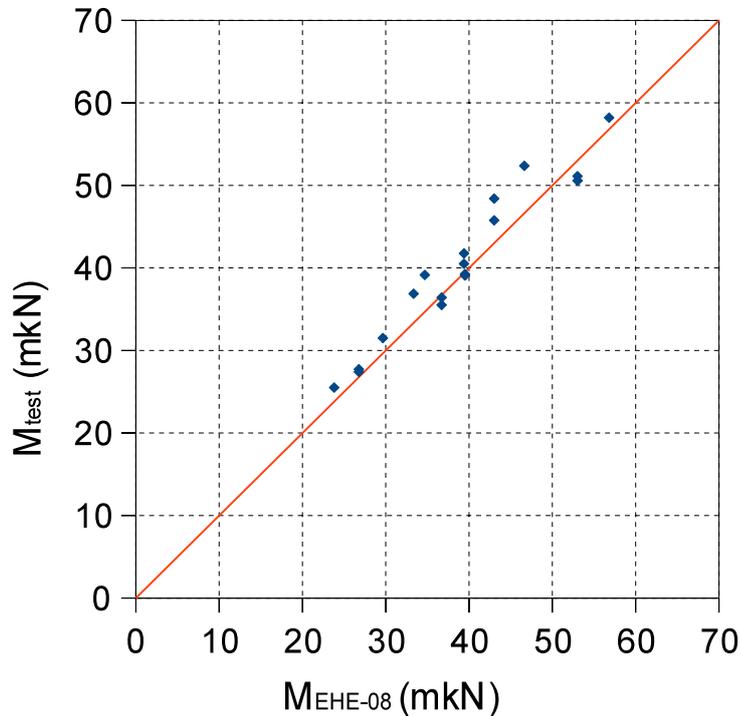


Figura 5.6: Comparativa entre la resistencia a flexión experimental, y la predicha por la Instrucción EHE-08 [43], de los elementos con rotura a flexión. [112].

La predicción de la resistencia de los elementos que rompieron a flexión según la Instrucción EHE-08 mediante un diagrama tensión-deformación parábola rectángulo es muy buena, como se muestra en la figura 5.6. Utilizando el diagrama rectangular contemplado en la Instrucción EHE-08 o parabólico los resultados son prácticamente idénticos. En la comparación realizada en la figura 5.6, el promedio de cocientes  $M_{exp}/M_{EHE-08}$  es de 1,04 y el coeficiente de variación es de 4,75%. Por tanto el fallo en la predicción del tipo de rotura de la Instrucción EHE-08 no se debe a su predicción a flexión, que es muy precisa, sino a la conservadora predicción de la resistencia a cortante.

### 5.2.1. Roturas a cortante por el lado menos solicitado a cortante

Tal y como se ha comentado, las vigas se ensayaron mediante una carga excéntrica, a  $3h$  de un apoyo y a  $5h$  del otro apoyo, siendo  $h$  el canto de la viga (en la campaña del 2010). El cortante en el lado más solicitado (vano corto a cortante) era 1,667 veces mayor que en el otro lado (vano largo a cortante). Sin embargo, 3 de las 9 vigas que rompieron a cortante,

colapsaron por el vano largo a cortante. Este comportamiento podría explicarse mediante la combinación de tres fenómenos diferentes: el efecto arco, el tipo de pretensado y la interacción momento-cortante.

El efecto arco podría aumentar la resistencia a cortante en el vano corto, transmitiendo parte de la carga directamente al apoyo mediante una biela comprimida. El rango de los cocientes de las longitudes de vanos cortos entre cantos útiles  $a/d$ , varía desde 3,34 a 3,65 en todos los elementos ensayados, y de 3,52 a 3,65 en los elementos que han sufrido una rotura a cortante por el vano corto. Este rango es significativamente mayor que 2,5, valor generalmente considerado como el límite inferior de las vigas esbeltas, tal y como se mostró en la sección 2.1.4. Sin embargo, el tamaño absoluto del llamado “valle de Kani a cortante” es considerablemente mayor para vigas con sección en T que para vigas rectangulares [15], lo que implica que la rotura prematura a cortante se produce para un rango mayor de vanos en vigas con sección en T que en vigas rectangulares. Aumentar el espesor de las alas de una viga con sección en T produce un “valle de Kani” mayor. Lo que supone que el valor  $a/d$  en donde se produce el cambio de un mecanismo de bielas y tirantes a un mecanismo de vigas esbeltas es mayor en vigas en T que en vigas rectangulares.

En los ensayos realizados por Kani [15], el citado valor  $a/d$  de cambio de mecanismo está entre 3 y 4, tal y como se muestra en la figura 2.37. Este comportamiento cuadra con el comportamiento observado en las vigas con sección en T ensayadas por Al-Alusi en 1957 [81]. Kani [15] explica este fenómeno comparando el flujo interno de fuerzas de compresión entre una viga rectangular y una viga en T. Para ésta última, parte del flujo de fuerzas va directamente de la carga al apoyo sin pasar por la parte del alma que falla por tracción diagonal, ver figura 2.38.

A pesar de todo lo comentado, las 3 vigas que han roto a cortante por el vano largo no tienen capa de compresión y por tanto no tienen sección en T. Sin embargo, en este caso, el tamaño absoluto del “valle de Kani” puede haber aumentado debido al efecto del pretensado. Nótese que las tres vigas que han roto a cortante por el vano largo se fabricaron con las viguetas de mayor pretensado (T5). El aumento de un pretensado que introduce compresiones en la parte baja de la sección de la viga, aumenta la distancia entre el apoyo y la sección en donde se alcanza el momento de fisuración, y por tanto también aumenta la parte de la viga que se comporta como no fisurada. Este fenómeno podría conducir a que en el vano corto existiesen sólo dos zonas, una no fisurada y otra fisurada pero dentro de la región D situada en el punto de aplicación de la carga. Suposición que concuerda con la fisuración en rotura mostrada en la figura 5.2.

Otra posible explicación para la mayor resistencia a cortante del vano corto con respecto al vano largo se puede encontrar en Vecchio y Collins [62]. Los autores, presentan un procedimiento riguroso en base a la MCFT, concluyendo que para una viga con sección en T, el aumento

inicial de momento flector da como resultado un aumento de la resistencia a cortante, y a partir de un momento flector determinado, el aumento de momento flector supone un descenso de la resistencia a cortante de la pieza (figura 2.51).

En las vigas ensayadas, el momento máximo concomitante con un esfuerzo cortante en una región B del vano largo dobla el momento máximo para el mismo valor del esfuerzo cortante en el vano corto. Por tanto, el momento flector que solicita el vano corto puede beneficiar a la resistencia a cortante; mientras el momento concomitante en el vano largo puede reducir la resistencia a cortante.

### **5.3. Análisis de las variables estudiadas**

#### **5.3.1. Influencia de la capa de compresión**

La influencia del espesor de la capa de compresión en la resistencia a cortante se puede observar en la figura 5.7. En esta figura se representan las series A, B, D y F ya que únicamente en estas series se han producido roturas a cortante. La línea de tendencia de los valores resistidos a cortante muestra un incremento de resistencia a cortante al aumentar la capa de compresión. En las gráficas de la figura también se muestra la predicción de resistencia a cortante de la Instrucción EHE-08[43], de la norma EN 15037 [104] y de la Instrucción EFHE [75], esta última ya derogada. Nótese que las predicciones de la Instrucción EHE-08 y de la Instrucción EFHE son constantes al variar el espesor de la capa de compresión, en contraposición con las líneas de tendencia arriba comentadas. La norma EN 15037 predice resistencias similares a cortante para los elementos con capa de compresión, aunque siempre es menor la resistencia predicha para los elementos con capa de compresión de 70 mm, que para los elementos con capa de compresión de 40 mm. Este comportamiento no se observa en la campaña de ensayos del 2010, en la que ningún elemento con una capa de compresión de 70 mm rompió a cortante.

Las predicciones de la Instrucción EFHE se han calculado teniendo en cuenta el cumplimiento de su Anejo 5 según lo explicado la sección 2.6.3 del presente documento.

En la figura 5.8 se muestra una gráfica similar para los elementos ensayados en la campaña de 2007. Sin embargo en esta campaña no se planteó que la predicción a cortante de la Instrucción EHE-08 fuese la misma para los tres elementos. Se pueden observar como las tendencias de las predicciones normativas con respecto a los espesores de las capas de compresión son inversas a los resultados obtenidos durante la campaña, en este caso también se observa un efecto favorable del espesor de la capa de compresión, a mayor espesor mayor resistencia a cortante. Este efecto no se ve reflejado en las predicciones de la normativa vigente en nuestro país.

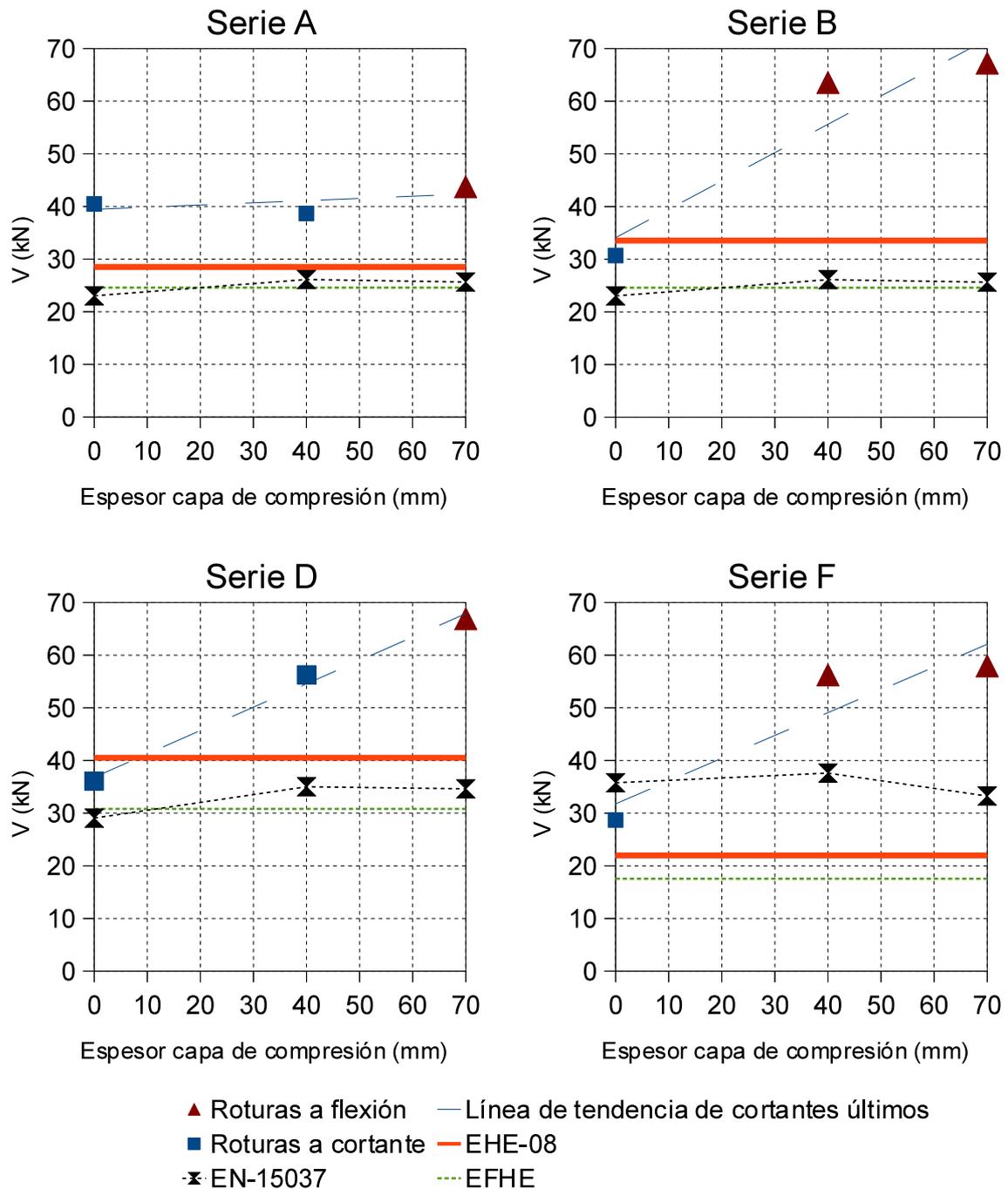


Figura 5.7: Resistencia a cortante de los ensayos realizados en 2010, de las series en las que se han producido roturas a cortante.

Nótese en la figura 5.9 que las series en las que todas las roturas han sido a flexión (series C, E, G y H) el cortante resistido no depende en ningún caso de la resistencia a cortante de la viga, si no que depende de la resistencia a flexión de la viga, que es muy similar para los tres elementos dentro de una misma serie.

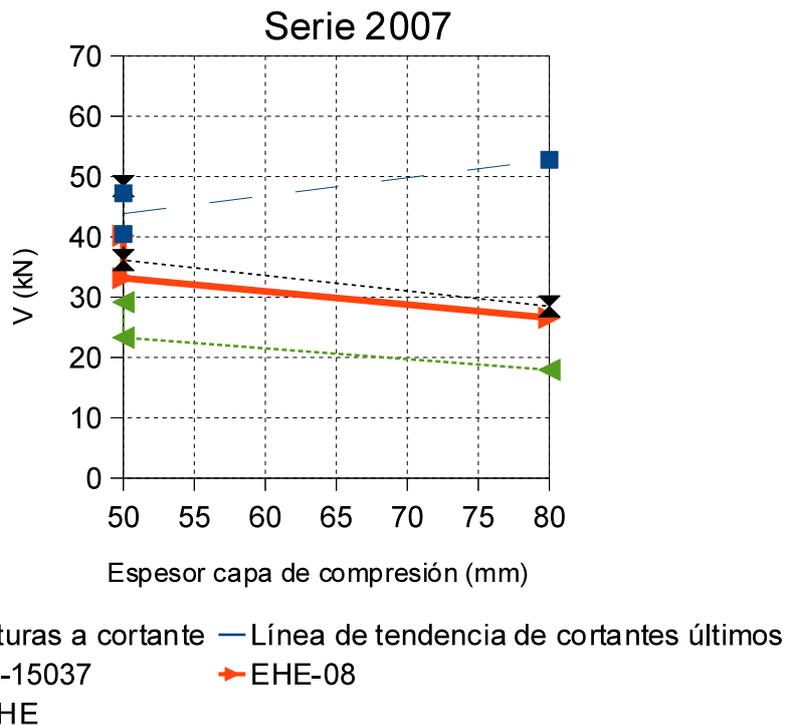


Figura 5.8: Resistencia a cortante de los ensayos realizados en 2007.

### 5.3.2. Influencia de la armadura activa

La armadura longitudinal de los elementos ensayados afecta a dos parámetros que influye en la resistencia a cortante, éstos son:

- La cuantía de armado longitudinal longitudinal  $\rho_l$ .
- La tensión de compresión producida por el pretensado en la vigueta pretensada  $\sigma'_{cd}$ .

En las secciones 2.2.2 y 2.7.3 del presente documento se comenta la influencia de la cuantía y del pretensado respectivamente en la resistencia última a cortante. Sin embargo, en la sección 2.6, se presenta que si bien la Instrucción EHE-08 [43] sí tiene en cuenta estos dos parámetros, la norma europea EN15037-1 [104] y la Instrucción EFHE [75] no lo hacen.

Las predicciones de las resistencias últimas a cortante de la norma europea EN15037-1 y de la Instrucción EFHE de dos elementos de igual geometría y hormigón son iguales sin importar el armado longitudinal, y por tanto la cuantía y tensión de pretensado, que dispongan (situación que no sucede en la Instrucción EHE-08). En la campaña de ensayos de 2010, las vigas de la serie A sólo se diferencian de las de la serie B en la cantidad de armado activo, ésto sucede también en los pares de familias C-D, E-F y G-H (ver figura 4.11). Las

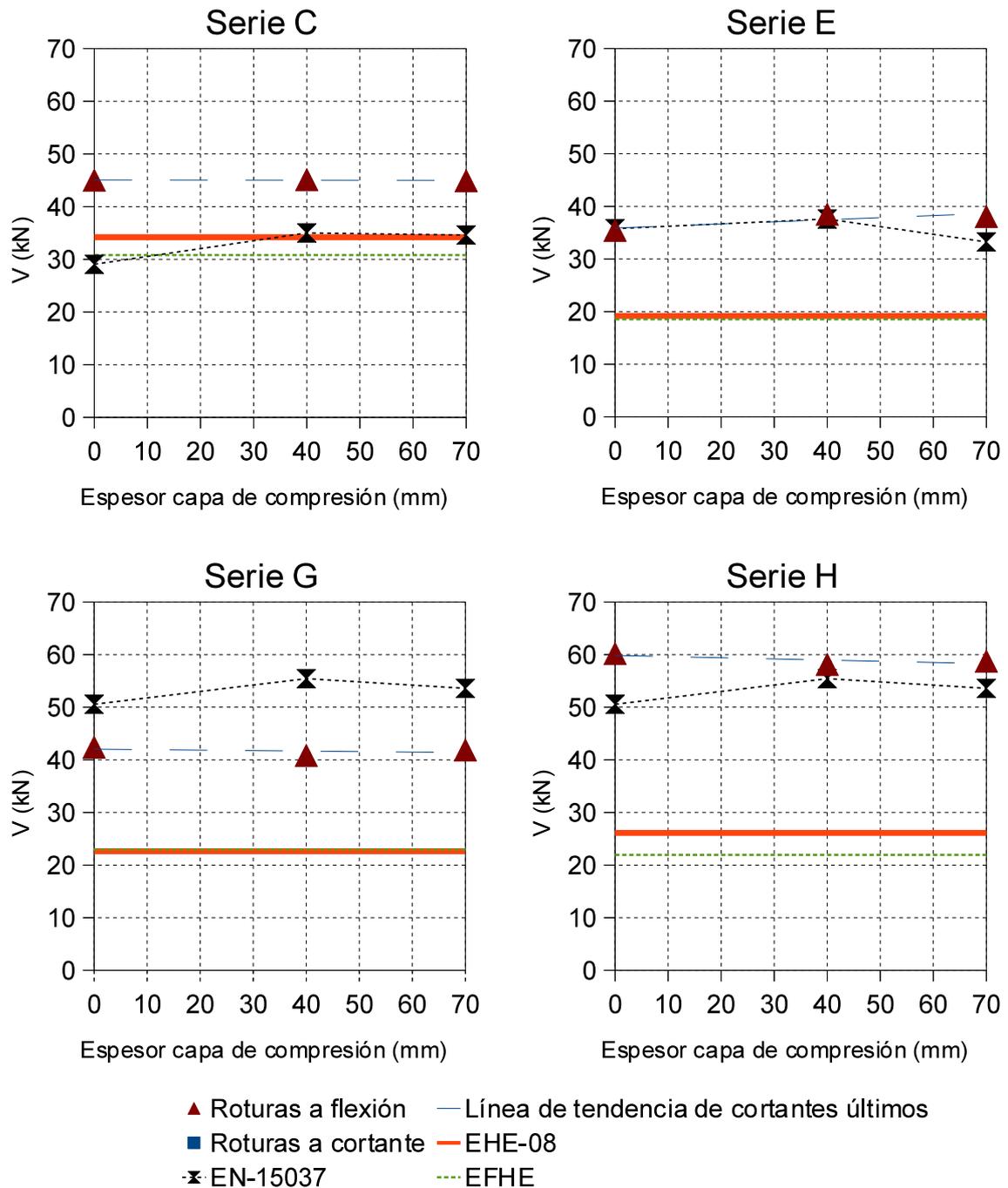


Figura 5.9: Resistencia a cortante de los ensayos realizados en 2010, de las series en las que no se han producido roturas a cortante.

resistencias observadas en los ensayos sí que difieren en función del armado activo. En la figura 5.10 se muestran los valores de rotura de las series A y B comparadas con las predicciones de la norma EN15037-1 y la EFHE. La serie B tiene la misma geometría y hormigón que la A pero más armadura activa. Nótese que la viga sin capa de compresión de la familia

B ha roto por el lado con menor sollicitación a cortante (marcado en la figura con SL) y que a pesar de tener mayor armadura activa ha roto a un cortante menor que la viga de igual geometría y menor armadura activa de la serie A, si bien, en el lado corto el cortante que estaba resistiendo en el momento de la rotura era mayor que el de la serie A.

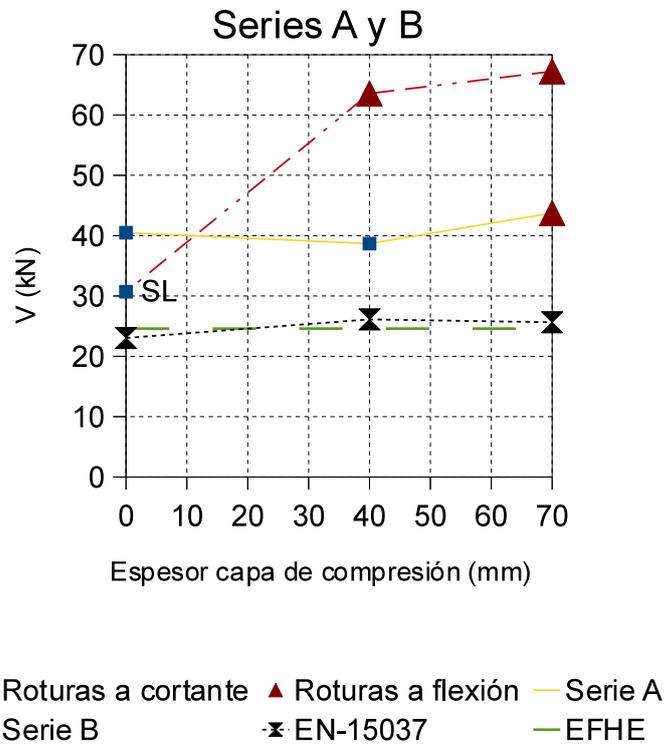


Figura 5.10: Comparativa resultados experimentales series A y B con norma EN-15037 y EFHE.

### Cuantía de armado longitudinal

Una forma usual de evaluar la influencia de la cuantía de armado longitudinal  $\rho_l = \frac{A_s}{b_0 d}$  es representando este parámetro con la tensión tangencial media o nominal  $\tau = \frac{V}{b_0 d}$ . Donde:

- $A_s$  es el área de armadura longitudinal traccionada.
- $d$  es el canto útil, que es la distancia de la fibra superior al centro de gravedad de las armaduras traccionadas.
- $b_0$  es el ancho de la sección más desfavorable dentro de los 3/4 inferiores del canto útil  $d$ .
- $V$  es el cortante de rotura.

Sin embargo, la evaluación del ancho  $b_0$  en este tipo de forjados es más compleja que en otros elementos. El enfoque utilizado a continuación es el mismo que el de la Instrucción EHE-08 [43], mostrado en el punto 2.6.1 de este documento. Por un lado se compara la cuantía longitudinal  $\rho_l$  con respecto a la tensión tangencial media o nominal  $\tau$ , considerando  $b_0$  igual al ancho  $b_1$  mostrada en la figura 2.62; y por otro se considera  $b_0$  igual al ancho  $b_2$  mostrada en la figura 2.63. Esta comparación se muestra en la figura 5.11, para los dos anchos considerados, únicamente para los elementos en los que se ha producido una rotura a cortante.

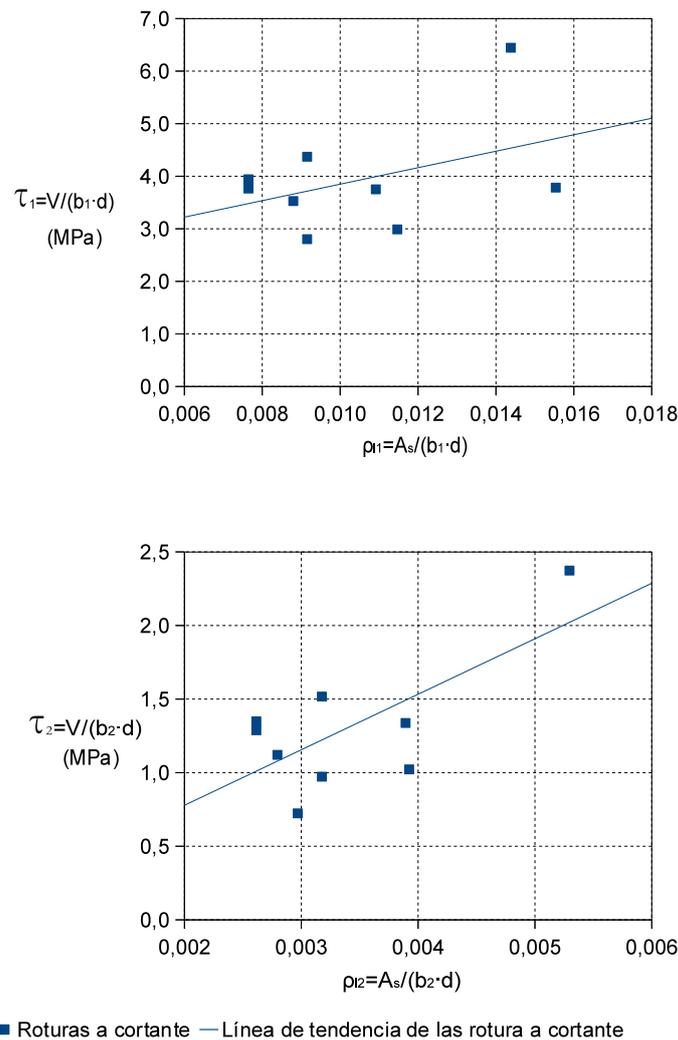


Figura 5.11: Comparativa de la cuantía  $\rho_l = \frac{A_s}{b_0 d}$  con la tensión tangencial  $\tau = \frac{V}{b_0 d}$ , para  $b_1$  y  $b_2$  de la Instrucción EHE-08 [43].

Tal y como muestran las regresiones lineales de la figura 5.11, coincidiendo con lo expuesto en el 2.2.2, el aumento de la cuantía longitudinal traccionada aumenta la resistencia a

cortante del elemento. En contra de la predicción de la norma europea EN15037-1 [104], en donde no se tiene en cuenta este parámetro. En cualquier caso, se debe admitir que el efecto conjunto cuantía, tensión de pretensado no se puede separar en este análisis.

### **Tensión de compresión en la vigueta**

La tensión axial media en el alma de la sección de la vigueta definida en la EHE-08 [43]  $\sigma'_{cd}$  es, en este caso, el axil producido por el pretensado  $N_d = P$ , con sus pérdidas correspondientes, dividido el área de la vigueta  $A_C$ :

$$\sigma'_{cd} = \frac{N_d}{A_C} = \frac{P}{A_C} \quad (5.1)$$

En la figura 5.12.A se muestran la relación que tiene  $\sigma'_{cd}$  con  $\tau_1$  y  $\tau_2$ , tal como se definieron en el apartado anterior, para los pares de vigas de igual geometría, igual hormigón y diferente armadura activa. En la figura sólo se han representado los pares de vigas que han tenido alguna rotura a cortante y en la gráfica se ha representado la tensión tangencial máxima soportada en el lado con mayor sollicitación a cortante. La tendencia de todas los pares de vigas es que a mayor tensión de pretensado, mayor tensión tangencial resistida. No obstante, si se representa la tensión tangencial máxima resistida en el lado en el que se ha producido la rotura, ver figura 5.12.B, no se puede apreciar dicho efecto al haber vigas que han roto por el lado menos sollicitado a cortante. En la figura 5.12 al par de vigas 24-T3-T12-T12-SCC y 24-T5-T12-T12-SCC se le llama 24-TX-T12-T12-SCC, y la nomenclatura del resto de pares de vigas sigue el mismo criterio.

### **5.3.3. Influencia del canto de la viga**

La variación de resistencia por efecto tamaño, presentada en el punto 2.2.3 de este documento, se aprecia para las variaciones de canto de los elementos de la campaña, entre 200 mm y 300 mm. En la figura 5.13, se comparan los cantos útiles  $d$  con las tensiones tangenciales  $\tau$ , de todos los ensayos de las campañas de 2007 y 2010, siguiendo el mismo criterio para evaluar los diferentes anchos  $b_0$  utilizado en el punto 5.3.2. Las regresiones lineales de la figura 5.13 muestran que a mayor canto útil  $d$  menor tensión tangencial media  $\tau$  resiste el elemento. Esta observación contrasta con la predicciones de la norma europea EN15037-1 [104] y la Instrucción EFHE [75], que no tienen en cuenta este parámetro.

### **5.3.4. Influencia del tipo de vigueta**

En las campañas experimentales de 2007 y 2010, se han utilizado los mismos dos tipos de viguetas, y cada una de ellas con dos tipos de armados, ver figura 4.11. Las cantidades de

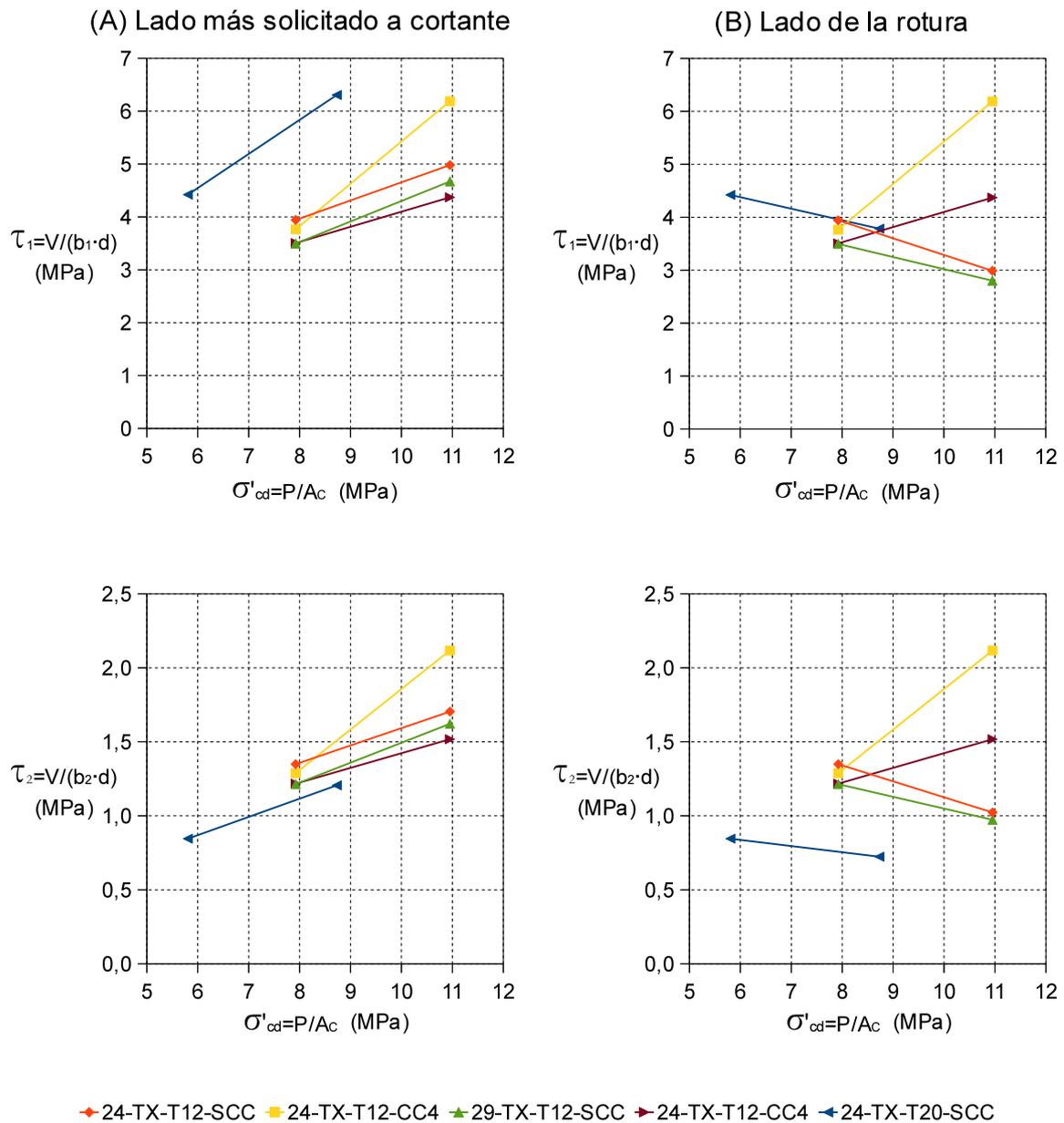


Figura 5.12: Comparativa de la tensión axial media  $\sigma'_{cd} = \frac{N_d}{A_c} = \frac{P}{A_c}$  con la tensión tangencial  $\tau = \frac{V}{b_0 d}$ , para  $b_1$  y  $b_2$  de la Instrucción EHE-08 [43].

acero dispuestas en las semiviguetas de 120 mm de canto (T12),  $4\phi 5$  y  $6\phi 5$ , han sido las mismas que las dispuestas en las viguetas autoportantes de 200 mm de canto (T20). Las viguetas T20 tienen el centro de gravedad de las armaduras más elevado que las T12, para evitar tracciones en las fibras superiores en el momento de transmitir el pretensado.

En la columna 6 de la tabla 5.2, se muestra el cociente entre la carga de rotura prevista a flexión y a cortante (filas 4 y 5), de ambas campañas, según la predicción establecida por la Instrucción EHE-08. El promedio de estos cocientes para las semiviguetas T12 (series A,

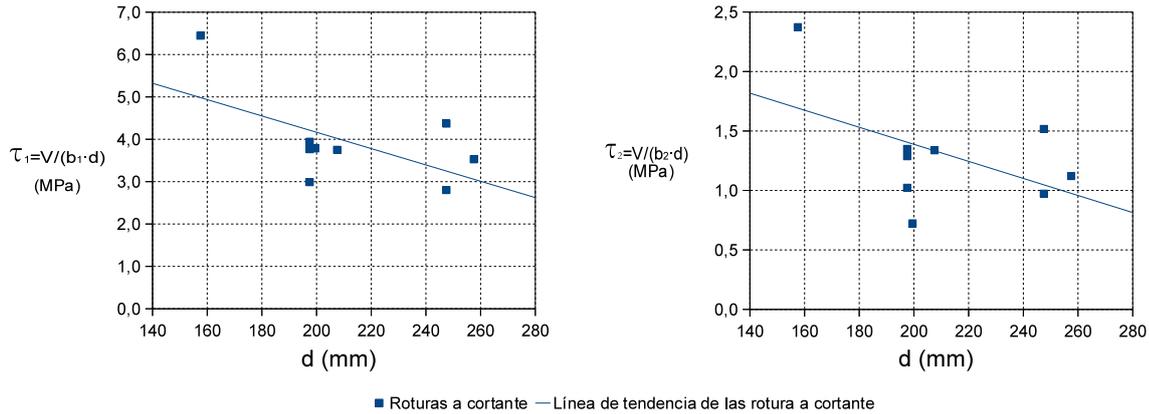


Figura 5.13: Comparativa del canto útil  $d$  con la tensión tangencial  $\tau = \frac{V}{b_0 d}$ , para  $b_1$  y  $b_2$  de la Instrucción EHE-08 [43].

B, C, D y 2007) es de **1,47**, mientras que el promedio de estos cocientes para las viguetas T20 (series E, F, G y H) es de **2,07**. Cabe recordar que a menor coeficiente más cerca está la rotura producida a flexión de la producida a cortante.

La variación del centro de gravedad de las armaduras, hace que a misma cantidad de acero, las T12 resistan mayor momento flector que las T20. Los ensayos corroboran este fenómeno. Debido a que las T12 soportan más momento flector que las T20 a igualdad de armado, 8 de los 15 elementos con vigueta T12 han llegado a romper por cortante gracias a que el esfuerzo a flexión no era el limitante. Sin embargo tan sólo 1 de los 12 elementos con vigueta T20 ha roto a cortante.

El hecho de que hayan roto a cortante muchos más elementos formados por las semiviguetas T12, que los formados por las viguetas T20, se contrapone con la predicción de la Instrucción EHE-08, que prevé más cercana la rotura a cortante que a flexión en las viguetas T20 que en las T12.

#### 5.4. Sobre el ancho de fisura los mecanismos resistentes

La figura 5.14 muestra la evolución de la abertura de la fisura crítica a cortante de los elementos 24-T3-T12-SCC y 24-T3-T12-CC4, ambos pertenecientes a la Serie A. Estos dos elementos rompieron a cortante por el lado corto. El ancho de la fisura se ha estimado a partir de los láseres colocados en alma de los elementos inclinados  $45^\circ$ , la estimación fue posible gracias a que sólo apareció una fisura hasta la rotura entre los puntos de medición del láser en ambos casos, ver figura 5.4. Se ha despreciado la deformación a tracción del hormigón no fisurado en el alma, ya que es muy pequeña en comparación con el ancho de la fisura.

El ancho de la fisura a cortante del elemento con la capa de compresión es mayor que la del elemento sin capa de compresión. La razón es que la fibra neutra de la viga con sección en T se encuentra por encima de la del elemento sin capa de compresión. En consecuencia, para el mismo valor de la curvatura, la deformación de las fibras inferiores es más grande para la viga con sección en T que para la viga sin capa de compresión. Es interesante observar en la figura 5.14 que el ancho de fisura llegó a ser considerable, de hecho, la fisura llegó a ser de 3,62 mm de ancho en elemento 24-T3-T12-CC4 y de 1,86 mm de ancho elemento 24-T3-T12-SCC.

Tal y como Kotsovos et al. comentaron para sus ensayos de vigas con sección en T [50], estos anchos de fisura están un orden de magnitud por encima de los anchos de fisura utilizados en los estudios de Fenwick y Paulay [14] y Haskett et al. [114], con la finalidad investigar el efecto del ancho de fisura en el engranamiento de áridos. Puesto que las investigaciones anteriores habían demostrado que un aumento del ancho de fisura de 0,06 mm a 0,38 mm reducía a menos de la mitad la resistencia inicial por engranamiento de áridos [14], es de esperar que para los anchos de fisura medidos en esta campaña experimental, el engranamiento de áridos sea prácticamente despreciable, especialmente en el caso de los elementos con capa de compresión.

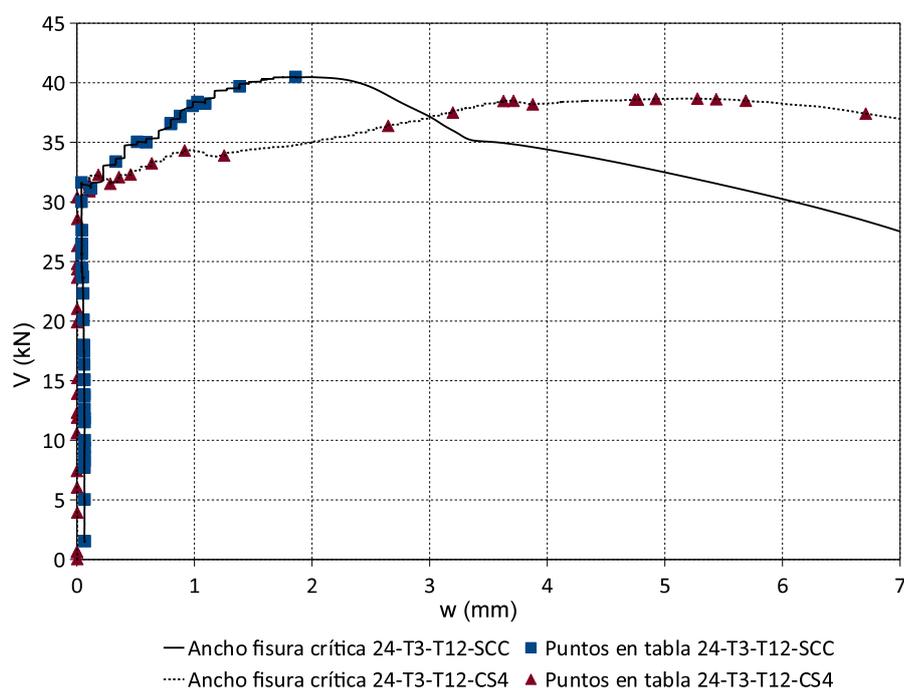


Figura 5.14: Evolución del ancho de la fisura crítica a cortante en los elementos 24-T3-T12-SCC y 24-T3-T12-CS4 [112].

Debido a que el ancho del alma de hormigón a la altura del armado longitudinal es muy

pequeño con respecto al ancho máximo de la pieza, los diámetros de armadura longitudinal tan sólo de 5mm, y los anchos de fisura medidos en la campaña, el efecto pasador en este tipo de elementos es despreciable. El mecanismo fundamental de resistencia a cortante, dados los anchos de fisura obtenidos, es el de las tensiones tangenciales soportadas por el bloque comprimido a flexión.

## 5.5. Comparación de la campaña con las normativas y el modelo de Zararis

Los resultados observados en la campaña experimental se comparan con los predichos por la Instrucción EHE-08 [43], la norma europea EN15037-1 [104], la Instrucción EFHE [75] y por el modelo de Zararis para secciones en  $T$  [94]. La sección 2.6 de este documento presenta los parámetros y formulación de diseño para las normativas para los forjados de vigueta y bovedilla sin armado a cortante y la sección 2.5.4 presenta el modelo de Zararis para secciones en  $T$ . La resistencia a flexión es común a todas las instrucciones y al modelo de Zararis. No se han utilizado otras normativas al no recoger las particularidades específicas del tipo de elemento ensayado.

La tabla 5.3 resume los tipos de rotura observados en la campaña y los tipos de rotura predichos (columnas 3 a 5), así como los cortantes resistidos y los predichos (columnas 6 a 10). En la tabla 5.3 también se presentan los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  para las normativas y el modelo de Zararis de las 27 vigas ensayadas en las campañas de 2007 y 2010 (columnas 11 a 14), donde  $V_{EXP}$  es el cortante resistido en el ensayo y  $V_{pred}$  es la predicción de la resistencia a cortante del modelo o normativa en cuestión. En la predicción de la columna 11 de la normativa EN15037-1 sólo se han dispuesto las resistencias predichas a cortante último aún siendo más limitantes las de resistencias por flexión en 5 casos, ver columna 4. En la parte baja de la tabla se presentan los promedios, desviaciones estándar, coeficientes de variación, valores máximos y mínimos de las columnas 11 a 14, para todas las roturas, para las roturas a cortante y para las roturas a flexión. Pese a mostrarse esta información, es necesario recalcar que las estadísticas deben considerarse con precaución, especialmente las de la rotura a cortante, debido a que el número de ensayos es muy reducido.

En el presente estudio comparativo se ha respetado el concepto del modelo de Zararis expuesto en [94], sin embargo no ha sido posible utilizar su formulación secciones en  $T$  de forma literal. La formulación que presenta Zararis para evaluar el área efectiva a cortante, es para secciones en  $T$ , con armado pasivo y para fibras neutras por debajo de la capa de compresión. Estas premisas no se cumplen en los forjados de edificación estudiados. En los forjados estudiados, se ha partido de la premisa de Zararis, en la que para evaluar el

## 5.5. Comparación de la campaña con las normativas y el modelo de Zararis

| (1)  | (2)           | (3)             | (4)     | (5)         | (6)               | (7)                   | (8)                 | (9)                | (10)              | (11)                          | (12)                        | (13)                       | (14)                      |
|------|---------------|-----------------|---------|-------------|-------------------|-----------------------|---------------------|--------------------|-------------------|-------------------------------|-----------------------------|----------------------------|---------------------------|
| Viga |               | TIPOS DE ROTURA |         |             | $V_{EXP}$<br>(kN) | $V_{EN15037}$<br>(kN) | $V_{EHE08}$<br>(kN) | $V_{EFHE}$<br>(kN) | $V_{ZAR}$<br>(kN) | $\frac{V_{EXP}}{V_{EN15037}}$ | $\frac{V_{EXP}}{V_{EHE08}}$ | $\frac{V_{EXP}}{V_{EFHE}}$ | $\frac{V_{EXP}}{V_{ZAR}}$ |
|      |               | EXP             | EN15037 | EFHE<br>ZAR |                   |                       |                     |                    |                   |                               |                             |                            |                           |
| A    | 24-T3-T12-SCC | S               | S       | S           | 40,49             | 23,03                 | 28,50               | 24,59              | 19,47             | 1,76                          | 1,42                        | 1,65                       | 2,08                      |
|      | 24-T3-T12-CC4 | S               | S       | S           | 38,67             | 26,12                 | 28,50               | 24,59              | 26,75             | 1,48                          | 1,36                        | 1,57                       | 1,45                      |
|      | 24-T3-T12-CC7 | F               | S       | S           | 43,75             | 25,64                 | 28,50               | 24,59              | 27,42             | 1,71                          | 1,53                        | 1,78                       | 1,60                      |
| B    | 24-T5-T12-SCC | SL              | S       | S           | 30,69             | 23,03                 | 33,54               | 24,59              | 27,30             | 1,33                          | 0,92                        | 1,25                       | 1,24                      |
|      | 24-T5-T12-CC4 | F               | S       | S           | 63,55             | 26,12                 | 33,54               | 24,59              | 32,78             | 2,43                          | 1,89                        | 2,58                       | 1,94                      |
|      | 24-T5-T12-CC7 | F               | S       | S           | 67,22             | 25,64                 | 33,54               | 24,59              | 33,84             | 2,62                          | 2,00                        | 2,73                       | 1,99                      |
| C    | 29-T3-T12-SCC | F               | S       | S           | 45,00             | 29,05                 | 34,19               | 30,81              | 23,67             | 1,55                          | 1,32                        | 1,46                       | 0,91                      |
|      | 29-T3-T12-CC4 | F               | S       | S           | 45,12             | 35,00                 | 34,19               | 30,81              | 26,24             | 1,29                          | 1,32                        | 1,46                       | 1,72                      |
|      | 29-T3-T12-CC7 | F               | S       | S           | 44,92             | 34,62                 | 34,19               | 30,81              | 27,11             | 1,30                          | 1,31                        | 1,46                       | 1,66                      |
| D    | 29-T5-T12-SCC | SL              | S       | S           | 36,07             | 29,05                 | 40,51               | 30,81              | 30,83             | 1,24                          | 0,89                        | 1,17                       | 1,32                      |
|      | 29-T5-T12-CC4 | S               | S       | S           | 56,45             | 35,00                 | 40,51               | 30,81              | 34,24             | 1,61                          | 1,39                        | 1,83                       | 1,65                      |
|      | 29-T5-T12-CC7 | F               | S       | S           | 66,91             | 34,62                 | 40,51               | 30,81              | 35,82             | 1,93                          | 1,65                        | 2,17                       | 1,87                      |
| E    | 24-T3-T20-SCC | F               | F       | S           | 35,43             | 35,76                 | 19,18               | 18,54              | 19,75             | 0,99                          | 1,85                        | 1,91                       | 1,79                      |
|      | 24-T3-T20-CC4 | F               | F       | S           | 38,50             | 37,60                 | 19,18               | 18,54              | 25,03             | 1,02                          | 2,01                        | 2,08                       | 1,54                      |
|      | 24-T3-T20-CC7 | F               | S       | S           | 38,06             | 33,24                 | 19,18               | 18,54              | 25,76             | 1,14                          | 1,98                        | 2,05                       | 1,48                      |
| F    | 24-T5-T20-SCC | SL              | S       | S           | 28,69             | 35,76                 | 21,97               | 17,55              | 27,55             | 0,80                          | 1,31                        | 1,63                       | 1,15                      |
|      | 24-T5-T20-CC4 | F               | S       | S           | 56,25             | 37,60                 | 21,97               | 17,55              | 31,92             | 1,50                          | 2,56                        | 3,21                       | 1,76                      |
|      | 24-T5-T20-CC7 | F               | S       | S           | 57,96             | 33,24                 | 21,97               | 17,55              | 33,16             | 1,74                          | 2,64                        | 3,30                       | 1,75                      |
| G    | 29-T3-T20-SCC | F               | F       | S           | 42,39             | 50,55                 | 22,63               | 22,94              | 25,17             | 0,84                          | 1,87                        | 1,85                       | 1,68                      |
|      | 29-T3-T20-CC4 | F               | F       | S           | 40,81             | 55,43                 | 22,63               | 22,94              | 25,14             | 0,74                          | 1,80                        | 1,78                       | 1,62                      |
|      | 29-T3-T20-CC7 | F               | F       | S           | 41,86             | 53,58                 | 22,63               | 22,94              | 25,61             | 0,78                          | 1,85                        | 1,82                       | 1,63                      |
| H    | 29-T5-T20-SCC | F               | S       | S           | 60,19             | 50,55                 | 26,11               | 21,95              | 31,90             | 1,19                          | 2,30                        | 2,74                       | 1,89                      |
|      | 29-T5-T20-CC4 | F               | S       | S           | 58,13             | 55,43                 | 26,11               | 21,95              | 32,87             | 1,05                          | 2,23                        | 2,65                       | 1,77                      |
|      | 29-T5-T20-CC7 | F               | S       | S           | 58,75             | 53,58                 | 26,11               | 21,95              | 33,72             | 1,10                          | 2,25                        | 2,68                       | 1,74                      |
| 2007 | 30-T5-T12-CC5 | S               | S       | S           | 47,23             | 48,41                 | 40,17               | 29,16              | 31,32             | 0,98                          | 1,18                        | 1,62                       | 1,51                      |
|      | 25-T5-T12-CC5 | S               | S       | S           | 40,47             | 36,13                 | 33,16               | 23,29              | 31,71             | 1,12                          | 1,22                        | 1,74                       | 1,28                      |
|      | 20-T5-T12-CC8 | S               | S       | S           | 52,78             | 28,47                 | 26,58               | 17,94              | 27,36             | 1,85                          | 1,99                        | 2,94                       | 1,93                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     | Promedio           | 1,37              | 1,71                          | 2,04                        | 1,63                       |                           |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     | Todas las roturas  | Desv. est.        | 0,48                          | 0,47                        | 0,60                       | 0,27                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | C.O.V. (%)        | 34,65                         | 27,54                       | 29,30                      | 16,85                     |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | Máximo            | 2,62                          | 2,64                        | 3,30                       | 2,08                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | Mínimo            | 0,74                          | 0,89                        | 1,17                       | 0,91                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     | Promedio           | 1,35              | 1,30                          | 1,71                        | 1,51                       |                           |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     | Roturas a cortante | Desv. est.        | 0,36                          | 0,32                        | 0,51                       | 0,32                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | C.O.V. (%)        | 26,26                         | 24,92                       | 29,75                      | 21,24                     |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | Máximo            | 1,85                          | 1,99                        | 2,94                       | 2,08                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | Mínimo            | 0,80                          | 0,89                        | 1,17                       | 1,15                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     | Promedio           | 1,38              | 1,91                          | 2,21                        | 1,68                       |                           |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     | Roturas a flexión  | Desv. est.        | 0,54                          | 0,39                        | 0,58                       | 0,24                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | C.O.V. (%)        | 38,69                         | 20,60                       | 26,38                      | 14,01                     |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | Máximo            | 2,62                          | 2,64                        | 3,30                       | 1,99                      |
|      |               |                 |         |             |                   |                       |                     |                    | Mínimo            | 0,74                          | 1,31                        | 1,46                       | 0,91                      |

Tabla 5.3: Comparación de los resultados experimentales con: la norma EN-15037 [104], la Instrucción EHE-08 [43], la Instrucción EFHE [75] y el modelo de Zararis [94].

área efectiva a cortante se debe buscar la profundidad de la fibra neutra que satisfaga el equilibrio a flexión pura, para un plano de deformaciones que tenga una deformación de compresión en la fibra superior del elemento de  $\epsilon_{co} = 0,002$ , considerando el comportamiento tensión-deformación del hormigón similar a una parábola de segundo grado.

Por lo tanto para poder aplicar el modelo de Zararis a los forjados de vigueta y bovedilla estudiados se ha implementado un modelo de fibras que:

- Permite el uso de una sección con ancho variable a lo largo de la sección.

- Permite el uso de dos hormigones de características tenso-deformacionales diferentes (con diagramas de parábola de segundo orden), el in situ y el prefabricado.
- Permite que estos hormigones estén a la misma altura de la sección, por tanto que puedan compartir una fibra horizontal.
- Permite que uno de los hormigones esté pretensado y el otro no, por lo que adquiera deformaciones iniciales.
- Permite el uso de dos aceros diferentes, el de pretensado activo, y el pasivo de la capa de compresión.
- Calcula el equilibrio a flexión para el plano de deformaciones arriba indicado, en donde la compresión en la fibra superior del elemento sea  $\varepsilon_{co} = 0,002$ .

Una vez se consigue el valor de la profundidad de la fibra neutra, que en el caso de secciones ordinarias en  $T$ , Zararis presenta una solución analítica, y para los forjados de vigueta y bovedilla se debe realizar de forma numérica, dado el alto número de variables, el resto del proceso es el mismo. Se determina el área efectiva a cortante en forma de embudo. Este área se multiplica por la resistencia a tracción del hormigón ( $f_{ct} = 0,30 f_c^{2/3}$ ) en donde se forma la segunda rama de la fisura crítica a cortante. Finalmente se le aplica el efecto tamaño deducido por Zararis en [41]; nótese que este efecto tamaño permite analizar la viga a ambos lados del punto de aplicación de la carga, por lo que el modelo de Zararis no presupone que la rotura se vaya a producir por el lado de mayor sollicitación a cortante.

En las predicciones de la la norma EN15037-1, de las Instrucciones EHE-08 y EFHE , se han considerado los coeficientes de minoración de resistencia de los materiales iguales a la unidad.

Como se ha comentado anteriormente las predicciones a cortante último de las Instrucciones EHE-08 y EFHE, son iguales para los elementos de cada serie de los elementos ensayados en 2010. Las predicciones a cortante último de la norma EN-15037 son similares para los elementos dentro de una serie, siendo la predicción más alta para los elementos con capa de compresión de 40 mm, la más baja para los elementos sin capa de compresión, la intermedia para los elementos con capa de compresión de 70 mm. Las predicciones a cortante último del modelo de Zararis son crecientes a medida que crece la capa de compresión, ver tabla 5.3. La tendencia de esta última predicción coincide con el comportamiento observado en las roturas a cortante, como se mostró anteriormente en la figura 5.7.

Las predicciones del modelo de Zararis son las que tienen menores desviaciones estándar y menores coeficientes de variación: para los elementos con rotura a cortante (0,32 y 21,24%)

y para los elementos con rotura a flexión (0,24 y 14,01 %), sin embargo los promedios de los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  están más por el lado de la seguridad que la norma europea EN15037-1. En general el método de Zararis es el que mejor predice el comportamiento de este tipo de forjados a cortante, aunque está más por el lado de la seguridad, que las predicciones que actualmente se realizan para otro tipo de elementos ensayados a cortante [115]. En la figura 5.15, se presenta la comparación del cortante último observado en los ensayos  $V_{EXP}$  con respecto al cortante predicho  $V_{pred}$  del modelo de Zararis.

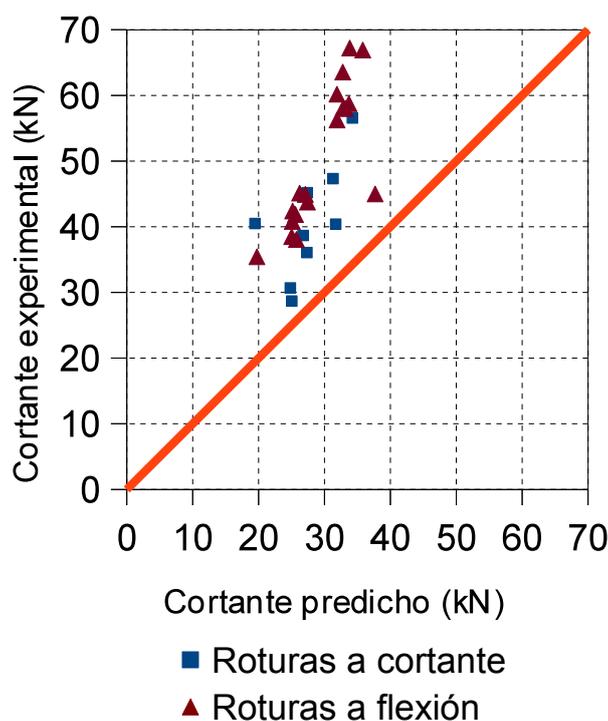


Figura 5.15: Comparación resultados experimentales con predicción del modelo de Zararis [94].

Las predicciones de Instrucción EHE-08 tiene unas desviaciones estándar y coeficientes de variación de 0,32 y 24,92 % para los elementos con rotura a cortante y 0,39 y 20,60 % de para los elementos con rotura a flexión, respectivamente. Unos promedios de los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  de 1,30 para las roturas a cortante. Nótese que todas las roturas a flexión han sucedido cuando el elemento en cuestión soportaba un cortante mayor a la la predicción de la EHE-08 (ver figura 5.16), por lo que el cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}} = 1,71$ , ya muy por el lado de la seguridad, es de cortantes resistidos. En la figura 5.16, se presenta la comparación  $V_{EXP}$  con respecto a  $V_{pred}$  de la Instrucción EHE-08.

La norma europea EN15037-1, es la única que predice 5 de las 18 roturas a flexión observadas en la campañas experimentales. La norma europea proporciona los promedios  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  más cercanos a la unidad de todas las normas o modelos comparados, los promedios de

los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  son de 1,35 para las roturas a cortante. Sin embargo, tiene unas elevados coeficientes de variación y desviaciones estándar de 26,26% y 0,36 respectivamente, para elementos con rotura a cortante. Nótese que los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  varían entre 0,74 y 2,62. En la figura 5.17, se presenta la comparación  $V_{EXP}$  con respecto a  $V_{pred}$  de la norma EN15037-1.

La Instrucción EFHE tiene los promedios de los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$ , las desviaciones estándar y los coeficientes de variación más elevados de los métodos comparados. En la figura 5.17, se presenta la comparación  $V_{EXP}$  con respecto a  $V_{pred}$  de la norma EN15037-1.

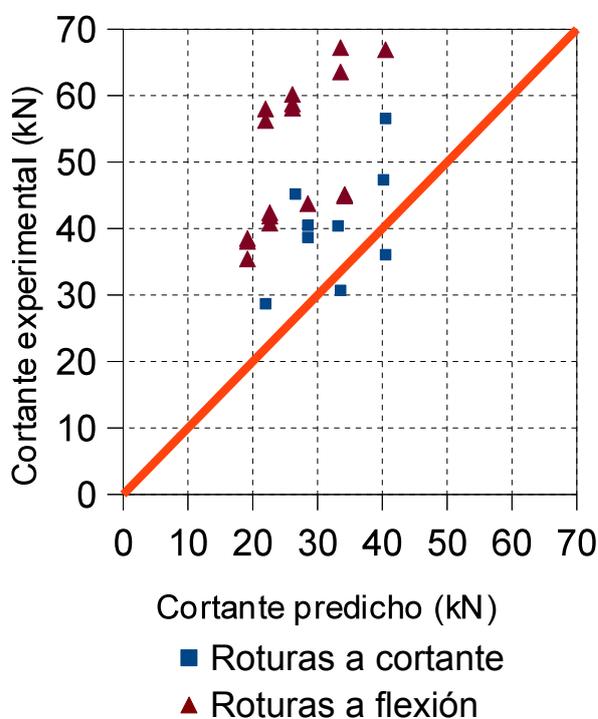


Figura 5.16: Comparación resultados experimentales con predicción EHE-08 [43].

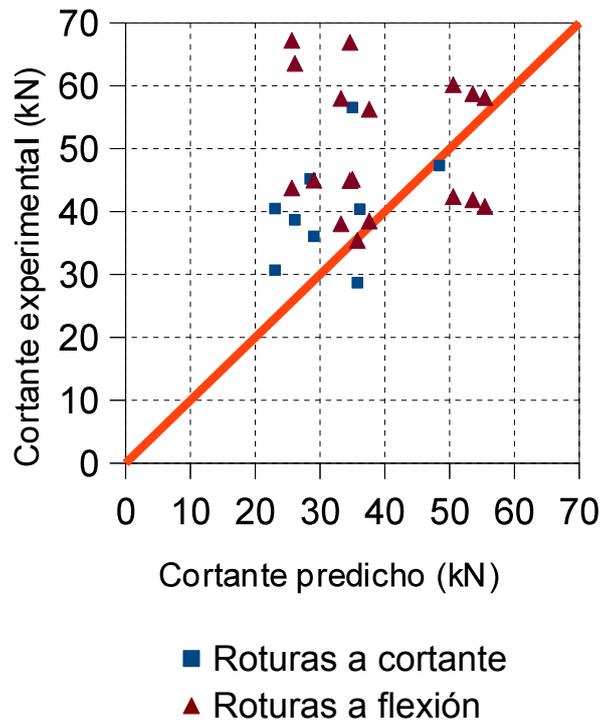


Figura 5.17: Comparación resultados experimentales con predicción EN15037-1 [104].

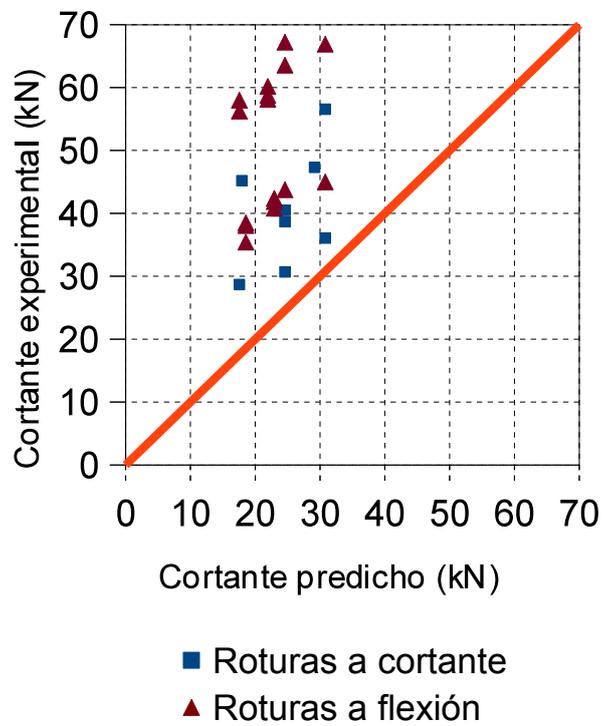


Figura 5.18: Comparación resultados experimentales con predicción EFHE [75].

## 5.6. Conclusiones de los ensayos experimentales

Basándose en los resultados de las 27 vigas ensayadas, se obtienen las siguientes conclusiones:

- Los anchos observados de la fisura crítica a cortante son mayores en elementos con capa de compresión, y por tanto con sección en T, que en los elementos sin capa de compresión.
- Para los anchos de fisura medidos en esta campaña experimental, el engranamiento de áridos o cortante fricción y el efecto pasador son prácticamente despreciables, especialmente en el caso de los elementos con capa de compresión. El mecanismo fundamental de resistencia a cortante es el cortante transmitido mediante tensiones tangenciales a través del hormigón no fisurado comprimido a flexión.
- La capa de compresión aumenta la resistencia a cortante, a mayor espesor mayor resistencia a cortante. Este efecto no se ve reflejado en las predicciones de ningún modelo normativo.
- El aumento de la cuantía longitudinal traccionada activa, y por tanto de la tensión de compresión en la vigueta prefabricada, aumenta la resistencia a cortante de los forjados de vigueta y bovedilla. En contra de la predicciones de la norma europea EN15037-1 [104], en donde no se tiene en cuenta este parámetro.
- A mayor canto útil  $d$ , menor tensión tangencial media  $\tau$  resisten los forjados de vigueta y bovedilla. Se aprecia el fenómeno del efecto tamaño . Esta observación contrasta con la predicción de la norma europea EN15037-1 [104], que no tiene en cuenta este parámetro.
- Los forjados de vigueta pretensada autoportante tienen rotura a flexión más cercana a la de cortante que los forjados de semivigueta pretensadas. Esta conclusión se contraponen con la predicción de la Instrucción EHE-08, que prevé más cercana la rotura a flexión a la de cortante en los forjados de vigueta autoportante pretensada que en los forjados de semivigueta pretensada.
- La predicción de la Instrucción EHE-08 de la resistencia a cortante de los elementos estudiados es muy conservadora. El ratio  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  para las 27 vigas ensayadas es 1,71. Está tan por el lado de la seguridad que no predice correctamente el tipo de rotura.
- La predicción de la norma europea EN15037-1 tiene unos coeficientes de variación y desviaciones estándar muy elevados, tanto para las roturas a cortante como para

todas las roturas. Aunque su promedio de  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  es mejor que el de los otros modelos comparados. Sin embargo es el único método que predice algunas de las roturas a flexión observadas en la campaña experimental.

- Las predicciones del modelo de Zararis tienen un buen coeficiente de variación, 16,85 % para los elementos con rotura a cortante, así como las menores desviaciones estándar de todos los métodos comparados. Sin embargo el promedio del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  está demasiado por el lado de la seguridad: 1,51 para roturas a cortante y 1,63 para el total de roturas.
- La Instrucción EFHE, ya derogada, tiene los promedios de los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$ , las desviaciones estándar y los coeficientes de variación más elevados de los métodos comparados.
- Ninguno de los métodos empleados predice de forma satisfactoria la resistencia a cortante de los elementos ensayados.
- La resistencia a la flexión de estos elementos, con un buen ajuste a los resultados experimentales, se puede obtener mediante diferentes diagramas tensión-deformación del hormigón (parábola-rectángulo, rectangular o parabólico).



# ANÁLISIS DE LOS ELEMENTOS ENSAYADOS MEDIANTE MODELO TINSA

## 6.1. Introducción

Tal como se ha mostrado en el apartado 2.3.5, Bairán en 2005 [65] y posteriormente Bairán y Marí [66] [67] [68] [69] presentaron un modelo de análisis no lineal basado en un enfoque de fisuración distribuida con rotación, que permite analizar las tensiones y deformaciones producidas en una sección de hormigón armado bajo los 6 tipos de esfuerzos que pueden afectar a dicha sección: axil, cortante y momento flector sobre los dos ejes principales de la sección, y momento torsor. Este modelo de análisis fue bautizado por sus autores con el nombre de TINSA (Total Interaction Non-linear Section Analysis), y este documento se referenciará como modelo TINSA.

Para el estudio de los elementos ensayados se ha utilizado la versión más reciente del software basado en el modelo TINSA (2013), el software TINSA-EVO, que permite el análisis de secciones construidas evolutivamente. Los aspectos más importantes de esta última versión son los siguientes [70]:

- Introduce la opción de que los materiales tengan diferentes edades de creación y demolición, principal aspecto para la generación de una sección construida evolutivamente.
- Incluye un tipo de material de polímeros reforzados con fibras.

- Permite la implementación de conjuntos de esfuerzos, con un inicio y fin determinados en el tiempo. Cada conjunto de esfuerzos a su vez se divide en diferentes pasos de carga.
- Permite incrementar en la sección analizada los 6 tipos de esfuerzos o desplazamientos, según convenga al análisis en cada conjunto de esfuerzos implementado.
- Permite ajustar las tolerancias admitidas en cada conjunto de esfuerzos, y por tanto en diferentes etapas del análisis.

Estas novedades en la implementación del software hacen del TINSA-EVO un programa idóneo para el análisis de los elementos ensayados en la presente tesis.

## 6.2. Análisis realizados

Para cada elemento ensayado, se han analizado dos secciones críticas, ver secciones A y B en figura 6.1:

- Una sección a un canto útil del extremo de la chapa de la aplicación de la carga por el lado más solicitado a cortante, sometida a flexión y cortante.
- La sección justo debajo del pistón de carga, sometida únicamente a flexión.

Nótese que se ha elegido la sección a un canto útil de la chapa de aplicación de la carga con el fin de evitar la zona de discontinuidad (tipo D).

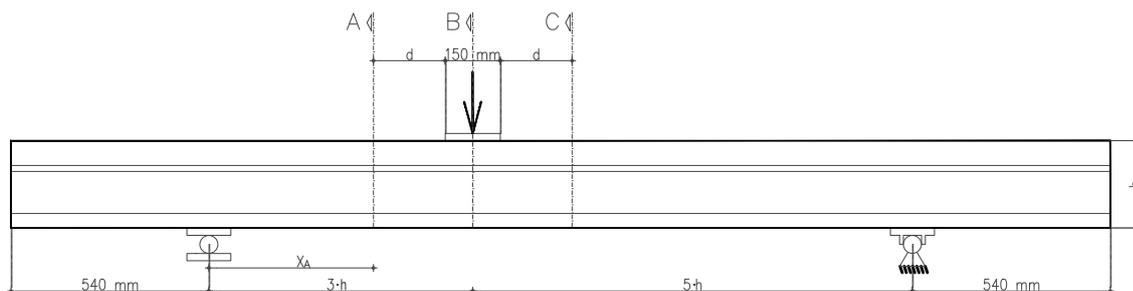


Figura 6.1: Secciones analizadas mediante TINSA-EVO

El software TINSA-EVO evalúa de forma estable la mayoría de casos de análisis no lineal planteados para una sección armada, una excepción es el caso en donde el cociente  $\frac{M}{Vd}$  está entre 4 y 5 [116]. Esto es debido a que la interacción del cortante con el momento flector en estos casos es muy reducida incluso para un modelo tan refinado, por tanto la rotura se produciría en la sección B antes que en la sección C, secciones mostradas en la

figura 6.1. La sección a un canto útil del extremo de la chapa de aplicación de la carga por el lado que soporta menos cortante no ha sido analizada por este motivo. Tal y como se observa en la tabla 6.1, todos los elementos de la campaña realizada en 2010, que suman 24 de los 27 elementos ensayados, tienen una relación del cociente  $\frac{M}{Vd}$  entre 4 y 5.

| Serie | Ensayo        | Sección A      | Sección C      |
|-------|---------------|----------------|----------------|
|       |               | $\frac{M}{Vd}$ | $\frac{M}{Vd}$ |
| A     | 24-T3-T12-SCC | 2,27           | 4,70           |
|       | 24-T3-T12-CC4 | 2,27           | 4,70           |
|       | 24-T3-T12-CC7 | 2,27           | 4,70           |
| B     | 24-T5-T12-SCC | 2,27           | 4,70           |
|       | 24-T5-T12-CC4 | 2,27           | 4,70           |
|       | 24-T5-T12-CC7 | 2,27           | 4,70           |
| C     | 29-T3-T12-SCC | 2,22           | 4,56           |
|       | 29-T3-T12-CC4 | 2,22           | 4,56           |
|       | 29-T3-T12-CC7 | 2,22           | 4,56           |
| D     | 29-T5-T12-SCC | 2,22           | 4,56           |
|       | 29-T5-T12-CC4 | 2,21           | 4,56           |
|       | 29-T5-T12-CC7 | 2,21           | 4,56           |
| E     | 24-T3-T20-SCC | 2,13           | 4,34           |
|       | 24-T3-T20-CC4 | 2,13           | 4,34           |
|       | 24-T3-T20-CC7 | 2,13           | 4,34           |
| F     | 24-T5-T20-SCC | 2,25           | 4,64           |
|       | 24-T5-T20-CC4 | 2,25           | 4,64           |
|       | 24-T5-T20-CC7 | 2,25           | 4,64           |
| G     | 29-T3-T20-SCC | 2,11           | 4,27           |
|       | 29-T3-T20-CC4 | 2,10           | 4,27           |
|       | 29-T3-T20-CC7 | 2,10           | 4,27           |
| H     | 29-T5-T20-SCC | 2,20           | 4,51           |
|       | 29-T5-T20-CC4 | 2,20           | 4,51           |
|       | 29-T5-T20-CC7 | 2,20           | 4,51           |
| 2007  | 30-T5-T12-CC5 | 2,99           | 9,19           |
|       | 25-T5-T12-CC5 | 2,97           | 9,72           |
|       | 20-T5-T12-CC8 | 2,98           | 10,59          |

Tabla 6.1: Relación del cociente  $\frac{M}{Vd}$  de las secciones A y C de la figura 6.1.

## 6.3. Comportamiento observado en el análisis mediante TINSA-EVO

### 6.3.1. Comparativa de esfuerzos y cargas últimas

En la tabla 6.2, se muestra:

- Los resultados de los esfuerzos y carga última resistidos en la sección de análisis A se muestran en las columnas 3 - 6. Además se presenta la distancia  $X_A$  desde el apoyo más cercano a la sección de análisis (ver figura 6.1).
- El momento flector y carga última resistidos en la sección bajo la aplicación de la carga (sección B en la figura 6.1), en las columnas 7 y 8.

- Los tipos de rotura predichos por el TINSA-EVO y los observados en la campaña experimental, en las columnas 9 y 10.
- Las cargas últimas predichas y observadas, en las columnas 11 y 12.
- El cociente entre las cargas últimas experimental y predicha  $\left(\frac{P_{EXP}}{P_{TINSA}}\right)$ , para todas las roturas en la columna 13, para las roturas a cortante en la columna 14 y para las roturas a flexión en la columna 15, así como los promedios, desviaciones estándar y coeficientes de variación de cada serie de cocientes. Pese a mostrarse esta información las estadísticas deben considerarse con precaución, especialmente las de la rotura a cortante, debido a que el número de ensayos es muy reducido.

| 1     | 2             | 3                          | 4     | 5     | 6           | 7         | 8           | 9              | 10  | 11 12     |           | 13 14 15  |                             |                             |
|-------|---------------|----------------------------|-------|-------|-------------|-----------|-------------|----------------|-----|-----------|-----------|---|-----------------------------|-----------------------------|
|       |               |                            |       |       |             |           |             |                |     | TINSA     | EXP       | Roturas comparadas:<br>todas, a cortante, a flexión |                             |                             |
| Serie | Ensayo        | Sección A de la figura 6.1 |       |       |             | Sección B |             | Tipo de rotura |     | $P_{ult}$ |           | $\frac{P_{EXP}}{P_{TINSA}}$                         | $\frac{P_{EXP}}{P_{TINSA}}$ | $\frac{P_{EXP}}{P_{TINSA}}$ |
|       |               | V                          | M     | $X_A$ | $P_{ult,A}$ | M         | $P_{ult,B}$ | TINSA          | EXP | (kN)      | (kN)      |   |                             |                             |
| A     | 24-T3-T12-SCC | 48,94                      | 21,94 | 0,45  | 78,30       | 26,98     | 59,96       | F              | S   | 59,96     | 64,78     | 1,08  | 1,08                        |                             |
|       | 24-T3-T12-CC4 | 43,42                      | 19,45 | 0,45  | 75,30       | 33,6      | 74,67       | F              | S   | 74,67     | 61,87     | 0,83  | 0,83                        |                             |
|       | 24-T3-T12-CC7 | 63,23                      | 28,34 | 0,45  | 101,17      | 33,62     | 74,72       | F              | F   | 74,72     | 70,00     | 0,94  |                             | 0,94                        |
| B     | 24-T5-T12-SCC | 68,33                      | 30,65 | 0,45  | 109,33      | 39,03     | 86,73       | F              | SL  | 86,73     | 81,85     | 0,94  | 0,94                        |                             |
|       | 24-T5-T12-CC4 | 60,54                      | 27,17 | 0,45  | 96,86       | 46,18     | 102,62      | S              | F   | 96,86     | 101,68    | 1,05  |                             | 1,05                        |
|       | 24-T5-T12-CC7 | 81,56                      | 36,54 | 0,45  | 130,50      | 46,63     | 103,62      | F              | F   | 103,62    | 107,55    | 1,04  |                             | 1,04                        |
| C     | 29-T3-T12-SCC | 54,34                      | 29,80 | 0,55  | 86,94       | 34,76     | 63,93       | F              | F   | 63,93     | 72,00     | 1,13  |                             | 1,13                        |
|       | 29-T3-T12-CC4 | 48,81                      | 26,78 | 0,55  | 85,14       | 40,36     | 74,23       | F              | F   | 74,23     | 72,19     | 0,97  |                             | 0,97                        |
|       | 29-T3-T12-CC7 | 54,72                      | 30,08 | 0,55  | 87,55       | 40,77     | 74,98       | F              | F   | 74,98     | 71,87     | 0,96  |                             | 0,96                        |
| D     | 29-T5-T12-SCC | 67,55                      | 37,05 | 0,55  | 108,08      | 48,46     | 89,12       | F              | SL  | 89,12     | 96,18     | 1,08  |                             | 1,08                        |
|       | 29-T5-T12-CC4 | 77,2                       | 42,30 | 0,55  | 123,52      | 56,48     | 103,88      | F              | S   | 103,88    | 90,32     | 0,87  | 0,87                        |                             |
|       | 29-T5-T12-CC7 | 79,25                      | 43,30 | 0,55  | 126,80      | 57,56     | 105,85      | F              | F   | 105,85    | 107,05    | 1,01  |                             | 1,01                        |
| E     | 24-T3-T20-SCC | 45,34                      | 20,34 | 0,45  | 72,54       | 26,4      | 58,67       | F              | F   | 58,67     | 56,68     | 0,97  |                             | 0,97                        |
|       | 24-T3-T20-CC4 | 41,22                      | 18,48 | 0,45  | 70,67       | 29,34     | 65,20       | F              | F   | 65,20     | 61,60     | 0,94  |                             | 0,94                        |
|       | 24-T3-T20-CC7 | 41,84                      | 18,77 | 0,45  | 70,06       | 29,57     | 65,71       | F              | F   | 65,71     | 60,90     | 0,93  |                             | 0,93                        |
| F     | 24-T5-T20-SCC | 57,69                      | 25,90 | 0,45  | 92,30       | 34,87     | 77,49       | F              | SL  | 77,49     | 76,50     | 0,99  | 0,99                        |                             |
|       | 24-T5-T20-CC4 | 55,85                      | 25,05 | 0,45  | 89,36       | 42,44     | 94,31       | S              | F   | 89,36     | 90,00     | 1,01  |                             | 1,01                        |
|       | 24-T5-T20-CC7 | 62,5                       | 28,01 | 0,45  | 100,00      | 42,77     | 95,04       | F              | F   | 95,04     | 92,74     | 0,98  |                             | 0,98                        |
| G     | 29-T3-T20-SCC | 43,35                      | 23,80 | 0,55  | 69,36       | 34,48     | 63,41       | F              | F   | 63,41     | 67,82     | 1,07  |                             | 1,07                        |
|       | 29-T3-T20-CC4 | 59,83                      | 32,80 | 0,55  | 95,73       | 36,13     | 66,45       | F              | F   | 66,45     | 65,30     | 0,98  |                             | 0,98                        |
|       | 29-T3-T20-CC7 | 60,41                      | 33,12 | 0,55  | 96,66       | 40,35     | 74,21       | F              | F   | 74,21     | 66,98     | 0,90  |                             | 0,90                        |
| H     | 29-T5-T20-SCC | 71,46                      | 39,18 | 0,55  | 114,34      | 46,35     | 85,24       | F              | F   | 85,24     | 96,30     | 1,13  |                             | 1,13                        |
|       | 29-T5-T20-CC4 | 65,28                      | 35,86 | 0,55  | 104,45      | 55,52     | 102,11      | F              | F   | 102,11    | 93,00     | 0,91  |                             | 0,91                        |
|       | 29-T5-T20-CC7 | 75,17                      | 41,20 | 0,55  | 120,27      | 56,08     | 103,14      | F              | F   | 103,14    | 94,00     | 0,91  |                             | 0,91                        |
| 2007  | 30-T5-T12-CC5 | 56,96                      | 43,84 | 0,77  | 80,17       | 58,61     | 74,99       | F              | S   | 74,99     | 66,53     | 0,89  | 0,89                        |                             |
|       | 25-T5-T12-CC5 | 56,37                      | 34,77 | 0,62  | 78,43       | 47,01     | 72,68       | F              | S   | 72,68     | 56,21     | 0,77  | 0,77                        |                             |
|       | 20-T5-T12-CC8 | 52,54                      | 24,64 | 0,47  | 71,90       | 36,41     | 71,18       | F              | S   | 71,18     | 72,31     | 1,02  | 1,02                        |                             |
|       |               |                            |       |       |             |           |             |                |     |           | Prom.:    | 0,97  | 0,92                        | 0,99                        |
|       |               |                            |       |       |             |           |             |                |     |           | Desv.Est: | 0,09  | 0,10                        | 0,07                        |
|       |               |                            |       |       |             |           |             |                |     |           | COV=      | 8,82  | 11,09                       | 7,09                        |

Tabla 6.2: Resumen resultados análisis mediante modelo TINSA-EVO comparado con resultados experimentales.

En la tabla 6.2 se puede observar que la predicción del tipo de rotura coincide en 16 de 27 ensayos. El promedio, desviación estándar y coeficiente de variación al evaluar todas las roturas es ostensiblemente mejor que el de cualquiera de los métodos presentados en la sección 5.5. Además, las predicciones parciales según el tipo de rotura, también son más

adecuadas. Si bien es cierto que el promedio de las roturas a cortante  $\left(\frac{P_{EXP}}{P_{TINSA}} = 0,92\right)$ , está ligeramente por el lado de la inseguridad, las desviación estándar y el coeficiente de variación son los más bajos de los métodos observados (ver tabla 5.3). La predicción de la carga última mediante un análisis realizado con el modelo TINSA es la más coherente con los resultados experimentales de las utilizadas.

En la columna 11 de la tabla 6.2 se puede observar que el TINSA-EVO, para todas las series de la A a la H, predice que la resistencia a cortante-flexión menor de las tres vigas de una serie es la de la viga sin capa de compresión, la intermedia es de la que tiene una capa de compresión de 4 cm, y la que tiene una capa de compresión de 7 cm es la más resistente, predicción que encaja con lo observado en la campaña experimental.

Por último, es preciso señalar que no son muchos los métodos que se pueden utilizar para evaluar la resistencia a cortante de este tipo de elementos, que tienen una parte de la sección pretensada y la otra no, y con una sección en “T” en la que el espesor y ancho de las alas son tan importantes con respecto al canto total de la sección.

### 6.3.2. Validación del análisis realizado con TINSA-EVO mediante la comparación con las mediciones experimentales

Tal y como se ha expuesto en la sección 4.5, la sección crítica del ensayo fue instrumentada con un transductor de desplazamiento en la cara superior de la viga y otro en la cara inferior de la viga, ver figura 4.17. El cociente entre las mediciones del transductor (incrementos de longitud  $\Delta l$ ) y la longitud inicial del transductor ( $l_0 = 336mm$ ) son los alargamientos y acortamientos medios de la cara superior e inferior respectivamente:

$$\epsilon_{sup} = \frac{\Delta l_{sup}}{l_{0,sup}} \quad \epsilon_{inf} = \frac{\Delta l_{inf}}{l_{0,inf}} \quad (6.1)$$

La curvatura experimental se puede definir como:

$$\phi = \frac{\epsilon_{sup} - \epsilon_{inf}}{h} \quad (6.2)$$

siempre y cuando los giros sean lo suficientemente pequeños para poder aproximar  $\tan\phi \approx \phi$ , siendo h el canto de la sección.

En la figura 6.2 se presenta la comparación para la serie de vigas D (C29-T5-T12) entre la medición de la curvatura experimental y la predicción del modelo TINSA-EVO para las secciones analizadas.

Nótese que en la serie D se observó un tipo de rotura diferente para cada viga:

- La viga sin capa de compresión (C29-T5-T12-SCC) rompió a cortante por el lado largo (SL).

- La viga con capa de compresión de 4 cm (C29-T5-T12-CC4) rompió a cortante por el lado corto (S).
- La viga con capa de compresión de 7 cm (C29-T5-T12-CC7) rompió a flexión (F).

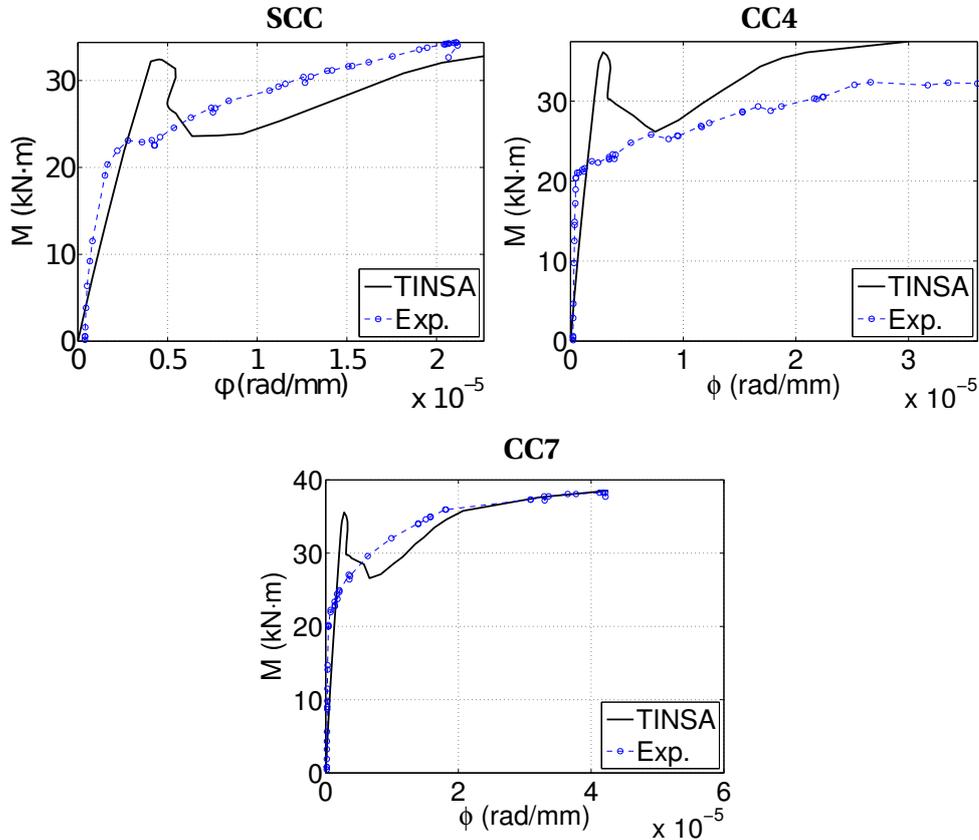


Figura 6.2: Relaciones momento-curvatura, de la serie de ensayos D (29-T5-T12), comparada con el análisis realizado mediante el modelo TINSA-EVO.

Nótese también que la longitud inicial de los transductores de desplazamiento era de 336 mm, por lo que la comparación es entre la curvatura de una zona con fisuración repartida obtenida en los ensayos, con la curvatura de una sola sección en el análisis del TINSA-EVO. Esta diferencia hace que el análisis de la curvatura obtenida con el TINSA-EVO tenga un pico en el citado paso  $F$ , que en la observación experimental no aparece, esto es debido a que en la medición del ensayo se evalúa una zona de la viga (algo más larga que un canto total de la viga), por lo que la fisuración se presenta de forma más suavizada al repartirse su efecto entre toda la longitud del transductor.

A pesar de la diferencia mencionada por cuestiones del tipo de medición realizada durante el ensayo, la comparación del modelo TINSA con las mediciones obtenidas en los ensayos es muy ajustada.

### 6.3.3. Análisis del comportamiento hasta rotura

#### Evolución de las deformaciones de la sección con respecto a los esfuerzos

En el análisis realizado mediante el modelo TINSA en secciones sometidas a momento flector y cortante es posible observar la relaciones momento-curvatura ( $M - \phi$ , ver figura 6.3a) y cortante-deformación tangencial de la sección ( $V - \gamma$  ver figura 6.3b). En ellas se aprecian unos patrones de comportamiento similares en todas las vigas analizadas. De este modo la relación momento-curvatura en el inicio de la aplicación de esfuerzos, no arranca desde el origen de coordenadas debido al pretensado de la semivigueta o vigueta autoportante, y el comportamiento inicial es elástico hasta la fisuración por flexión.

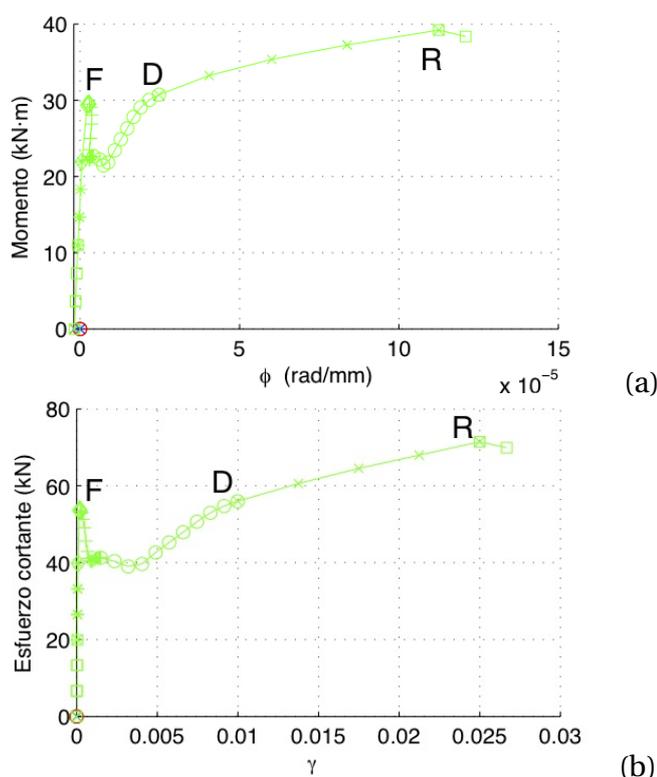


Figura 6.3: Relación momento-curvatura y cortante-deformación tangencial  $\gamma$ , analizado mediante TINSA para viga 29-T5-T20-SCC, en la sección a un canto útil del extremo de la chapa de la aplicación de la carga.

La fisuración por flexión empieza en las fibras inferiores del hormigón in situ al no estar pretensado, tal y como se muestra en la figura 6.4. Sin embargo esta fisuración inicial afecta muy poco a la rigidez de la sección tanto a flexión como a cortante, y los cambios de pendiente en ambas curvas esfuerzo-deformación son prácticamente imperceptibles, tal y como se observa en la figura 6.3.

Sin embargo, cuando fisura el elemento pretensado a flexión, se produce un cambio de sentido de las pendientes en las gráficas esfuerzo-deformación, generando un máximo

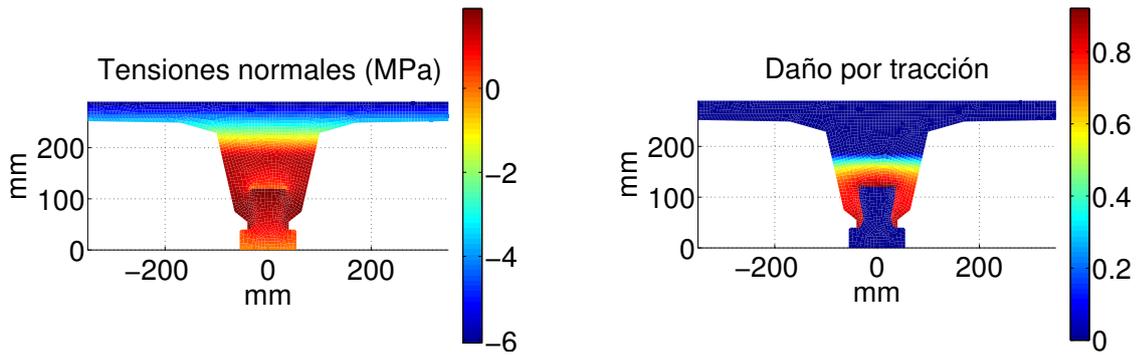


Figura 6.4: Ejemplo de tensiones normales y daño por tracción de una viga (29-T5-T12-CC4) con hormigón in situ fisurado y antes de que fisure el hormigón pretensado.

parcial en la citada gráfica, ver figura 6.3. A este máximo se le hará referencia en adelante como paso de carga  $F$  y se relacionará con la fisuración a flexión del elemento pretensado.

A partir de este máximo parcial se produce un “valle” en las gráficas esfuerzo-deformación. Este “valle” en el que en el software TINSA-EVO se opta a pasar a control por deformación tangencial para mejorar la convergencia de equilibrio de fuerzas, energética y deformacional, no aparece en la campaña experimental dado que el control en ésta es por carga y no por deformación.

Durante este “valle” se produce una redistribución de tensiones normales extensamente explicada en la bibliografía técnica al pasar de una sección no fisurada a una sección fisurada a flexión. Algo similar sucede con las tensiones tangenciales, tal y como se mostrará posteriormente de forma más detallada.

En adelante se tratará como paso  $D$  al paso de carga que supera los esfuerzos del paso  $F$  después del citado “valle” (si existe), y es el paso en el que se han redistribuido las tensiones adecuándose a que la parte inferior de la sección ha fisurado.

Una vez pasado el paso  $D$ , la sección fisurada se comporta de forma menos rígida hasta la rotura (en adelante paso  $R$ , paso de rotura), ya sea ésta por cortante o por flexión.

De forma simplificada el esquema de la figura 6.5 resume el comportamiento de las gráficas esfuerzo-deformación expuesto hasta ahora.

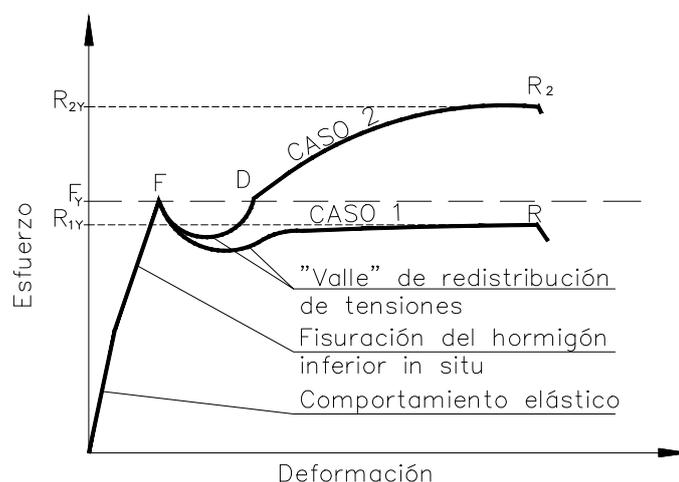


Figura 6.5: Esquema de comportamiento esfuerzo-deformación.

Dependiendo de si la ordenada en la gráfica esfuerzo-deformación del paso  $F$  ( $F_y$ ) es mayor o menor que al ordenada en la ordenada en el paso  $R$  ( $R_y$ ) se plantean dos casos diferenciados:

- En el caso de que  $F_y$  sea mayor que  $R_y$  no se llegan a redistribuir las tensiones en la sección hasta el punto de soportar los esfuerzos resistidos antes de la fisuración, y por tanto los esfuerzos máximos resistidos por la sección son los del punto  $F$  (caso 1 en la figura 6.5).
- En el caso de que  $F_y$  sea menor que  $R_y$  los esfuerzos máximos resistidos serán los del punto  $R$  (caso 2 en la figura 6.5). En este caso existiría el punto de análisis  $D$ .

En la tabla 6.3 se presenta los esfuerzos y carga última resistidos por los puntos  $F$  y  $R$ , en las columnas 3 a 8. En la columna 9 se muestran los cocientes entre los valores anteriores,  $\frac{P_{ult}}{P_{fis}} = \frac{R_y}{F_y}$ , y en la columna 10 los promedios por series de los cocientes presentados en la columna 9.

En la tabla 6.3 se puede observar que tan sólo 4 de los 27 elementos están en la casuística 1, según el esquema de la figura 6.5, ya que sólo 4 cocientes de la columna 9 son inferiores a la unidad. También se observa que los promedios de los cocientes por serie (columna 10) son mayores para series con mayor armado (a igualdad del resto de parámetros):  $P_B > P_A$ ;  $P_D > P_C$ ;  $P_F > P_E$  y  $P_H > P_G$ . De hecho, los 4 casos en que no es posible la redistribución son armados T3.

A continuación se presentan en las figuras que van desde la 6.6 hasta la 6.23, de elementos representativos ensayados y analizados:

| 1     | 2                    | 3                       |           |           | 6                         |           |           | 9                         | 10        |
|-------|----------------------|-------------------------|-----------|-----------|---------------------------|-----------|-----------|---------------------------|-----------|
|       |                      | Paso de fisuración. $F$ |           |           | Último paso de carga. $R$ |           |           |                           |           |
| Serie | Ensayo               | $P_{fis}$               | $V_{fis}$ | $M_{fis}$ | $P_{ult}$                 | $V_{ult}$ | $M_{ult}$ | $\frac{P_{ult}}{P_{fis}}$ | Promedios |
|       |                      | kN                      | kN        | kN        | kN                        | kN        | kN        |                           | por serie |
| A     | 24-T3-T12-SCC        | 65,73                   | 41,08     | 18,45     | 78,30                     | 48,94     | 21,94     | 1,19                      | 1,16      |
|       | 24-T3-T12-CC4        | 75,30                   | 47,06     | 20,97     | 69,47                     | 43,42     | 19,45     | 0,92                      |           |
|       | <b>24-T3-T12-CC7</b> | 73,46                   | 45,91     | 20,74     | 101,17                    | 63,23     | 28,34     | <b>1,38</b>               |           |
| B     | 24-T5-T12-SCC        | 84,72                   | 52,95     | 23,74     | 109,33                    | 68,33     | 30,65     | 1,29                      | 1,24      |
|       | 24-T5-T12-CC4        | 94,99                   | 59,37     | 26,52     | 96,86                     | 60,54     | 27,17     | 1,02                      |           |
|       | <b>24-T5-T12-CC7</b> | 92,83                   | 58,02     | 25,97     | 130,50                    | 81,56     | 36,54     | <b>1,41</b>               |           |
| C     | 29-T3-T12-SCC        | 73,63                   | 46,02     | 25,27     | 86,94                     | 54,34     | 29,80     | 1,18                      | 1,05      |
|       | <b>29-T3-T12-CC4</b> | 85,14                   | 53,21     | 29,05     | 78,10                     | 48,81     | 26,78     | <b>0,92</b>               |           |
|       | 29-T3-T12-CC7        | 83,15                   | 51,97     | 28,55     | 87,55                     | 54,72     | 30,08     | 1,05                      |           |
| D     | 29-T5-T12-SCC        | 94,54                   | 59,09     | 32,43     | 108,08                    | 67,55     | 37,05     | 1,14                      | 1,18      |
|       | 29-T5-T12-CC4        | 105,92                  | 66,2      | 36,12     | 123,52                    | 77,2      | 42,30     | 1,17                      |           |
|       | 29-T5-T12-CC7        | 103,58                  | 64,74     | 35,56     | 126,80                    | 79,25     | 43,30     | 1,22                      |           |
| E     | 24-T3-T20-SCC        | 60,40                   | 37,75     | 16,89     | 72,54                     | 45,34     | 20,34     | 1,20                      | 1,03      |
|       | 24-T3-T20-CC4        | 70,67                   | 44,17     | 19,83     | 65,95                     | 41,22     | 18,48     | 0,93                      |           |
|       | 24-T3-T20-CC7        | 70,06                   | 43,79     | 19,74     | 66,94                     | 41,84     | 18,77     | 0,96                      |           |
| F     | 24-T5-T20-SCC        | 76,35                   | 47,72     | 21,43     | 92,30                     | 57,69     | 25,90     | 1,21                      | 1,12      |
|       | 24-T5-T20-CC4        | 88,91                   | 55,57     | 25,01     | 89,36                     | 55,85     | 25,05     | 1,01                      |           |
|       | 24-T5-T20-CC7        | 87,38                   | 54,61     | 24,67     | 100,00                    | 62,5      | 28,01     | 1,14                      |           |
| G     | <b>29-T3-T20-SCC</b> | 68,56                   | 42,85     | 23,43     | 69,36                     | 43,35     | 23,80     | <b>1,01</b>               | 1,13      |
|       | 29-T3-T20-CC4        | 81,57                   | 50,98     | 27,97     | 95,73                     | 59,83     | 32,80     | 1,17                      |           |
|       | 29-T3-T20-CC7        | 80,14                   | 50,09     | 27,75     | 96,66                     | 60,41     | 33,12     | 1,21                      |           |
| H     | <b>29-T5-T20-SCC</b> | 85,46                   | 53,41     | 29,48     | 114,34                    | 71,46     | 39,18     | <b>1,34</b>               | 1,19      |
|       | 29-T5-T20-CC4        | 101,28                  | 63,3      | 34,85     | 104,45                    | 65,28     | 35,86     | 1,03                      |           |
|       | 29-T5-T20-CC7        | 99,86                   | 62,41     | 34,28     | 120,27                    | 75,17     | 41,20     | 1,20                      |           |
| 2007  | 30-T5-T12-CC5        | 72,72                   | 51,67     | 39,89     | 80,17                     | 56,96     | 43,84     | 1,10                      | 1,10      |
|       | 25-T5-T12-CC5        | 69,38                   | 49,87     | 30,87     | 78,43                     | 56,37     | 34,77     | 1,13                      |           |
|       | 20-T5-T12-CC8        | 66,90                   | 48,89     | 23,02     | 71,90                     | 52,54     | 24,64     | 1,07                      |           |

Tabla 6.3: Comparativa de los esfuerzos en la fisuración del elemento pretensado (paso  $F$ ), con los esfuerzos en el paso de rotura (paso  $R$ ), según modelo TINSA, en la sección A.

- La gráficas momento-curvatura y cortante-deformación tangencial, en la que se presentan los pasos de carga  $F$ ,  $D$  (si existe) y  $R$ .
- La evolución en los pasos de carga  $F, D$  y  $R$  de la distribución de las tensiones tangenciales en 2 y 3 dimensiones. Nótese que la distribución en 2 dimensiones aporta además el tanto por uno de cortante que soporta el área encerrada en una línea negra presentada en la misma figura (en la zona superior a la entrega ala-alma), con el fin de dar una idea cualitativa de la evolución de la distribución de las tensiones tangenciales.

El criterio de elección, de elementos representativos a mostrar, ha sido el de conseguir un mayor muestreo posible de comportamientos, atendiendo a los cocientes máximos y mínimos  $\frac{P_{ult}}{P_{fis}} = \frac{R_y}{F_y}$ , presentados en la tabla 6.3. Y presentando también diferentes tipos de vigueta pretensada, y de capa de compresión. De este modo se presentan las gráficas arriba planteadas de las vigas: 24-T3-T12-CC7, 24-T5-T12-CC7, 29-T5-T20-SCC, 29-T3-T12-CC4 y 29-T3-T20-SCC (en negrita en la tabla 6.3).

**Evolución de la distribución de tensiones tangenciales de la viga 24-T3-T12-CC7**

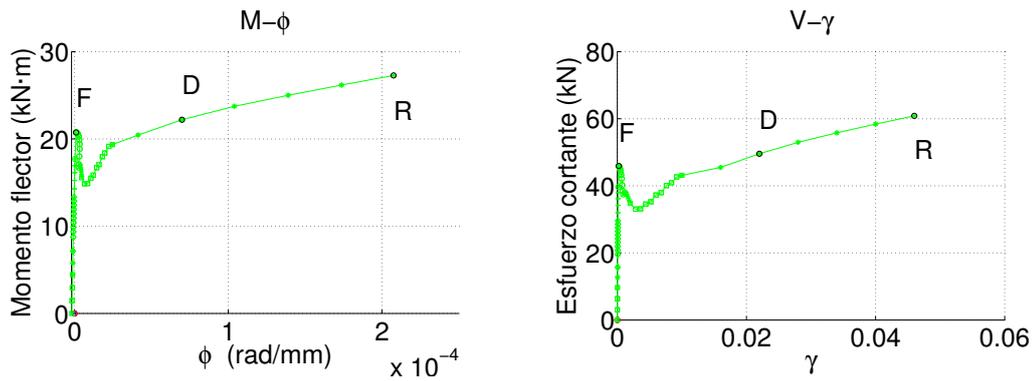


Figura 6.6: Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial  $\gamma$  de 24-T3-T12-CC7.

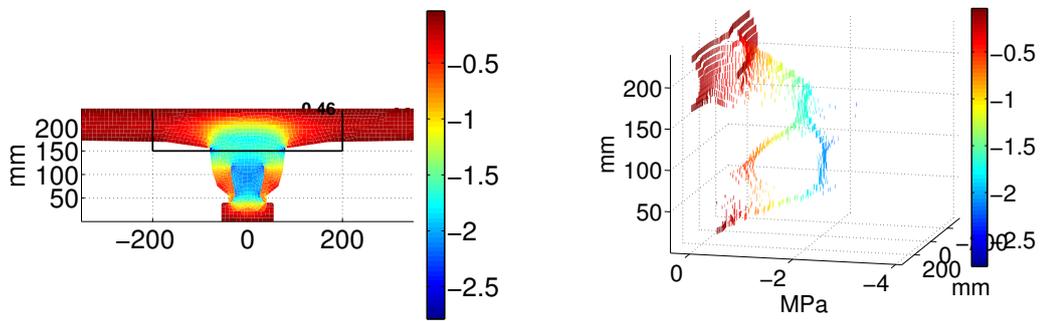


Figura 6.7: Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 24-T3-T12-CC7.

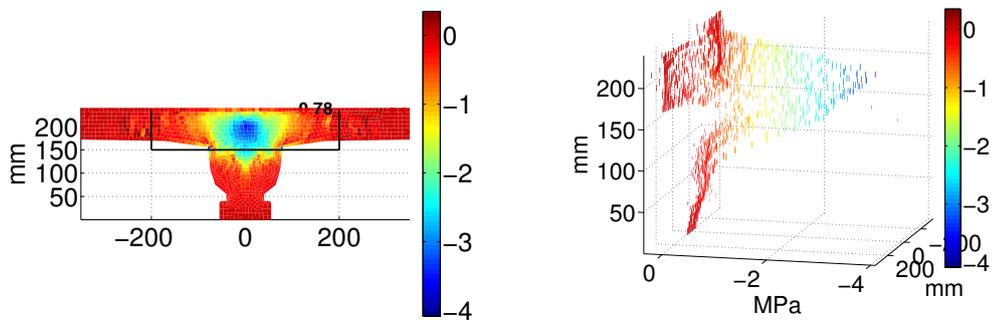


Figura 6.8: Tensiones tangenciales en el paso D de la viga 24-T3-T12-CC7.

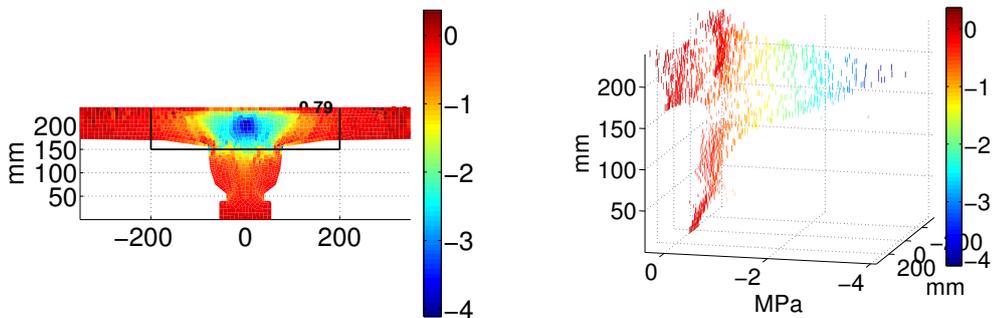


Figura 6.9: Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 24-T3-T12-CC7.

**Evolución de la distribución de tensiones tangenciales de la viga 24-T5-T12-CC7**

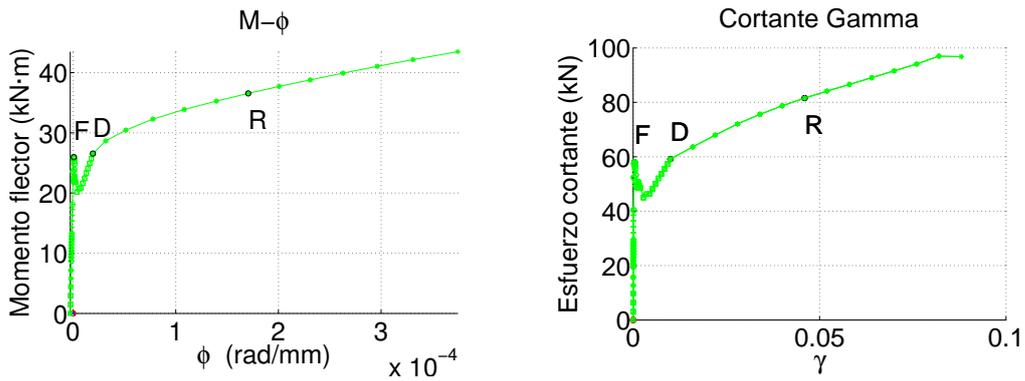


Figura 6.10: Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial  $\gamma$  de 24-T5-T12-CC7.

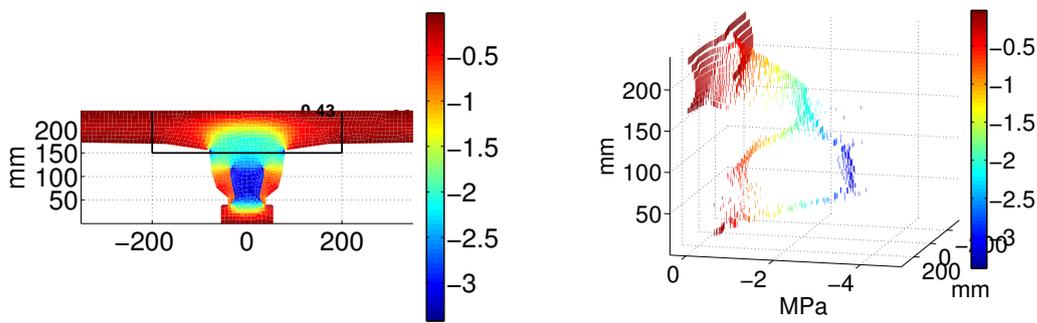


Figura 6.11: Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 24-T5-T12-CC7.

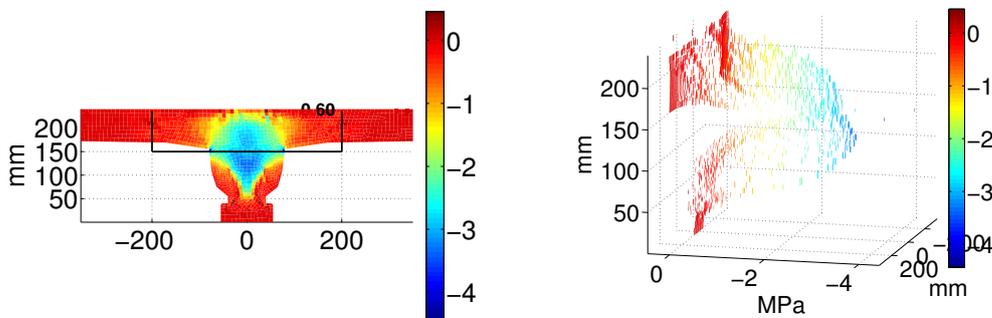


Figura 6.12: Tensiones tangenciales en el paso D de la viga 24-T5-T12-CC7.

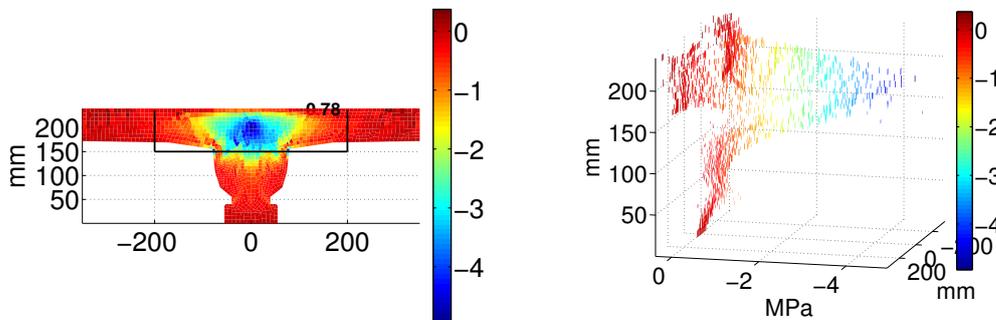


Figura 6.13: Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 24-T5-T12-CC7.

**Evolución de la distribución de tensiones tangenciales de la viga 29-T5-T20-SCC**

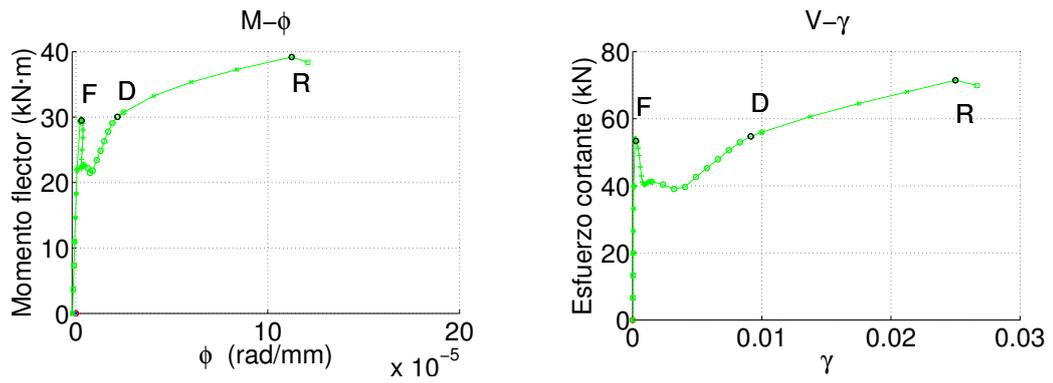


Figura 6.14: Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial  $\gamma$  de 29-T5-T20-SCC.

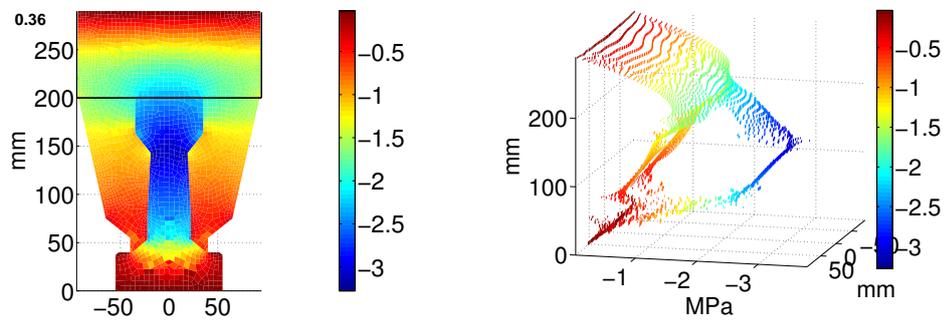


Figura 6.15: Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 29-T5-T20-SCC.

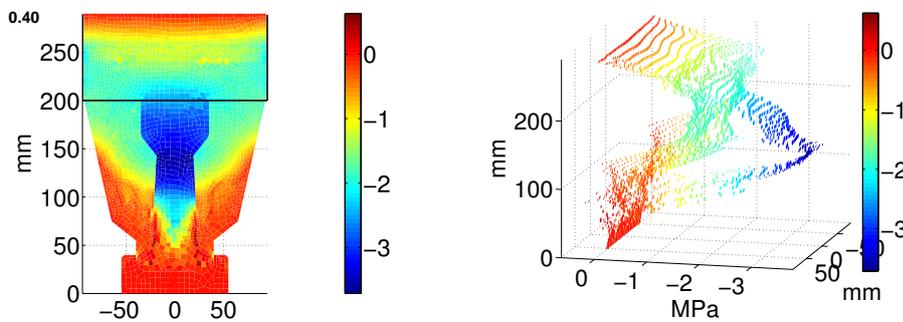


Figura 6.16: Tensiones tangenciales en el paso D de la viga 29-T5-T20-SCC.

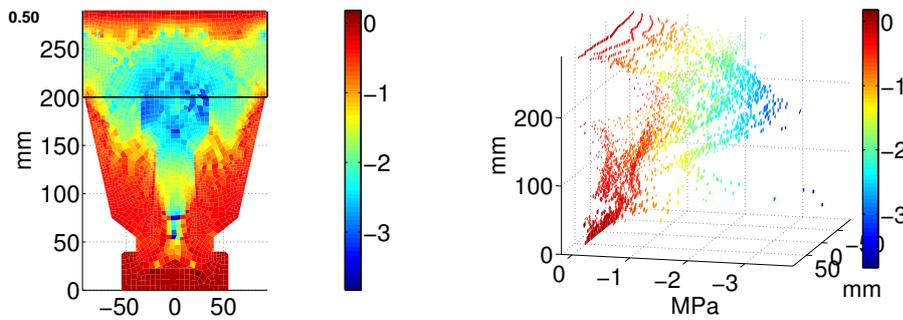


Figura 6.17: Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 29-T5-T20-SCC.

**Evolución de la distribución de tensiones tangenciales de la viga 29-T3-T12-CC4**

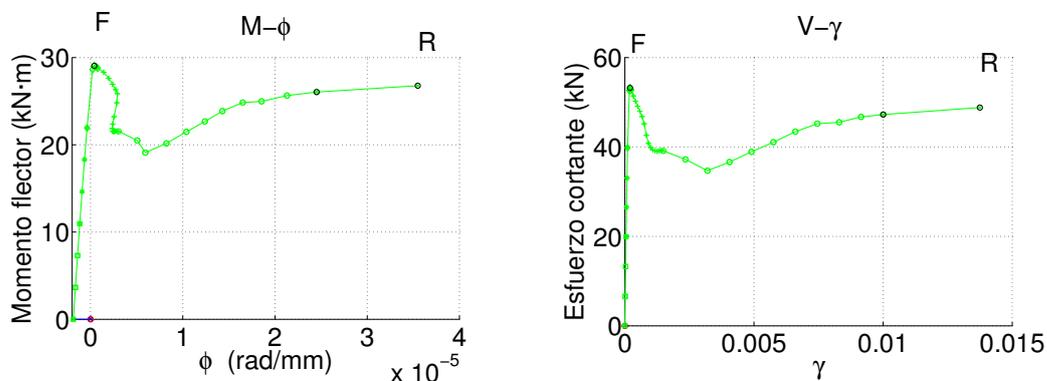


Figura 6.18: Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial  $\gamma$  de 29-T3-T12-CC4.

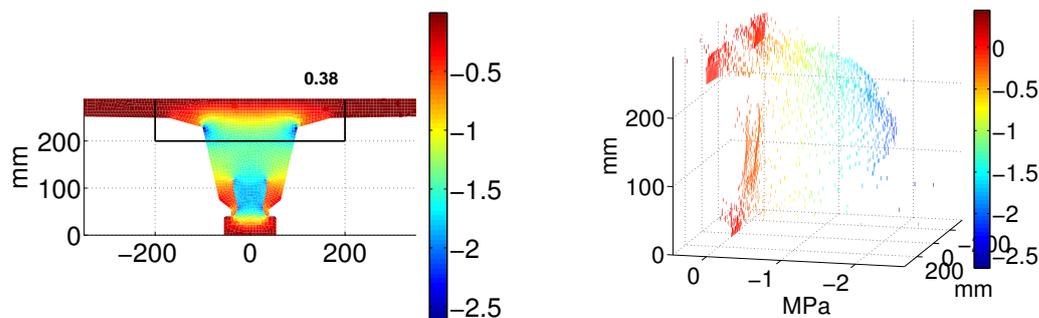


Figura 6.19: Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 29-T3-T12-CC4.

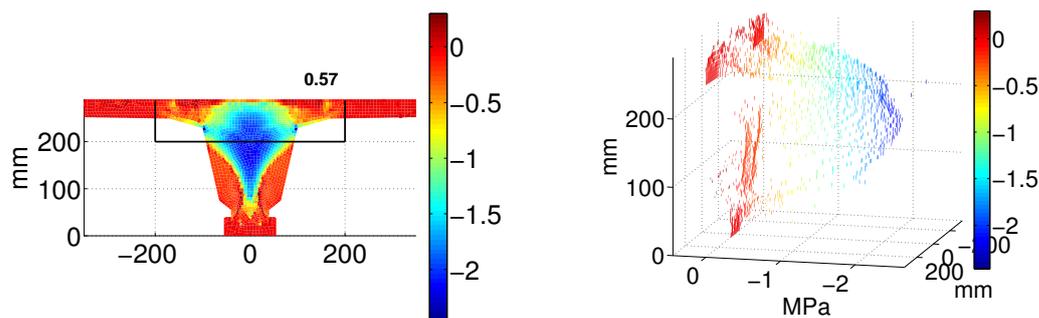


Figura 6.20: Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 29-T3-T12-CC4.

Nótese que en el presente análisis el citado punto *D* es inexistente.

## Evolución de la distribución de tensiones tangenciales de la viga 29-T3-T20-SCC

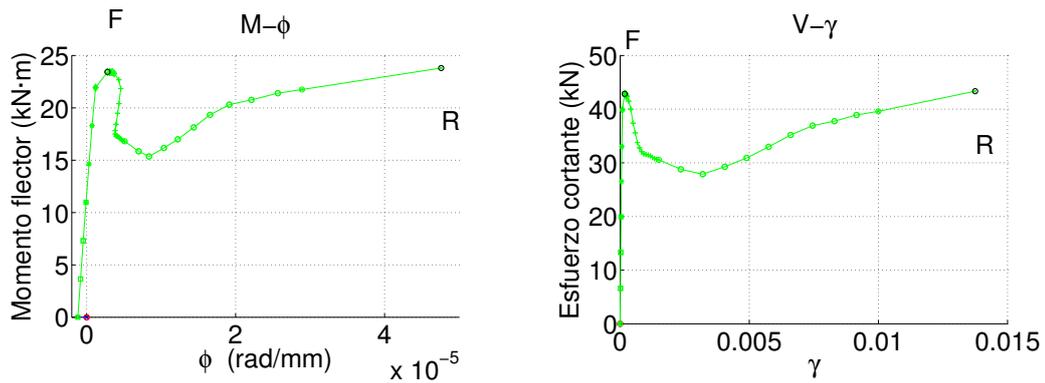
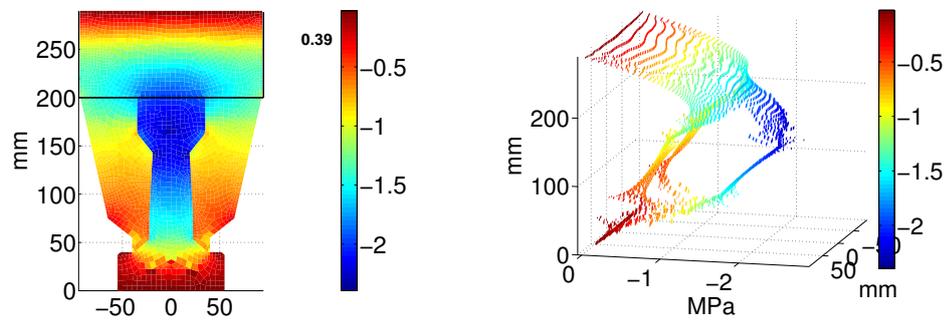
Figura 6.21: Momento-curvatura y cortante-deformación tangencial  $\gamma$  de 29-T3-T20-SCC.

Figura 6.22: Tensiones tangenciales en el paso F de la viga 29-T3-T20-SCC.

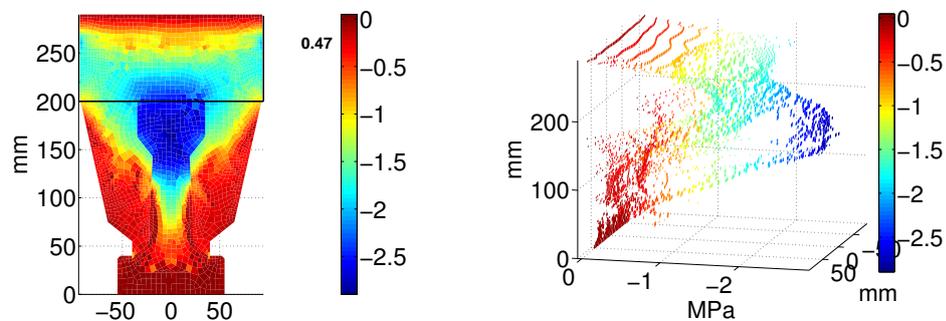


Figura 6.23: Tensiones tangenciales en el paso R de la viga 29-T3-T20-SCC.

En los 3 primeros elementos mostrados (24-T3-T12-CC7, 24-T5-T12-CC7 y 29-T5-T20-SCC), con un mayor cociente  $\frac{P_{ult}}{P_{fis}} = \frac{R_y}{F_y}$  (de 1,34 a 1,42), se observa una clara redistribución de las tensiones tangenciales. Inicialmente (paso  $F$ ) las tensiones tangenciales siguen un régimen prácticamente elástico similar al deducido por D.J. Jourawski en 1856. A partir de ahí (pasado el paso de carga  $F$ ) las tensiones tangenciales mayores se acumulan en la parte superior de la sección de la viga. Y además en las secciones con capa de compresión las tensiones tangenciales se “abren” a partir de la entrega alma-ala bajo un ángulo con res-

pecto a la horizontal de 45°, ver figuras 6.9 y 6.13. Nótese que las tensiones tangenciales máximas se producen en la zona de la intersección del alma con las alas.

En los dos últimos elementos mostrados (29-T3-T12-CC4 y 29-T3-T20-SCC) con un menor cociente  $\frac{P_{ult}}{P_{fis}} = \frac{R_y}{F_y}$  (0,92 y 1,01), en el paso de carga  $R$ , la diferencia entre las tensiones tangenciales que soporta la zona inferior de la sección, con fisuración repartida, y las tensiones tangenciales que soporta la zona superior no es tan acuciada. Sin embargo, la curva que forma las tensiones tangenciales tiene su máximo descentrado hacia la parte superior de la sección, por lo que en estos casos también se soportan más tensiones tangenciales en la parte superior de la sección (ver figuras 6.20 y 6.23). Por otra parte, en este caso, el fenómeno de “abertura” de tensiones tangenciales hacia las alas no se observa de forma tan clara para las vigas con capa de compresión (ver figura 6.20).

## 6.4. Pararelismos con otros modelos más simplificados a ELU

Del comportamiento analizado en el punto anterior se observan ciertos paralelismos con las formulaciones de diseño de los modelos comentados en el capítulo 5:

- La norma de producto europea EN-15037-1 [104] plantea una limitación tensional en base a las tensiones tangenciales en 2 superficies críticas diferentes bajo un flujo tensional como el deducido por D.J. Jourawski en 1856:

$$\tau = \frac{V \cdot S}{I \cdot b} \leq 0,03 \cdot f_{ck} \quad (6.3)$$

Donde  $V$  es el esfuerzo cortante,  $S$  es el momento estático del área de la sección que queda por fuera de la superficie crítica analizada,  $I$  es la inercia de la sección, y  $b$  es el ancho de la superficie crítica analizada

Este criterio de dimensionado coincide conceptualmente con el comportamiento de observado en los análisis mediante TINSA hasta el paso de carga  $F$ , es decir hasta la fisuración del elemento pretensado.

- La Instrucción EHE-08 [43] para elementos no fisurados tiene un enfoque similar, si bien en este caso considera el efecto beneficioso de las compresiones producidas por el pretensado en la vigueta, mediante una formulación deducida del círculo de Mohr. El cortante último es:

$$V_u = \frac{I \cdot b_0}{S} \sqrt{(f_{ct,d})^2 + \alpha_1 \sigma'_{cd} f_{ct,d}} \quad (6.4)$$

Donde el factor formado por la raíz cuadrada es la citada tensión admisible deducida del círculo de Mohr, ver 2.6.1. Sin embargo en la aplicación de la ecuación 6.4 no se tiene en cuenta toda la sección, sino sólo la parte pretensada, limitación que está muy del lado de la seguridad.

La Instrucción EHE-08 para secciones fisuradas tiene una formulación de diseño a cortante de base empírica, con buenos resultados para un gran rango de elementos y de largo recorrido e implantación en los últimos 40 años a nivel europeo, y adaptada para este tipo de forjados. Si bien no tiene en consideración el posible cortante soportado por las alas.

- El modelo de Zararis [41] [94] coincide más con la tendencia de las tensiones tangenciales ya redistribuidas (paso de carga  $R$ ), y plantea el comportamiento para una sección ya fisurada a flexión. Por otra parte también coincide conceptualmente con la “abertura” de las tensiones tangenciales observada en la entrega alma-alas, si bien en el planteamiento del área efectiva a cortante de Zararis no está planteada con el ángulo de  $45^\circ$  observado en el presente análisis, ver figura 2.58.

En base al análisis realizado mediante el modelo TINSA, conceptualmente es más acertado este último enfoque de Zararis, para la evaluación del ELU a cortante, que las 2 normativas que hacen referencia a este tipo de forjados. Puesto que, tal y como sugiere Zararis, gran parte de las tensiones tangenciales se redistribuyen a la zona superior de la sección, y a las alas (si existen), en la mayor parte de los casos. Además, todos los elementos ensayados fisuraron a flexión antes de romper, por lo que el enfoque de la norma europea de producto EN 15037-1 y la ecuación 6.4 de la Instrucción EHE-08 no se corresponde por lo observado en los análisis mediante TINSA-EVO.

## 6.5. Conclusiones del análisis realizado

- El modelo TINSA, y el software TINSA-EVO basado en el mismo, forman una herramienta muy adecuada para el análisis de este tipo de forjados al permitir la implementación de su construcción evolutiva, y al adaptarse a las características tan específicas de los elementos estudiados.
- La predicción de los tipos de rotura planteada por el modelo TINSA tiende más a las roturas por flexión que a las roturas por cortante para este grupo de elementos, tal y como ha contrastado la campaña experimental, y en contra de lo predicho por la Instrucción EHE-08, Instrucción EFHE y el modelo de Zararis. El TINSA-EVO coincide

en la rotura a flexión en 16 elementos con respecto a la campaña de ensayos, frente a los 5 predicciones correctas a flexión previstas por la norma europea EN-15037-1.

- El análisis realizado ha permitido observar una clara redistribución de las tensiones tangenciales después de la fisuración, hacia una zona determinada de la parte superior de la sección, que absorbe del orden de un 80% del cortante soportado por la sección completa. Ha permitido observar también una “abertura” de las tensiones tangenciales máximas en la entrega alma-alas, bajo un ángulo de 45° con la horizontal.
- Se observa que a mayor armado, mayor es la citada redistribución de tensiones tangenciales.
- Las observaciones realizadas mediante el análisis con el TINSA-EVO, quedan validadas en parte por el gran ajuste que tienen las mediciones experimentales con respecto al análisis. Además, entre los modelos analizados, las cargas de rotura predichas por el TINSA-EVO son las más ajustadas a las observadas en las campañas de ensayos.
- La base conceptual del régimen tensional de la EN-15037-1 está muy por el lado de la seguridad o es incorrecta para el diseño a ELU de cortante, ya que prevé una distribución de tensiones diferente a la observada en rotura.
- La base conceptual de la formulación empírica de la EHE-08 no tiene en cuenta el cortante soportado por las alas observado en el análisis mediante el modelo TINSA.
- La base conceptual del régimen tensional del método de Zararis en estado límite último se adecua mejor al comportamiento de las tensiones tangenciales observado mediante los análisis realizados con el TINSA-EVO, ya que concentra las citadas tensiones en la parte superior de la sección y contempla la contribución de resistencia a cortante realizada por las alas. Sin embargo, la “abertura” de tensiones tangenciales en la entrega alma-alas hacia las alas, no es tan acuciada en los análisis mediante el TINSA-EVO como la prevista por Zararis, o dicho de otro modo, el área efectiva a cortante de las alas es menor según el análisis realizado mediante el TINSA-EVO que en el modelo de Zararis.

# PROPUESTA DE MODELO DE DIMENSIONAMIENTO FRENTE ESTADO LÍMITE ÚLTIMO PARA FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA

En este capítulo se presenta un modelo de dimensionamiento frente estado límite último, en el que se evalúa la interacción momento-cortante para forjados de vigueta pretensada. El modelo se basa en las observaciones realizadas en la presente Tesis, y se compara con los resultados obtenidos en la campaña experimental llevada a cabo. El modelo también es aplicable a vigas de hormigón armado con sección en T.

## 7.1. Observaciones previas

En la campaña experimental llevada a cabo se observó que la fisura crítica a cortante seguía el trazado descrito en la bibliografía para vigas esbeltas de hormigón armado con secciones en T o rectangulares [52] [94] [117]. Este trazado se describe de forma esquemática mediante dos ramas diferenciadas de la fisura crítica a cortante, la primera rama tiene una pendiente superior a  $45^\circ$  con respecto a la horizontal, la segunda rama arranca del extremo superior de la primera con una pendiente inferior a  $45^\circ$  con respecto a la horizontal y crece en dirección al punto de aplicación de la carga. El colapso de la viga se produce cuando esta segunda rama llega al punto de aplicación de la carga.

7. PROPUESTA DE MODELO DE DIMENSIONAMIENTO FRENTE ESTADO LÍMITE ÚLTIMO PARA FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA

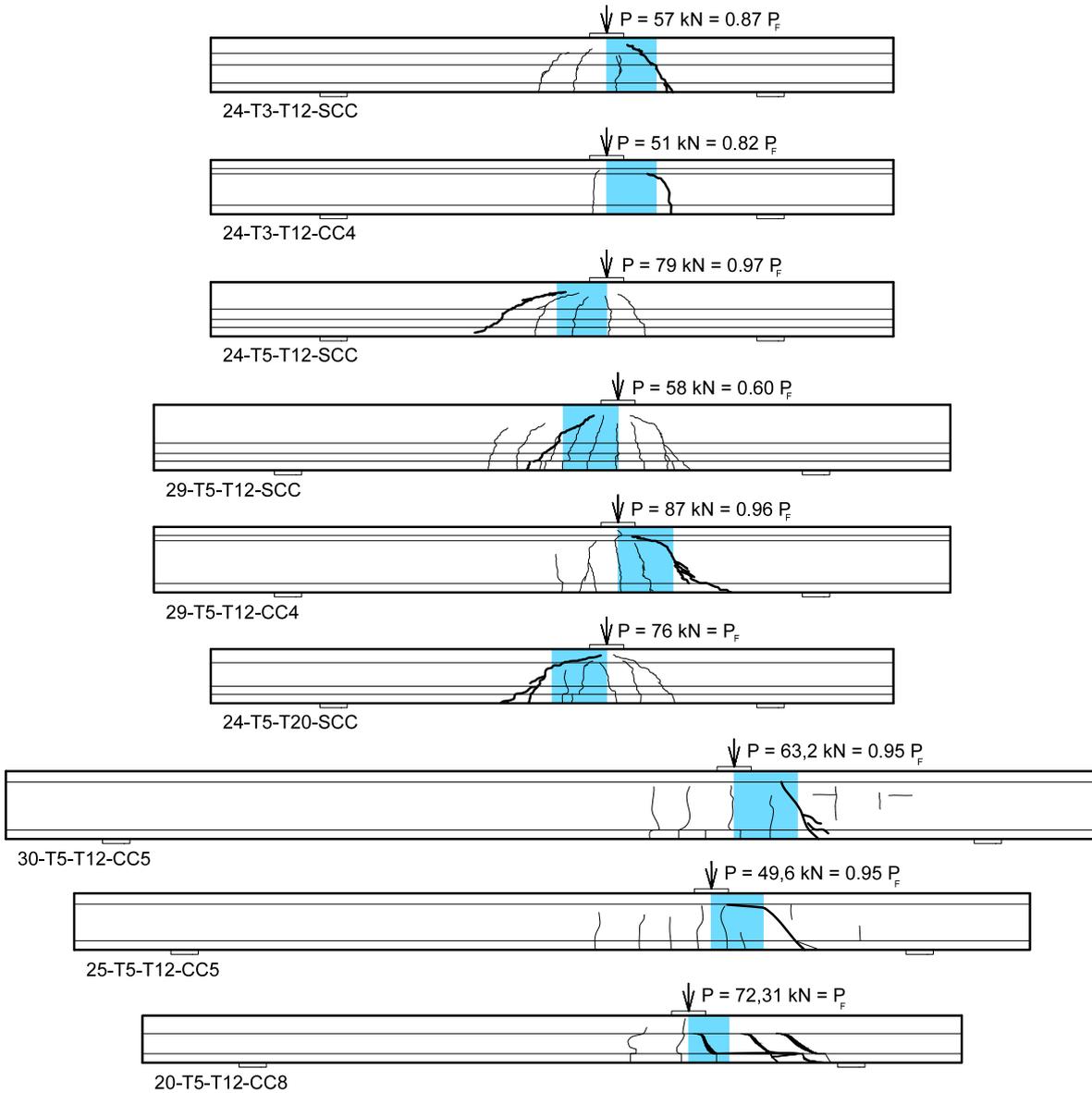


Figura 7.1: Fisuración de los ensayos con rotura a cortante, con la fisura crítica a cortante remarcada.

En la figura 7.1 se presentan las fisuraciones en un avanzado estado de carga de las 9 vigas con rotura a cortante de la campaña experimental, remarcando la fisura crítica a cortante. En la figura se observa que la segunda rama de la fisura crítica a cortante que se dirige hacia el punto de aplicación de la carga se desarrolla aproximadamente dentro de la zona azul presentada en la figura, zona delimitada por un lado por la sección en la que se aplica la carga y, por el otro, la sección a una distancia  $d$  desde el punto de aplicación de la carga, siendo  $d$  el canto útil de la pieza. Esto sucede en todas las vigas excepto en la viga 20-T5-T12-CC8, en la que no es posible distinguir una única fisura crítica a cortante.

Mediante el análisis con TINSA-EVO presentado en el capítulo 6, se han observado una

serie de fenómenos en la distribución tensiones tangenciales en las secciones de las vigas de forjado estudiadas:

- Todas las vigas de forjado estudiadas sufrieron una acusada redistribución de tensiones tangenciales a nivel seccional. Dicha redistribución consiste en que las tensiones tangenciales máximas se concentran en la parte superior de la sección, una vez la viga ha fisurado a flexión, proceso que se acentúa en los pasos finales de carga, en especial en la zona de intersección de las alas con el alma.
- En la entrega del alma con las alas, se observa una propagación de las citadas tensiones tangenciales máximas hacia las alas con un ángulo de  $45^\circ$  tal y como se muestra en la figura 7.2.

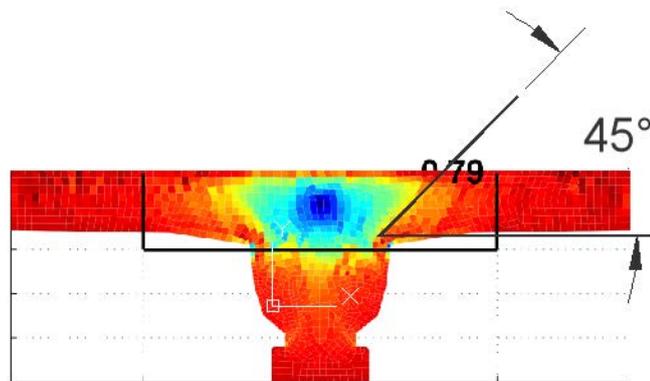


Figura 7.2: Distribución de tensiones tangenciales según análisis TINSA-EVO para viga 24-T3-T12-CC7 (paso de carga R).

- En la figura 7.3 se puede observar un ejemplo del patrón que adoptan las tensiones tangenciales una vez redistribuidas después de la fisuración por flexión, la forma que adquieren las tensiones es la de una pirámide de base irregular. El vértice de la citada pirámide (tensión tangencial máxima) se encuentra desviado hacia la parte alta de la sección.

Un límite inferior razonable de las bases de las pirámides observadas es el 3 veces la profundidad de la fibra neutra en el paso de carga analizado. En la figura 7.3 se ha representado un plano situado a 3 veces la profundidad de la fibra neutra en el paso representado.

La base de la pirámide, en donde se encuentran las tensiones tangenciales máximas, está formada por el alma de la sección hasta un límite inferior (aproximadamente 3 veces la profundidad de la fibra neutra, empezando desde la parte superior) y unas

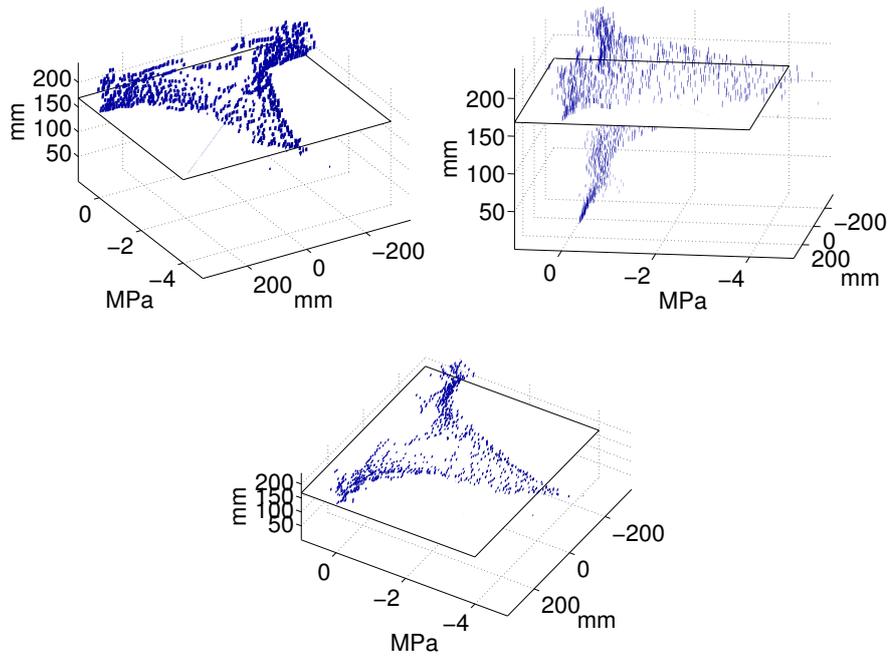


Figura 7.3: Diferentes vistas de la distribución de tensiones tangenciales según análisis TINSA-EVO para viga 24-T5-T12-CC7, y plano colocado a 6 veces la profundidad de la fibra neutra.

alas en forma de cartelas a 45°. Esta base se puede observar en el contorno exterior de la zona representada en amarillo de la figura 7.2 .

## 7.2. Planteamiento del modelo propuesto

El modelo propuesto se puede clasificar dentro del grupo de modelos que se basan en que el mecanismo fundamental resistente a cortante es el de las tensiones tangenciales que soporta el bloque de hormigón comprimido a flexión. Estos modelos adquieren especial interés en las vigas con sección en T, pues tienen una zona comprimida a flexión más amplia que la de una sección rectangular. Además, en las vigas con sección en T la altura de la fisuración a flexión es mayor que en las vigas de sección rectangular, y por tanto, los anchos de fisura son mayores y el mecanismo resistente cortante-fricción se ve debilitado. Kotsovos et al. [50] realizaron unos ensayos a cortante en vigas con sección en T en los que se mostraba que el ancho de fisura era muy elevado para que se pudiesen desarrollar los mecanismos resistentes a través de la fisura: cortante-fricción y tracciones residuales. Para vigas de forjados de vigueta pretensada y bovedilla, en la sección 5.4, se ha llegado a una conclusión similar en base a las observaciones realizadas durante la campaña experimental.

Por otra parte, la resistencia por efecto pasador en vigas sin armadura a cortante depende principalmente de la resistencia a tracción del hormigón, del ancho de la viga a la altura del armado y del diámetro de la armadura longitudinal traccionada. Puesto que las vigas con sección en T tienen un ancho reducido a la altura del armado longitudinal traccionado, este mecanismo resistente es despreciado en este modelo. Nótese que estas suposiciones adquieren especial sentido en forjados de vigueta pretensada y bovedilla, en donde además de tener sección en T, el diámetro del armado longitudinal suele ser de 4 o 5 mm.

El modelo propuesto, basado en las observaciones realizadas durante la experimentación y el análisis de las vigas de forjado, plantea que el cortante en los últimos pasos de carga se transmite únicamente mediante un volumen de tensiones tangenciales en forma de pirámide. Este volumen se simplifica en un área efectiva ( $A_{ef,V}$ ) a cortante por una tensión tangencial máxima afectada por un coeficiente para tener en cuenta el efecto tamaño. A continuación se describe el proceso realizado para la deducción del modelo propuesto.

### 7.2.1. Hipótesis generales

En la figura 7.3, se observa la distribución piramidal que adquieren las tensiones tangenciales. El volumen de esta pirámide es el cortante que soporta la sección, para la evaluación de este volumen se realizan una serie de simplificaciones que se presentan a continuación.

- Hay diferentes explicaciones del efecto tamaño en la resistencia a cortante de vigas de hormigón armado. Entre ellas, la más adecuada para el modelo propuesto, es la que plantea que la rotura diagonal a cortante en vigas esbeltas se debe a la tracción indirecta que se produce en la segunda rama de la fisura crítica a cortante, rama ya comentada en la sección 7.1. Tal y como se mostró en la sección 2.5.4, Zararis et al. [41] presentan que el efecto tamaño depende del vano a cortante  $a$ , que tiene cierta similitud con el diámetro de una probeta cilíndrica ensayada a tracción indirecta, ver sección 2.5.4. Por lo que el efecto tamaño propuesto es:

$$\xi = (1,2 - 0,2a) \geq 0,65 \quad (7.1)$$

- El vértice o máximo de la pirámide siempre es superior a  $\xi \cdot f_{ct}$ , siendo

$$f_{ct} = 0,30 f_c^{2/3} \quad (7.2)$$

para  $f_c \leq 50MPa$

$$f_{ct} = 2,12 \cdot \ln(1 + 0,1 f_c) \quad (7.3)$$

para  $f_c > 50 \text{MPa}$

en donde  $f_c$  es la resistencia a compresión del hormigón en una probeta cilíndrica. En el modelo se propone limitar el citado vértice de forma simplificada a  $\xi \cdot f_{ct}$  según la ecuaciones 7.1, 7.2 y 7.3, extraídas [41] la primera y de [44] las dos últimas.

- El volumen de una pirámide regular es el de un tercio del área de la base por la altura. De forma simplificada, la presente propuesta plantea calcular el volumen de la piramide aproximándolo al de un paralelepípedo, en donde una de las dimensiones de la base se multiplica por un tercio. En este caso la dimensión perpendicular a la fibra neutra:  $3c^{\frac{1}{3}} = c$ , ver figura 7.4

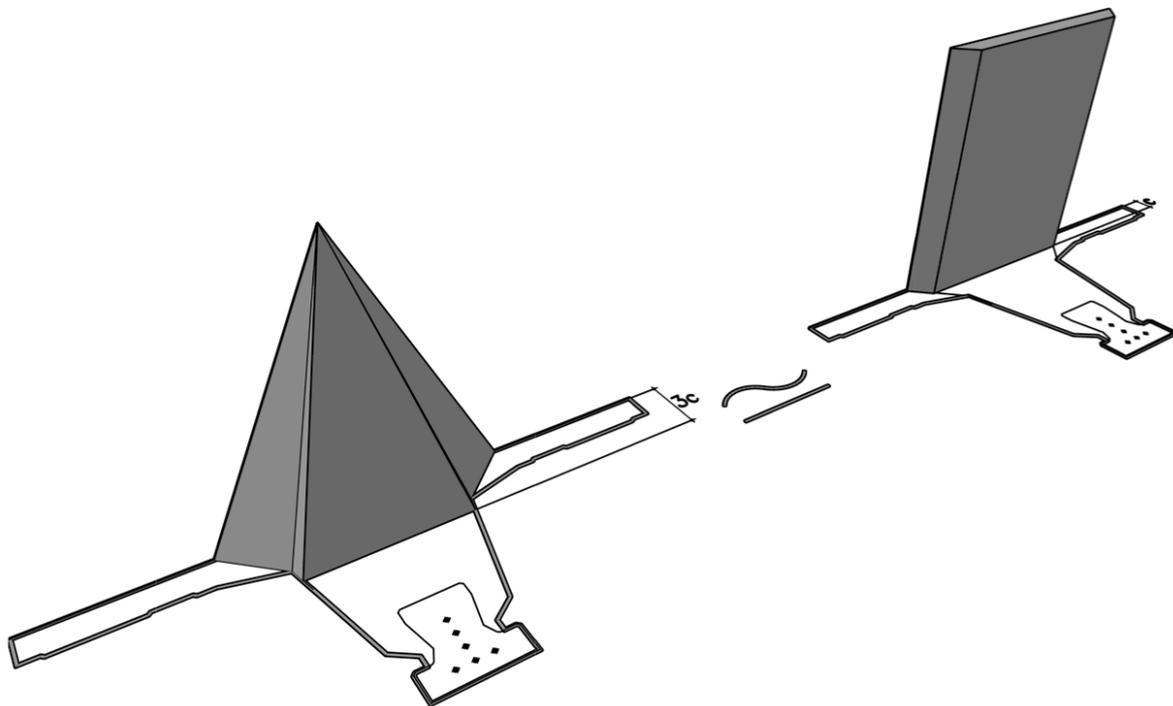


Figura 7.4: Aproximación al volumen formado por las tensiones tangenciales en la sección.

De este modo, el modelo propuesto plantea que la resistencia a cortante de la sección ( $V_{c,prop}$ ) es, de forma simplificada, el producto de una área eficaz a cortante  $A_{ef,V}$  multiplicado por una resistencia del hormigón  $f_{ct}$  (ecuación 7.2) afectada por un efecto tamaño  $\xi$  (ecuación 7.1).

$$V_{c,prop} = \xi f_{ct} A_{ef,V} \quad (7.4)$$

Por lo tanto, el área efectiva a cortante  $A_{ef,V}$  es el área que queda por encima de la profundidad de la fibra neutra limitando el área de las alas a unas alas en forma de

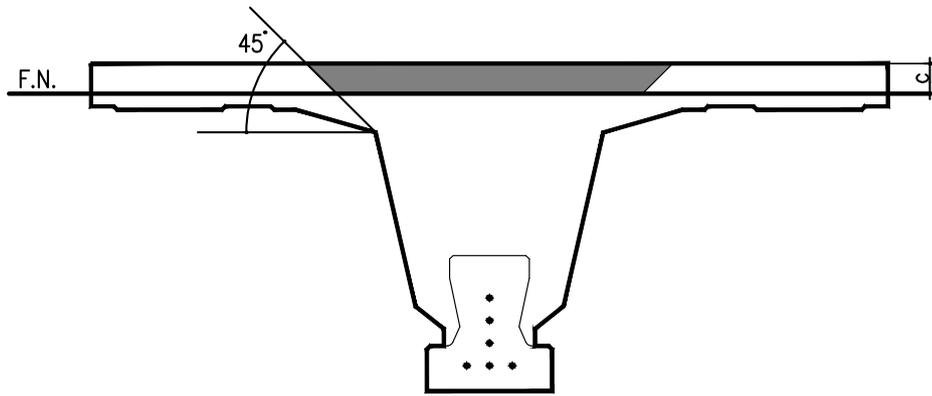


Figura 7.5: Área efectiva a cortante  $A_{ef,V}$ , en función de la profundidad de la fibra neutra  $c$ .

cartela a  $45^\circ$ , ver figura 7.5. Esta delimitación se hace en función de lo observado en el análisis realizado mediante TINSÁ-EVO de las vigas ensayadas y mostrado, a modo de ejemplo, en la figura 7.2.

- La sección de análisis en el presente modelo debe estar en la zona azul presentada en la figura 7.1, que es donde se desarrolla la segunda rama de la fisura crítica, y donde se producirá la redistribución de tensiones tangenciales. Para la presente propuesta se ha elegido la sección a  $0,5d$  del punto de aplicación de la carga, que es la sección media de la zona comentada.

En resumen, la base física fundamental sobre las que se asienta el modelo propuesto, es la redistribución de tensiones tangenciales hacia la cabeza comprimida en secciones en T que se produce una vez ha fisurado el elemento a flexión. Al comparar la fibra neutra después de fisurar a flexión de una viga con sección en T con una viga rectangular de las dimensiones del alma de la viga con sección en T, se observa que la fibra neutra de la sección en T está más arriba que la de la sección rectangular. Esto hace que la abertura de fisura es mayor en la sección en T, y por consiguiente que el cortante fricción en la parte baja de la sección sea menor en la sección en T que en la rectangular. Por todo ello, el modelo propuesto adquiere especial interés y sentido para las vigas con sección en T. Nótese que por otro lado, la propuesta planteada evalúa el efecto favorable de las alas en la resistencia a cortante mencionado en la sección 2.4.

### 7.2.2. Obtención de la fibra neutra

El modelo propuesto evalúa la posición de la fibra neutra en base a un análisis no lineal de las tensiones normales en la sección de análisis. Los modelos constitutivos de los materia-

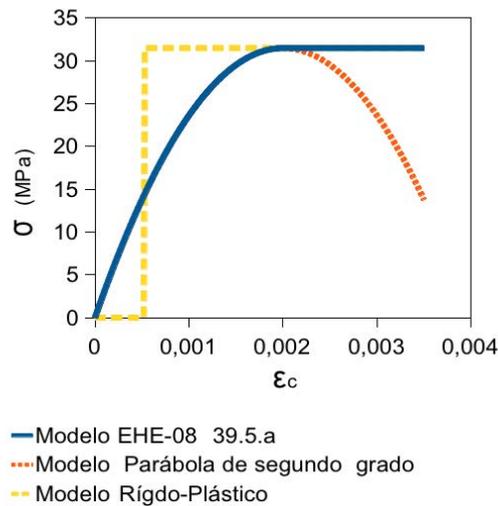


Figura 7.6: Diagramas tensión-deformación del hormigón propuestos.

les para ese análisis se presentan a continuación.

**Modelo constitutivo del hormigón** En la propuesta planteado se puede definir cualquier tipo de diagrama tensión-deformación del hormigón, ver figura 7.6:

- El diagrama parabólico-rectangular propuesto, por ejemplo, en la Instrucción EHE-08 [43].
- El diagrama parabólico planteado, entre otros, por Hognestad [118].
- El diagrama simplificado rectangular o rígido-plástico.

Nótese que en ninguna de las propuestas se considera la resistencia a tracción del hormigón. En el presente estudio se ha optado por el diagrama parabólico, si bien en la comparación con los resultados obtenidos con los otros dos tipos de diagrama la variación es mínima.

#### **Modelo constitutivo de la armadura activa**

El comportamiento tensión-deformación que se propone para la armadura activa, ver figura 7.7, es el de una línea poligonal adecuada al diagrama tensión-deformación real, obtenido de un ensayo de tracción simple mostrado en la figura 4.12. En la figura 7.7 se presenta el diagrama tensión-deformación según el ensayo tracción del material y el diagrama característico propuesto por la Instrucción EHE-08. En el caso de no disponer un ensayo a tracción del material, el modelo se puede adaptar al sugerido por la Instrucción EHE-08 o a cualquier otro.

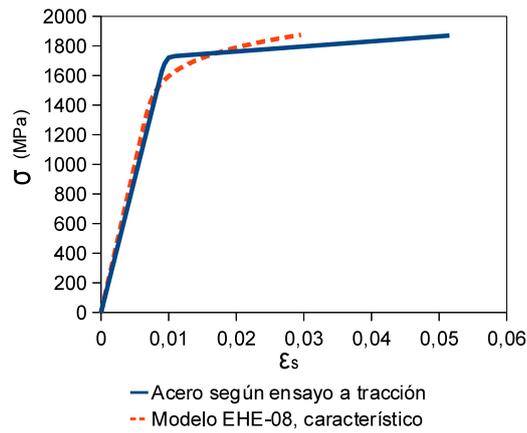


Figura 7.7: Diagramas tensión-deformación de la armadura activa.

### Modelo constitutivo de la armadura pasiva

En el presente estudio se propone utilizar un diagrama elastoplástico de la armadura pasiva tal y como se representa en la figura 7.8, con un módulo de elasticidad de  $2 \cdot 10^5$  MPa.

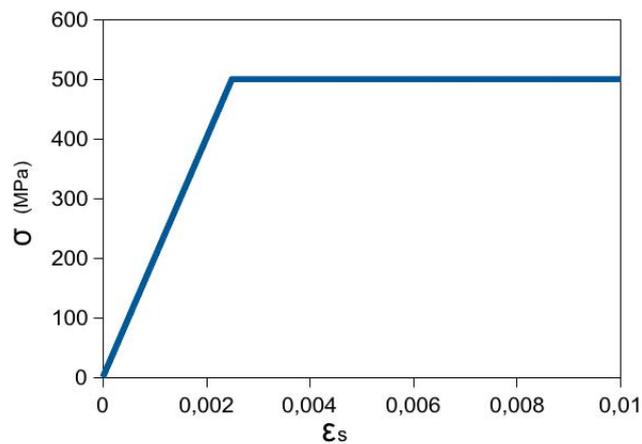


Figura 7.8: Diagrama tensión-deformación de la armadura pasiva en el modelo propuesto.

En el modelo propuesto, a partir del equilibrio en la sección, según Priestley et al. [119], adaptado a un análisis de fibras según Collins y Mitchell [18], se obtienen las tensiones normales en la sección a partir de una deformación en la fibra superior del hormigón. Repitiendo el proceso para diferentes deformaciones máximas del hormigón se consigue evaluar la relación momento-curvatura, como la mostrada en la figura 7.9. En la figura se observa la no linealidad del comportamiento a partir de la fisuración de la sección.

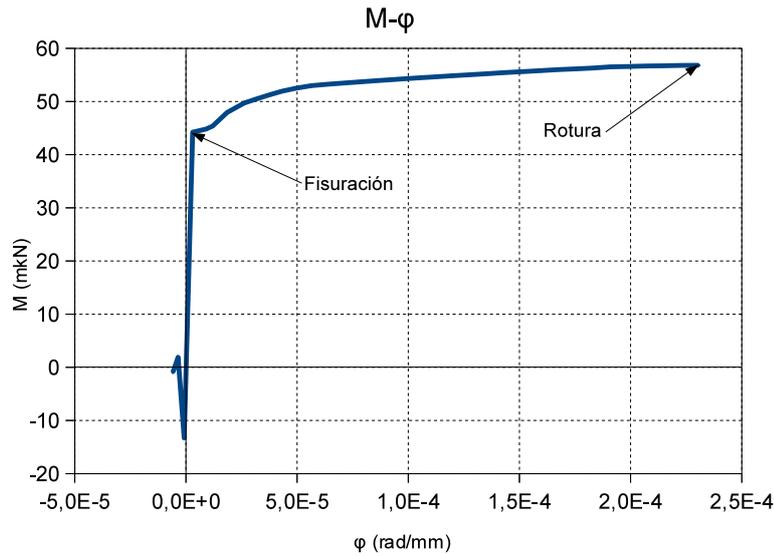


Figura 7.9: Diagrama momento-curvatura de la sección del elemento 29-T5-T12-CC4.

### 7.2.3. Comparativa del análisis de las deformaciones con el modelo propuesto y las deformaciones obtenidas experimentalmente.

Con el fin de evaluar si el análisis no lineal de las tensiones normales del modelo propuesto es adecuado, a continuación se presenta la comparación de las deformaciones obtenidas en algunos de los ensayos con las predichas por el modelo propuesto.

Del modelo propuesto planteado se obtiene el análisis momento-curvatura  $M - \phi$  presentado en la figura 7.9, a partir del diagrama  $M - \phi$  y del diagrama de momentos flectores de la viga ensayada, se extrae de forma directa el diagrama de curvatura de cada sección de la viga en cualquier estado de carga. La figura 7.10 representa el diagrama de momentos flectores para la carga de rotura observada en la viga 29-T5-T12-CC4 y las curvaturas correspondientes a esos momentos.

Discretizando la viga en 100 segmentos iguales e integrando numéricamente las curvaturas tal y como proponen Collins y Mitchell [28], se obtiene la deformada de toda la viga para cada estado de carga. Nótese que en el presente análisis se han despreciado las deformaciones por cortante.

La figura 7.11 compara el resultado del análisis de flechas realizado para diferentes estados de carga con las mediciones obtenidas en los puntos instrumentados durante el ensayo. La figura presenta la comparación en las 3 vigas de la serie D, en ella se observa que:

- En general, las deformaciones predichas son coherentes con las obtenidas experimentalmente, esto garantiza que el análisis momento-curvatura, y por extensión el

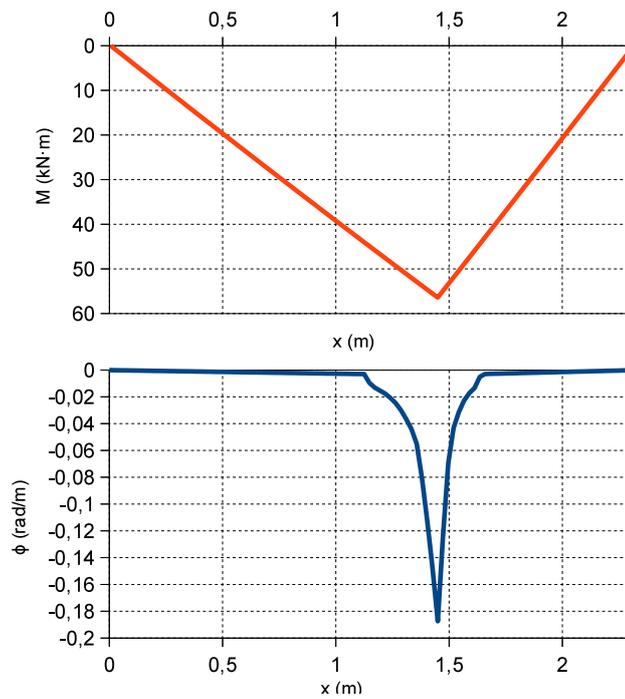


Figura 7.10: Distribución de momentos y curvaturas en la carga de rotura observada en la viga 29-T5-T12-CC4.

análisis de las posiciones de la fibra neutra llevado a cabo, se adecua correctamente al que se produjo en las vigas ensayadas.

- La predicción del modelo analítico se adecua mejor a los elementos con rotura a flexión (29-T5-T12-CC7) que a los elementos con rotura a cortante (29-T5-T12-CC4 y 29-T5-T12-SCC). Esto puede ser debido a que en el presente modelo se obvian las deformaciones angulares de la sección producidas por el cortante, deformaciones que se acentúan cerca de la rotura por este tipo de esfuerzo. Por lo tanto, aunque para elementos esbeltos las deformaciones producidas por cortante son muy inferiores a las producidas por la flexión, el no tener en cuenta las deformaciones por cortante puede generar las diferencias observadas entre el modelo y los datos experimentales.

#### 7.2.4. Interacción momento-cortante

A partir del análisis momento-curvatura presentado se obtiene la posición de la fibra neutra para cada momento flector solicitante, y gracias a ello se deduce el área efectiva a cortante planteada en la sección 7.2.1,  $A_{ef,v}$ . Este área efectiva multiplicada por la resistencia a tracción  $f_{ct}$  y por el factor que tiene en cuenta el efecto tamaño, es la resistencia a cortante planteada en el modelo propuesto, ecuación 7.4.

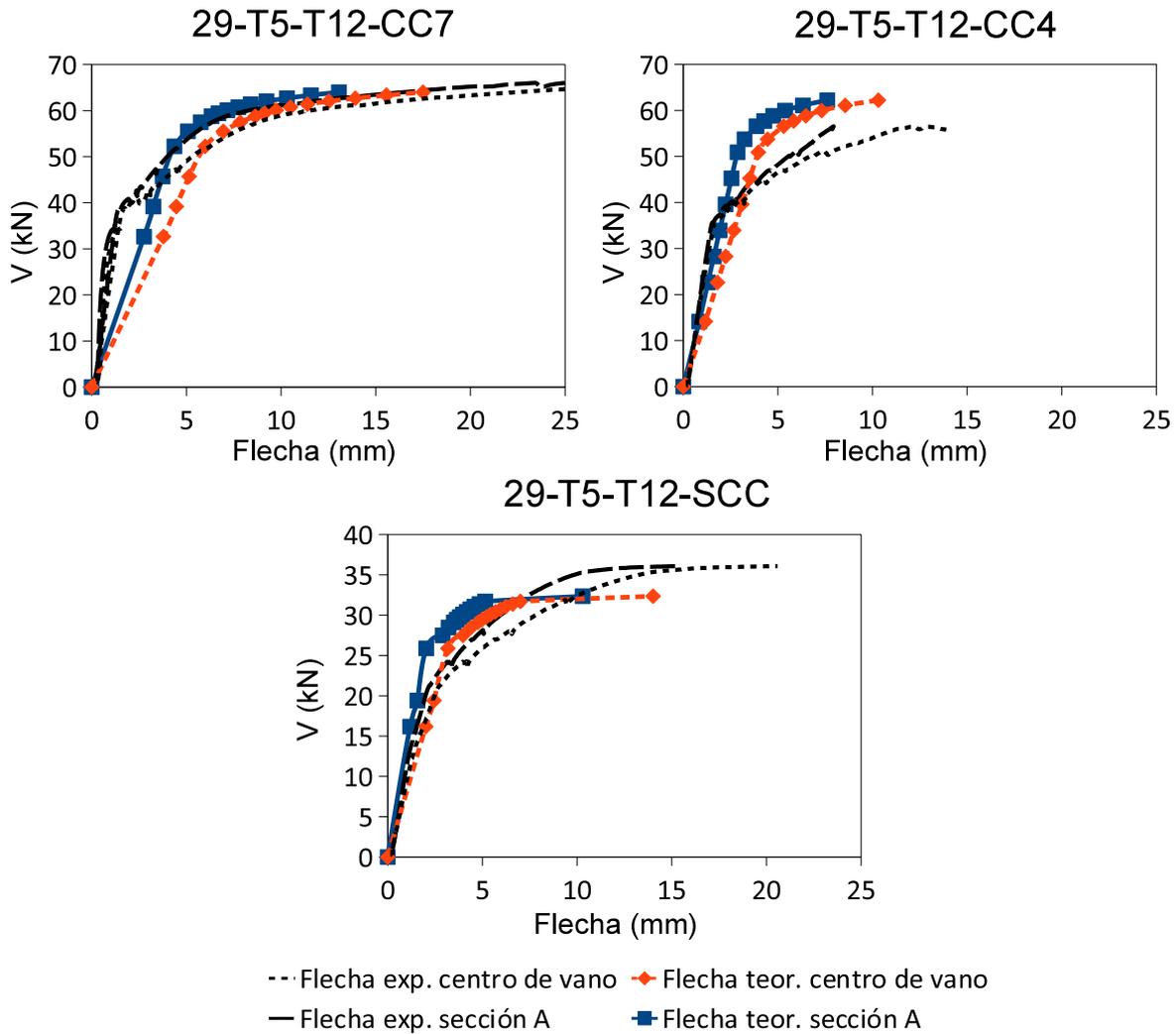


Figura 7.11: Comparación del análisis deformacional teórico con el obtenido en los ensayos en la familia D.

Un ejemplo del análisis planteado para el elemento 29-T5-T12-CC4 se presenta en la figura 7.12, que es un diagrama de interacción momento flector-cortante. En la figura se observa que:

- Para momentos flectores menores al de fisuración, el área efectiva a cortante es constante, y por tanto la resistencia a cortante del elemento también lo es (línea continua azul horizontal).
- Una vez iniciada la fisuración, a cada momento flector le corresponde una fibra neutra, y por tanto una resistencia a cortante concomitante diferente (línea continua azul no horizontal).

### 7.3. Comparación del modelo propuesto con los resultados obtenidos en la campaña experimental para forjados de vigueta y bovedilla pretensada

- La interacción momento cortante no supera el momento último (línea azul discontinua).
- No se puede solicitar al elemento más allá de la línea vertical continua gris, que representa el momento flector que solicita a la sección de análisis, en el instante de la rotura por flexión de la sección bajo la aplicación de la carga, que es la sección de máximo momento flector de la viga.
- La sollicitación de la viga en la sección de análisis está representada por una línea discontinua roja inclinada, si corta antes la línea continua azul, es que rompe por cortante (rombo azul), mientras que si corta antes a la línea vertical negra es que el elemento rompe por flexión (predicción que no se produce en ningún caso).
- El par de esfuerzos de rotura observados en el ensayo están representados mediante un cuadrado rojo.

El análisis planteado se puede realizar tanto por el lado largo como por el lado corto de la viga, puesto que el factor de efecto tamaño utilizado en la propuesta [41] depende de la longitud del vano a cortante  $a$ , y la relación momento cortante concomitante cambia en ambos vanos.

### 7.3. Comparación del modelo propuesto con los resultados obtenidos en la campaña experimental para forjados de vigueta y bovedilla pretensada

En la tabla 7.1 se muestra:

- Los resultados de la carga última resistida en el ensayo ( $P_{EXP}$ ) y los resultados de las predicciones del modelo en las tres secciones críticas, en las columnas 3-6, que son:
  - Sección A, a  $0,5d$  del punto de aplicación de la carga en el lado corto ( $P_{ult,A}$ ).
  - Sección B, en el punto de aplicación de la carga ( $P_{ult,B}$ ).
  - Sección C, a  $0,5d$  del punto de aplicación de la carga en el lado largo ( $P_{ult,C}$ ).
- La carga última ( $P_{PROP}$ ) predicha por el modelo propuesto, que es la menor de las tres anteriores, en la columna 7.
- Los tipos de rotura experimental y predicho por el modelo en las columnas 8 y 9.

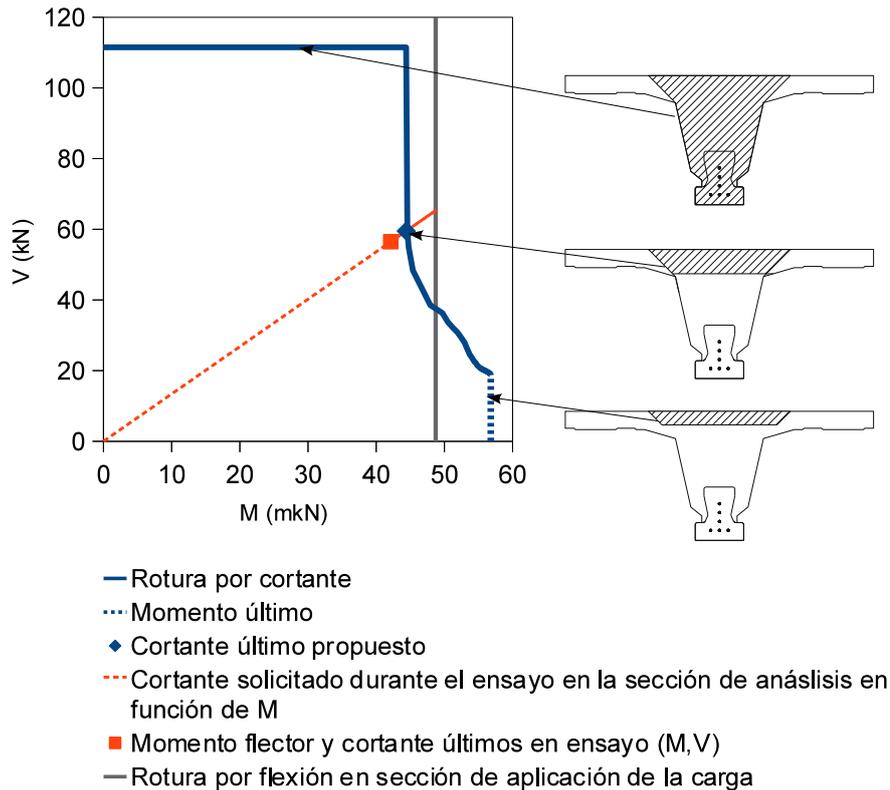


Figura 7.12: Interacción momento-cortante propuesta para la sección 29-T5-T12-CC4, con rotura predicha por cortante.

- El cociente entre cargas últimas experimental y predicha  $\frac{P_{EXP}}{P_{PROP}}$ , para todas las roturas en la columna 10, para las roturas observadas a flexión en la columna 11 y para las roturas observadas a cortante en la columna 12, así como los promedios, desviaciones estándar y coeficientes de variación de cada serie de cocientes. Pese a mostrarse esta información, es necesario señalar que las estadísticas deben considerarse con precaución, especialmente las de la rotura a cortante, debido a que el número de ensayos es limitado.

En la tabla 7.1 se puede observar que la predicción del tipo de rotura coincide en 6 de los 27 ensayos; frente a las 16 coincidencias de 27 del TINSA-EVO; 11 de 27 de la norma europea EN-15037-1; y 6 de 27 el modelo Zararis y de las Instrucciones EHE-08 y EFHE.

En la tabla 7.1 se observa también que los cocientes  $\frac{P_{EXP}}{P_{PROP}}$  están dentro de un rango adecuado (entre 1,27 y 0,87). Por otro lado también se observa que las predicciones de carga última por cortante en el lado más solicitado a cortante ( $P_{ult,A}$ ) y las de carga última por flexión ( $P_{ult,B}$ ) están relativamente próximas, ninguna es más del 20% de la otra.

### 7.3. Comparación del modelo propuesto con los resultados obtenidos en la campaña experimental para forjados de vigueta y bovedilla pretensada

| 1<br>Serie  | 2<br>Viga     | 3 4 5 6 7<br>Cargas últimas<br>Exp. predichas modelo propuesto |                     |                     |                     |                    | 8 9<br>Tipos de Rotura |       | 10 11 12<br>Roturas comparadas<br>todas, a flexión, a cortante |                            |                            |
|-------------|---------------|--|---------------------|---------------------|---------------------|--------------------|------------------------|-------|--|----------------------------|----------------------------|
|             |               | $P_{EXP}$<br>(kN)  | $P_{ult,A}$<br>(kN) | $P_{ult,B}$<br>(kN) | $P_{ult,C}$<br>(kN) | $P_{PROP}$<br>(kN) | Exp.                   | Pred. | $\frac{P_{EXP}}{P_{PROP}}$                                     | $\frac{P_{EXP}}{P_{PROP}}$ | $\frac{P_{EXP}}{P_{PROP}}$ |
|             |               |  |                     |                     |                     |                    |                        |       |  |                            |                            |
| A           | 24-T3-T12-SCC | 64,78  | 52,63               | 53,07               | 53,81               | 52,63              | S                      | S     | 1,23   |                            | 1,23                       |
|             | 24-T3-T12-CC4 | 61,87  | 61,33               | 65,91               | 62,84               | 61,33              | S                      | S     | 1,01   |                            | 1,01                       |
|             | 24-T3-T12-CC7 | 70,00  | 59,67               | 65,91               | 59,20               | 59,20              | F                      | SL    | 1,18   | 1,18                       |                            |
| B           | 24-T5-T12-SCC | 81,85  | 75,06               | 69,53               | 74,21               | 69,53              | SL                     | F     | 1,18   |                            | 1,18                       |
|             | 24-T5-T12-CC4 | 101,68   | 88,38               | 95,58               | 89,20               | 88,38              | F                      | S     | 1,15   | 1,15                       |                            |
|             | 24-T5-T12-CC7 | 107,55   | 85,56               | 95,58               | 84,71               | 84,71              | F                      | SL    | 1,27   | 1,27                       |                            |
| C           | 29-T3-T12-SCC | 72,00  | 60,30               | 63,80               | 62,74               | 60,30              | F                      | S     | 1,19   | 1,19                       |                            |
|             | 29-T3-T12-CC4 | 72,19  | 66,28               | 72,66               | 70,04               | 66,28              | F                      | S     | 1,09   | 1,09                       |                            |
|             | 29-T3-T12-CC7 | 71,87  | 65,11               | 72,66               | 67,43               | 65,11              | F                      | S     | 1,10   | 1,10                       |                            |
| D           | 29-T5-T12-SCC | 96,18  | 84,07               | 86,25               | 84,95               | 84,07              | SL                     | S     | 1,14   |                            | 1,14                       |
|             | 29-T5-T12-CC4 | 90,32  | 95,32               | 104,48              | 95,42               | 95,32              | S                      | S     | 0,95   |                            | 0,95                       |
|             | 29-T5-T12-CC7 | 107,05   | 93,47               | 104,48              | 92,42               | 92,42              | F                      | SL    | 1,16   | 1,16                       |                            |
| E           | 24-T3-T20-SCC | 56,68  | 49,99               | 52,91               | 53,76               | 49,99              | F                      | S     | 1,13   | 1,13                       |                            |
|             | 24-T3-T20-CC4 | 61,60  | 54,33               | 59,50               | 55,76               | 54,33              | F                      | S     | 1,13   | 1,13                       |                            |
|             | 24-T3-T20-CC7 | 60,90  | 52,93               | 59,50               | 52,07               | 52,07              | F                      | SL    | 1,17   | 1,17                       |                            |
| F           | 24-T5-T20-SCC | 76,50  | 72,24               | 74,01               | 74,69               | 72,24              | SL                     | S     | 1,06   |                            | 1,06                       |
|             | 24-T5-T20-CC4 | 90,00  | 79,15               | 87,55               | 79,24               | 79,15              | F                      | S     | 1,14   | 1,14                       |                            |
|             | 24-T5-T20-CC7 | 92,74  | 77,12               | 87,55               | 76,07               | 76,07              | F                      | SL    | 1,22   | 1,22                       |                            |
| G           | 29-T3-T20-SCC | 67,82  | 57,40               | 61,33               | 61,82               | 57,40              | F                      | S     | 1,18   | 1,18                       |                            |
|             | 29-T3-T20-CC4 | 65,30  | 61,68               | 67,51               | 66,72               | 61,68              | F                      | S     | 1,06   | 1,06                       |                            |
|             | 29-T3-T20-CC7 | 66,98  | 58,58               | 67,51               | 59,31               | 58,58              | F                      | S     | 1,14   | 1,14                       |                            |
| H           | 29-T5-T20-SCC | 96,30  | 82,17               | 85,76               | 85,35               | 82,17              | F                      | S     | 1,17   | 1,17                       |                            |
|             | 29-T5-T20-CC4 | 93,00  | 88,45               | 97,51               | 91,43               | 88,45              | F                      | S     | 1,05   | 1,05                       |                            |
|             | 29-T5-T20-CC7 | 94,00  | 84,35               | 97,51               | 83,76               | 83,76              | F                      | SL    | 1,12   | 1,12                       |                            |
| 2007        | 30-T5-T12-CC5 | 66,53  | 67,18               | 76,90               | 70,34               | 67,18              | S                      | S     | 0,99   |                            | 0,99                       |
|             | 25-T5-T12-CC5 | 56,21  | 63,87               | 71,94               | 65,22               | 63,87              | S                      | S     | 0,88   |                            | 0,88                       |
|             | 20-T5-T12-CC8 | 72,31  | 61,54               | 66,33               | 63,02               | 61,54              | S                      | S     | 1,17   |                            | 1,17                       |
| Prom.:      |               |  |                     |                     |                     |                    |                        | 1,122 | 1,148  | 1,068                      |                            |
| Desv. Est.: |               |  |                     |                     |                     |                    |                        | 0,09  | 0,05   | 0,12                       |                            |
| C.O.V.:     |               |  |                     |                     |                     |                    |                        | 7,881 | 4,693  | 11,231                     |                            |

Tabla 7.1: Resumen de resultados mediante modelo propuesto comparado con resultados experimentales.

Para el modelo propuesto, la predicción de mayor resistencia a cortante corresponde a los elementos de capa de compresión de 4 cm, y la resistencia a cortante de los elementos con capa de compresión de 7 cm es algo menor, ver tabla 7.1. Esto es debido a que el ancho del alma de las secciones de los elementos analizados al entregar con las alas es mayor en las de capa de compresión de 4 cm que en las de 7cm, y eso hace que el área eficaz a cortante  $A_{ef,V}$  expuesta en la figura 7.5 sea mayor en las vigas con capa de compresión de 4 cm. Este fenómeno no se observó en los ensayos ni en el análisis realizado mediante el TINSA-EVO, sin embargo la diferencia entre los valores es muy reducida, y la predicción en conjunto es adecuada.

En la tabla 7.2 se muestran:

- Los resultados de la carga última resistida en el ensayo ( $P_{EXP}$ ), los resultados de las predicciones la Instrucciones EHE-08 [43] y EFHE [75], la norma europea EN-15037-1 [104] y el modelo de Zararis [94], en las columnas 3-7.

7. PROPUESTA DE MODELO DE DIMENSIONAMIENTO FRENTE ESTADO LÍMITE ÚLTIMO PARA FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA

- El cociente entre carga última experimental y predicha  $\frac{P_{EXP}}{P_{PROP}}$ , para todas las roturas, para las roturas observadas a flexión y para las roturas observadas a cortante, de las normativas y modelo arriba citados, en las columnas 8-19, así como los promedios, desviaciones estándar y coeficientes de variación de cada serie de cocientes. Pese a mostrarse esta información, es necesario repetir que las estadísticas deben considerarse con precaución, especialmente las de la rotura a cortante, debido a que el número de ensayos es muy reducido.

| 1          | 2             | 3 4 5 6 7         |                   |                    |                  |                   | 8 9 10                       |      | 11 12 13                   |      |      | 14 15 16                 |      |      | 17 18 19                  |      |      |      |
|------------|---------------|-------------------|-------------------|--------------------|------------------|-------------------|------------------------------|------|----------------------------|------|------|--------------------------|------|------|---------------------------|------|------|------|
|            |               | Cargas últimas    |                   |                    |                  |                   | $\frac{P_{EXP}}{P_{EHE-08}}$ |      | $\frac{P_{EXP}}{P_{EFHE}}$ |      |      | $\frac{P_{EXP}}{P_{EN}}$ |      |      | $\frac{P_{EXP}}{P_{Zar}}$ |      |      |      |
|            |               | Exp.              | Predichas         |                    |                  |                   | Rot. comparadas:             |      | Rot. comparadas:           |      |      | Rot. comparadas:         |      |      | Rot. comparadas:          |      |      |      |
| Serie      | Viga          | $P_{EXP}$<br>(kN) | $P_{EHE}$<br>(kN) | $P_{EFHE}$<br>(kN) | $P_{EN}$<br>(kN) | $P_{Zar}$<br>(kN) | todas, a fl., a cor.         |      | todas, a fl., a cor.       |      |      | todas, a fl., a cor.     |      |      | todas, a fl., a cor.      |      |      |      |
| A          | 24-T3-T12-SCC | 64,78             | 45,61             | 39,3               | 36,85            | 31,15             | 1,42                         | 1,42 | 1,65                       | 1,65 | 1,76 | 1,76                     | 2,08 | 2,08 |                           |      |      |      |
|            | 24-T3-T12-CC4 | 61,87             | 45,61             | 39,3               | 41,79            | 42,80             | 1,36                         | 1,36 | 1,57                       | 1,57 | 1,48 | 1,48                     | 1,45 | 1,45 |                           |      |      |      |
|            | 24-T3-T12-CC7 | 70,00             | 45,61             | 39,3               | 41,03            | 43,88             | 1,53                         | 1,53 | 1,78                       | 1,78 | 1,71 | 1,71                     | 1,60 | 1,60 |                           |      |      |      |
| B          | 24-T5-T12-SCC | 81,85             | 53,67             | 39,3               | 36,85            | 43,68             | 1,53                         | 1,53 | 2,08                       | 2,08 | 2,22 | 2,22                     | 1,87 | 1,87 |                           |      |      |      |
|            | 24-T5-T12-CC4 | 101,68            | 53,67             | 39,3               | 41,79            | 52,46             | 1,89                         | 1,89 | 2,58                       | 2,58 | 2,43 | 2,43                     | 1,94 | 1,94 |                           |      |      |      |
|            | 24-T5-T12-CC7 | 107,55            | 53,67             | 39,3               | 41,03            | 54,15             | 2,00                         | 2,00 | 2,73                       | 2,73 | 2,62 | 2,62                     | 1,99 | 1,99 |                           |      |      |      |
| C          | 29-T3-T12-SCC | 72,00             | 54,71             | 49,3               | 46,48            | 37,87             | 1,32                         | 1,32 | 1,46                       | 1,46 | 1,55 | 1,55                     | 1,90 | 1,90 |                           |      |      |      |
|            | 29-T3-T12-CC4 | 72,19             | 54,71             | 49,3               | 56,01            | 41,99             | 1,32                         | 1,32 | 1,46                       | 1,46 | 1,29 | 1,29                     | 1,72 | 1,72 |                           |      |      |      |
|            | 29-T3-T12-CC7 | 71,87             | 54,71             | 49,3               | 55,39            | 43,38             | 1,31                         | 1,31 | 1,46                       | 1,46 | 1,30 | 1,30                     | 1,66 | 1,66 |                           |      |      |      |
| D          | 29-T5-T12-SCC | 96,18             | 64,81             | 49,3               | 46,48            | 49,34             | 1,48                         | 1,48 | 1,95                       | 1,95 | 2,07 | 2,07                     | 1,95 | 1,95 |                           |      |      |      |
|            | 29-T5-T12-CC4 | 90,32             | 64,81             | 49,3               | 56,01            | 54,78             | 1,39                         | 1,39 | 1,83                       | 1,83 | 1,61 | 1,61                     | 1,65 | 1,65 |                           |      |      |      |
|            | 29-T5-T12-CC7 | 107,05            | 64,81             | 49,3               | 55,39            | 57,31             | 1,65                         | 1,65 | 2,17                       | 2,17 | 1,93 | 1,93                     | 1,87 | 1,87 |                           |      |      |      |
| E          | 24-T3-T20-SCC | 56,68             | 30,69             | 29,7               | 52,91            | 31,60             | 1,85                         | 1,85 | 1,91                       | 1,91 | 1,07 | 1,07                     | 1,79 | 1,79 |                           |      |      |      |
|            | 24-T3-T20-CC4 | 61,60             | 30,69             | 29,7               | 59,50            | 40,05             | 2,01                         | 2,01 | 2,08                       | 2,08 | 1,04 | 1,04                     | 1,54 | 1,54 |                           |      |      |      |
|            | 24-T3-T20-CC7 | 60,90             | 30,69             | 29,7               | 53,19            | 41,21             | 1,98                         | 1,98 | 2,05                       | 2,05 | 1,14 | 1,14                     | 1,48 | 1,48 |                           |      |      |      |
| F          | 24-T5-T20-SCC | 76,50             | 35,15             | 28,1               | 57,22            | 44,08             | 2,18                         | 2,18 | 2,72                       | 2,72 | 1,34 | 1,34                     | 1,74 | 1,74 |                           |      |      |      |
|            | 24-T5-T20-CC4 | 90,00             | 35,15             | 28,1               | 60,16            | 51,07             | 2,56                         | 2,56 | 3,21                       | 3,21 | 1,50 | 1,50                     | 1,76 | 1,76 |                           |      |      |      |
|            | 24-T5-T20-CC7 | 92,74             | 35,15             | 28,1               | 53,19            | 53,06             | 2,64                         | 2,64 | 3,30                       | 3,30 | 1,74 | 1,74                     | 1,75 | 1,75 |                           |      |      |      |
| G          | 29-T3-T20-SCC | 67,82             | 36,20             | 36,7               | 61,33            | 40,28             | 1,87                         | 1,87 | 1,85                       | 1,85 | 1,11 | 1,11                     | 1,68 | 1,68 |                           |      |      |      |
|            | 29-T3-T20-CC4 | 65,30             | 36,20             | 36,7               | 67,51            | 40,22             | 1,80                         | 1,80 | 1,78                       | 1,78 | 0,97 | 0,97                     | 1,62 | 1,62 |                           |      |      |      |
|            | 29-T3-T20-CC7 | 66,98             | 36,20             | 36,7               | 67,51            | 40,97             | 1,85                         | 1,85 | 1,82                       | 1,82 | 0,99 | 0,99                     | 1,63 | 1,63 |                           |      |      |      |
| H          | 29-T5-T20-SCC | 96,30             | 41,78             | 35,1               | 80,88            | 51,05             | 2,30                         | 2,30 | 2,74                       | 2,74 | 1,19 | 1,19                     | 1,89 | 1,89 |                           |      |      |      |
|            | 29-T5-T20-CC4 | 93,00             | 41,78             | 35,1               | 88,69            | 52,60             | 2,23                         | 2,23 | 2,65                       | 2,65 | 1,05 | 1,05                     | 1,77 | 1,77 |                           |      |      |      |
|            | 29-T5-T20-CC7 | 94,00             | 41,78             | 35,1               | 85,72            | 53,96             | 2,25                         | 2,25 | 2,68                       | 2,68 | 1,10 | 1,10                     | 1,74 | 1,74 |                           |      |      |      |
| 2007       | 30-T5-T12-CC5 | 66,53             | 56,54             | 41,0               | 68,13            | 44,07             | 1,18                         | 1,18 | 1,62                       | 1,62 | 0,98 | 0,98                     | 1,51 | 1,51 |                           |      |      |      |
|            | 25-T5-T12-CC5 | 56,21             | 46,14             | 32,4               | 50,27            | 44,12             | 1,22                         | 1,22 | 1,73                       | 1,73 | 1,12 | 1,12                     | 1,27 | 1,27 |                           |      |      |      |
|            | 20-T5-T12-CC8 | 72,31             | 36,37             | 24,6               | 38,96            | 37,44             | 1,99                         | 1,99 | 2,95                       | 2,95 | 1,86 | 1,86                     | 1,93 | 1,93 |                           |      |      |      |
| Prom.:     |               |                   |                   |                    |                  |                   | 1,78                         | 1,91 | 1,53                       | 2,14 | 2,01 | 2,21                     | 1,49 | 1,43 | 1,60                      | 1,73 | 1,72 | 1,74 |
| Desv. Est: |               |                   |                   |                    |                  |                   | 0,41                         | 0,39 | 0,34                       | 0,55 | 0,50 | 0,58                     | 0,47 | 0,49 | 0,42                      | 0,19 | 0,27 | 0,14 |
| C.O.V.:    |               |                   |                   |                    |                  |                   | 23,2                         | 20,6 | 22,1                       | 25,8 | 24,7 | 26,4                     | 31,4 | 34,4 | 26,1                      | 10,8 | 15,6 | 8,1  |

Tabla 7.2: Resumen de resultados de diferentes normativas y modelo Zararis comparado con resultados experimentales.

En las tablas 7.1 y 7.2 se puede observar que el promedio, desviación estándar y coeficiente de variación al evaluar todas las roturas es ostensiblemente mejor en la propuesta que en cualquiera de los métodos presentados en la tabla 7.2. Sin llegar a ser tan preciso como el modelo TINSA-EVO, ver tabla 6.2, el modelo propuesto supone una importante mejora. La tendencia, precisión y exactitud del modelo propuesto son más adecuadas que las de las normativas y que las del modelo de Zararis, para el tipo de elemento estudiado, tal y como se muestra en la figura 7.13. En la figura se muestran las comparaciones de la carga última

experimental ( $P_{EXP}$  en las tablas 7.1 y 7.2), con la carga última predicha por las normativas aplicables a forjados, modelo Zararis y modelo propuesto. Las gráficas presentan: la línea de tendencia de todas las cargas últimas, el coeficiente de determinación  $R^2$  y en línea entrecortada las rectas orientativas de  $\pm 15\%$ . Nótese que en la figura 7.13 la representación del tipo de rotura es del observado experimentalmente y no del predicho.

En el capítulo 5 se observó que las predicciones de resistencia a cortante de las diferentes normativas y el modelo de Zararis estaban muy del lado de la seguridad. Esto hace que la predicción en conjunto a los estados límites últimos de flexión y cortante quede muy del lado de la seguridad. En el modelo propuesto las cargas de rotura a cortante están más cercanas a las de la rotura a flexión, fenómeno coherente con lo observado en la campaña experimental, y que permite una predicción más adecuada, tal y como muestra la figura 7.13.

## **7.4. Comparación del modelo propuesto con los resultados experimentales de la bibliografía para vigas con sección en T**

En esta sección se presenta el comportamiento del modelo propuesto con campañas experimentales extraídas de la bibliografía. Dado que en la bibliografía no se encuentran forjados de vigueta y bovedilla pretensada, se ha seleccionado de la bibliografía campañas de ensayos de vigas de hormigón armado con sección en T y sin armadura a cortante. Las fuentes consultadas son:

- Ferguson y Thompson 1953 [76], 24 vigas.
- Al-Alusi 1957 [81], 25 vigas.
- Placas y Regan 1971 [84], 7 vigas.
- Kani 1979 [15], 178 vigas, sólo las vigas con sección en T.
- Taylor et al. 1980 [120], 1 viga.
- Palaskas et al. 1981 [87], 4 vigas.

Todos estos ensayos también figuran en la base de datos presentada por Collins et al. en 2008 [3]. Un total de 239 vigas han sido revisadas de las campañas arriba citadas, de las cuales se han seleccionado para el análisis 188. Los parámetros a satisfacer para la selección han sido:

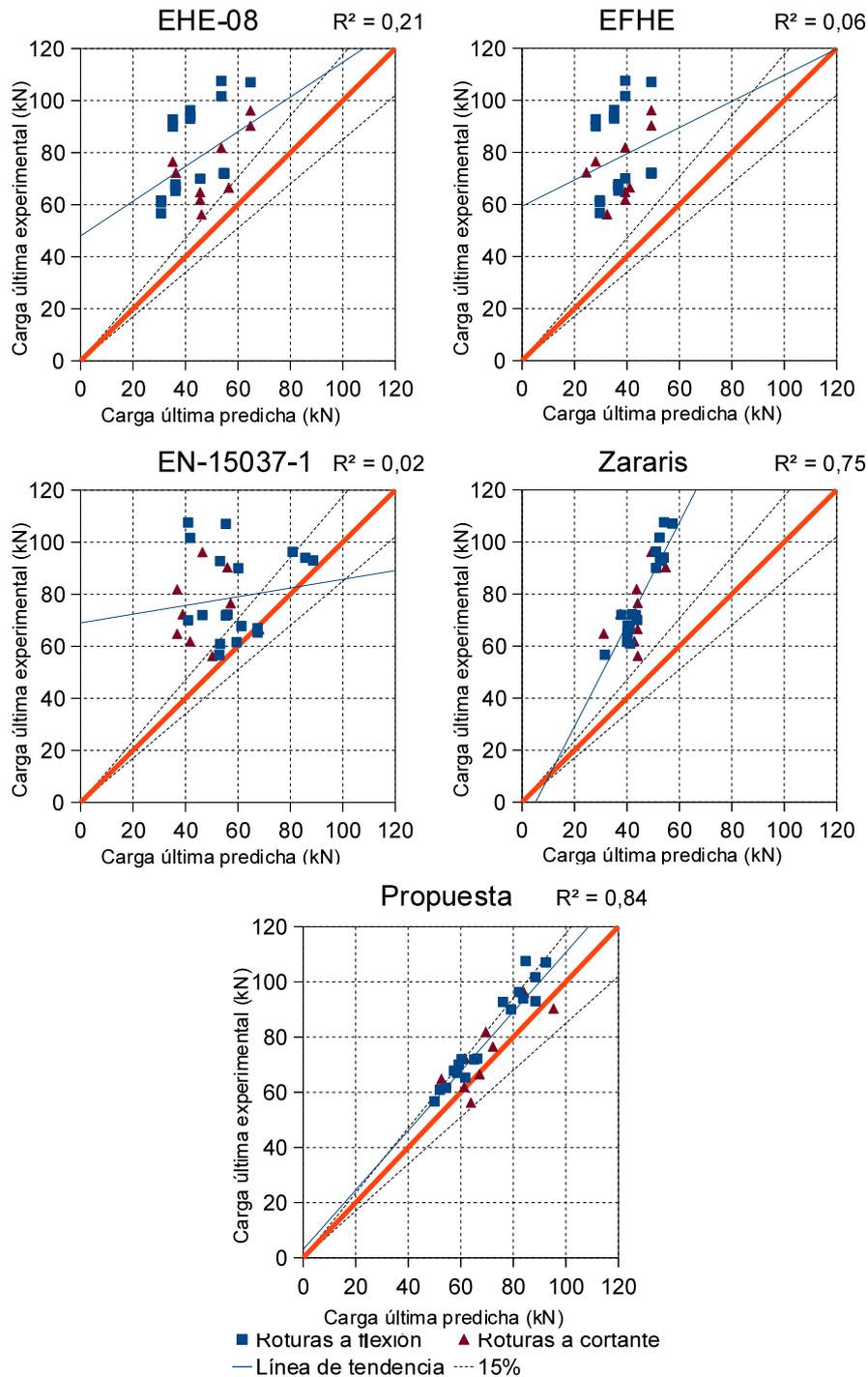


Figura 7.13: Comparación de la carga última experimental ( $P_{EXP}$ ) con la carga última predicha ( $P_{PRE}$ ), para las normativas aplicables a forjados, modelo Zararis y modelo propuesto.

- Las vigas deben tener sección en T.
- Las vigas en las que  $\frac{a}{d} \geq 2,5$ , con el fin de evitar las que puedan tener un excesivo

efecto arco.

- Las vigas deben haber roto a cortante.
- Las vigas deben haber sido ensayadas con las alas comprimidas por flexión. Por este motivo se han eliminado 3 vigas de la campaña de Al-Alusi en 1957 que se ensayaron invirtiendo la viga en T.

En 2001 Collins [121] presentó un método de análisis de procedimientos de diseño para las estructuras de hormigón mediante “puntos de demérito”, basado en que a pesar de que en la seguridad estructural es muy importante que las predicciones sean semejantes a las obtenidas experimentalmente, se debe penalizar más el valor  $V_{EXP}/V_{PRED}$  de 0,5 que el de 1,5. Ya que en el primer caso, el error puede suponer un colapso estructural, mientras que en el segundo es tan sólo un sobredimensionado [122]. El método planteado por Collins sirve para comparar procedimientos de diseño de hormigón estructural, y consiste en la acumulación de “puntos de demérito” según los cocientes  $V_{EXP}/V_{PRED}$  que obtiene cada uno de los procedimientos. Los “puntos de demérito” se obtienen separando la población en tramos del cociente  $V_{EXP}/V_{PRED}$  y multiplicando el número de elementos de cada tramo por un número determinado de “puntos de demérito” según el criterio de seguridad estructural mostrado en la tabla 7.3.

| $\frac{V_{EXP}}{V_{PRED}}$ | < 0,50                   | 0,5 → 0,67 | 0,67 → 0,85    | 0,85 → 1,35        | 1,35 → 2,00 | > 2,00                     |
|----------------------------|--------------------------|------------|----------------|--------------------|-------------|----------------------------|
| Clasificación              | Extremadamente peligroso | Peligroso  | Seguridad baja | Seguridad adecuada | Conservador | Extremadamente conservador |
| Puntos de demérito         | 10                       | 5          | 2              | 0                  | 1           | 2                          |

Tabla 7.3: Criterio de puntos de demérito presentado por Collins [121] et al. y ligeramente modificado por Perez et al. [122].

### 7.4.1. Normativas y modelo comparados

El modelo propuesto se compara con: el Eurocódigo 2 [44]; la Instrucción EHE-08 [43], la normativa ACI [32]; el Código Modelo de 2010 con sus dos primeros niveles de aproximación [74]; y el modelo de Zararis [94].

La formulación de la Instrucción EHE-08 y el modelo de Zararis ya se han presentado en el capítulo 2. En la figura 7.14 se muestran de forma compacta las formulaciones de las diferentes normativas que no se han desarrollado capítulo 2.

Nótese que la única normativa que presenta como adaptar su formulación de resistencia a cortante a forjados de vigueta pretensada y bovedilla es la Instrucción EHE-08 [43].

7. PROPUESTA DE MODELO DE DIMENSIONAMIENTO FRENTE ESTADO LÍMITE ÚLTIMO PARA FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA

EC-2

$$V_{Rd,c} = 0.18 \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_c)^{1/3} \cdot b_w \cdot d \geq V_{Rd,Cmin}$$

$$V_{Rd,Cmin} = 0.035 \cdot k^{3/2} \cdot f_c^{1/2} \cdot b_w \cdot d$$

ACI 11-3

$$V_{Rd,c} = 0.17 \sqrt{f_c} \cdot b_w \cdot d$$

CM-2010 – Nivel I ( $f_{yk} \leq 600$  MPa –  $f_{ck} \leq 70$  MPa –  $d_g \geq 10$  mm)

$$V_{Rd,c} = k_v \sqrt{f_{ck}} b_w \cdot z$$

$$k_v = \frac{180}{1000 + 1.25z}$$

CM-2010 – Nivel II

$$V_{Rd,c} = k_v \sqrt{f_{ck}} b_w \cdot z$$

$$k_v = \frac{0.4}{1 + 1500\varepsilon_x} \frac{1300}{1000 + k_{dg}z}$$

|                          | <b>Variables</b> | <b>Descripción</b>  |  |
|--------------------------|------------------|---|--|
| <i>Variables comunes</i> | $b_w$            | Ancho mínimo del alma   |  |
|                          | $d$              | Canto útil  |  |
|                          | $z$              | Brazo mecánico (considerado 0.9·d)  |  |
|                          | $A_s$            | Área de armadura a tracción (mm <sup>2</sup> )  |  |
| <i>EC-2</i>              | $k$              | $k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2.00$  |  |
|                          | $\rho_l$         | Cuantía geométrica del armado longitudinal traccionado, anclado a una distancia igual o mayor a $d$ , desde la sección de estudio   | $\rho_l = \frac{A_s}{b_w \cdot d} \geq 0.02$ |
|                          | $f_c$            | Resistencia a compresión del hormigón (N/mm <sup>2</sup> )  | $f_c \leq 90$ MPa                            |
| <i>CM-2010</i>           | $k_{dg}$         | Factor dependiente del tamaño máximo de árido. Para resistencias de hormigón por encima de 70 MPa, $d_g$ debe ser toma igual a cero | $k_{dg} = \frac{32}{d_g + 16} \geq 0.75$     |
|                          | $d_g$            | Tamaño máximo de árido  |  |
|                          | $\varepsilon_x$  | Parámetro del efecto de la deformación  | $\varepsilon_x = \frac{M/z + V}{2E_s A_s}$   |
|                          | $f_{ck}$         | Resistencia a compresión del hormigón (N/mm <sup>2</sup> )  | $f_c \leq 64$ MPa                            |
| <i>ACI 11-3</i>          | $f_c$            | Resistencia a compresión del hormigón (N/mm <sup>2</sup> )  |  |

Figura 7.14: Resumen de formulaciones de las diferentes normativas comparadas.

### 7.4.2. Resultados y análisis de la comparativa

En la tabla 7.4 se presentan el resumen de los resultados para las 188 vigas analizadas, según diferentes normativas, y comparado con el análisis realizado mediante el modelo propuesto. En la parte baja de la tabla se muestran los resultados de la evaluación según el método de “puntos de demérito” de los diferentes métodos comparados.

| Normativa                                      | EC-2  | EHE-08 | ACI 11-3 | CM-Niv.1 | CM-Niv.2 | Zararis | PROP. |
|--|-------|--------|----------|----------|----------|---------|-------|
| N de Vigas                                     | 188   | 188    | 188      | 188      | 188      | 188     | 188   |
| Promedio de valores $\frac{V_{EXP}}{V_{PRED}}$ | 1,32  | 1,32   | 1,89     | 2,54     | 1,36     | 1,16    | 1,20  |
| Mediana  | 1,21  | 1,21   | 1,72     | 2,33     | 1,32     | 1,14    | 1,14  |
| Desv. Est                                      | 0,39  | 0,39   | 0,56     | 0,78     | 0,24     | 0,27    | 0,23  |
| Coef. Var.                                     | 29,33 | 29,33  | 29,92    | 30,81    | 17,62    | 23,55   | 19,20 |
| Coef. Var.50% Inf.                             | 13,93 | 13,93  | 16,03    | 16,83    | 12,28    | 18,69   | 11,97 |
| Coef. Var.50% Sup.                             | 45,45 | 45,45  | 99,57    | 46,01    | 22,82    | 28,53   | 26,94 |
| Mínimo   | 0,80  | 0,80   | 0,86     | 1,30     | 0,92     | 0,63    | 0,85  |
| Máximo   | 3,00  | 3,00   | 4,25     | 5,82     | 2,44     | 2,26    | 2,23  |
| Percentil 5%                                   | 0,94  | 0,94   | 1,28     | 1,76     | 1,05     | 0,80    | 0,91  |
| Percentil 95%                                  | 2,11  | 2,11   | 3,05     | 4,15     | 1,81     | 1,70    | 1,65  |
| <0.5   | 0     | 0      | 0        | 0        | 0        | 0       | 0     |
| 0.5 - 0.67                                     | 0     | 0      | 0        | 0        | 0        | 2       | 0     |
| 0.67 - 0.85                                    | 2     | 2      | 0        | 0        | 0        | 14      | 0     |
| 0.85-1.30                                      | 119   | 119    | 11       | 1        | 78       | 125     | 133   |
| 1.30-2.0                                       | 53    | 53     | 121      | 40       | 103      | 44      | 54    |
| >=2  | 14    | 14     | 56       | 147      | 7        | 3       | 1     |
| Puntos demérito                                | 85    | 85     | 233      | 334      | 117      | 88      | 56    |

Tabla 7.4: Comparación de diferentes normativas y modelo propuesto para 188 vigas en T con rotura a cortante.

En la tabla 7.4 se puede observar, que la propuesta tiene un promedio más adecuado que las normativas con las que se compara. El motivo por el que este promedio es algo mayor a la unidad es probablemente debido a no tener en cuenta la resistencia a cortante soportada por la armadura longitudinal traccionada, simplificación que está por el lado de la seguridad. El coeficiente de variación del 50% inferior del modelo propuesto es el más bajo de los modelos comparados. El coeficiente de variación del modelo propuesto es el segundo más bajo después del del nivel 2 de aproximación del Código Modelo. Sin embargo según el análisis propuesto por Collins et al. [121], el modelo propuesto es el que acumula menor número de “puntos de demérito”, y por tanto el más adecuado para dimensionar este tipo de elementos, según los datos analizados. Esto es debido a la elevada seguridad del nivel 2 de aproximación del Código Modelo con un percentil 5% de 1,05.

En la figura 7.15 se muestra la comparación del cortante último experimental ( $V_{EXP}$ ) con el cortante último predicho ( $V_{PRE}$ ), para las normativas arriba citadas, el modelo Zararis y el modelo propuesto, de las 188 vigas analizadas de la bibliografía. En ella se disponen:

la línea de tendencia de todos los ensayos, el coeficiente de determinación  $R^2$  y en líneas entrecortadas las rectas orientativas de  $\pm 15\%$ .

En la figura 7.15 se puede observar que todas las normativas presentadas tienden a ser conservadoras con este tipo de elementos con sección en T. El motivo de ello, puede ser que su enfoque es el de simplificar que la resistencia de una viga con sección en T a cortante es igual a la resistencia del alma de la sección. Este enfoque no tiene en cuenta el efecto beneficioso de las alas de la sección a la resistencia a cortante.

Además en la figura 7.15 se observa que el modelo propuesto es el segundo método de mayor exactitud, después del modelo de Zararis, y el segundo más preciso después del segundo nivel de aproximación del Código Modelo de 2010, presentándose en conjunto como el método más adecuado para este tipo de ensayos.

El buen comportamiento del modelo al extrapolarlo analizando elementos parecidos pero no iguales (vigas en T de hormigón armado sin armadura transversal) a los que han servido para la deducción del modelo, demuestra la adecuación del modelo mecánico sobre las que se asienta, en especial la redistribución de tensiones tangenciales hacia la cabeza comprimida en secciones en T.

En la figura 7.16 se muestra una comparación del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  con la cuantía longitudinal  $\rho = \frac{A_s}{b_w \cdot d}$ , donde  $A_s$  es el área de la sección de acero a tracción,  $b_w$  es el ancho del alma de la sección y  $d$  es el canto útil de la sección; para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía. En la figura se puede observar como la tendencia de todos los métodos, exceptuando el de Zararis, es de aumentar la seguridad a medida que aumenta la cuantía, sin embargo el aumento más contenido se observa en el modelo propuesto.

En la figura 7.17 se muestra una comparación del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  con el cociente  $\frac{H_f}{d}$ , donde  $H_f$  es el espesor de las alas de la sección en T y  $d$  es el canto útil de la sección; para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía. En la figura se puede observar que en el Eurocódigo 2, en la Instrucción EHE-08, en la norma ACI, y en el segundo nivel de aproximación del Código Modelo de 2010, la dispersión del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  aumenta al aumentar el cociente  $\frac{H_f}{d}$ ; que en el modelo propuesto la dispersión se contiene en un rango aceptable independientemente del cociente  $\frac{H_f}{d}$ ; y que en el primer nivel de aproximación del Código Modelo de 2010 la dispersión del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  es elevada para prácticamente todo el rango de cocientes  $\frac{H_f}{d}$  analizados.

En la figura 7.18 se muestra una comparación del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  con el cociente  $\frac{a}{d}$ , donde  $a$  es la distancia entre el apoyo y el punto de aplicación de la carga en la directriz de la viga y  $d$  es el canto útil de la sección; para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía. En

#### 7.4. Comparación del modelo propuesto con los resultados experimentales de la bibliografía para vigas con sección en T

---

la figura se puede observar que en todos los métodos de diseño existe un aumento de la seguridad a cortante en el rango de cocientes  $\frac{a}{d}$  comprendido entre 2,5 y 4, sin embargo, los aumentos de seguridad más contenidos son el del segundo nivel de aproximación del Código Modelo de 2010, Zararis y el del modelo propuesto.

Nótese que en las figuras 7.16-7.18, más de un 5% de cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  está por encima del rango representado en la figura del primer nivel de aproximación del Código Modelo de 2010.

7. PROPUESTA DE MODELO DE DIMENSIONAMIENTO FRENTE ESTADO LÍMITE ÚLTIMO PARA FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA

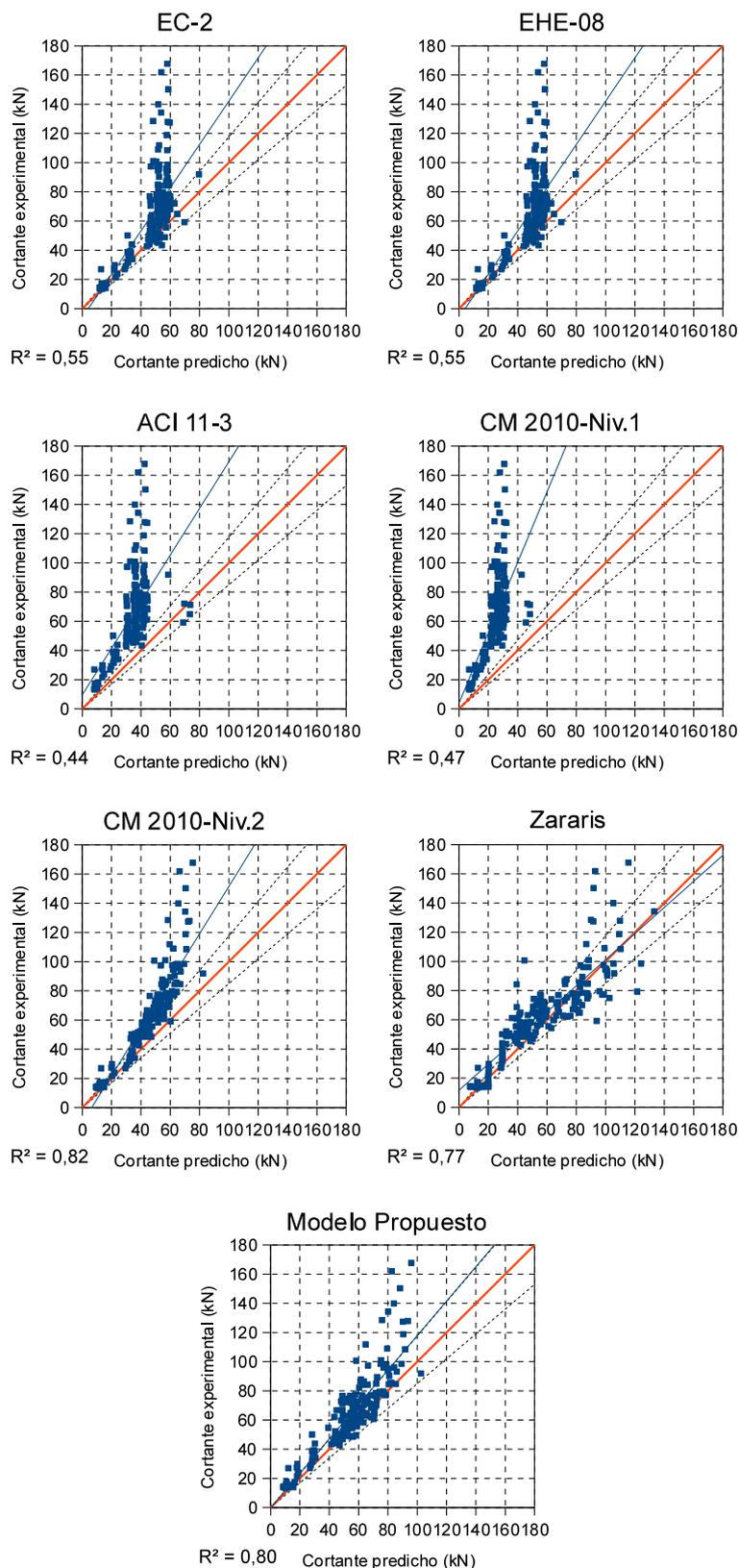


Figura 7.15: Comparación del cortante último experimental ( $V_{EXP}$ ) con el cortante último predicho ( $V_{PRE}$ ), para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía.

#### 7.4. Comparación del modelo propuesto con los resultados experimentales de la bibliografía para vigas con sección en T

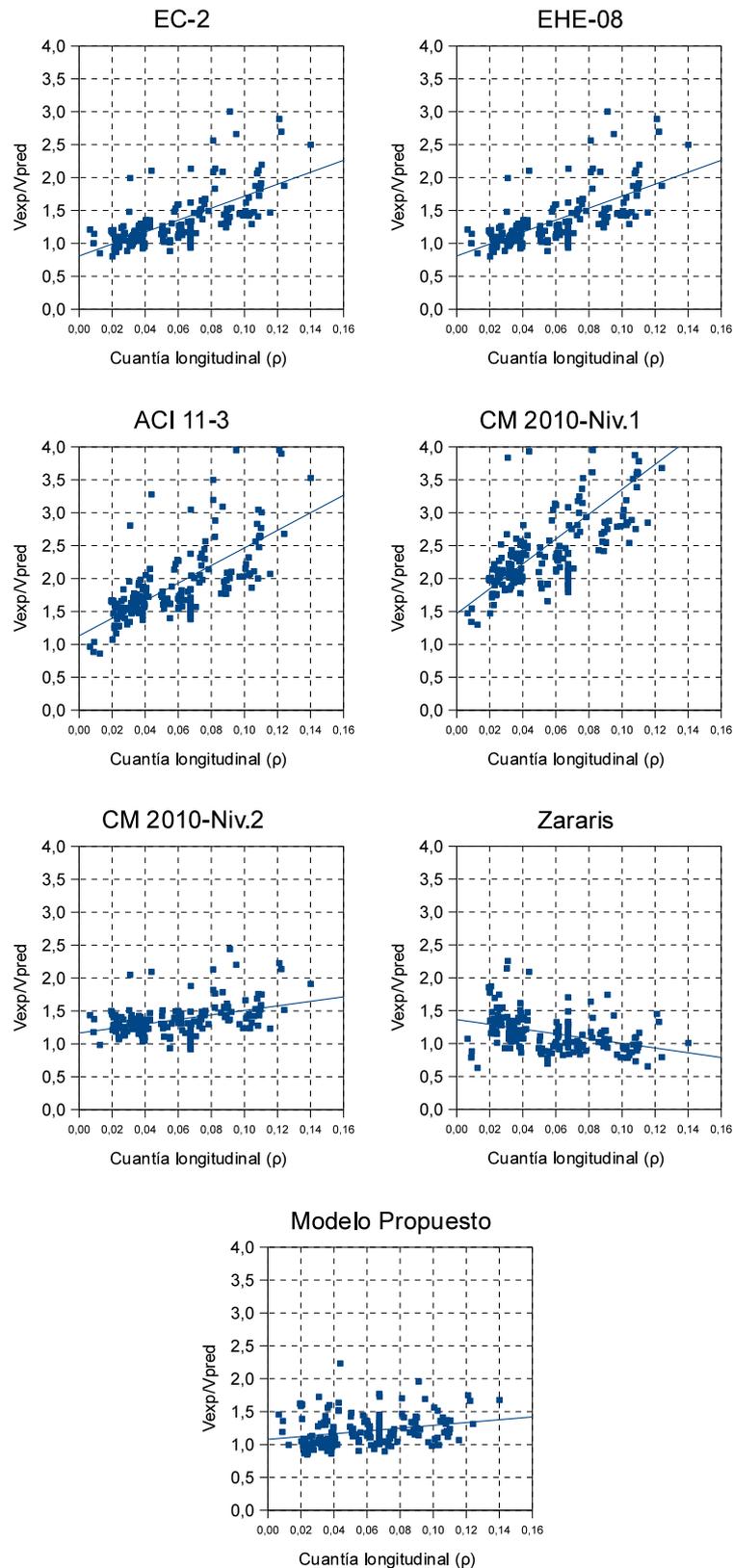


Figura 7.16: Comparación del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  con la cuantía longitudinal, para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía.

## 7. PROPUESTA DE MODELO DE DIMENSIONAMIENTO FRENTE ESTADO LÍMITE ÚLTIMO PARA FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA

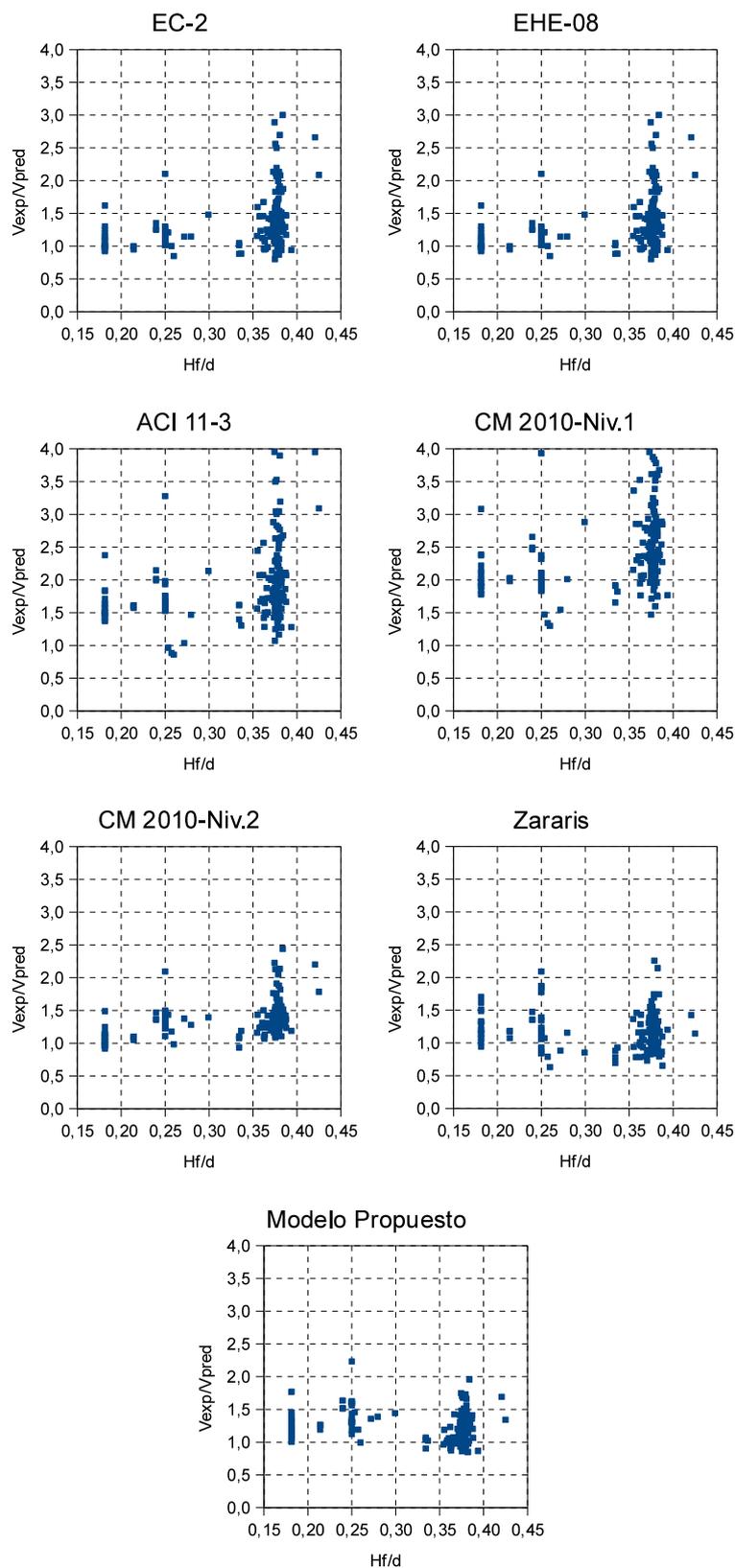


Figura 7.17: Comparación del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  con el cociente del espesor de las alas entre el canto útil, para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía.

7.4. Comparación del modelo propuesto con los resultados experimentales de la bibliografía para vigas con sección en T

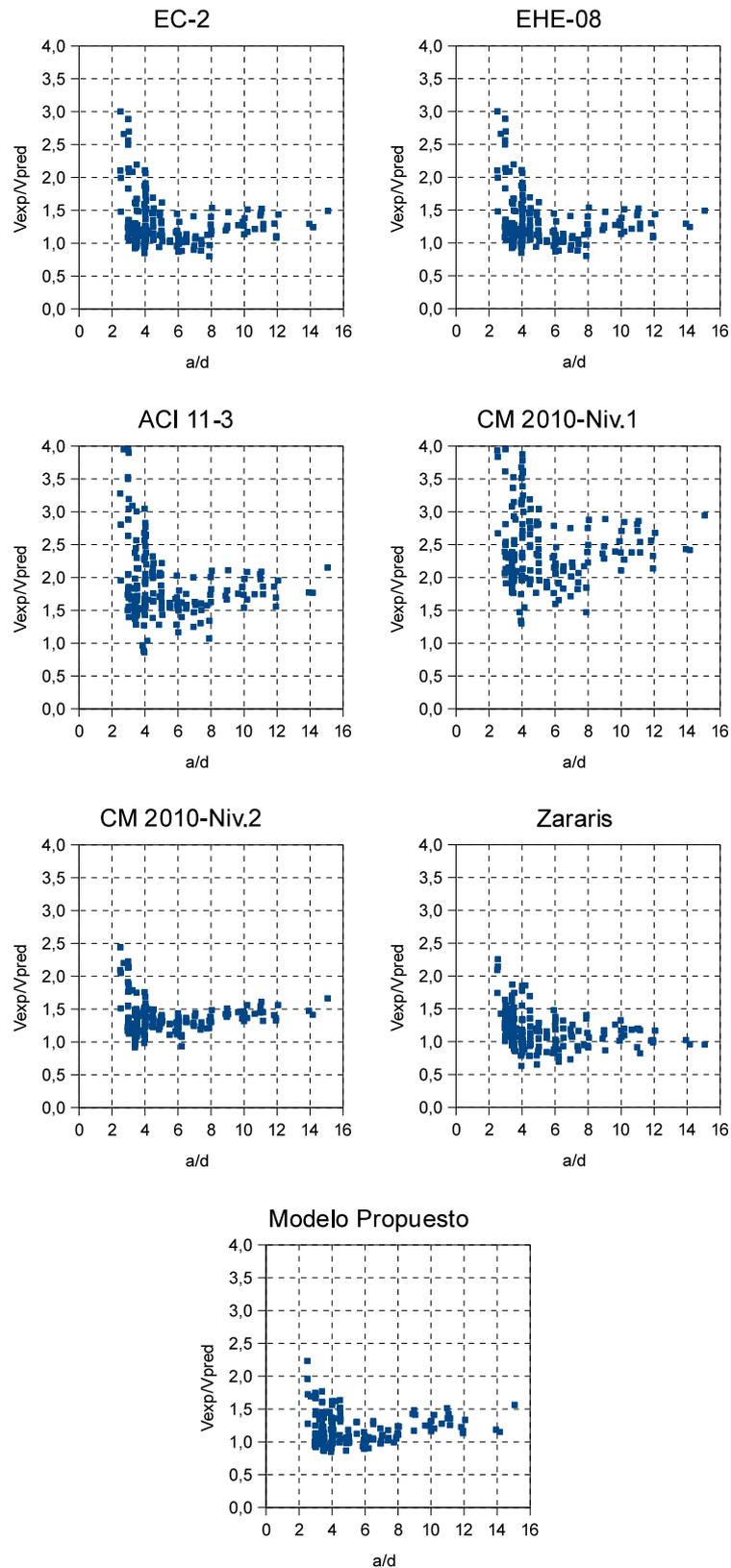


Figura 7.18: Comparación del cociente  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  con el cociente  $a/d$ , para las diferentes normativas aplicables, el modelo Zararis y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía.

## 7.5. Ejemplo de aplicación del modelo propuesto para una viga con sección en T y simplificación del cálculo de la profundidad de la fibra neutra

El fin último de ésta sección es el de presentar una simplificación del modelo propuesto. La simplificación se basa fundamentalmente en la obtención de la posición de la fibra neutra  $c$  evitando el análisis no lineal expuesto en la sección 7.2.2. Para evaluar la bondad de la simplificación del modelo se procede al análisis completo de dos vigas mediante el modelo propuesto. Posteriormente se compara con la predicción de las mismas vigas mediante el modelo simplificado, obteniendo una buena correlación entre ambos procedimientos.

A continuación se presentan dos ejemplos de aplicación del modelo propuesto para una viga con sección en T, para ello se van a analizar dos vigas ensayadas por Kani [15]. Las características de las vigas se muestran en la tabla 7.5.

| Nombre Viga | b<br>mm | h<br>mm | $b_w$<br>mm | $h_f$<br>mm | a<br>mm | d<br>mm | a/d<br>a/d | $f_c$<br>MPa | $f_y$<br>MPa | $A_s$<br>$mm^2$ | $f_{ct}$<br>MPa | $V_u$<br>kN |
|-------------|---------|---------|-------------|-------------|---------|---------|------------|--------------|--------------|-----------------|-----------------|-------------|
| 4894        | 457     | 305     | 154         | 102,4       | 1359    | 271     | 5,02       | 35           | 370          | 3376            | 3,21            | 93,2        |
| 4887        | 457     | 305     | 156         | 102,1       | 2446    | 273     | 8,96       | 37,7         | 382          | 2295            | 3,37            | 74,1        |

Tabla 7.5: Características de 2 vigas ensayadas por Kani [15].

Donde:  $b$  es el ancho de las alas,  $h$  es el canto total de la sección,  $b_w$  es el ancho del alma de la sección,  $h_f$  es el espesor de las alas de la sección en T,  $a$  es la longitud del vano a cortante,  $d$  es el canto útil de la sección,  $f_c$  es la resistencia del hormigón a compresión,  $f_y$  es el límite elástico del acero,  $A_s$  es el área de armadura longitudinal traccionada,  $f_{ct}$  es la resistencia a tracción calculada a partir de la resistencia a compresión según el Eurocódigo 2 [44] y  $V_u$  es el cortante último experimental.

Para aplicar el modelo propuesto se debe evaluar el equilibrio de tensiones normales en una sección a partir de una deformación máxima del hormigón en la fibra superior  $\epsilon_{c,sup}$ . A partir de esta deformación, la hipótesis de Navier-Bernoulli, y los modelos constitutivos de los materiales de la viga, se obtiene: la profundidad de la fibra neutra  $c$ , la curvatura  $\Phi$ , el momento flector resistido por la sección  $M$  y el área efectiva a cortante  $A_{ef,V}$ . A partir de este área efectiva  $A_{ef,V}$  y la ecuación 7.4 se obtiene el cortante resistido  $V$  que es concomitante al momento flector  $M$ . Este proceso se presenta para un rango de deformaciones  $\epsilon_{c,sup}$  de 0 a 0,0035 en las tablas 7.6 y 7.7, para las vigas ensayadas por Kani [15] 4894 y 4887 respectivamente. Nótese que en las tablas 7.6 y 7.7 tan sólo se presenta un valor para la resistencia a tracción  $f_{ct}$  y para el efecto tamaño  $\xi$  pues son constantes para cualquier plano de deformaciones.

7.5. Ejemplo de aplicación del modelo propuesto para una viga con sección en T y simplificación del cálculo de la profundidad de la fibra neutra

| $\varepsilon_{c,sup}$ | c<br>mm | $\Phi$<br>rad/mm | M<br>kN m | $A_{ef,V}$<br>$mm^2$ | $f_{ct}$<br>MPa | $\xi$ | $V(M)$<br>kN | $V_{Prop}$<br>kN |
|-----------------------|---------|------------------|-----------|----------------------|-----------------|-------|--------------|------------------|
| 1,00E-06              | 115,2   | 6,51E-09         | 0,21      | 28216                | 3,21            | 0,93  | 84,07        |                  |
| 0,0001                | 115,9   | 6,43E-07         | 21,03     | 28331                |                 |       | 84,41        |                  |
| 0,0002                | 116,7   | 1,71E-06         | 41,51     | 28449                |                 |       | 84,76        |                  |
| 0,0003                | 117,5   | 2,55E-06         | 61,44     | 28571                |                 |       | 85,13        |                  |
| 0,0004                | 118,3   | 3,38E-06         | 80,80     | 28695                |                 |       | 85,50        |                  |
| 0,0005                | 119,1   | 4,20E-06         | 99,59     | 28823                |                 |       | 85,88        | 86,00            |
| 0,0006                | 120,0   | 5,00E-06         | 117,80    | 28954                |                 |       | 86,27        |                  |
| 0,0007                | 120,8   | 5,79E-06         | 135,41    | 29089                |                 |       | 86,67        |                  |
| 0,0008                | 121,7   | 6,57E-06         | 152,42    | 29227                |                 |       | 87,08        |                  |
| 0,0009                | 122,7   | 7,34E-06         | 168,81    | 29369                |                 |       | 87,50        |                  |
| 0,001                 | 123,6   | 8,09E-06         | 184,58    | 29515                |                 |       | 87,94        |                  |
| 0,0011                | 124,6   | 8,83E-06         | 199,72    | 29666                |                 |       | 88,39        |                  |
| 0,0012                | 125,6   | 9,55E-06         | 214,20    | 29821                |                 |       | 88,85        |                  |
| 0,0013                | 126,6   | 1,03E-05         | 228,02    | 29981                |                 |       | 89,33        |                  |
| 0,0014                | 127,7   | 1,10E-05         | 241,17    | 30146                |                 |       | 89,82        |                  |
| 0,0015                | 128,8   | 1,16E-05         | 253,63    | 30316                |                 |       | 90,33        |                  |
| 0,0016                | 130,0   | 1,23E-05         | 265,38    | 30491                |                 |       | 90,85        |                  |
| 0,0017                | 131,1   | 1,30E-05         | 276,41    | 30673                |                 |       | 91,39        |                  |
| 0,0018                | 128,8   | 1,40E-05         | 282,26    | 30312                |                 |       | 90,31        |                  |
| 0,0019                | 123,7   | 1,54E-05         | 283,30    | 29525                |                 |       | 87,97        |                  |
| 0,002                 | 119,5   | 1,67E-05         | 284,14    | 28877                |                 |       | 86,04        |                  |
| 0,0021                | 116,0   | 1,81E-05         | 284,81    | 28342                |                 |       | 84,45        |                  |
| 0,0022                | 113,1   | 1,94E-05         | 285,33    | 27902                |                 |       | 83,13        |                  |
| 0,0023                | 110,8   | 2,08E-05         | 285,71    | 27541                |                 |       | 82,06        |                  |
| 0,0024                | 108,9   | 2,20E-05         | 285,94    | 27248                |                 |       | 81,19        |                  |
| 0,0025                | 107,4   | 2,33E-05         | 286,03    | 27013                |                 |       | 80,48        |                  |
| 0,0026                | 106,2   | 2,45E-05         | 285,99    | 26829                |                 |       | 79,94        |                  |
| 0,0027                | 105,3   | 2,56E-05         | 285,80    | 26692                |                 |       | 79,53        |                  |
| 0,0028                | 104,7   | 2,68E-05         | 285,47    | 26596                |                 |       | 79,24        |                  |
| 0,0029                | 104,3   | 2,78E-05         | 284,99    | 26540                |                 |       | 79,07        |                  |
| 0,003                 | 104,2   | 2,88E-05         | 284,34    | 26521                |                 |       | 79,02        |                  |
| 0,0031                | 104,3   | 2,97E-05         | 283,54    | 26540                |                 |       | 79,08        |                  |
| 0,0032                | 104,7   | 3,06E-05         | 282,55    | 26597                |                 |       | 79,25        |                  |
| 0,0033                | 105,3   | 3,13E-05         | 281,37    | 26695                |                 |       | 79,54        |                  |
| 0,0034                | 106,2   | 3,20E-05         | 279,98    | 26838                |                 |       | 79,96        |                  |
| 0,0035                | 107,5   | 3,26E-05         | 278,36    | 27031                |                 |       | 80,54        |                  |

Tabla 7.6: Evaluación de la posición de la fibra neutra,  $c$ , la curvatura  $\Phi$ , el momento flector resistido por la sección  $M$ , el área efectiva a cortante  $A_{ef,V}$ , el cortante resistido  $V$ , a partir de un rango de valores de  $\varepsilon_{c,sup}$ ; y valores para poder aplicar la ecuación 7.4 no dependientes de  $\varepsilon_{c,sup}$ , para la viga 4894 ensayada por Kani [15].

7. PROPUESTA DE MODELO DE DIMENSIONAMIENTO FRENTE ESTADO LÍMITE ÚLTIMO PARA FORJADOS DE VIGUETA PRETENSADA

| $\varepsilon_{c,sup}$ | c<br>mm | $\Phi$<br>rad/mm | M<br>kN m | $A_{ef,V}$<br>$mm^2$ | $f_{ct}$<br>MPa | $\xi$ | V(M)<br>kN | $V_{Prop}$<br>kN |
|-----------------------|---------|------------------|-----------|----------------------|-----------------|-------|------------|------------------|
| 1,00E-06              | 96,9    | 6,68E-09         | 0,20      | 25513                | 3,37            | 0,71  | 61,17      |                  |
| 0,0001                | 97,5    | 6,61E-07         | 19,86     | 25618                |                 |       | 61,42      |                  |
| 0,0002                | 98,2    | 2,04E-06         | 39,24     | 25726                |                 |       | 61,68      |                  |
| 0,0003                | 98,8    | 3,04E-06         | 58,15     | 25835                |                 |       | 61,94      |                  |
| 0,0004                | 99,5    | 4,02E-06         | 76,57     | 25945                |                 |       | 62,20      |                  |
| 0,0005                | 100,2   | 4,99E-06         | 94,51     | 26058                |                 |       | 62,47      |                  |
| 0,0006                | 100,9   | 5,94E-06         | 111,95    | 26171                |                 |       | 62,75      |                  |
| 0,0007                | 101,7   | 6,89E-06         | 128,89    | 26286                |                 |       | 63,02      |                  |
| 0,0008                | 102,4   | 7,81E-06         | 145,31    | 26403                |                 |       | 63,30      | 63,32            |
| 0,0009                | 103,2   | 8,72E-06         | 161,21    | 26523                |                 |       | 63,59      |                  |
| 0,001                 | 104,0   | 9,62E-06         | 176,58    | 26647                |                 |       | 63,89      |                  |
| 0,0011                | 104,8   | 1,05E-05         | 191,41    | 26774                |                 |       | 64,19      |                  |
| 0,0012                | 105,6   | 1,14E-05         | 205,68    | 26906                |                 |       | 64,51      |                  |
| 0,0013                | 100,0   | 1,30E-05         | 208,15    | 26015                |                 |       | 62,37      |                  |
| 0,0014                | 94,8    | 1,48E-05         | 209,56    | 25168                |                 |       | 60,34      |                  |
| 0,0015                | 90,5    | 1,66E-05         | 210,74    | 24406                |                 |       | 58,51      |                  |
| 0,0016                | 86,8    | 1,84E-05         | 211,72    | 23724                |                 |       | 56,88      |                  |
| 0,0017                | 83,5    | 2,03E-05         | 212,55    | 23115                |                 |       | 55,42      |                  |
| 0,0018                | 80,8    | 2,23E-05         | 213,24    | 22574                |                 |       | 54,12      |                  |
| 0,0019                | 78,4    | 2,42E-05         | 213,82    | 22095                |                 |       | 52,97      |                  |
| 0,002                 | 76,3    | 2,62E-05         | 214,28    | 21672                |                 |       | 51,96      |                  |
| 0,0021                | 74,6    | 2,82E-05         | 214,66    | 21301                |                 |       | 51,07      |                  |
| 0,0022                | 73,1    | 3,01E-05         | 214,94    | 20979                |                 |       | 50,30      |                  |
| 0,0023                | 71,8    | 3,20E-05         | 215,15    | 20701                |                 |       | 49,63      |                  |
| 0,0024                | 70,7    | 3,40E-05         | 215,28    | 20466                |                 |       | 49,07      |                  |
| 0,0025                | 69,8    | 3,58E-05         | 215,34    | 20271                |                 |       | 48,60      |                  |
| 0,0026                | 69,1    | 3,76E-05         | 215,33    | 20114                |                 |       | 48,22      |                  |
| 0,0027                | 68,5    | 3,94E-05         | 215,25    | 19993                |                 |       | 47,93      |                  |
| 0,0028                | 68,2    | 4,11E-05         | 215,11    | 19907                |                 |       | 47,73      |                  |
| 0,0029                | 67,9    | 4,27E-05         | 214,89    | 19856                |                 |       | 47,61      |                  |
| 0,003                 | 67,9    | 4,42E-05         | 214,59    | 19840                |                 |       | 47,57      |                  |
| 0,0031                | 67,9    | 4,56E-05         | 214,22    | 19856                |                 |       | 47,61      |                  |
| 0,0032                | 68,2    | 4,69E-05         | 213,77    | 19907                |                 |       | 47,73      |                  |
| 0,0033                | 68,5    | 4,81E-05         | 213,23    | 19993                |                 |       | 47,93      |                  |
| 0,0034                | 69,1    | 4,92E-05         | 212,59    | 20114                |                 |       | 48,22      |                  |
| 0,0035                | 69,8    | 5,01E-05         | 211,85    | 20271                |                 |       | 48,60      |                  |

Tabla 7.7: Evaluación de la posición de la fibra neutra,  $c$ , la curvatura  $\Phi$ , el momento flector resistido por la sección  $M$ , el área efectiva a cortante  $A_{ef,V}$ , el cortante resistido  $V$ , a partir de un rango de valores de  $\varepsilon_{c,sup}$ ; y valores para poder aplicar la ecuación 7.4 no dependientes de  $\varepsilon_{c,sup}$ , para la viga 4887 ensayada por Kani [15].

### 7.5. Ejemplo de aplicación del modelo propuesto para una viga con sección en T y simplificación del cálculo de la profundidad de la fibra neutra

Fruto de los datos expuestos en las tablas 7.6 y 7.7, en la figuras 7.19 y 7.20 se representan los análisis momento-curvatura e interacción cortante-momento (línea azul continua) según el modelo propuesto de las vigas 4894 y 4887 respectivamente. En la gráfica de interacción cortante-momento se representa además la sollicitación del par de esfuerzos que sufre la sección crítica durante el ensayo (línea verde discontinua). La intersección de las sollicitación con la resistencia es el par de esfuerzos predicho (circunferencia negra) y la rotura observada en el ensayo también está representada (cruz roja). El cortante predicho en la intersección,  $V_{Prop}$ , se representa en las tablas 7.6 y 7.7 en la fila correspondiente al plano de deformaciones más cercano al esfuerzo predicho. En las citadas figuras de interacción se puede observar que una vez ha fisurado la sección de análisis la resistencia a cortante es relativamente uniforme, debido a que la posición de la fibra neutra también lo es para un rango de momentos que va desde el momento de fisuración hasta el momento último, ver tablas 7.6 y 7.7.

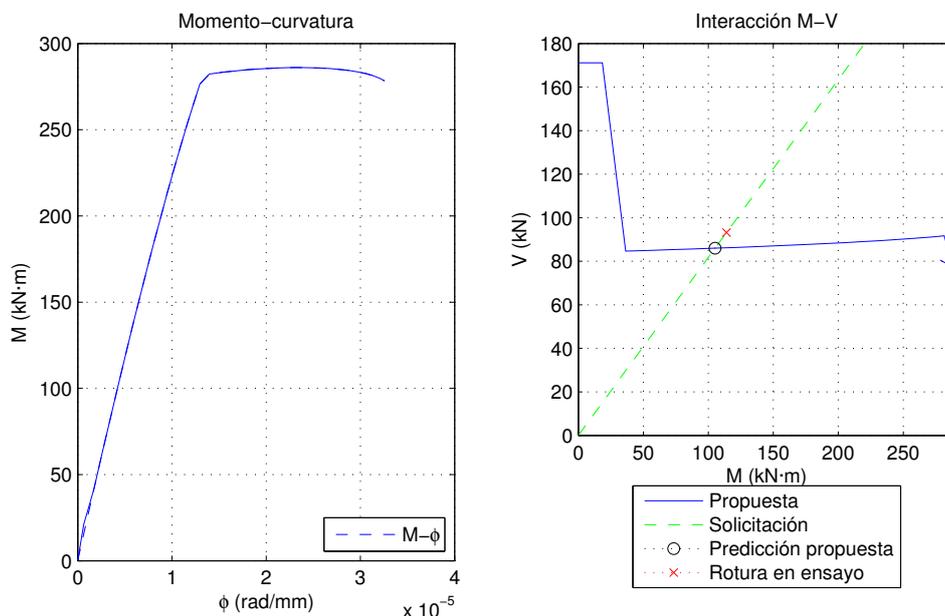


Figura 7.19: Análisis momento-curvatura e interacción cortante-momento según modelo propuesto de la viga 4894 ensayada por Kani [15].

En figuras 7.21 y 7.22 se representa, de forma esquemática, el vano a cortante en milímetros mostrados en los ejes  $x$  e  $y$ , desde el apoyo hasta el punto P de aplicación de la carga; la trayectoria del centro de gravedad de las compresiones en el hormigón; y las tensiones normales de compresión en el hormigón en la sección donde se alcanza el momento de fisuración y en la sección de aplicación de la carga. En estas figuras se puede observar que la posición de la fibra neutra prácticamente no varía en las secciones extremas del vano fisurado (nótese que la fibra neutra está situada donde las tensiones normales, mostradas

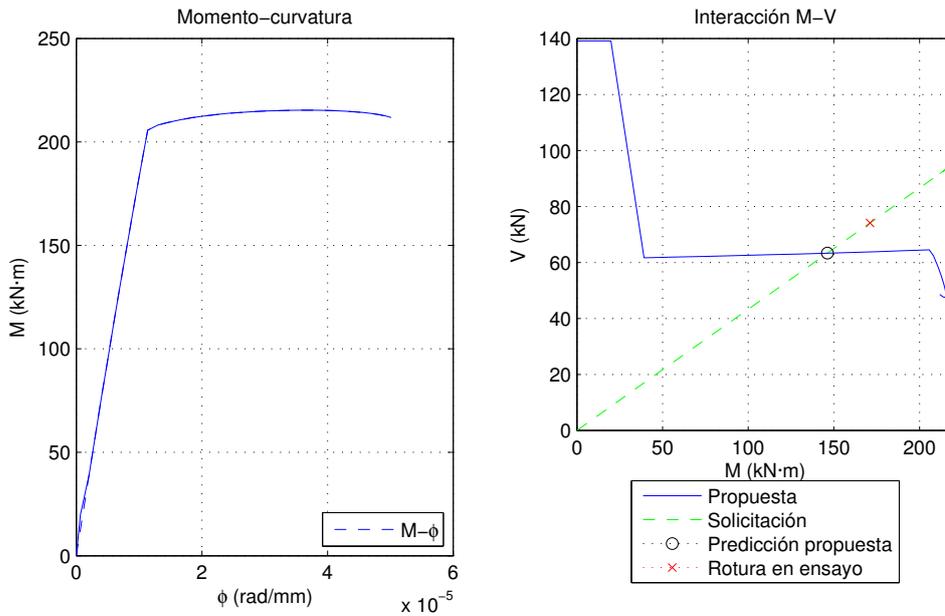


Figura 7.20: Análisis momento-curvatura e interacción cortante-momento según modelo propuesto de la viga 4887 ensayada por Kani [15].

en dos secciones, son nulas), y que la altura del centro de gravedad del bloque de compresiones es prácticamente uniforme.

Este análisis se ha realizado para las 188 vigas analizadas de la bibliografía y se ha observado la misma tendencia que la explicada en las dos vigas mostradas en el presente ejemplo. Puesto que la posición de la fibra neutra es relativamente constante, una vez ha fisurado la pieza a flexión, situación que siempre precede la rotura a cortante en este tipo de vigas, el modelo propuesto se puede realizar de forma simplificada evaluando la posición de la fibra neutra mediante la formulación expuesta en el Anejo 7 de la Instrucción EHE-08 [43]. En vigas de hormigón armado con sección en T, se pueden dar dos posibilidades en cuanto a la relación de la profundidad de la fibra neutra  $c$ , con respecto al espesor de la capa de compresión  $h_f$ :

- $c \leq h_f$
- $c > h_f$

El Anejo 7 de la Instrucción EHE-08 contempla esta casuística, para una viga con sección en T, sin armadura a compresión, de forma que cuando

$$n\rho \leq \frac{\delta^2}{2 - 2\delta} \tag{7.5}$$

la posición de la fibra neutra  $c$  no supera el espesor de las alas  $h_f$  y se determina a partir de

7.5. Ejemplo de aplicación del modelo propuesto para una viga con sección en T y simplificación del cálculo de la profundidad de la fibra neutra

$$c = d \left[ n\rho \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{2}{n\rho}} \right) \right] \quad (7.6)$$

sin embargo, cuando

$$n\rho > \frac{\delta^2}{2 - 2\delta} \quad (7.7)$$

la posición de la fibra neutra  $c$  supera el espesor de las alas  $h_f$  y se determina a partir de

$$c = d \left[ \beta \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{\alpha}{\beta^2}} \right) \right] \quad (7.8)$$

donde:  $n = \frac{E_s}{E_c}$ ,  $E_s$  es el módulo de elasticidad del acero,  $E_c$  es el módulo de elasticidad del hormigón,  $\rho = \frac{A_s}{bd}$ ,  $\delta = \frac{h_f}{d}$ ,  $\beta = \xi + n\rho \frac{b}{b_w}$ ,  $\xi = \delta \left( \frac{b}{b_w} - 1 \right)$ ,  $\alpha = 2n\rho \frac{b}{b_w} + \xi\delta$ , y el resto de valores ya han sido definidos para la tabla 7.5.

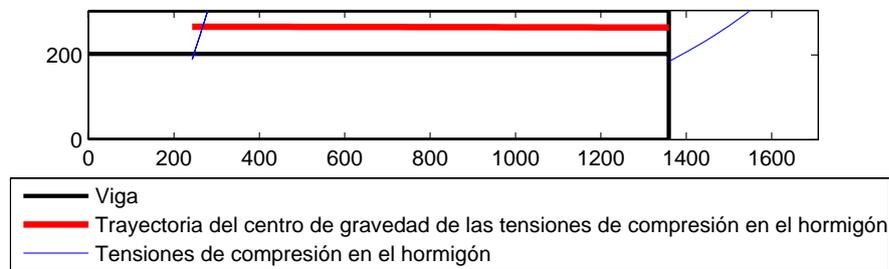


Figura 7.21: Trayectoria del centro de gravedad de las tensiones de compresión del vano a cortante en milímetros desde el apoyo hasta el punto P de aplicación de la carga, y tensiones de compresión en la sección que alcanza el momento de fisuración y en la sección de aplicación de la carga en la viga 4894 ensayada por Kani [15]. Análisis realizado para el cortante de rotura observado experimentalmente.

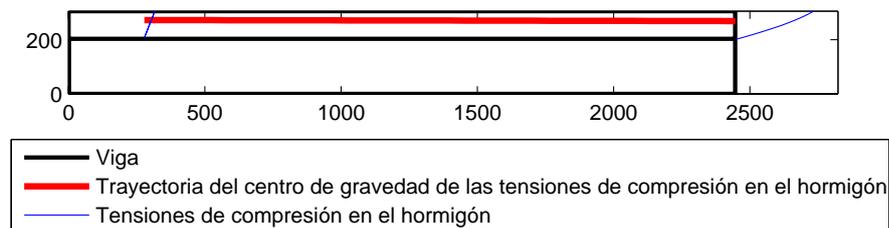


Figura 7.22: Trayectoria del centro de gravedad de las tensiones de compresión del vano a cortante en milímetros desde el apoyo hasta el punto P de aplicación de la carga, y tensiones de compresión en la sección que alcanza el momento de fisuración y en la sección de aplicación de la carga en la viga 4887 ensayada por Kani [15]. Análisis realizado para el cortante de rotura observado experimentalmente.

### 7.5.1. Ejemplo de aplicación del modelo para la viga 4894 ensayada por Kani simplificando la posición de la fibra neutra

En el caso de la viga 4894 ensayada por Kani:

$$n = 5,72; \rho = \frac{3376}{457 \cdot 271} = 0,027; n\rho = 0,156;$$

$$\delta = \frac{102,4}{271} = 0,375; \frac{\delta^2}{2-2\delta} = 0,115;$$

por lo que

$$n\rho > \frac{\delta^2}{2-2\delta}$$

y por tanto la fibra neutra  $c$  supera el espesor de la capa de compresión  $h_f$ , y mediante la ecuación 7.8 se obtiene

$$c = d \left[ \beta \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{\alpha}{\beta^2}} \right) \right] = 271 \left[ 1,21 \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{1,21}{1,21^2}} \right) \right] = 115,19 \text{ mm}$$

Este resultado es una buena aproximación a los valores de la segunda columna de la tabla 7.6. El área eficaz a cortante cuando  $c > h_f$ , según la figura 7.5 es:

$$A_{ef,V} = (b_w \cdot c) + (h_f)^2 \quad (7.9)$$

y para la viga 4894 resulta

$$A_{ef,V} = (b_w \cdot c) + (h_f)^2 = (154 \cdot 115,19) + (102,4)^2 = 28334 \text{ mm}^2$$

El efecto tamaño según la ecuación 7.1 es

$$\xi = 1,2 - 0,2a = 1,2 - (0,2 \cdot 1,359) = 0,928 \geq 0,65$$

Por tanto el cortante último propuesto mediante la ecuación 7.4 es

$$V_{c,prop,SIMP} = \xi f_{ct} A_{ef,V} = 0,928 \cdot 3,21 \cdot 28334 = 84403 \text{ N} = 84,4 \text{ kN} \approx V_{c,prop} = 86,0 \text{ kN}$$

solución  $V_{c,prop,SIMP}$  muy aproximada a la obtenida en la tabla 7.6 y la figura 7.19  $V_{c,prop}$ , nótese que el cortante último experimental es  $V_u = 93,2 \text{ kN}$ .

### 7.5.2. Ejemplo de aplicación del modelo para la viga 4887 ensayada por Kani simplificando la posición de la fibra neutra

En el caso de la viga 4887 ensayada por Kani:

$$n = 5,59; \rho = \frac{2295}{457 \cdot 273} = 0,0184; n\rho = 0,103;$$

$$\delta = \frac{102,1}{273} = 0,374; \frac{\delta^2}{2-2\delta} = 0,112;$$

## 7.5. Ejemplo de aplicación del modelo propuesto para una viga con sección en T y simplificación del cálculo de la profundidad de la fibra neutra

por lo que

$$n\rho \leq \frac{\delta^2}{2-2\delta}$$

y por tanto la fibra neutra  $c$  no supera el espesor de la capa de compresión  $h_f$ , y mediante la ecuación 7.8 se obtiene

$$c = d \left[ n\rho \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{2}{n\rho}} \right) \right] = 273 \left[ 0,103 \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{2}{0,103}} \right) \right] = 98,97 \text{ mm}$$

Este resultado es una buena aproximación a los valores de la segunda columna de la tabla 7.7. Nótese que al realizar el análisis no lineal planteado en la tabla 7.7 y en la figura 7.20, la fibra neutra  $c$  supera por muy poco el espesor de la capa de compresión  $h_f$ , sin embargo en la presente aproximación no es así por muy poco. No obstante la aproximación es buena y está por el lado de la seguridad.

El área eficaz a cortante cuando  $c \leq h_f$ , según la figura 7.5 es:

$$A_{ef,V} = (b_w \cdot c) + (h_f)^2 - (h_f - c)^2 \quad (7.10)$$

y para la viga 4887 resulta

$$A_{ef,V} = (b_w \cdot c) + (h_f)^2 - (h_f - c)^2 = (156 \cdot 98,97) + (102,1)^2 - (102,1 - 98,97)^2 = 25854 \text{ mm}^2$$

El efecto tamaño según la ecuación 7.1 es

$$\xi = 1,2 - 0,2a = 1,2 - (0,2 \cdot 2,446) = 0,711 \geq 0,65$$

Por tanto el cortante último propuesto mediante la ecuación 7.4 es

$$V_{c,prop,SIMP} = \xi f_{ct} A_{ef,V} = 0,711 \cdot 3,37 \cdot 25854 = 61947 \text{ N} = 61,9 \text{ kN} \approx V_{c,prop} = 63,3 \text{ kN}$$

solución  $V_{c,prop,SIMP}$  muy aproximada a la obtenida en la tabla 7.7 y la figura 7.20  $V_{c,prop}$ , nótese que el cortante último experimental es  $V_u = 74,1 \text{ kN}$ .

### 7.5.3. Aplicación del modelo para la 188 vigas en T de la bibliografía simplificando la posición de la fibra neutra

Repitiendo el proceso llevado a cabo para los 188 ensayos analizados de la bibliografía se obtiene una gráfica cortante experimental-cortante predicho muy similar a la obtenida sin realizar la simplificación para buscar la posición de la fibra neutra  $c$ , ver figura 7.23.

De hecho tal y como se muestra en la tabla 7.8, la propuesta simplificada queda por el lado de la seguridad. Y además sigue acumulando menos puntos de demérito, según el análisis propuesto por Collins et al. [121], que cualquiera de los métodos comparados en

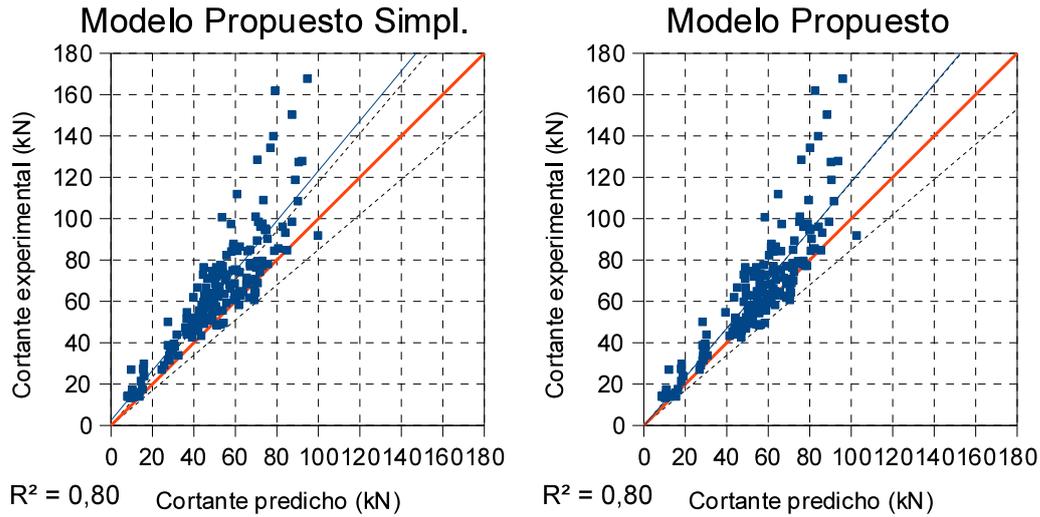


Figura 7.23: Comparación del cortante último experimental ( $V_{EXP}$ ) con el cortante último predicho ( $V_{PRE}$ ), para el modelo propuesto simplificado y el modelo propuesto, para las 188 vigas con sección en T analizadas de la bibliografía.

la tabla 7.4. Por tanto, el modelo propuesto predice de forma más adecuada el cortante último de las vigas con sección en T de hormigón armado sin armadura transversal, aún simplificando su ejecución, que los métodos comparados.

| Modelo  | PROP. SIMP. | PROP. |
|---|-------------|-------|
| N de Vigas                                    | 188         | 188   |
| Promedio de valores $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$ | 1,29        | 1,20  |
| Mediana                                       | 1,26        | 1,14  |
| Desv. Est.                                    | 0,26        | 0,23  |
| Coef. Var.                                    | 20,10       | 19,20 |
| Coef. Var.50% Inf.                            | 14,48       | 11,97 |
| Coef. Var.50% Sup.                            | 25,57       | 26,94 |
| Mínimo  | 0,88        | 0,85  |
| Máximo  | 2,78        | 2,23  |
| Percentil 5%                                  | 0,96        | 0,91  |
| Percentil 95%                                 | 1,77        | 1,65  |
| <0.5  | 0           | 0     |
| 0.5 - 0.67                                    | 0           | 0     |
| 0.67 - 0.85                                   | 0           | 0     |
| 0.85-1.30                                     | 116         | 133   |
| 1.30-2.0                                      | 70          | 54    |
| >=2   | 2           | 1     |
| Puntos demérito                               | 74          | 56    |

Tabla 7.8: Comparación de modelo propuesto simplificado y modelo propuesto para 188 vigas en T con rotura a cortante.

## 7.6. Conclusiones del modelo propuesto

En este capítulo se ha presentado un modelo en base al estudio del estado del conocimiento, a la observación de la campaña experimental llevada a cabo y a los análisis realizados mediante el TINSA. El objetivo del modelo es la evaluación de la resistencia a estado límite último flexión-cortante de elementos de hormigón armado, y su aplicación en forjados de viga y bovedilla. Para la evaluación del modelo se ha comparado con los datos experimentales de las campañas realizadas para forjados de viga y bovedilla, y con datos experimentales extraídos de la bibliografía para elementos de hormigón armado con sección en T. Las conclusiones extraídas de la aplicación del modelo propuesto son:

- El modelo propuesto predice de forma más adecuada la resistencia a cortante de los forjados de viga y bovedilla ensayados que el modelo y normativas presentados en esta tesis (modelo de Zararis, Instrucción EHE-08, Instrucción EFHE y Norma EN-15037-1).
- Las deformaciones calculadas con el modelo propuesto concuerdan con las deformaciones observadas durante la campaña experimental, a pesar de que el modelo propuesto no tiene en cuenta las deformaciones angulares producidas por el esfuerzo cortante. Por tanto, las deformaciones por cortante de este tipo de elementos son muy reducidas, y tan sólo son sensiblemente apreciables cerca de una rotura a cortante.
- En el análisis de los forjados ensayados, el modelo propuesto predice una mayor proximidad entre las cargas últimas a cortante y las cargas últimas a flexión que la Instrucción EHE-08, por lo que la predicción de la carga de rotura es mejor que la de la Instrucción EHE-08, al igual que con el resto de normativas y el modelo de Zararis.
- Según el análisis propuesto por Collins et al. [121], tanto el modelo propuesto como el modelo propuesto simplificado son los métodos que acumulan menor número de “puntos de demérito” de los diferentes métodos de diseño analizados, y por tanto son los más adecuados para dimensionar las vigas con sección en T a cortante, en base a los datos analizados.
- El enfoque normativo clásico de simplificar la resistencia a cortante de una viga con sección en T, a la resistencia soportada por el alma de dicha viga, genera predicciones más conservadoras que el modelo propuesto, al no tener en cuenta el efecto beneficioso de las alas en la resistencia a cortante.

- El modelo predice de forma adecuada el cortante último de las vigas con sección en T de hormigón armado sin armadura transversal. Esto demuestra la adecuación del modelo mecánico sobre el que se asienta, en especial la redistribución de tensiones tangenciales hacia la cabeza comprimida en secciones en T.

## CONCLUSIONES

El objetivo general de la investigación recogida en esta tesis es mejorar la comprensión del comportamiento a cortante de los forjados de vigueta y bovedilla pretensada, para alcanzar ese objetivo se han planteado también una serie de objetivos específicos. Tanto el objetivo general como los específicos indicados en el capítulo 3 han sido alcanzados.

Los mecanismos de transferencia de cortante de vigas que conforman los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, y vigas con sección en T sin armadura a cortante se describen detenidamente en esta tesis, concluyendo que para este tipo de elementos el mecanismo fundamental resistente a cortante es el de las tensiones tangenciales que se soportan en la parte superior de la sección. Además, los diferentes enfoques de diseño a cortante de los forjados de vigueta y bovedilla pretensada han sido presentados y analizados. Por otra parte, se han destacado los principales parámetros que afectan a la resistencia a cortante de forjados de vigueta pretensada y bovedilla, y de vigas con sección en T. De esta última tipología de elementos estructurales se han consultado varias de las campañas experimentales llevadas a cabo en los últimos 60 años. Las conclusiones más importantes extraídas del estudio del estado del conocimiento de estos elementos se presentan en la sección 8.1.1.

Para entender el comportamiento de las vigas que forman los forjados de vigueta y bovedilla pretensada se realizaron dos campañas experimentales, formando un total de veintisiete elementos ensayados. Se han analizado los resultados experimentales y varios métodos para dimensionar a cortante forjados de vigueta y bovedilla pretensada han sido evaluados comparándolos con los resultados de las campañas de ensayos. Las conclusiones más importantes extraídas del análisis de los resultados de la campaña experimental, y de la evaluación de los métodos de diseño, se presentan en la sección 8.1.2.

Con el mismo fin de entender mejor el comportamiento de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, se han analizado los elementos ensayados mediante el software TINSA-EVO, basado en un refinado modelo de análisis seccional no lineal y fisuración distribuida con rotación, que además permite la construcción evolutiva y el análisis paso a paso en el tiempo. Las conclusiones más importantes extraídas de este análisis se presentan en la sección 8.1.3.

Finalmente se ha presentado un modelo mecánico de dimensionamiento frente a estado límite último para forjados de vigueta y bovedilla pretensada, basado en las observaciones realizadas durante la realización de la presente tesis. El modelo mecánico presenta una coherencia satisfactoria con los elementos a partir de cuyas observaciones se ha planteado (los forjados de vigueta pretensada y bovedilla), y además la extrapolación del modelo para otro tipo de elementos similares pero no iguales (vigas con sección en T sin armadura a cortante) también ha sido coherente con las campañas experimentales analizadas existentes en la bibliografía. Las conclusiones más importantes extraídas de la aplicación del modelo mecánico propuesto se presentan en la sección 8.1.4.

### **8.1. Conclusiones específicas**

#### **8.1.1. Conclusiones basadas en el análisis del estado del conocimiento**

- En general, hay varios autores que demuestran de una forma u otra, que al comparar una viga con sección en T y otra rectangular con las dimensiones equivalentes a las del alma de la sección en T, la viga con sección en T resiste un cortante mayor. El motivo de esto es que las alas de una viga con sección en T soportan parte del cortante que se le solicite a la viga. Sin embargo, el enfoque normativo mayoritario es el de simplificar la resistencia a cortante de una viga con sección en T, y no tener en cuenta la resistencia a cortante de las alas.
- En forjados de capa de compresión in situ, encofrado entre bovedillas prefabricadas, la pared de las bovedillas contribuye en la resistencia a cortante del forjado. Esto se debe a que la resistencia a cortante de los nervios de forjado está relacionada con la resistencia a tracción en las superficies donde se forman las fisuras diagonales a cortante, lo que incluye las resistencias de los elementos prefabricados adheridos al alma. Este efecto no se ha estudiado en esta tesis.
- Los efectos de la retracción y de la fluencia no son significativos en la resistencia a cortante de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla.

### 8.1.2. Conclusiones basadas en los resultados de la campaña experimental

- Los anchos observados de la fisura crítica a cortante son mayores en elementos con capa de compresión que en los elementos sin capa de compresión. Para el rango de anchos de fisura medidos en esta campaña experimental, el engranamiento de áridos, o cortante fricción en el alma, y el efecto pasador son prácticamente despreciables, especialmente en el caso de los elementos con capa de compresión. El mecanismo fundamental de resistencia a cortante es el cortante transmitido mediante tensiones tangenciales a través del hormigón no fisurado comprimido a flexión.
- La capa de compresión beneficia la resistencia a cortante, a mayor espesor de la capa de compresión mayor resistencia a cortante. Este efecto no se ve reflejado en las predicciones de ningún modelo normativo.
- El aumento de la cuantía longitudinal traccionada activa, y por tanto de la tensión de compresión en la vigueta prefabricada, aumenta la resistencia a cortante de los forjados de vigueta y bovedilla.
- A mayor canto útil  $d$  de los forjados de vigueta pretensada y bovedilla, menor tensión tangencial media  $\tau$  resisten. Se aprecia por tanto el fenómeno del efecto tamaño.
- Los forjados de vigueta pretensada autoportante ensayados en esta tesis tienen rotura a flexión más cercana a la de cortante que los forjados de semiviguetas pretensadas.
- La predicción de la Instrucción EHE-08 de la resistencia a cortante de los elementos estudiados es muy conservadora. Esta predicción separa mucho la carga de rotura por flexión de la carga de rotura por cortante, pronóstico contrario a lo observado en las campañas experimentales. Además, la Instrucción EHE-08 no tiene en cuenta la influencia del espesor de la capa de compresión.
- La predicción de la norma europea EN15037-1 tiene el mejor promedio de cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  de todos los modelos inicialmente comparados. Sin embargo, carece de precisión en sus predicciones y no tiene en cuenta la influencia de la cuantía de armado longitudinal ni del efecto tamaño. Por otra parte, es el único método que predice algunas de las roturas a flexión observadas en la campaña experimental.
- El modelo de Zararis es el más preciso de los métodos comparados para los elementos con rotura a cortante, sin embargo el promedio de los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{pred}}$  está demasiado por el lado de la seguridad. El método de Zararis tiene en cuenta todos los

parámetros que se han observado como influyentes en las campañas experimentales.

- La Instrucción EFHE, ya derogada, es la menos precisa y exacta para evaluar la resistencia a cortante de los elementos ensayados. Además, no tiene en cuenta el espesor de la capa de compresión, ni el efecto tamaño, ni la cuantía longitudinal.
- Ninguno de los métodos estudiados predice de forma satisfactoria la resistencia a cortante de los elementos ensayados.
- La resistencia a flexión de estos elementos se puede obtener, con un buen ajuste a los resultados experimentales, mediante los diferentes diagramas tensión-deformación del hormigón más extendidos a tal efecto: parábola-rectángulo, rectangular o parabólico.

### **8.1.3. Conclusiones basadas en el análisis realizado mediante el modelo TINSA**

- El modelo TINSA, y el software TINSA-EVO basado en el mismo, forman una herramienta muy adecuada para el análisis de este tipo de forjados al permitir la implementación de su construcción evolutiva, y al adaptarse a las características tan específicas de los elementos estudiados.
- El análisis realizado ha permitido observar una clara redistribución de las tensiones tangenciales después de la fisuración, hacia una zona de la parte superior de la sección. Ha permitido observar y acotar el área de la sección perteneciente a las alas con tensiones tangenciales máximas, dicha área se extiende desde la entrega alma-alas hacia las alas, abriéndose según un ángulo de  $45^\circ$  con la horizontal. Se observa que a mayor cuantía de armado, mayor es la citada redistribución de tensiones tangenciales.
- La predicción de los tipos de rotura planteada por el modelo TINSA tiende más a las roturas por flexión que a las roturas por cortante para los elementos ensayados en contra de lo predicho por la Instrucción EHE-08, Instrucción EFHE y el modelo de Zararis.
- El análisis de los elementos ensayados realizado mediante el TINSA-EVO ha sido validado por el ajuste que tienen las mediciones experimentales con respecto al análisis. Además, el TINSA-EVO se ajusta de forma precisa y exacta a las cargas de rotura observadas en las campañas de ensayos.

- En comparación con el análisis realizado mediante el TINSA-EVO, la base conceptual del régimen tensional de la norma europea EN-15037-1 está muy por el lado de la seguridad o es incorrecta para el diseño a ELU de cortante, ya que prevé una distribución de tensiones diferente a la observada en rotura. De igual modo, la formulación empírica de la Instrucción EHE-08 no tiene en cuenta el cortante soportado por las alas comprimidas, observado en el análisis mediante el modelo TINSA. Por otra parte, el régimen tensional del método de Zararis en estado límite último se adecua mejor al comportamiento de las tensiones tangenciales observado mediante los análisis realizados con el TINSA-EVO, ya que las tensiones tangenciales se concentran en la parte superior de la sección contemplando la contribución de resistencia a cortante realizada por las alas. Sin embargo, el área efectiva a cortante de las alas es menor según el análisis realizado mediante el TINSA-EVO que en el modelo de Zararis.

#### **8.1.4. Conclusiones basadas en el planteamiento y aplicación del modelo mecánico presentado**

- El modelo propuesto predice de forma más exacta y precisa las cargas últimas de los nervios ensayados, que conforman los forjados de viga pretensada y bovedilla, que las normativas para el diseño de este tipo de elementos. Para el modelo propuesto, el promedio de los cocientes de la carga última soportada experimentalmente entre la carga última predicha  $\frac{P_{EXP}}{P_{PRE}}$  es de 1,12; con un coeficiente de variación de los citados cocientes de 7,88%. Estos valores son menores que los promedios y cocientes de variación obtenidos mediante las Instrucciones EHE-08, EFHE, la norma europea de producto EN-15037-1 y el modelo de Zararis.
- El modelo propuesto predice una mayor proximidad entre las cargas últimas a cortante y las cargas últimas a flexión, que la Instrucción EHE-08 con la que fue diseñada la campaña, tal y como se observó en el transcurso de las campañas experimentales.
- Las deformaciones calculadas con el modelo propuesto concuerdan con las deformaciones observadas durante la campaña experimental. Por tanto, las deformaciones por cortante de este tipo de elementos son muy reducidas, y tan sólo son sensiblemente apreciables cerca de una rotura a cortante.
- De la aplicación del modelo propuesto a vigas con sección en T sin armado transversal, se observa que todas las normativas generan predicciones más conservadoras que el modelo propuesto. Esto se debe a que las normativas simplifican la resistencia a cortante de una viga con sección en T igualándola a la resistencia soportada

por el alma de dicha viga y no tener en cuenta el efecto beneficioso de las alas en la resistencia a cortante.

- El modelo predice en conjunto de forma más exacta y precisa el cortante último de las vigas con sección en T sin armadura transversal que los métodos con los que ha sido comparado. Mediante el modelo se obtiene un promedio de cocientes del cortante último resistido entre el cortante último predicho  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  de 1,20 y un coeficiente de variación de los citados cocientes de 19,2%. Esto demuestra la adecuación del modelo mecánico sobre el que se asienta, en especial la redistribución de tensiones tangenciales hacia la cabeza comprimida en secciones en T. El motivo por el que el promedio de los cocientes  $\frac{V_{EXP}}{V_{PRE}}$  es algo mayor a la unidad en el modelo propuesto es probablemente debido a no tener en cuenta la resistencia a cortante soportada por la armadura longitudinal traccionada, simplificación que está por el lado de la seguridad.
- El modelo propuesto, ya sea analizando la posición de la fibra neutra de forma no lineal o de forma simplificada, es el que acumula menor número de “puntos de demérito” de los diferentes métodos de diseño comparados, y por tanto se presenta como el más adecuado para dimensionar a cortante las vigas con sección en T sin armadura transversal, en base a los datos analizados.

### 8.2. Contribuciones originales

A través del trabajo realizado para la consecución del objetivo general de esta tesis, se han obtenido las siguientes aportaciones:

- Obtención de datos experimentales del comportamiento de forjados de vigueta pretensada y bovedilla sometidos a cargas puntuales asimétricas.
- Identificación del mecanismo fundamental de resistencia a cortante en las vigas que conforman un forjado de vigueta pretensada y bovedilla.
- Adaptación del modelo de Zararis [94] de evaluación de la resistencia a cortante de vigas en T sin armadura a transversal, para su aplicación en forjados de vigueta pretensada y bovedilla, eliminando simplificaciones pero respetando las bases conceptuales del mismo.
- Propuesta de un nuevo modelo mecánico para el dimensionamiento de forjados de vigueta pretensado y bovedilla, basado en las observaciones realizadas durante la

tesis. Este modelo se ha extrapolado con éxito a vigas con sección en T y sin armadura transversal.

### **8.3. Recomendaciones para investigaciones futuras**

A continuación se indican posibles líneas de trabajos futuros en relación con la investigación desarrollada:

- Evaluar la posibilidad de la extensión del modelo mecánico presentado para su aplicación a vigas de hormigón armado con sección en T y armadura a cortante.
- Evaluar la posibilidad de la extensión modelo mecánico presentado incluyendo un término, de base racional, que implemente la resistencia a cortante soportada por la armadura traccionada.
- Evaluar la aplicación del modelo propuesto a otros elementos con un armado longitudinal cuyo módulo elástico sea inferior al del acero o tengan pseudo-elasticidad, como por ejemplo aleaciones con memoria de forma o FRP. Elementos, al fin y al cabo, en los que la abertura de fisura a cortante imposibilite el desarrollo excesivo de mecanismos resistentes a cortante a través de la fisura.
- Y por último, sería recomendable la ejecución de una campaña experimental a cortante de vigas con sección en T sin armado transversal, de cantos mayores a los existentes en las campañas que actualmente están documentadas en la bibliografía, y con diferentes relaciones entre el espesor de la alas y el canto útil. La citada campaña experimental sería muy útil para evaluar si el efecto tamaño en este tipo de vigas es similar al de las rectangulares, y para evaluar los modelos de predicción de resistencia a cortante en la bibliografía.



## BIBLIOGRAFÍA

- [1] M. Burón Maestro and D. Fernández-Ordoñez Hdez, “Evolución de la prefabricación para la edificación en España, medio siglo de experiencia,” *Informes de la Construcción*, vol. 48, no. 448, pp. 19–33, 1997. (document), 1.1, 1.1, 1.3
- [2] P. Rutten, “Building unit and construction,” Feb. 5 1935. US Patent 1,990,001. 1.1
- [3] M. Collins, E. Bentz, and E. Sherwood, “Where is shear reinforcement required? review of research results and design procedures,” *ACI Structural Journal*, vol. 105, no. 5, 2008. (document), 1.6, 2.4, 7.4
- [4] ASCE-ACI-Committee-426, “The shear strength of reinforced concrete members,” *Journal of Structural Engineering*, pp. 1091–1187, 1973. (document), 2.1, 2.2.2, 2.4, 2.40, 2.4
- [5] ASCE-ACI-Committee-445, “Recent approaches to shear design of structural concrete,” *Journal of Structural Engineering*, pp. 1375–1417, 1998. (document), 2.1, 2.2.2, 2.16, 2.2.5, 2.3.1, 2.3.3
- [6] J. MacGregor and F. Barlett, *Reinforced concrete: Mechanics and design*, vol. 3. Prentice Hall Canada Inc, 2000. (document), 2.1, 4.5
- [7] E. G. Valle, *Estudio Experimental del comportamiento de juntas entre hormigones in situ y prefabricados con distintos tratamientos en la unión*. PhD thesis, Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos de Madrid. UPM, 1988. 2.1.1
- [8] J. Calavera, *Cálculo, construcción, patología y rehabilitación de forjados de edificación*. Intemac, 5 ed., 2002. 2.1.1
- [9] C. Ribas, “Comportamiento a cortante de forjados unidireccionales de vigueta o semivigueta pretensada. proyecto de tesis,” tech. rep., Ingeniería de la Construcción. Universidad Politécnica de Catalunya, 2010. (document), 2.1.1, 2.2, 2.3
- [10] C. Ribas, R. Mayol, B. Mas, and A. Cladera, “Experimental campaign on shear strength of beams for beam-and-block floor systems,” in *fib Symposium Prague 2011*.

- Concrete engineering for excellence and efficiency.* (fib International Federation for Structural Concrete, ed.), vol. 1, p. 555, 2011. 2.1.1
- [11] C. Ribas, B. Mas, R. Mayol, and A. Cladera, “Resistencia a cortante de forjados unidireccionales de edificación de viguetas pretensadas. influencia de la geometría de la sección considerada,” in *V Congreso de la Asociación Científico-técnica del Hormigón Estructural* (A. C.-t. d. H. E. ACHE, ed.), p. 363, 2011. 2.1.1
- [12] K. Reineck, “Ultimate shear force of structural concrete members without transverse reinforcement derived from a mechanical model,” *ACI Structural Journal*, vol. 88, pp. 592–602, 1991. (document), 2.1.1, 2.4, 2.1.2, 2.1.3, 2.3.1
- [13] J. Warlaven, “Fundamental analysis of aggregate interlock,” *Journal of the Structural Division, Proceedings of the ASCE*, pp. 2245–2270, 1981. (document), 2.1.2, 2.1.2, 2.7, 2.3.4
- [14] R. Fenwick and T. Paulay, “Mechanisms of shear resistance of concrete beams,” *Journal of the Structural Division*, vol. 94, pp. 2325–2350, 1968. (document), 2.1.2, 2.1.2, 2.5, 2.1.3, 2.11, 2.12, 2.1.3, 2.3.1, 5.4
- [15] M. Kani, M. Huggins, and R. Wittkopp, *Kani on Shear in Reinforced Concrete*. Dept. of Civil Engineering, University of Toronto, 1979. (document), 2.1.2, 2.1.4, 2.4, 2.36, 2.37, 2.38, 5.2.1, 7.4, 7.5, 7.5, 7.6, 7.7, 7.19, 7.20, 7.21, 7.22
- [16] H. Taylor, “Investigation of the forces carried across cracks in reinforced concrete beams in shear by interlock of aggregate,” Tech. Rep. 42.447, Cement and Concrete Association, 52 Grosvenor Gardens London SW1, 1970. (document), 2.1.2, 2.6
- [17] F. Vecchio and M. Collins, “The modified compression-field theory for reinforced concrete elements subjected to shear,” *ACI J.*, vol. 83, no. 2, pp. 219–231, 1986. (document), 2.1.2, 2.3.4, 2.26, 2.28, 2.5.2
- [18] M. P. Collins and D. Mitchell, *Prestressed Concrete Structures*. Prentice Hall. Canada Inc., 1991. 2.1.2, 7.2.2
- [19] R. Evans and M. Marathe, “Microcracking and stress-strain curves for concrete in tension,” *Materials and Structures*, vol. 1, no. 1, pp. 61–64, 1968. 2.1.2
- [20] V. Gopalaratnam and S. Shah, “Softening response of plain concrete in direct tension,” in *ACI Journal Proceedings*, vol. 82, ACI, 1985. (document), 2.1.2, 2.8
- [21] R. Park, T. Paulay, and S. Everest, *Estructuras de concreto reforzado*. Editorial Limusa, 1978. (document), 2.1.3, 2.9, 2.1.3

- [22] T. Paulay, R. Park, and M. Phillips, "Horizontal construction joints in cast-in-place reinforced concrete," *ACI Special Publication SP-42: Shear in Reinforced Concrete*, vol. 2, pp. 599–611, 1974. 2.1.3
- [23] W. Krefeld and C. Thurston, "Contribution of longitudinal steel to shear resistance of reinforced concrete beams," in *ACI Journal Proceedings*, vol. 63, pp. 325–344, ACI, 1966. (document), 2.1.3, 2.10
- [24] H. Taylor, "The fundamental behavior of reinforced concrete beams in bending and shear," *ACI Special Publication SP-42: Shear in Reinforced Concrete Special Publication 42*, pp. 43–78, 1974. 2.1.3, 2.3.1
- [25] E. N. Vintzēleou and T. P. Tassios, "Mathematical models for dowel action under monotonic and cyclic conditions," *Magazine of Concrete Research*, vol. 38, pp. 13–22, March 1986. 2.1.3
- [26] P. D. Zararis, "Aggregate interlock and steel shear forces in the analysis of rc membrane elements," *ACI structural journal*, vol. 94, no. 2, pp. 159–170, 1997. 2.1.3
- [27] P. D. Zararis, "Failure mechanism in concrete plates reinforced in only one direction," *Journal of Structural Engineering*, vol. 121, no. 8, pp. 1161–1169, 1995. 2.1.3
- [28] M. Collins and D. Mitchell, *Prestressed concrete structures*. Prentice Hall (Englewood Cliffs, NJ), 1991. (document), 2.1.4, 2.1.4, 2.14, 2.26, 2.3.4, 7.2.3
- [29] A. Muttoni, "Schubfestigkeit und durchstanzen von platten ohne querkraftbewehrung," *Beton-und Stahlbetonbau*, vol. 98, no. 2, pp. 74–84, 2003. (document), 2.13
- [30] F. Leonhardt, E. Monning, C. Lesser, and E. Fliess, *Estructuras de hormigón armado*. Libreria-Ed. El Ateneo, 1985. 2.2
- [31] K. Rebeiz, "Shear strength prediction for concrete members," *Journal of structural engineering*, vol. 125, p. 301, 1999. 2.2.1
- [32] ACI-Committee-318, *Building Code Requirements of Structural Concrete and Commentary. 2008*. ACI, 2008. 2.2.1, 7.4.1
- [33] A. Cladera, *Shear design of reinforced high-strength concrete beams*. PhD thesis, UPC, 2002. (document), 2.2.1, 2.15, 2.2.2, 2.17, 2.19, 2.2.5, 2.20
- [34] R. Elstner and E. Hognestad, "Laboratory investigation of rigid frame failure," in *ACI Journal Proceedings*, vol. 53, ACI, 1957. 2.2.3

- [35] B. Anderson, "Rigid frame failures," in *ACI Journal Proceedings*, vol. 53, ACI, 1957. 2.2.3
- [36] T. Shioya, M. Iguro, Y. Nojimiri, H. Akiayma, and T. Okada, "Shear strength of large reinforced concrete beams," *Fracture mechanics: Application to concrete*, vol. SP-118, pp. 259–281, 1989. (document), 2.2.3, 2.2.3, 2.19
- [37] M. Collins, E. Bentz, E. Sherwood, and L. Xie, "An adequate theory for the shear strength of reinforced concrete structures," in *Morley Symposium on Concrete Plasticity and its Application.*, pp. 75–93, University of Cambridge, 2007. (document), 2.18
- [38] H. Taylor, "Basic behaviour in shear and the model code provisions for members without shear reinforcement," *Bulletin d'Information*, no. 126, pp. 125–140, 1978. 2.2.3
- [39] fib Symposium Prague 2011, ed., *Wake-up call for creep, myth about size effect and black holes in safety: What to improve in fib model code draft*, vol. 2, 2011. 2.2.3
- [40] F. du Béton, "Shear and punching shear in rc and frc elements—workshop october 15-16, 2010, saldò," *Bulletin*, vol. 57, p. 264, October 2010. 2.2.3
- [41] P. Zararis and G. Papadakis, "Diagonal shear failure and size effect in rc beams without web reinforcement," *Journal of structural engineering*, vol. 127, pp. 733–742, 2001. (document), 2.2.3, 2.3.2, 2.5.4, 2.5.4, 2.55, 2.56, 5.5, 6.4, 7.2.1, 7.2.1, 7.2.4
- [42] M. Collins, F. Vecchio, R. Selby, and P. Gupta, "The failure of an offshore platform," *CONCRETE INTERNATIONAL-DETROIT*, vol. 19, pp. 28–36, 1997. 2.2.4
- [43] C. permanente del hormigón, *EHE-08. Instrucción de Hormigón Estructural. 2008*. Ministerio de Fomento, 2008. (document), 2.2.4, 2.4, 2.4, 2.6, 2.6.1, 2.6.1, 2.6.1, 2.62, 2.63, 2.7.3, 4.3.3, 4.4.1, 5.1, 5.2, 5.6, 5.3.1, 5.3.2, 5.3.2, 5.11, 5.3.2, 5.12, 5.13, 5.5, 5.3, 5.16, 6.4, 7.2.2, 7.3, 7.4.1, 7.5
- [44] *Design of Concrete Structures*. Commission of the European Communities Std., 2004. 2.2.4, 2.4, 2.4, 2.4, 2.7.3, 7.2.1, 7.4.1, 7.5
- [45] O. Hedman and A. Losberg, "Design of concrete structures with regard to shear forces," *Comité Euro-International du Béton (CEB): Shear and Torsion. Bulletin Information*, no. 126, pp. 184–209, 1978. 2.2.4
- [46] "Código Modelo CEB-FIP 1990 para hormigón estructural" (E-4). Traducción Española de GEHO. Colegio de Ingenieros de Caminos C. y P./GEHO/ATEP, 1995. 2.2.5, 2.4, 2.4

- [47] G. N. J. Kani, "The riddle of shear failure and its solution," *Journal Proceedings*, vol. 61, pp. 441–468, 1964. (document), 2.3.1, 2.21, 2.4
- [48] Y. Hamadi and P. Regan, "Behaviour in shear of beams with flexural cracks," *Magazine of concrete research*, vol. 32, pp. 67–77, 1980. 2.3.1
- [49] R. Swamy and S. Qureshi, "An ultimate shear strength theory for reinforced concrete t-beams without web reinforcement," *Materials and Structures*, vol. 7, no. 3, pp. 181–189, 1974. (document), 2.3.2, 2.5.1, 2.50
- [50] M. Kotsovos, J. Bobrowski, and J. Eibl, "Behaviour of reinforced concrete beams in shear," *The Structural Engineer*, vol. 65B, pp. 1–10, 1987. (document), 2.3.2, 2.4, 2.42, 2.43, 5.2, 5.5, 5.4, 7.2
- [51] A. K. Tureyen, T. S. Wolf, and R. J. Frosch, "Shear strength of reinforced concrete t-beams without transverse reinforcement," *ACI Structural Journal*, vol. 103-S67, pp. 656–663, 2006. 2.3.2, 2.5.5, 2.5.5
- [52] H. Park, S. Kang, and K. Choi, "Analytical model for shear strength of ordinary and prestressed concrete beams," *Engineering Structures*, vol. 46, pp. 94–103, 2013. 2.3.2, 7.1
- [53] P. Marti, "Basic tools of reinforced concrete beam design," in *ACI Journal Proceedings*, vol. 82, ACI, 1985. (document), 2.3.3, 2.22
- [54] J. Schlaich, K. Schafer, and M. Jennewein, "Toward a consistent design of structural concrete," *PCI Journal*, pp. 74–150, 1987. 2.3.3
- [55] K. Al-Nahlawi and J. Wight, "Beam analysis using concrete tensile strength in truss models," *ACI Structural Journal*, pp. 284–289, 1992. (document), 2.3.3, 2.23
- [56] A. Muttoni and J. Schwartz, "Behaviour of beams and punching in slabs without shear reinforcement," in *IABSE Colloquium*, vol. 62, pp. 703–708, 1991. (document), 2.3.3, 2.24
- [57] A. Muttoni, J. Schwartz, and B. Thürlimann, *Design of concrete structures with stress fields*. Springer, 1997. (document), 2.3.3, 2.25
- [58] H. Wagner, "Ebene blechwandträger mit sehr dünnen stegblechen," *Z. Flugtechnik u. Motorluftschiffahrt*, vol. 20, 1929. 2.3.4
- [59] M. Collins, "Toward a rational theory for rc members in shear," *Journal Structural Division, ASCE*, vol. 104(4), pp. 649–666, 1978. 2.3.4

- [60] F. Vecchio and M. Collins, “The response of reinforced concrete to in-place shear and normal stresses,” tech. rep., Dept. of Civil Engineering, University of Toronto, Pub. 82.03, 1982. 2.3.4, 2.3.4
- [61] M. Collins and D. Michell, “Prestressed concrete basics. canadian prestressed concrete institute, canada, 1987,” tech. rep., ISBN 0-9691816-6-3 Collins, Revised version (1991): Prestressed Concrete Structures. Prentice Hall, Englewood Cliffs, NJ, USA 1991, 766 pp. ISBN 0-13-691635-x. Reprinted by Response Publications, Toronto 1997, 766 p, ISBN 0-9681958-0-6, 1987. 2.3.4, 2.3.4
- [62] F. Vecchio and M. Collins, “Predicting the response of reinforced concrete beams subjected to shear using modified compression field theory,” *ACI Structural Journal*, vol. 85, no. 3, pp. 258–268, 1988. (document), 2.3.4, 2.3.4, 2.29, 2.5.2, 2.51, 5.2.1
- [63] E. C. Bentz, “Sectional analysis of reinforced concrete members,” Master’s thesis, University of Toronto, 2000. 2.3.4, 2.3.4, 2.7.2, 4.3.2, 4.5
- [64] E. Bentz, F. Vecchio, and M. Collins, “Simplified modified compression field theory for calculating shear strength of reinforced concrete elements,” *ACI Structural Journal*, vol. 103, no. 4, p. 614, 2006. (document), 2.27
- [65] J. Bairán, *A non-linear coupled model for the analysis of reinforced concrete sections under bending shear, torsion and axial forces*. PhD thesis, Technical University of Catalonia, Barcelona, Spain, 2005. 2.3.5, 6.1
- [66] J. Bairán and A. Marí, “Coupled model for the non-linear analysis of anisotropic sections subjected to general 3d loading. part 1: Theroretical formulation,” *Computers & Structures*, vol. 84, pp. 2254–2263, 2006. 2.3.5, 6.1
- [67] J. Bairán and A. Marí, “Coupled model for the non-linear analysis of anisotropic sections subjected to general 3d loading. part 2: Implementation and validation,” *Computers & Structures*, vol. 84, pp. 2264–2276, 2006. 2.3.5, 6.1
- [68] J. Bairán and A. Mari, “Multiaxial-coupled analysis of rc cross-sections subjected to combined forces,” *Engineering Structures, Elsevier, Eng. Structures,*, vol. 29, pp. 1722–1738, 2007. (document), 2.3.5, 2.30, 6.1
- [69] J. Bairán and A. Marí, “Shear-bending-torsion interaction in structural concrete members: A nonlinear coupled sectional approach,” *Archives of Computational Methods in Engineering*, pp. 249–278, 2007. (document), 2.3.5, 2.31, 6.1

- [70] U. Celada, “Análisis de secciones en t de hormigón solicitadas a cortante y flexión construidas por fases,” Master’s thesis, UPC ETSECCPB, Enero 2013. 2.3.5, 6.1
- [71] *BS8110, Structural use of concrete: code of practice for design and construction Part1*. BSI, London, 2007. 2.4
- [72] *CSA A.23.3-04:Design of concrete structures*. CSA (Canadian Standards Association), Ontario., 2004. 2.4
- [73] J. Sagaseta and R. Vollum, “Influence of beam cross-section, loading arrangement and aggregate type on shear strength,” *Magazine of Concrete Research*, vol. 63, no. 2, p. 139, 2011. (document), 2.4, 2.4, 2.48
- [74] F. I. du Béton, *Model Code 2010*, vol. 1. FIB-Féd. Int. du Béton, 2010. 2.4, 7.4.1
- [75] C. permanente del hormigón, *EFHE Instrucción para el proyecto y la ejecución de forjados unidireccionales de hormigón estructural realizados con Instrucción para el proyecto y la ejecución de forjados unidireccionales de hormigón estructural realizados con elementos prefabricados*. Ministerio de Fomento, 2002. (document), 2.4, 2.6, 2.7.3, 4.1, 4.1.1, 4.1.2, 4.3.3, 5.3.1, 5.3.2, 5.3.3, 5.5, 5.3, 5.18, 7.3
- [76] P. Ferguson and J. Thompson, “Diagonal tension in t-beams without stirrups,” in *ACI Journal Proceedings*, vol. 49, pp. 665–675, ACI, 1953. (document), 2.4, 2.32, 2.4, 2.5.1, 7.4
- [77] E. Leonhardt and R. Walther, “The stuttgart shear tests,” *Cement and Concrete Association. Translation of the articles: Beton - und Stahlbetonbau. Vol. 56, n 12 1961. Vol. 57 ns 2, 3, 6, 7 y 8 1962.*, no. 111, 1961. (document), 2.4, 2.34, 2.35
- [78] G. N. J. Kani, “How safe are our large concrete beams?,” *ACI Journal Proceedings*, vol. 64, pp. 121–141, 1967. 2.4, 2.5.4
- [79] G. N. J. Kani, “A rational theory for the function of web reinforcement,” *Journal Proceedings*, vol. 66, pp. 185–197, 1969. 2.4
- [80] C. Cucchiara, L. La Mendola, and M. Papia, “Effectiveness of stirrups and steel fibres as shear reinforcement,” *Cement and Concrete Composites*, vol. 26, no. 7, pp. 777–786, 2004. 2.4
- [81] A. Al-Alusi, “Diagonal tension strength of reinforced concrete t-beams with varying shear span,” in *ACI Journal Proceedings*, vol. 53, pp. 1067–1077, ACI, 1957. 2.4, 5.2.1, 7.4

- [82] F. Leonhardt, "Shear and torsion in prestressed concrete," in *VI FIP CONGRESS PRAGUE, Session IV*, FIP, 1970. (document), 2.4, 2.39, 2.4, 2.4, 2.4
- [83] E. Morsch, "Concrete-steel construction (der eisenbetonbau), english translation of the 3rd german edition." authors and publishers reach new audiences. You can search through the full text of this book on the web The Engineering News Publishing Company. <http://books.google.com/>, 1909. 2.4
- [84] A. Placas and P. E. Regan, "Shear failure of reinforced concrete beams," *Journal Proceedings*, vol. 68, pp. 763–773, 1971. (document), 2.4, 2.4, 2.40, 7.4
- [85] M. Haddadin, S. Hong, and A. Mattock, "Stirrup effectiveness in reinforced concrete beams with axial force," *Journal of the Structural Division*, vol. 97, no. 9, pp. 2277–2297, 1971. 2.4
- [86] M. Moayer and P. Regan, "Shear strenght of prestressed and reinforced concrete t-beams", " *American Concrete Institute*, vol. SP 42-8, pp. 183–213, 1974. (document), 2.41
- [87] M. N. Palaskas, E. K. Attiogbe, and D. Darwin, "Shear of lightly reinforced t-beams," *ACI Journal Proceedings*, vol. 78, pp. 447–455, 1981. 2.4, 7.4
- [88] P. Regan, "Aspects of diagonal tension in reinforced concrete," *Structural Concrete. London. Thomas Telford Limited*, pp. 119–132, 2000. (document), 2.4, 2.44, 2.45, 2.7.1, 2.65, 2.1
- [89] C. Giaccio, R. Al-Mahaidi, and G. Taplin, "Experimental study on the effect of flange geometry on the shear strength of reinforced concrete t-beams subjected to concentrated loads," *Canadian Journal of Civil Engineering*, vol. 29, no. 6, pp. 911–918, 2002. (document), 2.4, 2.46, 2.47, 2.5.3
- [90] C. Giaccio, *Flange Effectiveness in the Resistance of Shear on RC T-Beams Subjected to Point Loads*. PhD thesis, Monash University, Departament of Civil Engineering, August 2003. 2.4, 2.5.3
- [91] D. Fernández Montes, *Influencia de las solicitaciones axiles de tracción en la resistencia a cortante de las viguetas de forjado sin armadura transversal*. PhD thesis, Departamento de Ingeniería Civil - Construcción. Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Madrid, Noviembre 2011. (document), 2.4, 2.49

- [92] C. I. Hoang, "Shear strength of non-shear reinforced concrete elements: Part 1- statically indeterminate beams," tech. rep., Department of structural engineering and materials. Technical University of Denmark., 1997. (document), 2.5.3, 2.52, 2.53
- [93] P. Zararis, "Shear strength and minimum shear reinforcement of reinforced concrete slender beams," *ACI Structural Journal*, vol. 100, no. 2, 2003. 2.5.4
- [94] I. Zararis, M. Karaveziroglou, and P. Zararis, "Shear strength of reinforced concrete t-beams," *ACI structural journal*, vol. 103, no. 5, pp. 693–700, 2006. (document), 2.5.4, 2.54, 2.57, 2.58, 5.2, 5.5, 5.5, 5.3, 5.15, 6.4, 7.1, 7.3, 7.4.1, 8.2
- [95] S. Timoshenko, "Goodier, jn (1951): Theory of elasticity." 2.5.4
- [96] Z. Bazant and M. Kazemi, "Size effect on diagonal shear failure of beams without stirrups," *ACI Structural Journal*, vol. 88, no. 3, pp. 268–276, 1991. 2.5.4
- [97] T. Hasegawa, T. Shioya, and T. Okada, "Size effect on splitting tensile strength of concrete," in *Proceedings, 7th JCI Conference, Japan Concrete Institute, Tokyo*, pp. 309–312, 1985. 2.5.4
- [98] G. Sabnis and S. Mirza, "Size effect in model concretes," *Journal of the Structural Division*, vol. 105, no. 6, pp. 1007–1020, 1979. 2.5.4
- [99] M. P. Collins and D. Kuchma, "How save are our large, lightly reinforced concrete beams, slabs and footings?," *ACI Structural Journal*, vol. 96, pp. 482–490, 1999. 2.5.4
- [100] A. K. Tureyen, *Influence of Longitudinal Reinforcement Type on Shear Strength of Reinforced Concrete Beams without Transverse Reinforcement*. PhD thesis, Purdue University, West Lafayette, Ind., 2001. 2.5.5
- [101] A. K. Tureyen and R. J. Frosch, "Concrete shear strength: Another perspective," *ACI Structural Journal*, vol. 100 No 5, pp. 609–615, 2003. (document), 2.5.5, 2.59, 2.60
- [102] T. S. Wolf and R. J. Frosch, "Shear design of prestressed concrete: A unified approach," *Journal of Structural Engineering ASCE*, vol. November, pp. 1512–1519, 2007. (document), 2.5.5, 2.61
- [103] C. permanente del hormigón, *EHE. Instrucción de Hormigón Estructural. 1998*. Ministerio de Fomento, 1998. 2.6, 2.6.1, 2.7.3
- [104] *Precast concrete products - Beam-and-block floor systems - Part 1: Beams*. CEN. European Committe for Standarizatiom, 2004. (document), 2.6, 2.6.2, 2.64, 5.3.1, 5.3.2, 5.3.2, 5.3.3, 5.5, 5.3, 5.17, 5.6, 6.4, 7.3

- [105] A. Cladera and C. Ribas, “Resistencia a cortante en forjados unidireccionales. influencia de la retracción y fluencia y propuesta experimental,” in *IV Congreso de la Asociación Científico-Técnica del Hormigón Estructural*, 2008. (document), 2.7.2, 2.66, 2.67, 2.68
- [106] A. Marí, *Nonlinear geometric, material and time dependent analysis of three dimensional reinforced and prestressed concrete frames*. No. UCB/SESM-84/12, Department of Civil Engineering, University of California, 1984. 2.7.2
- [107] A. Marí, “Numerical simulation of the segmental construction of three dimensional concrete frames,” *Engineering Structures*. ELSEVIER, vol. 22, pp. 585–596, June 2000. 2.7.2
- [108] A. Domínguez Álvarez, L. Vega Catalán, C. López Hombrados, and D. Izquierdo López, “Análisis experimental del comportamiento frente a esfuerzo cortante en forjados unidireccionales de viguetas pretensadas,” *I Jornadas de Investigación en Construcción*, pp. 997–1006, 2005. (document), 2.7.3, 2.69, 2.7.3
- [109] A. Domínguez Álvarez, D. Izquierdo López, L. Vega Catalán, C. López Hombrados, *et al.*, “Resistencia a esfuerzo cortante en forjados de viguetas pretensadas según la nueva instrucción ehe,” *II Jornadas de Investigación en Construcción*, 2008. (document), 2.7.3, 2.69, 2.7.3, 2.7.3, 2.2, 2.7.3
- [110] A. Domínguez Álvarez, D. Izquierdo López, and L. Vega Catalán, “Resistencia a esfuerzo cortante en forjados de viguetas pretensadas,” in *Resumen de Comunicaciones IV Congreso de ACHE*, pp. 89–90, Congreso ACHE, 2008. (document), 2.7.3, 2.69
- [111] A. Domínguez Álvarez, , A. Pérez Caldentey, and D. Izquierdo López, “Sobre la resistencia a cortante en secciones parcialmente pretensadas sin armadura transversal,” in *Resumen de Comunicaciones V Congreso de ACHE* (A. C.-t. d. H. E. ACHE, ed.), pp. 381–382, 2011. 2.7.3
- [112] C. Ribas and A. Cladera, “Experimental study on shear strength of beam-and-block floors,” *Engineering Structures*. ELSEVIER. *Article accepted for publication: 1 Oct 2013. DOI information:10.1016/j.engstruct.2013.10.001*, 2013. (document), 4.5, 4.6.2, 5, 5.1, 5.1, 5.2, 5.5, 5.2, 5.6, 5.14
- [113] F. Leonhardt and R. Walther, *Schubversuche an Einfeldrigen Stahlbetonbalken mit und ohne Schubbewehrung zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit und der Oberen Schubspannungsgrenze*. Heft 151, 1962. 5.2

- 
- [114] M. Haskett, D. J. Oehlers, M. Mohamed Ali, and S. K. Sharma, "Evaluating the shear-friction resistance across sliding planes in concrete," *Engineering Structures*, vol. 33, no. 4, pp. 1357–1364, 2011. 5.4
- [115] J. Pérez, A. Cladera, J. Rabuñal, and F. Martínez-Abella, "Optimization of existing equations using a new genetic programming algorithm: Application to the shear strength of reinforced concrete beams," *Advances in Engineering Software*, 2012. 5.5
- [116] J. Bairán, "Comunicación personal." 2013. 6.2
- [117] K. Choi, H. Park, and J. Wight, "Unified shear strength model for reinforced concrete beams part i, development," *ACI structural journal*, vol. 104, no. 2, pp. 142–151, 2007. 7.1
- [118] E. Hognestad, "Inelastic behavior in tests of eccentrically loaded short reinforced concrete columns," vol. 49, pp. 117–139, October 1952. 7.2.2
- [119] M. Priestley, R. Park, and F. Lu, "Moment-curvature relationships for prestressed concrete in constant-moment zones," *Magazine of Concrete Research*, vol. 23, no. 75 & 76, pp. 69–78, 1971. 7.2.2
- [120] M. A. Taylor and S. El-Hammasi, "Web cracking behavior of beams using welded wire fabric as shear reinforcement," in *ACI Journal Proceedings*, vol. 77, pp. 12–17, ACI, 1980. 7.4
- [121] M. Collins, "Evaluation of shear design procedures for concrete structures," *A report prepared for the CSA technical committee on reinforced concrete design, Canada*, 2001. (document), 7.4, 7.3, 7.4.2, 7.5.3, 7.6
- [122] J. L. Pérez, A. Cladera, J. R. Rabuñal, and F. M. Abella, "Optimal adjustment of ec-2 shear formulation for concrete elements without web reinforcement using genetic programming," *Engineering Structures*, vol. 32, no. 11, pp. 3452–3466, 2010. (document), 7.4, 7.3

