

CAPÍTULO 3

FENOMENOLOGÍA DEL ENSAYO DE DOBLE PUNZONAMIENTO

3.1. INTRODUCCIÓN

En el presente capítulo se reseñan los estudios existentes más significativos del ensayo de doble punzonamiento, los cuales pretenden definir el comportamiento a carga última y la resistencia a tracción del hormigón. Además, se realiza una descripción y análisis exhaustivo de la fenomenología del ensayo.

El objeto fundamental del capítulo es realizar un estudio del comportamiento y el modo de rotura del ensayo. De esta manera, profundizando en su estudio, se pretenden fijar los conceptos que caracterizan al ensayo. A posteriori servirán para definir y justificar el ensayo Barcelona.

Se realizan además, una serie de comparaciones entre los resultados de los estudios más importantes realizados hasta la actualidad.

3.2. DESCRIPCIÓN ENSAYO DE DOBLE PUNZONAMIENTO

El Double-Punching test (DPT) o ensayo de doble punzonamiento fue presentado e ideado por Chen (1970). Es un ensayo diseñado para determinar la resistencia a la tracción indirecta del hormigón como alternativa al ensayo brasileño. No obstante, este ensayo quedó relegado frente a la eficacia y estandarización del ensayo brasileño. Pero desde la aparición y generalización en el uso del hormigón reforzado con fibras y la necesidad de ensayos capaces de estimar parámetros como la ductilidad, tenacidad y características post-pico, el ensayo de doble punzonamiento sí puede competir frente a los ensayos utilizados habitualmente en la evaluación de las características del HRF (ensayos a flexotracción) debido a las ventajas que ofrece, tal y como se expone en el presente capítulo.

En el ensayo de doble punzonamiento, como se puede observar en la *Figura 3.1*, se dispone una probeta cilíndrica de hormigón de manera vertical entre las placas de carga a compresión uniaxial, utilizando dos punzones circulares de acero dispuestos concéntricamente encima y debajo de la muestra a ensayar.

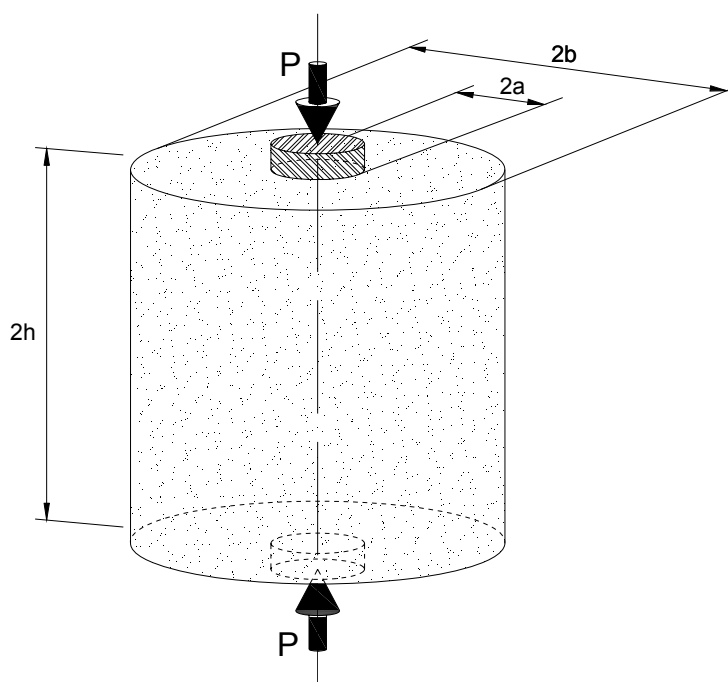


Figura 3.1: Esquema básico del ensayo de doble punzonamiento.

El ensayo de doble punzonamiento presenta una serie de ventajas sobre el resto de ensayos utilizados para determinar la resistencia a tracción:

- El ensayo se realiza mediante una prensa convencional (de rotura de probetas a compresión), la cual existe en la mayoría de laboratorios. El procedimiento de ejecución del ensayo es de gran facilidad, más fácil por ejemplo que el requerido

para el ensayo Wedge-Splitting o para los ensayos a tracción directa (tal y como se expone en el Capítulo 2).

- Se requiere de una magnitud de carga reducida para llegar a la rotura de la muestra, por lo que se puede utilizar una máquina de menor capacidad a diferencia de otros ensayos en los que se necesita una mayor carga.
- No se limita la rotura de la muestra a un plano predeterminado. Gracias a la existencia de varios planos de rotura se permite establecer una resistencia promedio a la tracción a partir de una mayor superficie, reduciéndose drásticamente la dispersión en los resultados.
- Se requiere de una muestra menor en volumen en comparación con otros métodos de ensayo, como por ejemplo en aquellos que usan como muestras vigas o paneles. En consecuencia, al emplear cantidades de hormigón inferiores se produce una menor incidencia medioambiental además de una mayor facilidad de manipulación de la muestra por parte de los operarios.
- La configuración de la muestra en cilindro presenta una ventaja añadida sobre otras configuraciones de ensayo como por ejemplo las de paneles o vigas, ya que permite la extracción de muestras provenientes de estructuras existentes para su posterior control de calidad. De esta manera se diversifica el campo de aplicación del propio ensayo.
- El ensayo se realiza con probetas sin refrentar, aplicando la carga directamente sobre la superficie de las caras de la probeta. Se produce en consecuencia una reducción del tiempo de preparación de la probeta y una mejora medioambiental al no ser necesaria la aplicación de un mortero de azufre.

Por otro lado, existe una dificultad inherente en el desarrollo del ensayo y es la aleatoriedad de ubicación de dichos planos. Además, no existe consenso en la comunidad científica en el modo de calcular la resistencia indirecta a la tracción a partir de la geometría y los valores de carga última.

3.3. ESTUDIOS PREVIOS

Desde que Chen introdujo por primera vez el ensayo, en los años 70, se han planteado diferentes expresiones que pretenden definir el comportamiento a carga última y la resistencia a tracción del hormigón, basándose en diferentes hipótesis.

3.3.1. Chen

A partir de un análisis límite de material elasto-plástico perfecto, Chen (1970) generó la siguiente expresión para hallar la resistencia a tracción:

$$\frac{P}{\pi \cdot a^2} = f_t \cdot \left[\frac{b \cdot 2h}{a^2} \cdot \text{tg}(2\alpha + \phi) - 1 \right] \quad [3.1]$$

donde: P: carga aplicada en el momento de fallo (carga última).

h: semialtura de la muestra.

α : semiángulo del cono de rotura.

ϕ : ángulo de fricción interna.

b: radio del cilindro.

a: radio del plato de carga metálico.

Chen particulariza la ecuación [3.1] para $h/a = 4$, $\alpha = 10^\circ$ y asume un valor de $\phi = 30^\circ$, obteniendo en consecuencia la siguiente aproximación:

$$f_t = \frac{P}{\pi \cdot (1,2 \cdot b \cdot 2h - a^2)} \quad [3.2]$$

Se ha de decir que dicha expresión no es del todo satisfactoria si se aplica a resultados experimentales, como por ejemplo los realizados por Bortolotti (1988). Además, la utilización de la fórmula aproximada [3.2] implica asumir que α y ϕ no varían en función del tipo de hormigón.

Con posterioridad, a partir de aproximaciones más refinadas (Chen y Yuan, 1980) realizadas mediante el Método de los Elementos Finitos, y asumiendo el cilindro elástico lineal, con endurecimiento y fractura, se planteó la siguiente expresión, en la cual se puede observar que se reduce curiosamente la tensión original en un 25%:

$$f_t = \frac{0,75 \cdot P}{\pi \cdot (1,2 \cdot b \cdot 2h - a^2)} \quad [3.3]$$

3.3.2. Bortolotti

Bortolotti propone una manera alternativa para evaluar la resistencia a tracción del hormigón, mediante la interpretación de los mecanismos de fractura del ensayo de doble punzonamiento (Bortolotti, 1988). De esta manera demuestra que es posible obtener valores de resistencia con una dispersión menor que la obtenida por Chen a partir de una modificación particular del criterio de rotura de Coulomb y mediante consideraciones de equilibrio en estado límite. El análisis del modo de rotura en el ensayo de doble punzonamiento se realiza considerando dos estados límite sucesivos a través de los cuales pasa la muestra ensayada, representada mediante un cubo de hormigón.

El primer estado límite corresponde a la resistencia a tracción alcanzada en la superficie fisurada y permite obtener una expresión para la resistencia a tracción del material y también para la resistencia a compresión por medio de una variación del criterio de rotura

de Coulomb. Una comparación de dicho método con resultados experimentales obtenidos por Chen y Colgrove (1974), muestra una mejor concordancia para el método de Bortolotti.

El segundo estado límite corresponde al fallo de las superficies cónicas bajo los platos de carga, destacar que dicho estado se alcanza después de un proceso de redistribución constante de carga, con reblandecimiento (softening) en la superficie de rotura a tracción.

Se introduce, a la expresión de resistencia a tracción del hormigón, el valor α , como una función del ángulo de rozamiento interno del material, obteniendo la siguiente expresión:

$$f_t = \frac{P}{\pi \cdot (b \cdot 2h - a^2 \cdot \cot g(\alpha))} \quad [3.4]$$

Se debe destacar que Bortolotti utiliza valores experimentales obtenidos por Chen, y plantea comparaciones sobre la resistencia a la tracción (método brasileño, ensayo de doble punzonamiento, fórmulas empíricas) y cargas últimas Q. Se plantean expresiones empíricas que relacionan dicho ángulo de rozamiento con la resistencia a compresión del hormigón a partir de relaciones lineales, para evitar la dispersión adicional que podría generar una medición experimental del ángulo de rozamiento.

3.3.3. Marti

Basándose en aproximaciones de mecánica de fractura, Marti (1989) planteó la siguiente expresión:

$$f_t = 0,4 \frac{P}{4 \cdot b^2} \sqrt{1 + \frac{2 \cdot b}{\lambda \cdot d_a}} \quad [3.5]$$

donde: λ : constante empírica que depende del tipo de material (en un rango de 37 a 68 para el hormigón).

d_a : tamaño máximo del árido.

Cabe destacar en esta expresión, la suposición de establecer una proporción de relación b/h igual a 1, tal y como recomienda Chen. Estas expresiones se derivan de ecuaciones de equilibrio planteadas con funciones de desplazamiento y trabajo virtual.

En las expresiones propuestas por Bortolotti y Marti se hace la suposición de que la carga aplicada a la muestra a ensayar provoca un aumento uniforme de la tracción a lo largo de los planos que contienen el eje del cilindro, dicha suposición se ha demostrado en estudios posteriores realizados por Wei y Chau (2000a y 2000b) explicados a continuación.

3.3.4. Wei y Chau

Con posterioridad a los trabajos anteriores, Wei y Chau (2000a y 2000b) considerando un cilindro sólido elástico homogéneo finito e isotrópo, propusieron un método de solución para el análisis de tensiones para el ensayo de doble punzonamiento en el cual las ecuaciones de equilibrio que se plantean están desacopladas al introducir dos funciones de desplazamiento. Para las dos funciones de desplazamiento se proponen expresiones en serie apropiadas, en términos de funciones de Bessel y Bessel modificado (en r dependencia) y funciones hiperbólicas y trigonométricas (en z y θ), siendo r , z y θ , el radio, la altura y el ángulo, respectivamente. Se derivan sistemas de ecuaciones simultáneas para determinar las constantes desconocidas en las series de expresiones de las dos funciones de desplazamiento.

Todos los planos verticales de fractura pasan a través del eje de simetría, por lo tanto, la tensión a tracción más importante que aparece es a lo largo del eje. Por este motivo solo se calcula, en la propuesta de Wei y Chau, la distribución de tensión a lo largo del eje vertical. Una de las diferencias principales en la presente propuesta, en comparación con las demás existentes, es que se introduce una nueva variable en el modelo a analizar; el coeficiente de Poisson (ν).

El coeficiente de Poisson es la relación, cambiada de signo, entre las deformaciones transversales y las longitudinales correspondientes, en piezas que trabajan a compresión. Dicho coeficiente es una característica intrínseca del hormigón (generalmente se toma igual 0,2 para deformaciones elásticas bajo tensiones normales) e influye en la resistencia a tracción que se obtiene, tal y como se comprueba en la *Figura 3.3*.

Resultados numéricos muestran que se desarrollan zonas de concentración de tracciones entre los punzones si la relación a/b y ν son pequeños, dicha observación difiere de la afirmación, aplicada por Chen y Marti, que un campo de tensiones uniforme se desarrolla entre los punzones. La máxima tensión a tracción a lo largo del eje disminuye con el incremento del coeficiente de Poisson y de la relación a/b , pero es relativamente insensible a la forma del cilindro.

El efecto del tamaño para la resistencia a tracción es importante en el ensayo de doble punzonamiento según muestran resultados experimentales (Marti, 1989). En particular, para una relación geométrica fija, se observa que en muestras de tamaño más grandes da como resultado una resistencia a tracción inferior. Se concluye también que el tamaño de los punzones no es importante mientras que a/b sea aproximadamente 1/4.

En la *Figura 3.2* se obtiene que, para valores de $a/b = 0,25$ y $b/h = 1$, la tensión a tracción es aproximadamente constante en la porción central del eje de simetría (las tensiones que se presentan en los gráficos se normalizan con respecto a $\sigma_0 = P/(4b^2)$, siendo P la carga aplicada en el momento de rotura de la probeta).

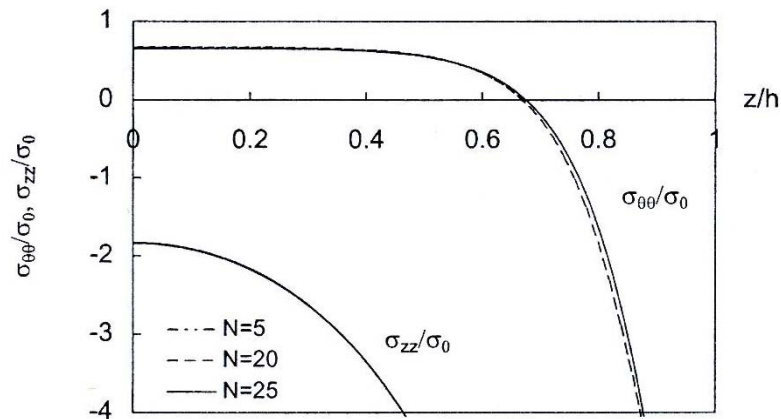


Figura 3.2: Curva de tensiones axial (σ_{zz}) y radial ($\sigma_{\theta\theta}$) normalizadas frente la coordenada vertical (z) normalizada para diferentes valores de N (número de términos usados en los sumatorios).

Se observa que para $\nu = 0,4$ la tensión a tracción es aproximadamente uniforme (Figura 3.3), pero para $\nu \leq 0,3$ una zona de concentración de tracciones aumenta respecto la parte central del eje de simetría donde se tienen aproximadamente tracciones uniformes. Este hecho demuestra que la afirmación que un campo uniforme de tracciones se desarrolla a lo largo de planos verticales que contienen el eje del cilindro es errónea.

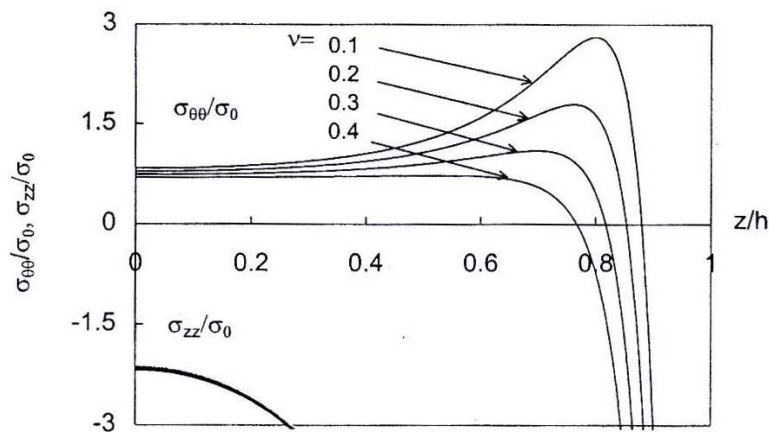


Figura 3.3: Curva de tensiones axial (σ_{zz}) y radial ($\sigma_{\theta\theta}$) normalizadas frente la coordenada vertical (z) normalizada para diferentes valores del coeficiente de Poisson (ν).

Se puede observar en la Figura 3.4, que si se fija $\nu = 0,1$ y $b/h = 1$, para $a/b = 0,25$ (como recomiendan Chen y Yuan, 1980), la tensión es uniforme y el máximo de tracción se desarrolla en el centro. Sin embargo, para tamaños menores de punzones ($a/b < 0,125$), una zona de concentración de tracciones se desarrolla entre ambos punzones.

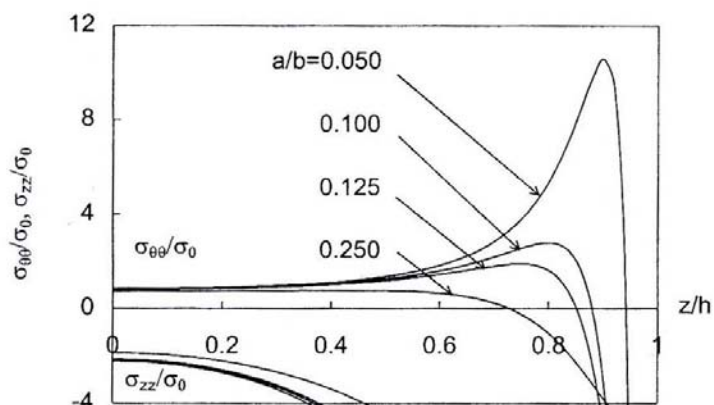


Figura 3.4: Curva de tensiones axial (σ_{zz}) y radial ($\sigma_{\theta\theta}$) normalizadas frente la coordenada vertical (z) normalizada para diferentes valores del tamaño del plato de carga en función de a/b .

El efecto de la forma en la tracción máxima se puede observar en la Figura 3.5 para $\nu = 0,1$ y $a/b = 0,1$. La localización del pico de tracción se desplaza hacia el punzón en final de las superficies cuando la altura del cilindro aumenta, mientras que el máximo de tracciones es relativamente insensible a la relación a/b . En consecuencia, la tracción obtenida en el ensayo de doble punzonamiento es insensible a la forma exacta del cilindro. Dicha conclusión concuerda con observaciones experimentales, pero si un cilindro muy esbelto es cargado y los punzones no son exactamente concéntricos, aparecerán grandes deformaciones con lo que en consecuencia la aparente resistencia a tracción será muy inferior.

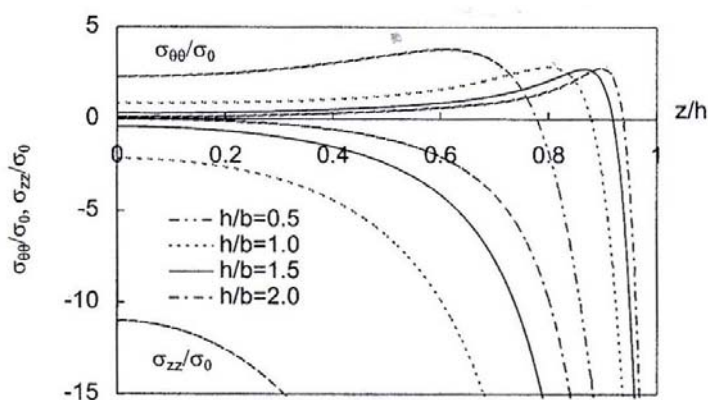


Figura 3.5: Curva de tensiones axial (σ_{zz}) y radial ($\sigma_{\theta\theta}$) normalizadas frente la coordenada vertical (z) normalizada para diferentes valores del factor de forma (h/b).

Para investigar más sobre el efecto del tamaño en el ensayo de doble punzonamiento, se fija $h/b = 1$, $a = 2,5$ mm y $\nu = 0,1$. Se obtiene, como se puede observar en la Figura 3.6, que el máximo de tracción aumenta al aumentar el diámetro del cilindro, de este modo se hallará una resistencia a tracción inferior. Este hecho se ha comprobado en ensayos.

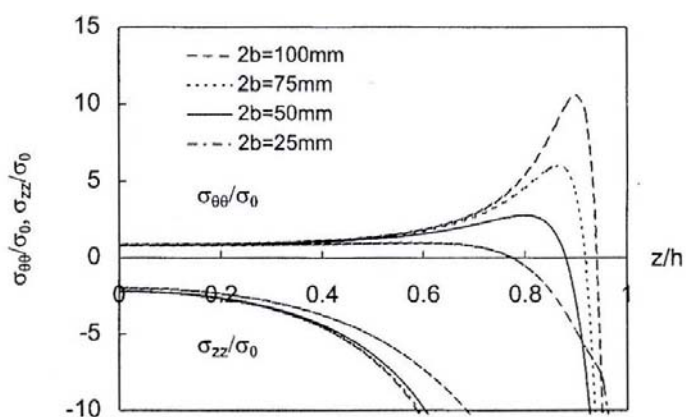


Figura 3.6: Curva de tensiones axial (σ_{zz}) y radial ($\sigma_{\theta\theta}$) normalizadas frente la coordenada vertical (z) normalizada para diferentes valores del diámetro del cilindro ($2b$).

Fijando $h/b = 1$ y $a/b = 0,25$ (parámetros recomendados por Chen) se observa en la Figura 3.7 que disminuyendo ν , la máxima compresión en las cercanías del punzón disminuye mientras que las tracciones son mayores. Se ha de observar que aunque la tensión a lo largo del eje es aproximadamente constante, el máximo no es necesariamente en el centro del cilindro.

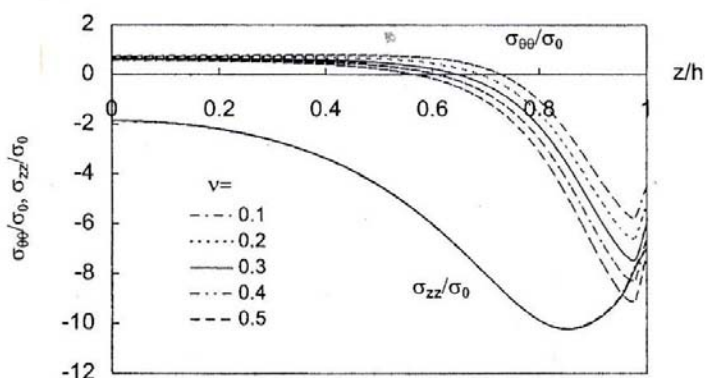


Figura 3.7: Curva de tensiones axial (σ_{zz}) y radial ($\sigma_{\theta\theta}$) normalizadas frente la coordenada vertical (z) normalizada para diferentes valores del coeficiente de Poisson (ν).

3.4. MODELO DE BIELAS Y TIRANTES

En el Departament d'Enginyeria de la Construcció de la ETSECCPB se ha planteado una expresión que relaciona la carga aplicada P con la tensión a tracción σ_{ct} , a partir de una formulación de bielas y tirantes. El estudio que se presenta en el presente capítulo se desarrolla para probetas de altura igual al diámetro (esbeltez 1).

Previo al estudio desarrollado en la ETSECCPB, se realiza a continuación una pequeña introducción a modo de definición y explicación general del método de las bielas y tirantes.

3.4.1. Introducción al método de las bielas y tirantes

Previa definición del método de las bielas y tirantes, es necesario distinguir en las estructuras dos tipos de regiones o zonas. La primera de las regiones se denomina región de discontinuidad o región D. Son regiones D las estructuras o partes de una estructura en las que no es válida la teoría general de flexión, es decir, donde no son aplicables las hipótesis de Bernoulli-Navier o Kirchhoff. Pueden ser de carácter mecánico (cargas concentradas, reacciones de apoyo, etc.) o de carácter geométrico (variación brusca de canto, nudos de pórticos, etc.). Por el contrario, las estructuras o partes de las mismas en que se cumplen dichas hipótesis se denominan regiones B.

El método de las bielas y tirantes, que admite para el material un comportamiento plástico perfecto, consiste en modelizar las regiones D de una estructura sustituyéndola por un elemento (normalmente plano) constituido por barras articuladas isostáticas, que representan el comportamiento de dicha región. Las barras comprimidas se denominan bielas y representan los campos de compresiones del hormigón. Las barras traccionadas se denominan tirantes y representan las fuerzas de tracción de las armaduras.

Cuando la región de discontinuidad pertenece a una zona de la estructura, el modelo debe equilibrar las sollicitaciones exteriores existentes en el contorno de dicha región. Cuando, por el contrario, la región de discontinuidad constituye por sí sola una estructura (discontinuidad generalizada) el modelo debe equilibrar las fuerzas exteriores y las reacciones de apoyo. Estos modelos satisfacen los requisitos del teorema del límite inferior de la teoría de la plasticidad y, una vez establecido el modelo concreto para cada caso, éste satisface también el requisito de solución unívoca.

Jiménez et al. (2004) realizan una serie de recomendaciones para la aplicación del método de las bielas y tirantes:

- Al establecer el modelo es conveniente disponer las bielas siguiendo la orientación de las tensiones principales de compresión del hormigón, y los tirantes siguiendo las orientaciones principales de tracción (adaptándolas a las ubicaciones posibles de las armaduras en el elemento estructural). Esto requiere conocer de antemano los campos de tensiones principales, lo cual, en rigor, exige un análisis lineal previo mediante la teoría de la elasticidad o mediante ensayos fotoelásticos.
- Es preferible utilizar modelos isostáticos, es decir, modelos para los que basta plantear el equilibrio de fuerzas sin que sea necesario acudir a la condición de compatibilidad de deformaciones. Por otra parte, de todos los modelos posibles resultan más adecuados aquéllos en los que los tirantes en tracción presentan una menor longitud total, ya que cuanto menor sea esa longitud mejor funcionará la estructura, al requerirse una menor capacidad de deformación en régimen plástico.

Una vez expuestas las bases generales del método de bielas y tirantes, a continuación se muestra la expresión propuesta para obtener la resistencia a tracción del hormigón reforzado con fibras, en función de la carga máxima derivada del ensayo de doble punzonamiento.

3.4.2. Desarrollo del modelo Bielas y Tirantes para $h = b$

Inicialmente, el modelo de bielas y tirantes a estudiar sería el mostrado en la *Figura 3.8*, en donde C son los elementos a compresión (bielas) y T los elementos a tracción (tirantes). Dicho modelo es el que refleja el comportamiento real de la probeta al tener en cuenta el estado triaxial que se existe inmediatamente debajo de cada uno de los platos de carga.

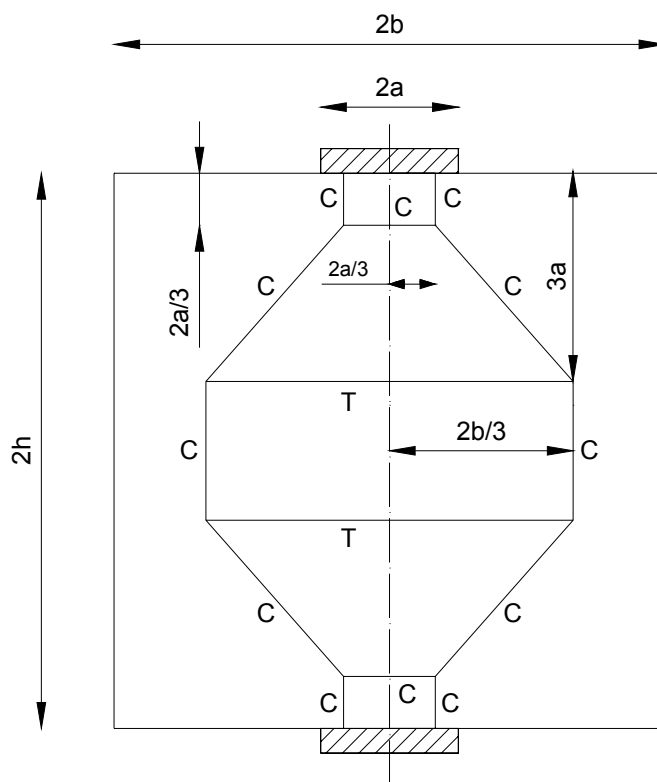


Figura 3.8: Modelo de bielas y tirantes inicial para el DPT ($h = b$).

Estudios realizados en la UPC muestran que el modelo de la *Figura 3.8* se puede simplificar, ya que el efecto del estado triaxial bajo los platos de carga es menos apreciable, obteniéndose de este modo una diferencia del 3% respecto al valor de F_r (véase ecuación [3.6]). En consecuencia, se adopta por su sencillez el modelo de bielas y tirantes mostrado en la *Figura 3.9* (NT 13.04, 2005).

La posición del tirante (T) se fija en el modelo propuesto a una profundidad, respecto a la cara superior de la probeta, de $3 \cdot a$. Dicha posición se extrae de la bibliografía técnica existente (Leonhardt, 1973) y se halla integrando el área que encierra la curva tracción horizontal en función de la altura de la probeta, posicionando de esta manera la resultante de las tracciones a la distancia de $3 \cdot a$. Otro modo de fijar la ubicación del tirante sería a partir del estudio de Wei y Chau (2000a y 2000b) en donde se muestra la distribución exacta de las tracciones horizontales en el eje del cilindro.

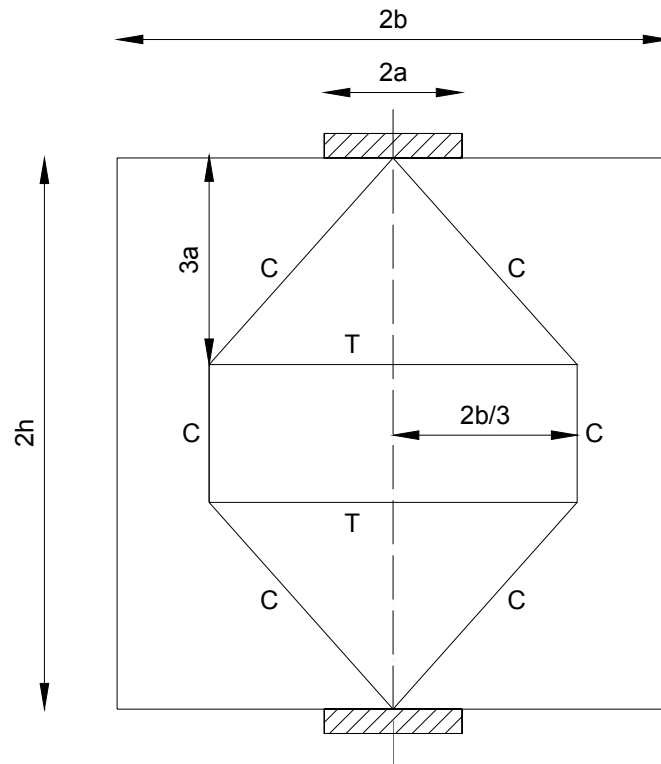


Figura 3.9: Modelo de bielas y tirantes simplificado para el DPT ($h = b$).

Se define altura efectiva (h_{ef}) como la altura de hormigón de la probeta que contribuye a la resistencia a la tracción, en este caso la altura efectiva es de $h_{ef} = h$ (semi-altura de la probeta). Por otro lado, el baricentro de un sector cilíndrico de radio R se sitúa a $2R/3$ del centro. En consecuencia, para la relación $a/b=1/4$, el baricentro de las tracciones horizontales está situado a $2b/3$. De este modo se obtiene que, tal y como se observa en la Figura 3.10, el valor de fuerza por radian es de $P/2\pi$ aplicado a $2b/3$ del eje de la probeta cilíndrica.

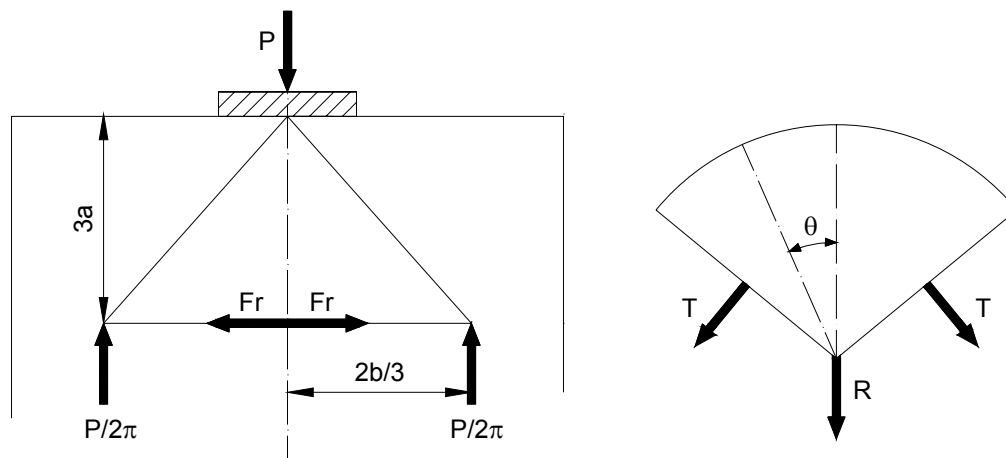


Figura 3.10: Detalles de las fuerzas existentes en el modelo Bielas y Tirantes propuesto.

Realizando, para un $d\theta$, igualdad de momentos (equilibrio) en el punto de aplicación de la carga externa P sobre la probeta, se obtiene la ecuación [3.6], donde F_r representa la fuerza a tracción radial que se obtiene.

$$F_r = \frac{P \cdot 2b}{2\pi \cdot 3 \cdot 3a} \quad [3.6]$$

Si se evalúan las tracciones en dos planos de rotura que forman entre sí un ángulo de 120° ($-\pi/3; \pi/3$), se obtiene la resultante (R) de las tracciones (T):

$$R = \int_{-\pi/3}^{\pi/3} F_r \cdot \cos \theta \cdot d\theta = \sqrt{3} \cdot F_r \quad [3.7]$$

A partir de la geometría de la *Figura 3.10* se obtiene la siguiente ecuación:

$$R = 2T \cdot \text{sen}\left(\frac{\pi}{3}\right) = 2 \frac{\sqrt{3}}{2} T = \sqrt{3} \cdot T \quad [3.8]$$

A media altura (h) de la probeta a tracción se tiene que el valor del tirante (T) es el siguiente:

$$T = \sigma_{ct} \cdot h \cdot b \quad [3.9]$$

Igualando las ecuaciones [3.7] y [3.8] se obtiene la siguiente igualdad:

$$F_r = T \quad [3.10]$$

A partir de las ecuaciones [3.6], [3.9] y [3.10] se obtiene el valor de carga (P):

$$P = \sigma_{ct} \cdot h \cdot b \cdot 9\pi \cdot \left(\frac{a}{b}\right) \quad [3.11]$$

Finalmente se obtiene a partir de la ecuación [3.11] que la expresión para hallar la resistencia a tracción (f_t) en función de la carga última (P), la semialtura de la probeta (h) y el radio del plato de carga (a), mediante el modelo de bielas y tirantes propuesto es la siguiente:

$$f_t = \frac{P}{9\pi \cdot h \cdot a} \quad [3.12]$$

Se ha de destacar, que el modelo de bielas y tirantes propuesto no depende del número de fisuras que se formen en la probeta cilíndrica ensayada hasta rotura hallando la resistencia a tracción a partir de la carga máxima obtenida en el ensayo de doble punzonamiento.

3.5. COMPARACIÓN ENTRE ESTUDIOS

A continuación se realiza un análisis comparado entre los estudios del ensayo de doble punzonamiento más significativos explicados con anterioridad. Dicho análisis se realiza en base al trabajo realizado por Wei y Chau (2000a y 2000b).

3.5.1. Comparación de Wei y Chau con las propuestas de Bortolotti y Chen

Para este estudio comparado se ha considerado la hipótesis de que el coeficiente de Poisson (ν) se encuentra entre $0,15 \leq \nu \leq 0,20$. En la *Tabla 3.1* se presentan los resultados correspondientes a los siguientes ensayos; Chen (1970), Bortolotti (1988) y Chau y Wei (2000). En dicha tabla se hace referencia a la resistencia a tracción del hormigón (f_t) la cual se presenta normalizada mediante el valor de $\sigma_0 = P/(4b^2)$, siendo P la carga de rotura.

Como se puede observar en la *Tabla 3.1*, para $b/h = 0,7$ y $a/b = 0,25$; $b/h = 1$ y $a/b > 0,20$; $b/h = 1,5$ y $a/b = 0,30$, las predicciones de Wei y Chau son comparables a las de Bortolotti. Por lo tanto, la estimación de la fórmula de Bortolotti parece ser más comparable para la predicción de Wei y Chau para $a/b > 0,25$, pero parece ser que se subestima la resistencia a tracción para $a/b < 0,25$.

Relación geométrica		f_t/σ_0			
		Chen (1970)	Bortolotti (1988)	Wei y Chau (2000)	
b/h	a/b			$\nu = 0,15$	$\nu = 0,20$
0,7	0,30	0,801	1,126	0,887	0,838
0,7	0,25	0,788	1,050	1,010	0,956
0,7	0,20	0,788	0,995	1,154	1,072
0,7	0,10	0,788	0,930	2,630	2,158
1,0	0,30	0,551	0,736	0,657	0,638
1,0	0,25	0,545	0,703	0,723	0,688
1,0	0,20	0,545	0,677	0,858	0,781
1,0	0,10	0,545	0,647	2,260	1,794
1,5	0,30	0,363	0,430	0,470	0,440
1,5	0,25	0,545	0,453	0,567	0,517
1,5	0,20	0,545	0,442	0,733	0,645
1,5	0,10	0,545	0,429	2,162	1,700

Tabla 3.1: Comparativa de la resistencia a tracción normalizada f_t/σ_0 (Wei y Chau, 2000).

La estimación de Wei y Chau es comparable a la de Chen para $b/h = 0,7$ y $a/b = 0,30$ pero la predicción de Chen parece subestimar la resistencia a tracción para cualquier valor de las relaciones a/b y b/h .

Se puede observar que para valores de $a/b = 0,10$ la resistencia a tracción normalizada en la propuesta de Wei y Chau aumenta más del doble en comparación con las resistencias obtenidas para los valores de a/b de 0,20, 0,25 y 0,30. En un principio a medida que disminuye la relación a/b (para una relación b/h fija), la carga de rotura es inferior ya que ésta está más concentrada sobre la probeta apareciendo una zona de alta concentración de tracciones entre los platos de carga. Al ser inferior la carga de rotura, la resistencia a tracción también disminuye al ser directamente proporcional a la carga última (tal y como se observa en la ecuaciones [3.2] a [3.5]). A partir de los resultados obtenidos, la formulación de Wei y Chau no sería aplicable para relaciones de $a/b < 0,10$.

3.5.2. Comparación de Wei y Chau con datos experimentales

Se realiza una comparación, reseñada en la *Tabla 3.2*, de la carga de rotura que se predice en el ensayo de doble punzonamiento para el hormigón siguiendo la formulación propuesta por Wei y Chau (2000b) con los datos obtenidos a partir de estudios experimentales realizados por Hyland y Chen (1970), obtenidos de la *Tabla 2* de dicho estudio. Todas las probetas ensayadas presentan un diámetro ($2b$) de 153 mm. El primero de los datos se utiliza para la calibración de la resistencia a tracción y se asume en el cálculo un coeficiente de Poisson (ν) de valor 0,175.

Se interpreta la máxima tracción a lo largo del eje de simetría en fractura como la resistencia a tracción del material. Partiendo de dicha hipótesis para cilindros con $h/b = 0,333-1$ y bajo punzones con $2 \cdot a = 38$ y 51 mm, se predice la carga de fractura con gran precisión para la propuesta de Wei y Chau (2000b), con un error máximo en dichas predicciones del 6,6 %, como se puede observar en la *Tabla 3.2*.

Diámetro punzón (mm)	Nº ensayo (Hyland y Chen, 1970)	Altura prob. (mm)	Carga de rotura (kN)	
			Experimental	Teórico (error %)
38	14	153,0	161,1	161,1 (0,0)
38	15	76,5	142,4	133,0 (6,6)
38	16	51,0	119,1	120,0 (0,7)
51	17	153,0	175,1	185,0 (5,6)
51	18	76,5	158,1	164,0 (3,7)

Tabla 3.2: Comparación de la carga de rotura obtenida mediante observación experimental (Hyland y Chen, 1970) y la teórica propuesta por Wei y Chau (2000b).

Se observa que para mayor diámetro del plato de carga e igual altura de muestra, se obtienen cargas de rotura mayores, evidenciando de esta manera lo expuesto en el apartado anterior. Este aumento en la carga de rotura es debido al hecho de que al poseer el plato de carga una superficie mayor de aplicación de la carga, dicha carga está menos concentrada sobre la probeta produciendo dicho aumento de la carga máxima admisible por la probeta.

3.5.3. Comparación del método de Bielas y Tirantes con los existentes

Para ilustrar la posible relación entre cada una de las expresiones descritas con anterioridad, se presenta a continuación, una tabla comparativa (*Tabla 3.4*) entre valores de resistencia a tracción, para las expresiones comentadas, utilizando los valores de carga última obtenidos de probetas de hormigón reforzado con fibras ensayadas mediante el ensayo de doble punzonamiento. En la *Tabla 3.3* se presenta la relación de las probetas ensayadas hasta rotura mediante el ensayo de doble punzonamiento con sus respectivas características técnicas, mientras que las condiciones generales de ensayo se exponen a continuación:

- Diámetro probeta: 150 mm.
- Diámetro plato de carga: 38 mm.
- Velocidad de carga: 0,5 mm/min.

La definición de las diferentes posiciones en la que se sitúa la probeta en la máquina de ensayo son las siguientes:

- Posición 1: La cara moldeada de la probeta se sitúa sobre el plato inferior.
- Posición 2: La cara fratasada de la probeta se sitúa sobre el plato inferior.
- Inferior: La cara moldeada (mitad inferior) o la cara cortada (mitad inferior) se sitúa sobre el plato inferior.
- Superior: La cara fratasada (mitad superior) o la cara cortada (mitad superior) se sitúa sobre el plato inferior.

Para la obtención de las resistencias a tracción del hormigón reforzado con fibras (reseñadas en la *Tabla 3.4*) se han aplicado las formulaciones [3.2], [3.3], [3.4] y [3.12] propuestas respectivamente por Chen (1870), Chen y Yuan (1980), Bortolotti (1988) y el Departament d'Enginyeria de la Construcció de la ETSECCPB (2004). Cabe decir que para evaluar la resistencia a tracción mediante la ecuación propuesta por Bortolotti, se fija el ángulo de rozamiento interno de la probeta en 53°.

Nº Probeta	Procedencia	Altura prob. (mm)	Fibras	Posición
1	UTE Línia 9	300	Sí	1
2	UTE Línia 9	300	Sí	2
3	UTE Línia 9	150	Sí	Inferior
4	UTE Línia 9	150	Sí	Superior
5	UTE Línia 9	150	No	1
6	UTE Línia 9	150	No	2
7	UTE Gorg	300	Sí	1
8	UTE Gorg	300	Sí	2
9	UTE Gorg	150	Sí	Inferior
10	UTE Gorg	150	Sí	Superior

Tabla 3.3: Relación de las probetas ensayadas con las condiciones de ensayo.

En la *Tabla 3.4* se constata que la resistencia a tracción del hormigón obtenida a partir de la formulación de Chen (1970 y 1980) es inferior a la obtenida por Bortolotti (1988), corroborando la afirmación anterior de que Chen parece subestimar la resistencia a tracción del hormigón. Para los ensayos de probetas con hormigón sin fibras se observa que las resistencias a tracción que se obtienen son superiores al resto, esto es debido a que seguramente las probetas de hormigón sin fibras han tenido un tiempo de curado superior a las probetas reforzadas con fibras (UTE Línia 9 y UTE Gorg).

Probeta	Carga rotura (kN)	Resistencia a tracción (N/mm ²)			
		Chen (1970)	Chen (1980)	Bortolotti (1988)	Bielas y Tirantes (2004)
1	222,20	2,61	1,96	3,13	4,66
2	232,50	2,73	2,05	3,27	4,87
3	185,64	4,42	3,32	5,29	4,67
4	192,56	4,59	3,44	5,49	4,84
5	215,74	5,14	3,85	6,15	5,42
6	256,57	6,11	4,58	7,31	6,45
7	220,36	5,25	3,94	6,28	4,62
8	230,87	5,5	4,12	6,58	4,84
9	174,79	4,16	3,12	4,98	4,39
10	184,49	4,39	3,29	5,26	4,64

Tabla 3.4: Comparación de la resistencia a tracción obtenida a partir de ecuaciones propuestas por diferentes autores.

Se presenta además una comparación adimensional (*Tabla 3.5*) de los resultados obtenidos con el valor arbitrario de 5 N/mm², valor de control de dispersión que representa una resistencia a la tracción característica del hormigón, dicho valor ha sido hallado a partir de resultados obtenidos en ensayos a flexotracción. El valor de comparación adimensional obtenido (R) se expresa en tanto por ciento y se mide, en consecuencia, de la siguiente manera:

$$R(\%) = \frac{f_t}{5} \cdot 100 \quad [3.13]$$

Probeta	Comparaciones (%)			
	Chen (1970)	Chen (1980)	Bortolotti (1988)	Bielas y Tirantes (2004)
1	52,22	39,17	62,59	93,11
2	54,64	40,98	65,49	97,43
3	88,41	66,31	105,82	93,35
4	91,70	68,78	109,76	96,83
5	102,74	77,05	122,98	108,49
6	122,19	91,64	146,25	129,02
7	104,94	78,70	125,61	92,34
8	109,95	82,46	131,60	96,75
9	83,24	62,43	99,64	87,90
10	87,86	65,89	105,17	92,77

Tabla 3.5: Comparación adimensional de los resultados reseñados en la Tabla 3.4.

Se observa en la *Tabla 3.5* que el modelo de bielas y tirantes, a pesar de su sencillez, presenta unos resultados muy precisos al no observarse grandes variaciones en los diferentes valores de comparación obtenidos. El modelo de Bortolotti muestra para las probetas de HRF con una altura de 150 mm unos resultados con una cierta precisión. No obstante, para la altura de probeta de 300 mm presenta unos resultados con una alta dispersión. Este comportamiento se observa también en los resultados obtenidos para el modelo de Chen (1970) y el de Chen y Yuan (1980).

Una vez descrito el ensayo de doble punzonamiento y presentados los diferentes estudios existentes, en lo referente al comportamiento a carga última y la resistencia a tracción del hormigón que se deriva del ensayo, a continuación se realiza el análisis del modo de rotura de la probeta.

3.6. ANÁLISIS DEL ENSAYO DE DOBLE PUNZONAMIENTO

Al ejecutar el ensayo de doble punzonamiento la carga aplicada produce un incremento de la tracción sobre los planos que contienen el eje del cilindro y la muestra se fractura a lo largo de estos planos. Generalmente, suelen aparecer tres fisuras radiales en la muestra ensayada, todo y que se puede dar el caso de formación de 2 ó 4 fisuras. Ésta formación de fisuras radiales acontece como mínimo en una de las caras de la probeta, apareciendo un número de fisuras superior en la cara que está en contacto con el plato de carga activo (aquél que realiza el movimiento de compresión). Bajo la carga de rotura P , se forman además dos cuñas situadas bajo los punzones de acero. Dichas cuñas se aproximan a dos conos circulares. Los conos penetran dentro del cilindro, lo cual conlleva a un desplazamiento lateral de los segmentos de hormigón de la probeta separados por las fisuras radiales.

En la *Figura 3.11*, adjunta a continuación, se pueden observar desglosadas los dos tipos de superficies de rotura que aparecen al ensayar la muestra cilíndrica hasta rotura.

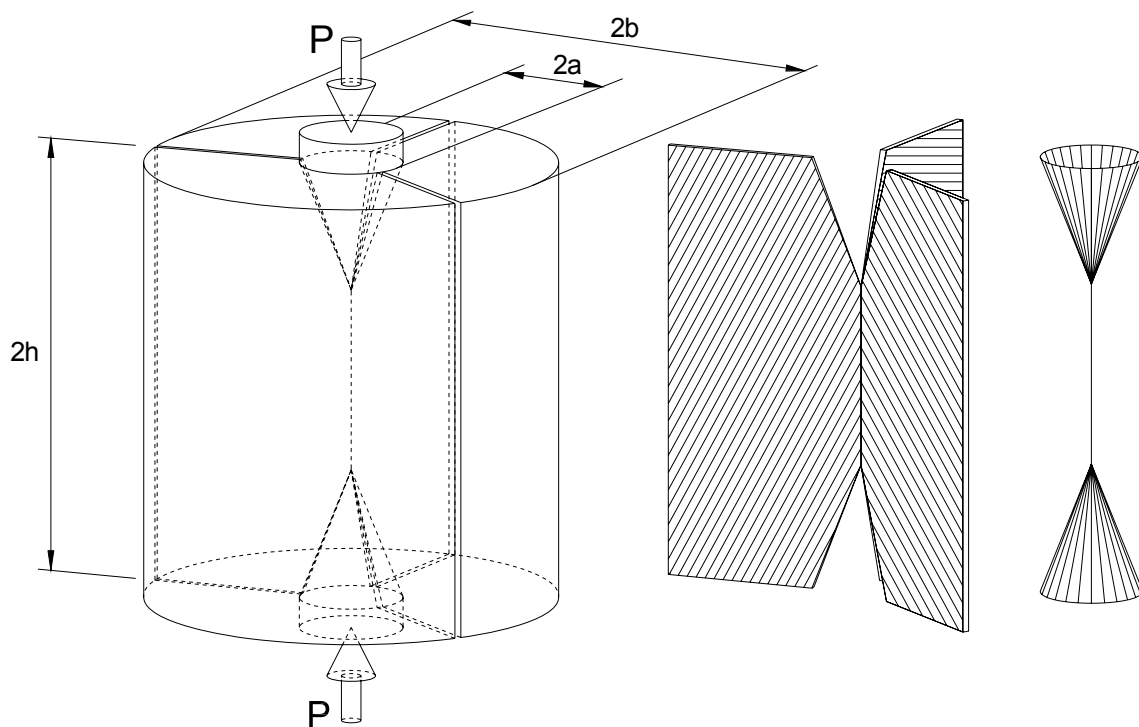


Figura 3.11: Esquema idealizado del modo de rotura donde se pueden observar la formación de los planos radiales y los conos de rotura.

El modo de rotura que tiene lugar en la probeta cilíndrica al cargar la muestra hasta rotura se explica a continuación, además del proceso de formación de las fisuras radiales, el cual tiene una componente aleatoria y otra de secuencialidad.

3.6.1. Modo de rotura

Existen estimaciones de la carga de rotura, Chen (1970 y 1975) realizó un análisis límite de la cota superior. Asumió que el comportamiento del hormigón puede ser descrito mediante una modificación del criterio plástico de Coulomb. En consecuencia, se obtiene el mecanismo de rotura idealizado de la *Figura 3.12 y 3.13*, en donde φ representa el ángulo de fricción interna de la muestra y 2α denota el ángulo de apertura de los dos fragmentos cónicos. Se ha de señalar que φ es función del tipo de fibra utilizado y de la cuantía (kg/m^3) en que es añadida al hormigón, mientras que α depende de las características del hormigón.

El modo de rotura de la probeta se puede concretar mediante dos tipos de rotura diferenciadas. Una rotura por deslizamiento que tiene lugar en las superficies entre los fragmentos cónicos y los segmentos de hormigón exteriores, y una rotura de separación que se produce en las superficies radiales fisuradas entre los segmentos exteriores. Inicialmente se forman las fisuras radiales (rotura de separación) siendo la secuencialidad en la aparición de dichas fisuras prácticamente instantánea en el tiempo. Por otro lado, para que el cono formado bajo los platos de carga pueda desplazarse (rotura de deslizamiento) necesita físicamente de la aparición de las fisuras radiales.

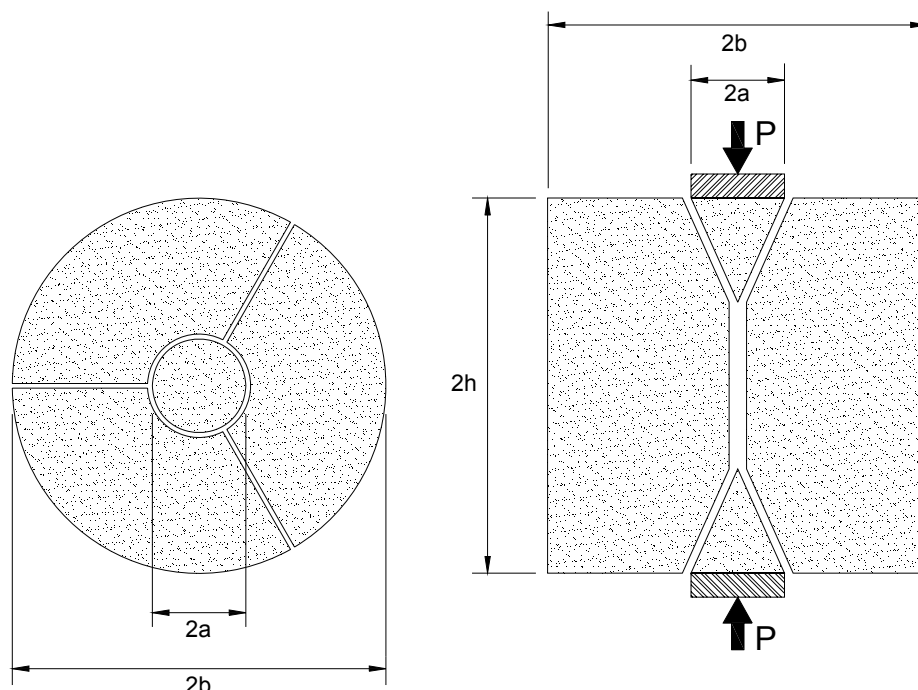


Figura 3.12: Mecanismo idealizado de rotura en el que se puede observar una vista en planta y un corte longitudinal.

Debido al criterio plástico asumido, los vectores de desplazamiento relativo entre los fragmentos cónicos y los segmentos de hormigón exteriores están inclinados un ángulo φ con respecto a la superficie de discontinuidad, ya que se produce deslizamiento. Por lo

tanto, una penetración del cono de valor v corresponde a un desplazamiento lateral (u) de los segmentos de hormigón externos de valor $u = v \cdot \text{tg}(\alpha + \varphi)$, siendo este valor el incremento del radio. Se obtiene de este modo que la suma de todas las aberturas de fisuras radiales da como resultado un valor de $v \cdot 2\pi \cdot \text{tg}(\alpha + \varphi)$ (Marti, 1989), tal y como se puede observar en el esquema de la *Figura 3.13*.

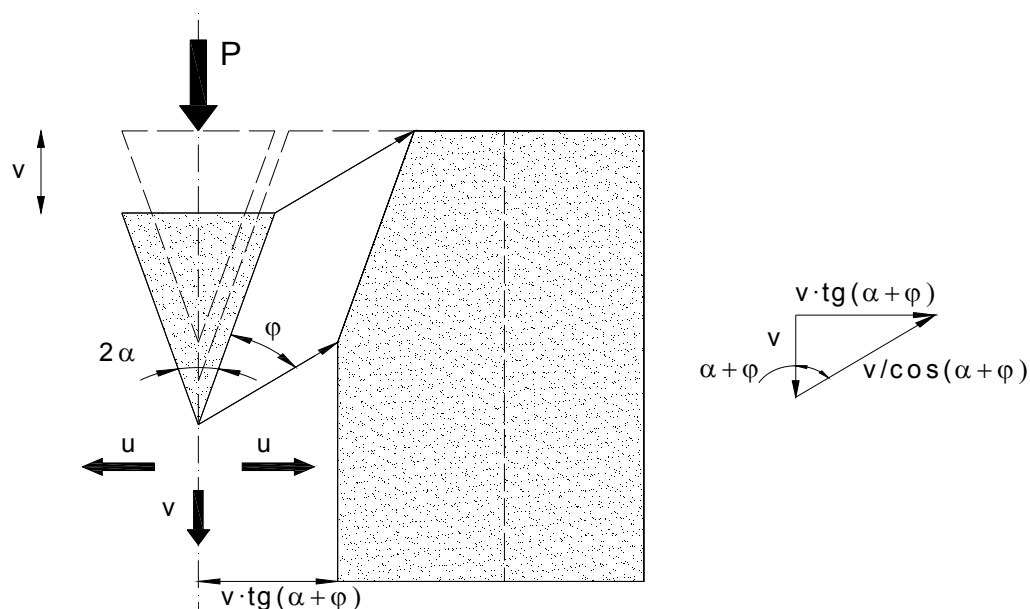


Figura 3.13: Esquema de los diferentes desplazamientos existentes a partir del mecanismo de rotura adoptado.

De acuerdo con el teorema de la cota superior del análisis límite, el trabajo de las fuerzas aplicadas en el ensayo es igual a la disipación total, de este modo se obtiene la siguiente ecuación:

$$2 \cdot P \cdot v = U_c + U_t \quad [3.14]$$

donde: P : carga aplicada en el momento de fallo (carga de rotura).

v : desplazamiento vertical unitario ($v = 1$).

U_c : energía disipada debido al deslizamiento producido a lo largo de las dos superficies cónicas.

U_t : energía disipada debido a la separación producida a lo largo de las fisuras radiales.

Si se considera un vector de separación relativa unitario, la disipación por unidad de área de superficie de discontinuidad es igual a $f_c(1 - \text{sen}\varphi)/2$ y f_t para los modos de rotura de deslizamiento y separación (tal y como se expone en Chen y Drucker, 1969), respectivamente, donde f_c y f_t denotan las resistencias uniaxiales del HRF a compresión y tracción. Las ecuaciones que se obtienen para la disipación de energía se desarrollan a continuación.

Para la obtención de la energía disipada a lo largo de las dos superficies cónicas se ha de hallar previamente la fuerza a compresión que se movilizan en los conos (F_c) y su desplazamiento (v_c):

$$F_c = A_c \cdot f_c^* = \frac{A_p}{\text{sen}\alpha} \cdot \frac{f_c \cdot (1 - \text{sen}\varphi)}{2} = \frac{\pi \cdot a^2}{\text{sen}\alpha} \cdot \frac{f_c \cdot (1 - \text{sen}\varphi)}{2} \quad [3.15]$$

donde: A_p : superficie de la base del cono (superficie del punzón).

A_c : superficie lateral del cono.

f_c^* : tensión en la superficie lateral del cono.

f_c : resistencia a compresión uniaxial del HRF.

$$v_c = \frac{v}{\cos(\alpha + \varphi)} = \frac{1}{\cos(\alpha + \varphi)} \quad [3.16]$$

en donde el desplazamiento vertical (v) se considera de valor la unidad.

De esta manera, mediante las ecuaciones [3.15] y [3.16], se obtiene la siguiente expresión para la energía disipada a lo largo de las superficies cónicas (U_c):

$$U_c = F_c \cdot v_c = \frac{\pi \cdot a^2 \cdot f_c \cdot (1 - \text{sen}\varphi)}{\text{sen}\alpha \cdot \cos(\alpha + \varphi)} \quad [3.17]$$

Por otro lado, para la obtención de la energía disipada a lo largo de una fisura diametral (U_t), se ha de hallar previamente la fuerza a tracción que se movilizan en dicha fisura (F_t) y su desplazamiento lateral (u_t). Se ha de indicar que se parte de la hipótesis que el modo de rotura de la probeta cilíndrica es el de formación de una única fisura diametral.

$$F_t = A_t \cdot f_t = (A - 2 \cdot A_{ct}) \cdot f_t = f_t \cdot 2(2ab - a^2 \cdot \cot\alpha) \quad [3.18]$$

donde: A : superficie de la sección diametral transversal de la muestra.

A_{ct} : superficie de la sección diametral transversal del cono.

A_t : superficie de la fisura diametral.

f_t : resistencia a tracción uniaxial del HRF.

$$u_t = \frac{u}{2} = \pi \cdot \text{tg}(\alpha + \varphi) \quad [3.19]$$

En consecuencia, se obtiene a partir de las ecuaciones [3.18] y [3.19] la siguiente expresión para la energía disipada a lo largo de una fisura diametral:

$$U_t = F_t \cdot u_t = 2\pi \cdot f_t \cdot (2a \cdot b - a^2 \cdot \cot\alpha) \cdot \text{tg}(\alpha + \varphi) \quad [3.20]$$

Cabe destacar, tal y como señala Marti (1989), que para la relación de resistencias del hormigón en masa trabajando a compresión y tracción uniaxiales (f_c/f_t) de valores 8, 10 y 12,5, se obtienen respectivamente los siguientes valores para el cociente $U_c/(U_c+U_t)$; 0,233, 0,275 y 0,322, lo cual indica que la rotura por deslizamiento (caracterizada por U_c) a lo largo de la superficie cónica discontinua tiene un valor inferior a un tercio de la disipación total de energía (U_c+U_t). Esto indica que la mayoría de la energía se usa para superar la resistencia a tracción a lo largo de las superficies de fisura radial.

A partir de las ecuaciones [3.14], [3.17] y [3.20] se obtiene la expresión final siguiente:

$$2 \cdot P = \frac{\pi \cdot a^2 \cdot f_c \cdot (1 - \operatorname{sen} \varphi)}{\operatorname{sen} \alpha \cdot \cos(\alpha + \varphi)} + 2\pi \cdot f_t \cdot (2a \cdot b - a^2 \cdot \cot g \alpha) \cdot \operatorname{tg}(\alpha + \varphi) \quad [3.21]$$

A causa del teorema de la cota superior, el ángulo α , el cual es un parámetro físico libre, se ha de variar para poder hallar la menor de la cota superior para la carga de rotura P. Marti halla la siguiente condición:

$$\cot g \alpha = \tan \varphi + \frac{1}{\cos \varphi} \sqrt{1 + \frac{4 \cdot (2b) \cdot (2h) \cdot f_t \cdot \cos \varphi}{2a[f_c(1 - \operatorname{sen} \varphi) - 2 \cdot f_t \cdot \operatorname{sen} \varphi]}} \quad [3.22]$$

Geométricamente, a partir de la *Figura 3.8*, se establece que α no puede ser menor que $\cot g(a/h)$. En el caso de que en la ecuación [3.22] se obtenga como resultado un valor del ángulo $\alpha < \cot g(a/h)$, en las ecuaciones [3.17] y [3.20] se deberá utilizar el valor de α igual a $\cot g(a/h)$.

Bortolotti (1988) propone dos estados límites sucesivos por los que la muestra ensayada alcanza la rotura (tal y como se expone en el apartado 3.3 del presente capítulo). El primero de los límites aparece al alcanzar la resistencia a tracción en la superficie de rotura (formación de la fisura diametral), el cual permite hallar las expresiones de la resistencia a tracción y compresión del material a partir de una modificación del criterio de rotura de Coulomb. El segundo estado límite se alcanza al llegar al límite de rotura en los conos bajo la superficie de carga, el cual se alcanza después de un proceso de redistribución de carga constante con reblandecimiento en la superficie de rotura a tracción.

Finalmente, Bortolotti verifica la ecuación de trabajos virtuales [3.21] a partir de valores deducidos de datos experimentales. Comparando los valores de P obtenidos a partir de dicha ecuación se observa que estos concuerdan con los experimentales, tal y como se puede observar en la *Tabla 3.6*. En consecuencia, se demuestra que el criterio de rotura y el proceso de reblandecimiento enunciados con anterioridad son fiables. Los valores experimentales utilizados en la verificación se obtienen de ensayos realizados por Chen y Colgrove (1980).

N	P exp (kN)	P ec. [3.13] (kN)	P exp/ P ec. [3.13]	Error (%)
1	110,59	108,90	1,024	1,53
2	118,55	115,21	1,029	2,82
3	111,55	107,93	1,033	3,25
4	105,49	102,05	1,033	3,26
5	77,71	75,77	1,026	2,50
6	98,66	95,86	1,029	2,84
7	95,64	93,32	1,025	2,43

Tabla 3.6: Comparativa de valores de carga última experimentales y teóricos.

3.6.2. Formación de las fisuras radiales

La formación de los planos de fisura radiales empieza con la aparición de una primera fisura radial. El estado de tensiones que acontece la rotura en la incipiente formación de dicha fisura corresponde al valor último de la carga P , alcanzándose de esta manera el límite de resistencia a tracción (o resistencia de fisuración). Se ha de tener en cuenta, que para la evaluación de la resistencia a tracción a partir de mecanismos de rotura en el ensayo de doble punzonamiento se hace referencia a una única fisura, de acuerdo con el significado físico de carga de rotura como la más pequeña de todas las cargas físicamente admisibles. La fisura inicial aparece en la muestra aleatoriamente, es decir, no aparece en un lugar prefijado del espécimen. Este hecho puede ser causado por varios factores:

- Existencia de zonas de la muestra que presentan una mayor debilidad frente a otras más resistentes, consecuencia por ejemplo de zonas con una mayor densidad de fibras.
- Debido a una excentricidad de la carga aplicada, la cual produce zonas más tensionadas.

Tal y como se puede observar en la *Figura 3.14*, las fisuras surgen desde el centro de la probeta (en concreto, desde el perímetro circular que forma el plato de carga sobre la cara de la probeta) y van progresando hasta la cara lateral exterior del cilindro, en el caso que se forme un plano radial completo, o simplemente no se propagan hasta alcanzar la cara lateral de la probeta cilíndrica (véanse a modo de ejemplo las diferentes fisuras formadas en la probeta derecha de la *Figura 3.14*). Generalmente, la primera de las fisuras que se forma en la probeta ensayada hasta rotura es la que aparece con un mayor ancho de fisura final.



Figura 3.14: Probetas ensayadas mediante el ensayo de doble punzonamiento, en donde se aprecian las formaciones de las diferentes superficies de rotura.

El proceso de formación de la primera fisura es el mostrado a continuación. Inicialmente, el plato de carga va aumentando la carga aplicada sobre las caras de la probeta cilíndrica hasta que en un punto o sección de la probeta (el más débil) se alcanza la resistencia a tracción del hormigón. En este preciso instante, se produce la formación de la primera fisura, al no tener el hormigón en dicha sección más capacidad de absorción de carga. A partir de este punto actúan resistiendo solamente las fibras, creando el efecto de cosido de la fisura hasta que se alcanza la resistencia máxima de dichas fibras (en función de la naturaleza de las fibras; acero, plásticas, etc.) y se produce la rotura de las mismas. Dicha rotura de las fibras se produce en el caso que la resistencia del anclaje de las fibras al hormigón sea superior a la resistencia a tracción del material de que estén compuestas las fibras, en caso contrario, se produce el fallo del anclaje de las fibras sin romperse las fibras.

Una vez fijada la primera fisura en la probeta, generalmente suelen aparecer dos fisuras más. Se ha de decir, que la formación de las fisuras posteriores a la primera suele ser un proceso casi instantáneo en el tiempo.

El teorema del límite inferior formula que la carga que está en equilibrio con uno de los posibles mecanismos plásticos de una estructura es igual o superior a la carga de rotura real, lo que equivale a decir que el mecanismo verdadero es aquel que proporciona la carga de rotura más pequeña. Si se asume que el mecanismo de rotura (en consecuencia, la formación de fisuras en la muestra) sigue la formulación de mínima energía necesaria para llegar a la rotura de la muestra y si la probeta de HRF es totalmente homogénea, se obtiene que la formación de la segunda fisura viene condicionada por la primera y aparece aproximadamente a 180° de ésta. Esto es debido a que el mecanismo de rotura que requiere de energía mínima es el de formación de una única fisura diametral. Además, a este motivo se suma el hecho de que la zona en donde aparece la segunda fisura es donde la concentración de tensiones es máxima. En

consecuencia se obtiene en conjunto, que para la rotura de la probeta se forma una única fisura diametral, tal y como se puede observar en la *Figura 3.15* (probeta de HRF procedente de un tramo experimental de la estación de Bon Pastor, ensayada mediante el ensayo Barcelona). Esta fisura diametral es de todos los casos posibles, la que proporciona la carga de rotura mínima y por lo tanto el mecanismo de rotura que requiere la mínima energía. Por contra, en la mayoría de las probetas ensayadas no se observa la formación de una única fisura diametral sino la formación de 3 ó 4 planos de fisura. Este hecho es debido seguramente a la aleatoriedad del hormigón reforzado con fibras.



Figura 3.15: Formación de una única fisura diametral (caras superior e inferior de la probeta).

Tal y como se ha expresado con anterioridad, el HRF tiene una componente de homogeneidad reducida debido a la aleatoriedad de la ubicación de las fibras y al propio hormigón. Este hecho hace que la segunda fisura no se sitúe forzosamente a 180° de la primera y no esté en consecuencia condicionada. Por lo tanto, se obtiene en la probeta, una zona de altas concentraciones de tensiones en donde se puede formar la segunda fisura. Ésta se situará, al igual que la primera, en la sección más débil. En consecuencia, la formación de la segunda fisura seguirá un proceso equivalente al descrito para la primera fisura.

La tercera fisura que se forma aparece, como norma general, para que el proceso de rotura sea cinemáticamente admisible, ya que se necesitan como mínimo tres fisuras para que el cono de rotura formado bajo los platos de carga pueda penetrar en la probeta cilíndrica.

Se comprueba a modo experimental que, en las probetas en donde se forman solamente dos fisuras radiales, las cuales forman una sola fisura diametral ya que están separadas aproximadamente 180° , el cono de rotura no se forma plenamente bajo los platos de carga, sino que, tal y como se observa en la *Figura 3.16*, existe un desplazamiento relativo entre las dos partes de la probeta delimitadas o separadas por la fisura diametral. De este modo se demuestra la necesidad de formación de tres fisuras radiales para que el cono de rotura pueda penetrar en la probeta.



Figura 3.16: Fisuras diametrales en probetas ensayadas mediante el ensayo Barcelona.

Normalmente, la experiencia muestra que la tercera fisura aparece aproximadamente en la bisectriz comprendida entre las dos primeras, estando en consecuencia condicionada la formación de la tercera fisura por la ubicación de las dos anteriores. De este modo, tal y como se observa en al *Figura 3.17*, las tres fisuras que se forman están separadas entre sí 120° aproximadamente.



Figura 3.17: Distribución típica de las fisuras radiales que aparecen en dos probetas de HRF ensayadas mediante el ensayo Barcelona.

A continuación, con el objeto de completar el análisis de la fenomenología en el ensayo de doble punzonamiento mostrado hasta este punto, se realiza un breve análisis del efecto del tamaño de la probeta en el ensayo.

3.6.3. Efecto del tamaño

Marti (1989) basándose en el modo de rotura explicado con anterioridad y demostrando que los valores del cociente $f_t(2b)^2/P$ no son muy sensibles a la relación entre las resistencias a compresión y tracción (f_c/f_t), introduce una tensión nominal (σ_n) con el objetivo de poder comparar diferentes resultados del ensayo de doble punzonamiento.

$$\sigma_n = 0,4 \frac{P}{d^2} \quad [3.23]$$

Si se consideran muestras geoméricamente similares de diferentes tamaños fabricadas con el mismo tipo de hormigón, el análisis límite predice que σ_n es constante para todos los tamaños. Por otro lado, la mecánica de fractura lineal clásica predice que σ_n es inversamente proporcional a la raíz del diámetro de la probeta ($2b$). Por lo tanto, aumentando $2b$ por un factor de 16, σ_n debería aumentar un factor de 4. Evidencias experimentales muestran que el efecto real del tamaño se sitúa en algún lugar entre las dos predicciones del análisis límite y la mecánica de fractura lineal. De hecho, en ensayos realizados por Marti (series 2), para el cual la muestra más grande es de 16 veces el tamaño de las muestras más pequeñas, σ_n disminuye un factor de 1,6.

La aproximación mecánica de fractura no lineal de Bazant (1984 y 1986) sugiere aplicar el análisis límite y la mecánica de fractura lineal se aplica a tamaños de muestra muy pequeños y muy grandes, respectivamente, mientras que para tamaños intermedios, proporciona una transición uniforme/suave entre estas dos teorías límites. La relación del efecto del tamaño de Bazant se puede escribir como:

$$\bar{\sigma}_n = \frac{f_t}{\sqrt{1 + \frac{d}{\lambda \cdot d_a}}} \quad [3.24]$$

donde: $\bar{\sigma}_n$: pronóstico para la tensión nominal definida en la ecuación [3.15].

d_a : tamaño máximo del árido.

λ : una constante empírica.

Marti realizó una serie de campañas experimentales ensayando probetas de hormigón en masa mediante el ensayo de doble punzonamiento. Los diámetros de las muestras ensayadas varían de los 76 cm a los 1,22 m y todas las muestras son geoméricamente similares. Los resultados mostraron un pronunciado efecto de forma, lo cual es acorde con la relación del efecto de tamaño de Bazant [3.24].