

## El factor de constreñimiento y su dependencia de las dimensiones en probetas de fractura DC(T)<sup>(\*)</sup>

J.R. Donoso\*, Ch. Cancino\* y U. Muehlich\*

**Resumen** El factor de constreñimiento de la Ecuación del Formato Común,  $\Omega^*$ , desarrollado por Donoso y Landes, se analiza en términos de su dependencia de la longitud de grieta y el espesor, en probetas de geometría disco-compacta, DC(T). El análisis numérico del comportamiento carga-desplazamiento de probetas DC(T), con entalla roma, y la evaluación experimental de probetas DC(T) prefisuradas, con diferentes espesores, permite obtener los valores de  $\Omega^*$ , en función del cociente espesor/ligamento, B/b, como una medida del grado de constreñimiento inducido por la relación de tamaños en esta geometría.

**Palabras clave** Fractura elasto-plástica. Constreñimiento. Formato común. Tenacidad a la fractura.

### The constraint factor and its size dependence in DC(T) fracture specimens

**Abstract** The Common Format Equation constraint factor,  $\Omega^*$ , introduced by Donoso and Landes, is analyzed in terms of its dependence on crack length and thickness, in disk-shaped compact specimens, DC(T). Numerical analysis of the load-displacement behavior of blunt-notched DC(T) specimens, and experimental evaluation of pre-cracked DC(T) specimens of various thickness, allows one to obtain the values of  $\Omega^*$  in terms of the thickness-to-ligament ratio, B/b, as a measure of the degree of size-induced constraint in this geometry.

**Keywords** Elastic-plastic fracture. Constraint. Common format. Fracture toughness.

## 1. INTRODUCCIÓN

El problema del constreñimiento en la Mecánica de la Fractura Elasto-Plástica (MFEP) ha sido muy estudiado por sus efectos sobre la tenacidad a la fractura. Para materiales dúctiles, la tenacidad se evalúa mediante el uso del parámetro  $J$  [1], con el que se puede describir el comportamiento a la fractura, en situaciones que van desde materiales de alta resistencia cargados en condiciones de tensión plana y con plasticidad en pequeña escala hasta materiales muy dúctiles con plasticidad extendiéndose a través del ligamento. A pesar de la amplia aplicabilidad de la MFEP, la tenacidad a la fractura, expresada como la propiedad puntual  $J_{Ic}$ , o mediante la curva  $J$ - $R$  [2], depende de varios factores, entre los que destacan la geometría (tipo de probeta), modo de carga (tensión *vs.* flexión), dimensio-

nes en el plano (longitud de grieta y ligamento) y espesor. Así, por ejemplo, una probeta con grieta superficial mostrará, aparentemente, mejor tenacidad a la fractura que una con grieta profunda (a igual espesor) o, una probeta con gran espesor dará valores más conservadores que una delgada, a igual tamaño de grieta.

Todo esto indica que existe un elemento adicional a tener en cuenta cuando se intentan transferir propiedades desde una probeta a un componente, limitando con ello, seriamente, la descripción de la tenacidad a la fractura con un parámetro, solamente. El elemento que provoca esta desviación en la capacidad de predicción, limitando la relación uno a uno entre  $J$  y el campo de tensiones en la punta de la grieta, se denomina constreñimiento, vinculado al grado de triaxialidad en la punta de la grieta. Este aspecto tiene tanta relevancia

(\*) Trabajo recibido el día 28 de noviembre de 2001 y aceptado en su forma final el día 8 de octubre de 2002.

(\*) Departamento Ciencia de Materiales. Universidad Técnica Federico Santa María, Avda. España 1680. Valparaíso. Chile.

que ha dado lugar a un nuevo concepto denominado Mecánica de la Fractura con dos Parámetros, o  $J-Q$  [3-5], para analizar diferencias de comportamiento debido al constreñimiento “en el plano”. El concepto de la tensión  $Q$  (cuyo valor es  $Q\sigma_0$ , donde  $\sigma_0$  es la tensión de fluencia del material) es el de una tensión “diferencia” entre la tensión HRR (por Hutchinson<sup>[6]</sup>, y Rice y Rosengren<sup>[7]</sup>) en condiciones de deformación plana, y la componente de abertura,  $\sigma_{yy}$ , en la punta de la grieta. Si  $Q \approx 0$ , entonces,  $\sigma_{yy} \approx \text{HRR}$  y la situación es de alto constreñimiento. Por el contrario, si  $Q < 0$ , entonces,  $\sigma_{yy} < \text{HRR}$  y la situación cambia a una de bajo constreñimiento.

Cuando se caracteriza tenacidad a la fractura por la curva  $J-R$ , una disminución del grado de constreñimiento hará subir el nivel de la curva  $J-R$ . Por otra parte, la disminución del grado de constreñimiento logrará bajar el nivel de la curva carga-desplazamiento (dada por las funciones de calibración) de la geometría de la estructura o probeta de laboratorio. Uno de los propósitos principales de un análisis de mecánica de la fractura es predecir el comportamiento de un componente estructural a partir del resultado de un ensayo de laboratorio, combinando las funciones de calibración, propias de la geometría, con la tenacidad a la fractura del material. Sin embargo, cuando el componente estructural tiene un grado de constreñimiento por el espesor diferente al de la probeta, se debe incluir, de algún modo, el efecto del constreñimiento.

Donoso y Landes propusieron una metodología para cuantificar el efecto del constreñimiento por el espesor sobre las funciones de calibración<sup>[8]</sup>, dadas por la Ecuación del Formato Común (EFC) <sup>[9 y 10]</sup>. Esta metodología, basada en las características de deformación en probetas de fractura, se empleó para predecir el comportamiento carga-desplazamiento para casos con diferentes grados de constreñimiento. Para ello, se utilizaron los resultados obtenidos de un ensayo realizado bajo condiciones de deformación plana (probetas C(T) del tipo 10T, espesor 250 mm, y 1T, espesor 25 mm), para predecir, con éxito, el comportamiento de una estructura bajo condiciones de tensión plana<sup>[8]</sup>. El objetivo del presente trabajo es expandir la metodología propuesta por Donoso y Landes para la predicción del factor de constreñimiento<sup>[8]</sup> y mostrar que se pueden obtener valores del factor  $\Omega^*$  en un rango amplio, a definir posteriormente, en adición a los valores extremos definidos en la EFC para deformación plana y tensión plana.

## 2. LA ECUACIÓN DEL FORMATO COMÚN Y EL PARAMETRO $\Omega^*$

La Ecuación del Formato Común, EFC <sup>[9 y 10]</sup>, define las funciones de calibración de probetas agrietadas, expresando la carga  $P$  como el producto de tres términos. El primero de éstos,  $G$ , es de carácter geométrico y es función del ligamento normalizado,  $b/W$ ; el segundo,  $H$ , está vinculado al endurecimiento del material, como función del desplazamiento plástico normalizado  $v_{pl}/W$ ; y el tercer término es el factor de constreñimiento,  $\Omega^*$ , basado en las características de deformación del material. De esta manera y considerando que  $W$  es una dimensión característica de la probeta fractomecánica, la EFC puede ser escrita como:

$$P = \Omega^* G \left( \frac{b}{W} \right) H \left( \frac{v_{pl}}{W} \right) \quad (1)$$

La función  $G$  es propia de cada configuración (probeta) agrietada. De forma potencial, en la EFC, se describe por la relación<sup>[9]</sup>:

$$G = C \cdot B \cdot W \cdot (b/W)^m, \quad (2)$$

en la cual,  $B$  es el espesor de la probeta,  $W$  es la dimensión característica en el plano (v.g., el ancho de la probeta), y  $C$  y  $m$  son, respectivamente, el coeficiente y el exponente de la EFC, característicos para cada geometría<sup>[10 y 11]</sup>. Los valores para el coeficiente y el exponente de la EFC característicos de la geometría DC(T), son:  $C = 1,7$  y  $m = 2,330$  <sup>[12]</sup>.

Se ha demostrado<sup>[8]</sup> que el factor de constreñimiento,  $\Omega^*$ , puede calcularse a partir de los datos experimentales, carga *vs.* desplazamiento, convertidos a valores normalizados, si la ecuación (1) se escribe de la forma siguiente:

$$P_N = D (v_N)^{1/n} = \Omega^* \sigma^* (v_N)^{1/n}, \quad (3)$$

donde la carga normalizada,  $P_N$ , es  $P/G$  y el desplazamiento normalizado,  $v_N$ , es  $v_{pl}/W$ . En la ecuación (3),  $D$  es un coeficiente empírico que relaciona la carga normalizada y el desplazamiento plástico normalizado expresado como una función potencial. Por comparación de  $D$  con el coeficiente teórico de la EFC,  $\Omega^* \sigma^*$ , es posible despejar y obtener el factor de constreñimiento,  $\Omega^*$ . En el desarrollo de la EFC <sup>[8]</sup> se obtuvieron valores de  $\Omega^*$  del orden de 0,27, para condiciones de tensión

plana, en tanto que, para deformación plana se obtuvieron valores cercanos a 0,36. Los respectivos valores teóricos son 0,2678 y 0,3638 [9 y 10].

La relación para  $\Omega^*$  es, a partir de la ecuación (3), la siguiente:

$$\Omega^* = D/\sigma^* \quad (4)$$

en la cual  $\sigma^*$  es una propiedad del material, e igual a:

$$\sigma^* = \frac{\sigma_o}{(\alpha \epsilon_o)^{1/n}} \quad (5)$$

En la ecuación (5),  $\alpha$  y  $n$  son el coeficiente y el exponente, respectivamente, de la ecuación que vincula tensión con deformación (mediante una relación potencial tipo Ramberg-Osgood) y se obtienen a partir de un ensayo de tracción. Además,  $\sigma_o$  es la tensión de fluencia, y  $\epsilon_o$  es la deformación de fluencia, igual a  $\sigma_o$  dividido por el módulo de Young,  $E$ .

Para conseguir los objetivos definidos para este trabajo, esto es, la evaluación de  $\Omega^*$ , se realizaron ensayos experimentales con probetas disco-compactas, DC(T), de un acero inoxidable tipo AISI 304 [12], así como simulaciones numéricas con probetas de la misma geometría, como se explicará a continuación.

### 3. MATERIAL Y MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS

Para realizar los ensayos experimentales, se fabricaron probetas de geometría disco-compactas, DC(T), a partir de barra de acero inoxidable tipo AISI 304, para el cual  $\sigma_o = 300$  MPa,  $\alpha = 1,0$  y  $n \approx 8,8$  ( $1/n = 0,1136$ ). Con estos valores se obtiene, de la ecuación (5),  $\sigma^* = 630$  MPa.

La figura 1 muestra el esquema de la probeta DC(T). La ventaja de la geometría DC(T) (sugerida en la Norma ASTM E 1820 para la evaluación de tenacidad a la fractura)[2] es que, a partir de barra, se pueden fabricar probetas con espesores tan variados como se requiera. En el caso presentado aquí, se ensayaron probetas DC(T) con dimensiones en el plano proporcionales a un espesor de 25 mm (tipo 1T, con  $W = 50$  mm), pero con espesores entre 12 y 25 mm. Las longitudes normalizadas de grieta,  $a/W$ , estuvieron comprendidas entre 0,35 y 0,58 para el conjunto ensayado experimentalmente.

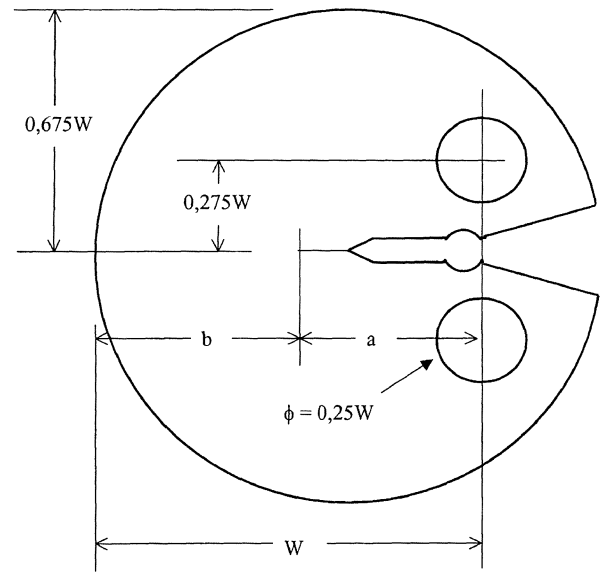


Figura 1. Esquema de la probeta DC(T).

Figure 1. Schematic of the DC(T) specimen.

Además de los ensayos experimentales, se simularon numéricamente las probetas disco-compactas, usando modelos 3-D, con  $W = 50$  mm, espesor 12,5 mm y longitudes de grieta,  $a/W$ , entre 0,3 y 0,8. De esta manera se consiguieron valores del cociente  $B/b$  (espesor/ligamento) entre 0,35 y 1,25. La simulación de las probetas se realizó por el método de elementos finitos, empleando el programa ADINA [13]. Debido a la simetría de la probeta, se utilizó un cuarto de ella, cuyo mallado se muestra, en perspectiva, en la figura 2. Por razones de simplicidad, no se representaron los agujeros y el

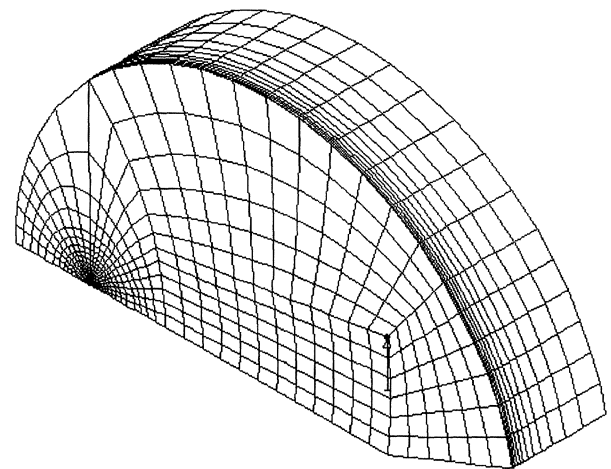


Figura 2. Vista 3-D de la malla utilizada para un cuarto de la probeta DC(T).

Figure 2. 3-D view of the mesh employed for one-quarter of the DC(T) specimen.

corte para generar la grieta se modeló como una ranura simple, con un radio de curvatura en la punta de 0,040 mm. La figura 3 muestra una vista ampliada de la malla empleada en la cercanía de la punta de la grieta, donde se ubicaron alrededor de 3/4 del total de los elementos.

Los modelos se construyeron, en promedio, con alrededor de 9.900 elementos 3-D de 8 nodos, con un total aproximado de 12.000 nodos. Los elementos que rodean la punta de la grieta tienen tamaños del orden de 0,010 mm los más pequeños, en tanto (como ya se indicó) que la punta de la grieta tiene un radio de curvatura de 0,040 mm. Este último, corresponde a un valor superior del rango de valores para el desplazamiento de las caras del extremo de la grieta, al realizar el preagrietamiento de las probetas ensayadas experimentalmente.

Para los modelos se usó un valor de la tensión de fluencia de 300 MPa, módulo de Young de valor 210 GPa y coeficiente de Poisson,  $\nu = 0,30$ . El análisis numérico consideró el criterio de von Mises, no-linealidad del material y formulación "la-grangiana" actualizada, para incluir adecuadamente el efecto de grandes deformaciones. Las simulaciones fueron ejecutadas bajo la condición de desplazamientos prescritos, utilizando 80 pasos para un desplazamiento total del punto de aplicación de carga de 4 mm.

#### 4. RESULTADOS EXPERIMENTALES Y NUMÉRICOS

Las variables de salida, tanto en el análisis numérico como en los experimentos realizados, fueron carga y desplazamiento total del punto de carga. La información carga normalizada vs. desplazamiento

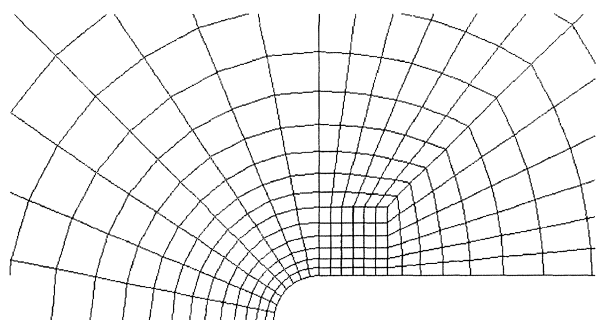


Figura 3. Detalle de la malla en la punta de la grieta, con radio de curvatura 40  $\mu\text{m}$ .

Figure 3. Detail of the mesh at the tip of the crack, with radius of curvature 40  $\mu\text{m}$ .

plástico normalizado, permitió obtener los valores de  $\Omega^*$ , de acuerdo con el desarrollo mostrado previamente<sup>[8]</sup>, dado por las ecuaciones (3), (4) y (5). Los valores del desplazamiento plástico se obtuvieron como el desplazamiento total menos la componente elástica, la cual se calculó mediante el uso de la flexibilidad,  $c$ <sup>[2]</sup>, de acuerdo con la relación:

$$v_{el} = c \cdot P \quad (6)$$

La figura 4 muestra las curvas carga vs. desplazamiento plástico del punto de carga, para las probetas DC(T) modeladas numéricamente, con valores de  $a/W$  de 0,4, 0,5, 0,6, 0,7 y 0,8, con espesor de 12,5 mm. Complementando esta información, se incluye en esta figura una curva experimental, obtenida para una longitud de grieta  $a/W = 0,56$  y espesor 12,7 mm. Los datos de la figura 4 fueron, después, convertidos en carga normalizada vs. desplazamiento normalizado. Las curvas respectivas se muestran en la figura 5.

La tabla I resume los resultados numéricos y experimentales para el coeficiente D, el valor recíproco del exponente  $n$  y el factor de constreñimiento,  $\Omega^*$ , en función del cociente  $B/b$ . Adicionalmente, se incluyeron los valores de tamaño inicial de grieta,  $a_0/W$ , y del espesor neto,  $B_N$  (algunas probetas se entallaron lateralmente). Los valores de D y  $n$ , parámetros básicos de la ecuación (3), se obtuvieron de los datos de la figu-

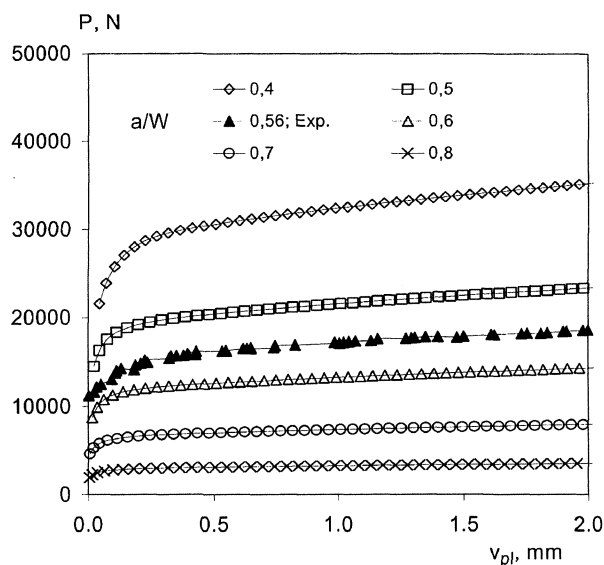
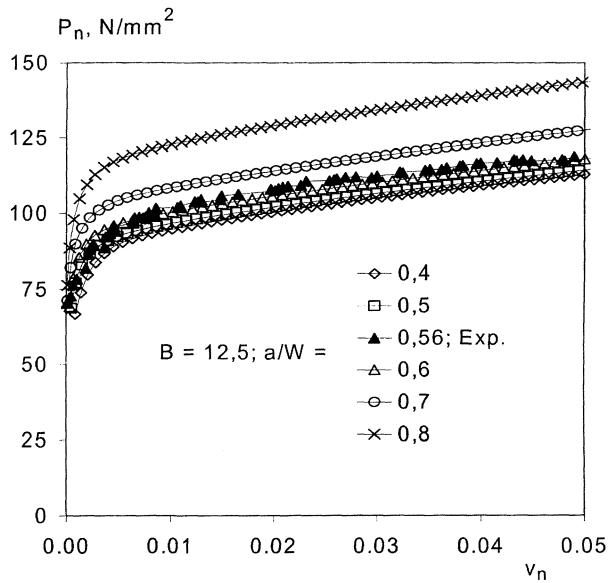


Figura 4. Curvas carga-desplazamiento plástico para los casos numéricos, y un caso experimental, con  $B = 12,5$  mm.

Figure 4. Load-plastic displacement curves for the numerical cases, and one experimental case,  $B = 12,5$  mm.



**Figura 5.** Las mismas curvas de la figura 4, en el formato carga normalizada-desplazamiento plástico normalizado.

Figure 5. The same curves of figure 4, in the normalized load-normalized plastic displacement format.

**Tabla I.** Parámetros de constreñimiento para la probeta DC(T)

Table I. Constraint parameter for the sample DC(T)

| Valores              | a/W  | B <sub>N</sub> , mm | D, MPa | n     | Ω*     | B/b   |
|----------------------|------|---------------------|--------|-------|--------|-------|
| Numéricas            | 0,30 | 12,5                | 173    | 8,66  | 0,2743 | 0,357 |
|                      | 0,40 | 12,5                | 187    | 8,36  | 0,2960 | 0,417 |
|                      | 0,50 | 12,5                | 195    | 8,64  | 0,3117 | 0,500 |
|                      | 0,60 | 12,5                | 206    | 8,72  | 0,3278 | 0,625 |
|                      | 0,70 | 12,5                | 214    | 9,04  | 0,3401 | 0,833 |
|                      | 0,80 | 12,5                | 229    | 9,03  | 0,3630 | 1,250 |
| Experimentales DC(T) | 0,52 | 15,8                | 207    | 10,35 | 0,3332 | 0,658 |
|                      | 0,56 | 12,7                | 190    | 10,29 | 0,3107 | 0,567 |
|                      | 0,40 | 15,8                | 182    | 9,91  | 0,2989 | 0,500 |
|                      | 0,47 | 13,0                | 186    | 10,50 | 0,2940 | 0,472 |
|                      | 0,35 | 15,0                | 181    | 12,85 | 0,2960 | 0,461 |
|                      | 0,42 | 12,5                | 173    | 11,5  | 0,2852 | 0,431 |
| Experimentales C(T)  | 0,35 | 12,7                | 167    | 9,35  | 0,2724 | 0,386 |
|                      | 0,58 | 25,0                | 221    | 6,50  | 0,3626 | 1,190 |
|                      | 0,52 | 20,0                | 210    | 7,02  | 0,3440 | 0,833 |

ra 5, es decir, a partir de las curvas carga normalizada vs. desplazamiento normalizado, mediante una regresión por mínimos cuadrados. En la tabla I, se puede advertir que los valores de Ω\* están comprendidos entre los valores teóricos de tensión plana (0,2678), para valores de B/b bajos, y de de-

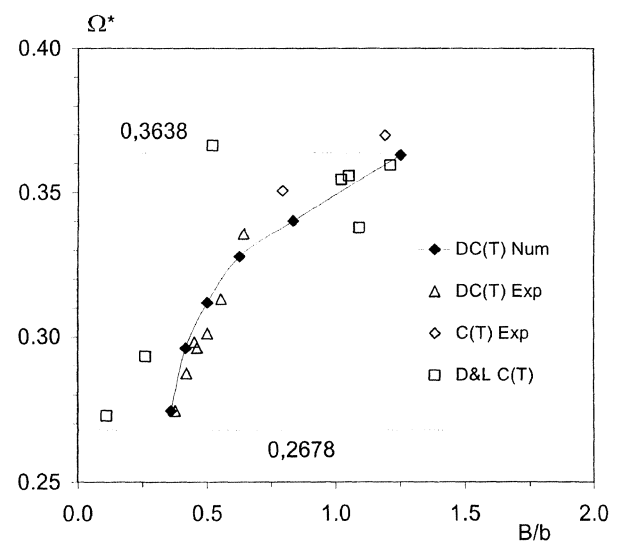
formación plana (0,3638), para valores altos de B/b. Para valores intermedios del cociente B/b, el factor Ω\* adopta valores situados entre los dos extremos teóricos.

La figura 6 muestra el conjunto de valores experimentales y numéricos de Ω\* para la probeta DC(T), representados separadamente. Adicionalmente, se han incluido en esta figura líneas con los valores teóricos de Ω\*, como referencias para el máximo y el mínimo. Por otra parte, tanto en la tabla I como en la figura 6 se han incluido los valores experimentales para probetas C(T) del acero inoxidable AISI 304, para B/b ≥ 0,80. Por último, en la figura 6 se incluyen valores del factor de constreñimiento Ω\* correspondientes al acero ASTM A508 [8], obtenidos para B/b < 2, y marcados como "D&L, C(T)".

## 5. DISCUSIÓN DE RESULTADOS

Los datos incluidos en la figura 6 muestran claramente tres aspectos a destacar:

- la existencia de valores de Ω\* entre los dos extremos teóricos, 0,3638 para deformación plana y 0,2678 para tensión plana,
- la tendencia a aumentar de los valores de Ω\* con un aumento en el parámetro de tamaño, B/b, y
- la similitud en el comportamiento de los valores de Ω\* para los casos experimentales y los numéricos de la probeta DC(T).



**Figura 6.** Valores de Ω\* en función del parámetro de tamaño B/b.

Figure 6. Values of Ω\* as a function of the size parameter B/b.

A partir de los datos mostrados en esta figura, es indiscutible que el factor  $\Omega^*$ , comprendido entre los valores extremos para tensión plana y para deformación plana, adopta valores intermedios entre éstos, aumentando en la medida que el parámetro de tamaño  $B/b$  aumenta. Un valor elevado de  $B/b$  (v.g.,  $B/b \geq 1,0$ ) implica un ligamento,  $b$ , pequeño (grieta profunda) y/o un espesor,  $B$ , grande. Grieta profunda y/o espesor grande son los requisitos normales para acercarse a un estado de deformación plana. Por el contrario, valores pequeños de  $B/b$  (v.g.,  $B/b \leq 0,5$ ) están asociados a ligamentos grandes (grietas pequeñas), y/o a espesores delgados. La existencia de grieta pequeña (superficial) y/o espesor delgado dará lugar, entonces, a un estado en la probeta que tenderá a tensión plana.

El comportamiento mostrado en la figura 6 no debe parecer sorprendente. Anteriormente Donoso y Landes hicieron uso del parámetro de tamaño,  $B/b$ , para caracterizar el grado de constreñimiento en probetas C(T) de tres aceros<sup>[8]</sup>. Como se puede ver en la figura 6, el comportamiento mostrado por las probetas DC(T) y C(T) correspondientes a esta investigación, es similar al mostrado por probetas del acero ASTM A508 para las cuales,  $B/b < 2,0$ , con una excepción, con valor  $\Omega^* \approx 0,37$ , para  $B/b \approx 0,5$ , que se sale de la tendencia general. Esta similitud se manifiesta sobre todo para valores del parámetro de tamaño,  $B/b$ , de alrededor de 1,0.

Shan, Kolednik y Fischer<sup>[14]</sup> utilizaron, también, el parámetro de tamaño  $B/b$  para caracterizar el constreñimiento “fuera del plano” en probetas C(T). El grado de constreñimiento lo midieron en términos del parámetro  $\beta_s$ , que fue definido como la fracción promedio del espesor en condiciones de tensión plana, en relación al espesor total. Esto implica que, cuando  $B/b \rightarrow 0$ , entonces,  $\beta_s \rightarrow 1$  y la probeta se encuentra en una condición de tensión plana. Dada la relación única entre  $\beta_s$  y  $B/b$ , Shan *et al.* plantearon que el cociente  $B/b$  determina entonces el nivel de constreñimiento de la probeta.

Desde un punto de vista macroscópico, el comportamiento de una probeta o estructura con una grieta queda caracterizado por su curva carga-desplazamiento, P-v. Se ha demostrado previamente<sup>[9 y 10]</sup> que el comportamiento P-v depende de características globales, como la curva tensión-deformación del material y la geometría de la probeta o estructura. El Formato Común<sup>[9]</sup> emana de este enfoque y pone énfasis en la separación de la carga, P, en sus componentes, G (geometría), H (en-

durecimiento) y  $\Omega^*$  (constreñimiento). De esta manera, el factor de constreñimiento,  $\Omega^*$ , tiene el mérito de separar curvas, P-v, de probetas del mismo material (igual H), e igual tamaño de grieta,  $a/W$ , pero diferente geometría (G). Esta mirada global es, en gran medida, independiente de los mecanismos de fractura que actúan a escala microscópica en el vértice de la grieta.

Por otra parte, a escala microscópica o local, la forma cómo se desarrolle el proceso de fractura dependerá del grado de constreñimiento en el vértice de la grieta. La situación será distinta si la deformación tiene lugar bajo condiciones de tensión plana o bajo condiciones de deformación plana. Tensión plana y deformación plana son situaciones extremas y corresponden a resultados de un análisis simplificado, bidimensional, del problema. Lo que ocurre en la realidad es una combinación de ambas situaciones a lo largo del frente de fractura, desde el centro de la probeta hacia la superficie libre<sup>[15]</sup>.

En efecto, evaluaciones numéricas confirman que existe una condición de tensión plana, prácticamente pura, en la superficie libre, en tanto que a medida que se avanza hacia el centro de la probeta en el sentido del espesor, se produce una transición hacia un estado de deformación plana<sup>[14 y 16]</sup>. Es muy probable que éste, sólo se alcance en probetas con un espesor muy grande. Como contraparte, tensión plana siempre estará presente. La intensidad del cambio de tensión plana a deformación plana depende del espesor y, también, de la geometría<sup>[17]</sup>. En el caso de probetas delgadas, la transición será mínima por razones de continuidad y por la cercanía que hay entre las dos superficies libres que delimitan la probeta.

Todo esto lleva a pensar que debe existir una dependencia entre las características macroscópicas de deformación de la probeta y el grado de constreñimiento (en el plano) que hay en el frente de la grieta. Además, se debe considerar que hay un cambio en el grado de constreñimiento a lo largo del frente de la grieta (constreñimiento “fuera-del-plano”), ante lo cual habrá que ponderar el efecto del grado de constreñimiento que hay en la superficie libre *versus* el grado de constreñimiento que existe en el centro del espesor. Por lo tanto, se puede hablar de un constreñimiento “global”,  $\Omega^*$ , que dependerá de la geometría de la probeta y de las dimensiones en el plano (ligamento,  $b$ ), y aquellas fuera del plano (espesor,  $B$ ), reunidas en un solo parámetro de tamaño,  $B/b$ .

La evolución del grado de constreñimiento, globalmente medido por  $\Omega^*$ , es, únicamente, fun-

ción del parámetro de tamaño,  $B/b$ <sup>[16]</sup>. Así, probetas muy delgadas o con ligamento muy grande (tamaño de grieta pequeño), estarán muy cerca de la condición de tensión plana y, por lo tanto,  $\Omega^*$  tenderá al valor 0,2678. A medida que aumenta el espesor o disminuye el ligamento (tamaño de grieta grande), habrá una transición asintótica hacia el estado de deformación plana (en este caso,  $\Omega^*$  tenderá a 0,3638) que, sólo, se alcanzará con probetas de espesor muy grande. Valores intermedios de  $\Omega^*$  entre estos dos extremos serán indicativos de la transición desde un estado de tensión plana (omnipresente) a deformación plana. De acuerdo con lo presentado se puede plantear que, en términos del constreñimiento por tamaño, la información se puede ordenar de acuerdo con el valor del cociente  $B/b$ <sup>[8 y 14]</sup>. En este contexto, el parámetro de tamaño  $B/b$  actúa como un “espesor equivalente”.

Un uso alternativo del factor de constreñimiento, pero relevante desde el punto de vista de la Ecuación del Formato Común, está en el cálculo de la carga normalizada “verdadera” en función del desplazamiento normalizado. En efecto, el valor verdadero de  $P_N$ , designado  $P_N^*$ , es aquél que incluye el factor de constreñimiento, en la forma dada por la siguiente relación:

$$P_N^* = \frac{P}{\Omega^* G} = \sigma^* (v_N)^{1/n} \quad (7)$$

La ecuación (7) indica que la carga normalizada verdadera (equivalente a la tensión verdadera, obtenida de un ensayo de tracción, y relacionada con ésta)<sup>[10]</sup> es igual a la función H, en este caso, dada por una función potencial del desplazamiento plástico normalizado  $v_N$ . La ecuación para carga límite, es decir, el valor de la carga para  $v_N = 0,002$ , considerado el inicio de deformación plástica generalizada en una probeta de fractura, es:

$$P_o = \Omega^* G \sigma_o \quad (8)$$

Si la ecuación (8) se normaliza dividiendo por el producto  $\Omega^* G$ , se convierte entonces en la relación para carga límite normalizada,  $P_{o,N}^*$ <sup>[9 y 10]</sup>. Esta cantidad debe ser igual a la tensión de fluencia del material,  $\sigma_o$ :

$$P_{o,N}^* = \sigma_o \quad (9)$$

La figura 7 ilustra los resultados del procedimiento de normalización verdadera descrito arriba,

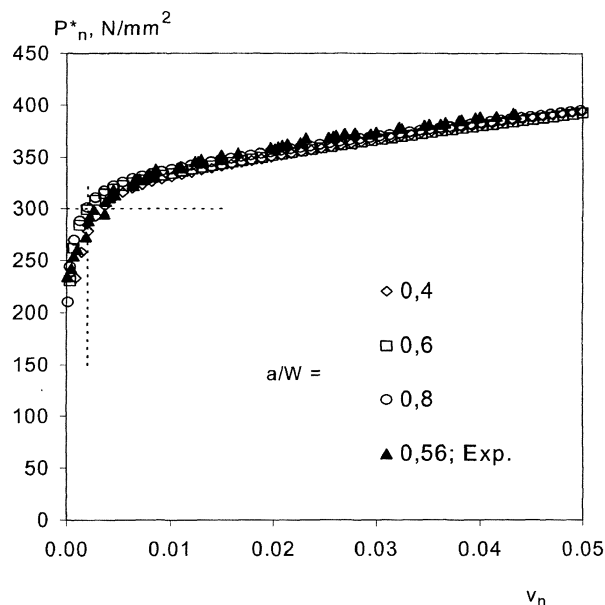


Figura 7. Curvas carga normalizada verdadera-desplazamiento normalizado para los datos de la figura 4.

Figure 7. True normalized load-normalized displacement curves for the data of figure 4.

utilizando los valores de  $\Omega^*$  de la tabla I. Como se puede advertir con la ayuda de las líneas segmentadas (para  $v_N = 0,002$ , y  $P_N = 300$  Mpa), los valores de fluencia para los casos mostrados en esta figura están en la vecindad de 300 MPa, que es el valor de la tensión de fluencia para el acero utilizado, tanto en los ensayos experimentales como en los cálculos numéricos. Por otra parte, es fácil ver cómo todas las curvas que aparecen separadas en la figura 5 se convierten en una sola, en el formato verdaderamente normalizado de la figura 7, cuya forma está dada por la ecuación:

$$P_N^* = \sigma^* (v_N)^{1/n} \quad (10)$$

## 6. CONCLUSIONES

Sobre la base de los resultados presentados y, a partir de la discusión precedente, se pueden plantear las siguientes conclusiones:

- Se evaluó el factor de constreñimiento  $\Omega^*$ , de la Ecuación del Formato Común, EFC, desarrollada por Donoso y Landes, mediante el análisis de datos carga-desplazamiento plástico de probetas de geometría DC(T) con diferentes tamaños de grieta y espesores. Los datos carga-desplazamiento plástico se obtuvieron de eva-

- luaciones numéricas de probetas con entalla roma y de ensayos experimentales realizados con probetas prefisuradas.
- Los datos obtenidos,  $P$  y  $v_{pl}$ , se convirtieron a carga normalizada,  $P_N = P/G$ , y desplazamiento plástico normalizado,  $v_N = v_{pl}/W$ . De acuerdo con lo planteado por la EFC, el análisis de este tipo de gráfico permite obtener los valores del coeficiente  $D$  y del exponente  $1/n$ , propios de la geometría y de las características de deformación del material. Una vez determinado el coeficiente  $D$ , se calculó el valor de  $\Omega^*$  mediante la ecuación (4).
  - El factor de constreñimiento  $\Omega^*$  adopta valores intermedios entre los dos extremos: 0,3638, correspondiente a un estado de deformación plana, y 0,2678, correspondiente a tensión plana. El factor  $\Omega^*$  aumenta en la medida que aumenta el parámetro de tamaño  $B/b$ .
  - Valores pequeños de  $\Omega^*$ , cercanos al límite inferior de 0,2678, darán lugar a condiciones en las que predominará tensión plana. Estas condiciones se logran, en este caso, para valores bajos de  $B/b$ , inferiores a 0,5.
  - Por el contrario, valores de  $\Omega^*$  cercanos al límite superior de 0,3638, darán lugar a condiciones en las que prevalecerá deformación plana, lográndose ésta para valores altos de  $B/b$ , mayores que 1.
  - Dado lo anterior, es factible referirse al cociente  $B/b$  como espesor equivalente o efectivo. Esto implica que una probeta deberá ser considerada “delgada” (la condición tiende a tensión plana) sólo si  $B/b$  es pequeño (se sugiere  $B/b \leq 0,5$ ). A la inversa, una probeta tendrá la connotación de “gruesa” (la condición tiende a deformación plana) si  $B/b$  es grande, para lo cual se sugiere  $B/b \geq 1$ .

### Agradecimientos

Este trabajo está basado parcialmente en la Tesis de Ingeniero Civil Metalúrgico del Sr. C. Cancino. Los autores agradecen el patrocinio de la Comisión Nacional de Investigación Científica y Tecnológica, CONICYT-CHILE, a través del proyecto FONDECYT 1010151, y de la Universidad Técnica Federico Santa María a través del proyecto DGIP-210121. Los modelos con ADINA fueron preparados y ejecutados por el Sr. Alejandro Ortiz.

### REFERENCIAS

- [1] J.A. BEGLEY y J.D. LANDES, *Proc. of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics Part II*, ASTM STP 514, American Society for Testing and Materials, 1972, pp.1-26.
- [2] *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*, ASTM E 1820-99a, *ASTM Annual Book of Standards*, Vol. 03-01.
- [3] N.P. O'DOWD y C.F. SHIH, *J. Mech. Phys. Solids* 39 (1991) 989-1.015.
- [4] N.P. O'DOWD y C.F. SHIH, *J. Mech. Phys. Solids* 40 (1992) 939-963.
- [5] C.F. SHIH, N.P. O'DOWD y M.T. KIRK, *A Framework for Quantifying Crack Tip Constraint, Constraint Effects in Fracture*, ASTM STP 1171, E.M. Hackett, K.-H. Schwalbe y R.H. Dodds (Eds.), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp. 2-20.
- [6] J.W. HUTCHINSON, *J. Mech. Phys. Solids*. 16 (1968) 13-31.
- [7] J.R. RICE y G.F. ROSENGREN, *J. Mech. Phys. Solids*. 16 (1968) 1-12.
- [8] J.R. DONOSO y J.D. LANDES, *Int. J. Fract.* 63 (1993) 275-285.
- [9] J.R. DONOSO y J.D. LANDES, *Eng. Fract. Mech.* 5 (1994) 619-628.
- [10] J.R. DONOSO y J.D. LANDES, *Eng. Fract. Mech.* 4 (1996) 499-512.
- [11] J.R. DONOSO y J.D. LANDES, *Fatigue and Fracture Mechanics: 30th Volume*, ASTM STP 1360, P.C. Paris and K.L. Jerina (Eds.), American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2000, pp. 34-50.
- [12] C. CANCINO, Tesis de Ingeniero Civil Metalúrgico, Universidad Técnica Federico Santa María, Valparaíso, Chile, 2000.
- [13] *ADINA Theory and Modeling Guide*, Vol.1: ADINA, ADINA R&D, Inc., 2001.
- [14] G. SHAN, O. KOLEDNIK y D.F. FISCHER, *Constraint Effects in Fracture Theory and Applications: Second Volume*, ASTM STP 1244, Mark Kirk and Ad Bakker (Eds.), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1995, pp. 71-87.
- [15] D.K.M. SHUM, *Fracture Mechanics: 26th Volume*, ASTM STP 1256, Walter G. Reuter, John H. Underwood, and James C. Newman, Jr. (Eds.), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1995, pp. 178-195.
- [16] R. DONOSO, U. MUEHLICH, C. CANCINO y J.D. LANDES, The Significance of the Common Format Constraint Factor, (\*, en revisión).
- [17] J.R. DONOSO, U. MUEHLICH y J.D. LANDES, *The Geometry and Size Dependence of The Common Format Constraint Factor*, ECF14, *Fracture Mechanics Beyond 2000*, A. Neimitz, I.V. Rokach, D. Kocanda y K. Golos (Eds.), 2002, Vol. I, pp. 497-504.