

El efecto de la heterogeneidad de las propiedades mecánicas de una unión soldada sobre la carga de plastificación de probetas de fractura tipo C(T) Y SE(B)^(*)

J. R. Donoso^{1*}, R. Leiva^{2**} y F. Labbé^{**}

Resumen

Se determinaron, numéricamente, los valores de la carga de plastificación de probetas de geometría compacta C(T) y de flexión SE(B), bidimensionales, con cordón de soldadura de diferentes grados de desajuste entre los límites elásticos del material de soldadura y del metal base. Los valores de la carga de plastificación de las probetas bimetálicas se normalizaron mediante el Formato Común, con el objeto de analizar el efecto del cordón, tomando como referencia probetas de metal base (MB). En probetas sub-ajustadas (límite elástico del cordón menor que el de MB) la carga de plastificación normalizada disminuye, comparada con el límite elástico de MB. En probetas sobre-ajustadas (límite elástico del cordón mayor que el de MB) se produce un aumento de la carga de plastificación normalizada. Esta variación depende del grado de desajuste, y de la relación entre tamaño de cordón y longitud de grieta. Los resultados numéricos se compararon con valores experimentales obtenidos con probetas C(T) de uniones soldadas desajustadas del acero ASTM A 588.

Palabras Clave

Desajuste; Formato Común; Carga de plastificación.

The effect of the weld mismatch on the yield load of C(T) and SE(B) fracture specimens

Abstract

The yield load values of two-dimensional C(T) and SE(B) specimens with various degrees of mismatch, were numerically evaluated. The yield load values were normalized using the Common Format in order to analyze the effect of the weld, using as reference material C(T) and SE(B) specimens made only of base metal (BM). In undermatched specimens (the weld metal elastic limit is lower than that of BM) the normalized yield load decreases compared to the elastic limit of BM. In overmatched specimens (the weld metal elastic limit is larger than that of BM), the yield load increases. This variation of the yield load depends on the degree of mismatch, and on the relation between weld size and crack length. The numerical results were compared with experimental values obtained with mismatched weld C(T) specimens using an ASTM A 588 steel as base metal.

Keywords

Mismatch; Common format; Yield load.

1. INTRODUCCIÓN

El efecto del cordón de soldadura sobre el grado de constreñimiento, en probetas bimetálicas de uniones soldadas en aceros, ha sido tratado extensamente en la literatura, en los últimos años. La influencia que tiene el constreñimiento sobre el comportamiento a la fractura de una unión soldada puede analizarse desde varios puntos de vista, y ha sido recientemente revisada por Donoso *et al.*^[1 y 2].

Es un hecho conocido que el comportamiento en fractura es fuertemente dependiente del grado de constreñimiento, debido a la geometría de la probeta o al modo de carga. Sin embargo, la presencia de un material con propiedades diferentes, en la proximidad de una grieta, también puede alterar la distribución de tensiones en el entorno de ésta. Joch *et al.*^[3] y Burstow y Ainsworth^[4], usando el método de elementos finitos, mostraron cómo el campo de líneas de deslizamiento en probetas de flexión y tensión se altera por cambios en

(·) Trabajo recibido el día 9 de marzo de 2007 y aceptado en su forma final el día 12 de noviembre de 2007.

* Departamento Ciencia de Materiales, Universidad Técnica Federico Santa María, Valparaíso, CHILE.

** Departamento de Mecánica, Universidad Técnica Federico Santa María, Valparaíso, CHILE

el límite elástico del material de base que rodea a una región de metal de soldadura que contiene una grieta.

Estos autores encontraron que, para sub-ajuste, situación en la que el metal de soldadura, MS, tiene un valor del límite elástico menor que el del material de base, MB, éste, restringe el desarrollo de plasticidad del metal de soldadura. En cambio, en el caso del sobre-ajuste (MS tiene límite elástico mayor que MB), un campo de flujo no restringido, desarrollado preferentemente a través del material de base, desvía la región de intensa deformación plástica lejos de la punta de la grieta. En cada caso, la zona plástica se inició en la punta de la grieta, dentro del metal de soldadura, y se comportó como si la geometría agrietada fuese de metal de soldadura homogéneo, hasta que alcanzó el contorno del material de base. Así, el nivel de constreñimiento debido al desajuste de material (sub- o sobre-ajuste) se determina por la resistencia del material de base circundante y el tamaño al que la zona plástica puede crecer antes de que el material de base influya sobre ella.

Por otra parte, Burstow *et al.*^[5] y Kim *et al.*^[6] aplicaron el denominado modelo *J-Q*^[7] para evaluar el efecto del desajuste de material sobre el constreñimiento, en probetas con un cordón de soldadura. Un criterio similar se aplicó por Ranestad *et al.*^[8], en un sistema tri-material constituido por material de base, metal de soldadura y material afectado térmicamente. Thaulow *et al.*^[9] propusieron extender el enfoque *J-Q*, que fue originalmente desarrollado para materiales homogéneos, a un enfoque denominado *J-Q-M*, aplicable tanto a sistemas bi-materiales como tri-materiales. En este esquema, *Q* y *M* cuantifican al constreñimiento debido a la geometría, y a aquel causado por el desajuste de material, respectivamente.

Schwalbe *et al.* desarrollaron el esquema conocido como *Engineering Treatment Model (ETM)*^[10] y elaboraron un manual de soluciones de carga límite para geometrías con diversos grados de desajuste^[11]. Donoso *et al.*, utilizando la Ecuación del Formato Común,^[12] y^[13] evaluaron, por separado, la influencia del espesor, del tamaño de grieta y de la presencia del cordón sobreajustado, sobre el constreñimiento en probetas de geometría compacta C(T)^[1]. Recientemente, Leiva *et al.*, utilizando el enfoque de dos parámetros *J-M*, y un modelo de Capa Límite Modificado (CLM), analizaron el efecto del cordón de soldadura sobre el constreñimiento en un sistema bi-material idealizado, en el que se cumple la condición de plasticidad en pequeña escala en torno a la punta de la grieta^[2].

Los diferentes enfoques utilizados, sean estos globales o locales, destacan como elemento común de referencia al desajuste de la unión, *MM*, que ha sido definido como el cociente entre el límite elástico del metal de soldadura, *MS*, y el del metal base, *MB*^[1] y^[2]:

$$MM = \frac{\sigma_0 (MS)}{\sigma_0 (MB)} \quad (1)$$

El presente trabajo es una extensión de aquellos realizados previamente por este grupo de investigación^[1] y^[2]. En esta oportunidad, se pone énfasis en la evaluación numérica de la carga de plastificación de probetas C(T) y SE(B) 2D bimetálicas, que tienen varios grados de desajuste y diferentes tamaños de cordón y longitudes de grieta. Los resultados del procedimiento numérico fueron comparados con valores experimentales obtenidos en uniones soldadas realizadas con chapa de acero ASTM A 588.

2. PROCEDIMIENTO NUMÉRICO

El análisis numérico se llevó a cabo usando el programa de elementos finitos ABAQUS^[14]. Para la confección de las mallas de las probetas bidimensionales se emplearon elementos 2D de 8 nodos en deformación plana y se usó un esquema de integración reducida (4 puntos de Gauss).

Con objeto de analizar el efecto de la geometría, se modelaron probetas de fractura tipo C(T) y SE(B), con una malla central idéntica. Se tomaron, sólo, dos valores de longitud normalizada de grieta, *a/W*: 0,5 y 0,8, y se consideró un ancho *W* = 50 mm. La figura 1 muestra la geometría y forma de carga de la probeta C(T) y la figura 2 la correspondiente a la probeta SE(B).

En las figuras 1 y 2 se tiene:

W: Ancho de la probeta.

a: Longitud de la grieta.

b: Longitud del ligamento remanente; *b* = *W* - *a*

Δ : Desplazamiento del punto de carga.

h: Semi-ancho del cordón de soldadura

2L: longitud entre apoyos de la probeta SE(B), igual a *4W*.

2L: longitud total de la probeta SE(B), del orden de *4,5W* mínimo.

Por simetría, se modeló sólo la mitad de cada probeta. Ambas mitades se sometieron a un desplazamiento nodal en el punto de aplicación de carga, de valor Δ = 0,4 mm, para *a/W* = 0,5, y Δ = 1 mm, para *a/W* = 0,8. La malla gruesa de elementos finitos se muestra en la figura 3 para la probeta C(T) (la malla de la probeta SE(B) es similar), y el núcleo cercano a la punta de la grieta se muestra en la figura 4.

Para analizar el efecto del ancho de cordón, *2h*, se tomaron valores discretos entre 6 y 12 mm, para así representar tamaños de cordones reales, variando entre

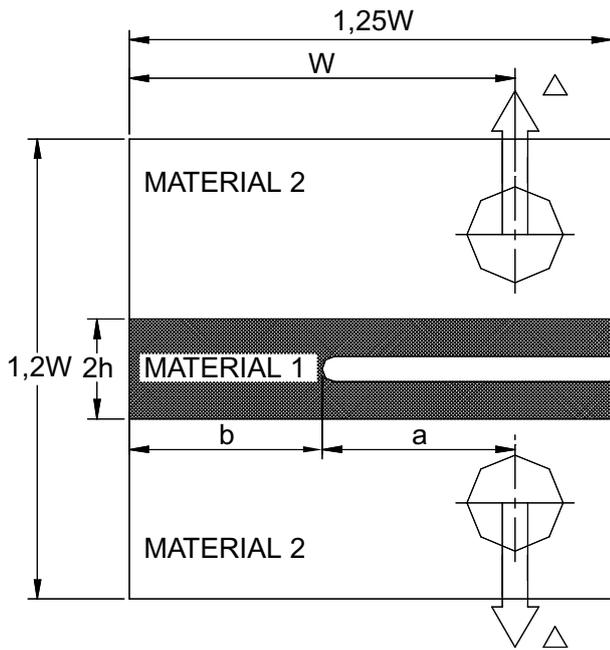


Figura 1. Esquema de la probeta C(T) con cordón de soldadura.

Figure 1. Schematic of the C(T) specimen with a weld.

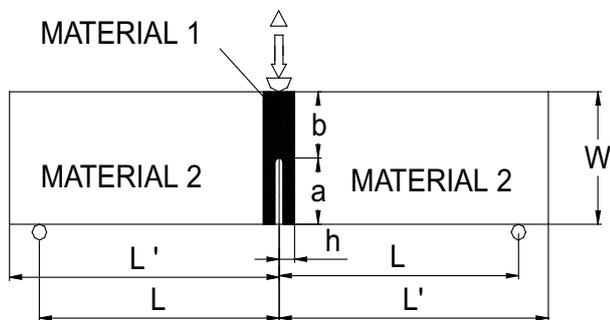


Figura 2. Esquema de la probeta SE(B) con cordón de soldadura.

Figure 2. Schematic of the SE(B) specimen with a weld.

muy esbeltos (característicos de procesos como GTAW (TIG) o de uniones hechas en placa delgada). y aquellos de mayor tamaño, típicos de procesos tradicionales como SMAW (electrodo revestido) o GMAW (MIG), o realizados en placa de mayor espesor.

En los modelos de elementos finitos construidos, el metal base y el metal de soldadura tienen las mismas propiedades elásticas, características del acero: módulo de Young, $E_1 = E_2 = 210.000 \text{ MPa}$, y módulo de Poisson, $\nu_1 = \nu_2 = 0,3$. El límite elástico del cor-

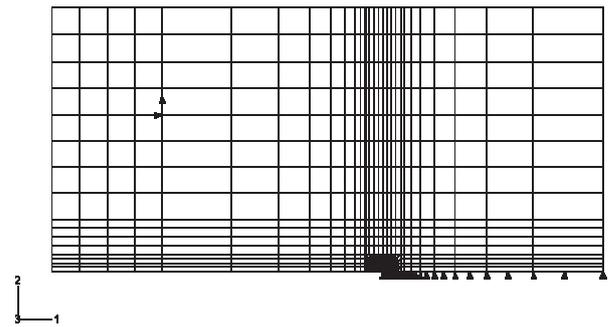


Figura 3. Malla de elementos finitos para la probeta C(T); la malla de la probeta SE(B) es similar.

Figure 3. Finite element mesh for the C(T) specimen; the SE(B) specimen mesh is similar.

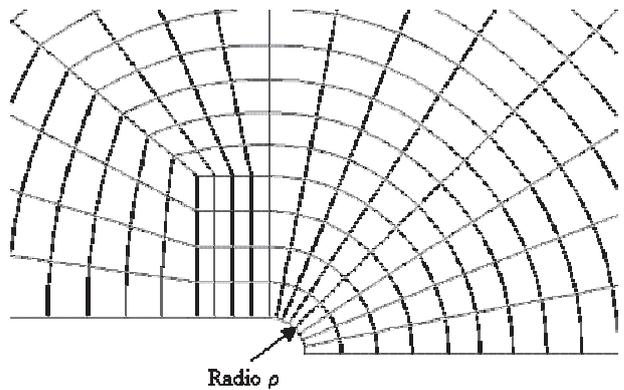


Figura 4. Detalle de la malla en la punta de la grieta para ambas geometrías, con radio $\rho = 50 \mu\text{m}$.

Figure 4. Mesh detail at the crack tip for both geometries, with tip radius $\rho = 50 \mu\text{m}$.

dón, designado como σ_o (MS) se tomó como fijo para todos los cálculos, igual a 360 MPa, en tanto el del metal base, σ_o (MB), se varió de acuerdo con la relación de desajuste, MM, definida por la ecuación (1). Las condiciones de desajuste consideradas para el cálculo numérico se muestran en la tabla 1.

Para modelar el comportamiento de los materiales en plasticidad, se usó la ley de potencia de Ramberg-Osgood

$$\frac{\epsilon_i}{\epsilon_{io}} = \frac{\sigma_i}{\sigma_{io}} + \alpha \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_{io}} \right)^{n_i} \quad (2)$$

En la ecuación (2), σ_i es la tensión soportada por el material i ; σ_{io} y ϵ_{io} son la tensión y la deformación de plasticación del material, i ; α es una constante adimensional, y n_i es el exponente de endurecimiento

Tabla I. Relaciones de desajuste para los casos numéricos

Table I. Mismatch relations for the numerical cases

Condición	Relación de desajuste, MM	Límite elástico del metal base, σ_o (MB) [MPa]
Sub-ajustado (33%)	0,67	540
Sub-ajustado (20%)	0,80	450
Homogéneo	1,00	360
Sobre-ajustado (25%)	1,25	290
Sobre-ajustado (50%)	1,50	240

del material *i*. Los parámetros usados en la ecuación (2) fueron $n_1 = n_2 = 5$, y $a = 1$, para la probeta C(T), y $n_1 = n_2 = \infty$, es decir, material elástico- perfectamente plástico, para la probeta SE(B). El definir $n_1 = n_2$ implica que ambos materiales, metal base y cordón, tienen idéntico comportamiento en plasticidad, situación que no es, necesariamente, real. Sin embargo, al analizar, sólo, carga de plastificación, se evita invadir el ámbito de deformación plástica de ambos materiales, por lo que la simplificación se considera válida dentro de los límites de este análisis.

La evaluación de la carga de plastificación se realizó con la relación dada por la Ecuación del Formato Común, EFC [12 y 13]:

$$P = \Omega^* G \sigma^* (v_{pl}/W)^{1/n} \quad (3)$$

En la ecuación (3), *P* es la carga que soporta una probeta agrietada, cuya geometría define la forma de la función *G*; Ω^* representa el constreñimiento “fuera-del-plano”; las cantidades σ^* y *n* representan propiedades del material, evaluadas a partir de la relación de Ramberg-Osgood, y v_{pl}/W es el desplazamiento plástico normalizado por el ancho de la probeta.

De acuerdo al criterio del Formato Común, se define la carga de plastificación de la probeta, P_o , como el valor de *P* para un desplazamiento plástico normalizado v_{pl}/W de 0,002, dando lugar a la relación [12 y 13]:

$$P_o = \Omega^* G \sigma_o \quad (4)$$

En la ecuación (4), σ_o es el límite elástico del material, y *G*, la función de geometría de la probeta, la que se puede escribir como:

$$G = BCW(b/W)^m \quad (5)$$

Para los casos 2D tratados en este trabajo, $B = 1$; *b* y *W* tienen el significado ya comentado, y *C* y *m* son el coeficiente y exponente, respectivamente, de la función geometría de la EFC [12 y 13]. Puesto que se

analizaron dos formas geométricas diferentes, C(T) y SE(B), se eliminó la influencia de la geometría al evaluar la carga de plastificación normalizada verdadera mediante la relación [11]:

$$P_{N,o}^* = \frac{P_o}{\Omega^* G} \quad (6)$$

En la ecuación (6), Ω^* toma el valor 0,3638, dada la condición de deformación plana del análisis realizado [13].

Para una probeta homogénea, $P_{N,o}^*$ es igual al límite elástico del material, σ_o , como se ha demostrado en un trabajo anterior [11]. Para una probeta bimetálica, sin embargo, la carga de plastificación normalizada verdadera, $P_{N,o}^*$ (unión), se verá influida por el grado de desajuste, *MM*, y por los tamaños de grieta, *a*, y de cordón, *2h*. Por ello, en todos los casos, a partir de los resultados *P-v* normalizados, se evaluó la carga de plastificación normalizada verdadera, a un valor de v_{pl}/W igual a 0,002. Con objeto de evaluar cuantitativamente el efecto del cordón sobre la carga de plastificación normalizada verdadera, se define el parámetro Φ_{MB} como el cociente entre $P_{N,o}^*$ (unión), y el límite elástico del material base:

$$\Phi_{MB} = \frac{P_{N,o}^* \text{ (unión)}}{\sigma_o \text{ (MB)}} \quad (7)$$

Para validar los resultados numéricos, se incluyeron tres casos experimentales realizados con probetas C(T) con soldadura, todas con *W* = 50 mm, denominados Exp01, Exp02 y Exp03. La tabla 2 contiene los parámetros geométricos, de constreñimiento y de desajuste, de estos casos. Las probetas Exp01 y Exp02 se fabricaron con chapa de acero ASTM A588, de 9,0 mm de espesor, utilizando los materiales AWS E6010 (Exp01) y E8018G (Exp02) como material de aporte. La primera de estas uniones es sub-ajustada, en tanto la segunda es sobre-ajustada. La

Tabla II. Dimensiones, factores de constreñimiento, y parámetros de desajuste de los casos experimentales

Table II. Dimensions, constraint factors and mismatch parameters for the experimental cases

Probeta	B_e , mm	a_0/W	B_e/b	Ω^*	b/h	MM (a)	Φ_{MB} (b)
Exp01	8	0,79	0,76	0,309	2,73	0,85	0,87
Exp02	8	0,63	0,44	0,284	4,80	1,18	1,10
Exp03	20,2	0,64	1,13	0,340	3,75	1,23	1,30

- (a) Valor teórico
 (b) Valor experimental

probeta Exp03, de carácter sobre-ajustado, se fabricó con chapa de acero ASTM A588, de 21,0 mm de espesor, utilizando el material AWS E7018 como material de aporte. A las probetas Exp01 y Exp02 se les hizo entalles laterales de 1,5 mm de profundidad en cada lado, en tanto a la probeta Exp03 se le hizo entalles laterales de 2 mm de profundidad. De esta manera, las probetas quedaron con espesores equivalentes de 8 mm. (Exp01 y Exp02) y 20,2 mm (Exp03).

Los cordones de las probetas Exp01 y Exp02, de espesor 10 mm, son del tipo "V" simple, con un ángulo de 75° y un valor equivalente de 2h de 7,7 mm. La probeta Exp03, siendo de mayor espesor, 25 mm, tiene un cordón en "dobleV" (o "X"), un ángulo de 75°, y un valor equivalente de 9,6 mm para 2h. Dada la geometría de las preparaciones de junta utilizadas y de los cordones resultantes, este "valor equivalente" de 2h se ha calculado sobre la base de un paralelepípedo de cordón de volumen equivalente a $2h \times B \times W$. Con estos datos, los valores del ancho de cordón están comprendidos entre 7,5 y 10 mm, dejando al parámetro b/h para los casos experimentales, limitado al rango $2,5 < b/h < 5$.

Los valores del parámetro de constreñimiento, Ω^* , necesarios para el cálculo de Φ_{MB} , se obtuvieron del trabajo de Muehlich, Donoso y Landes^[15], a partir de los respectivos espesores equivalentes, B_e/b . El desajuste para estos tres casos experimentales se calculó en forma teórica con los valores de Norma para los metales de base y para los metales de aporte, y están incluidos en la Tabla 2. Los valores de B_e en la tabla 2 resultan de considerar la presencia de entalles laterales en las probeta C(T), cuyas profundidades son de 4,8 mm para la chapa de 25 mm de espesor y de 2,0 mm para aquella de 10 mm de espesor original.

3. ANÁLISIS DE RESULTADOS

La figura 5 muestra un ejemplo del aspecto de las curvas carga normalizada verdadera en relación al

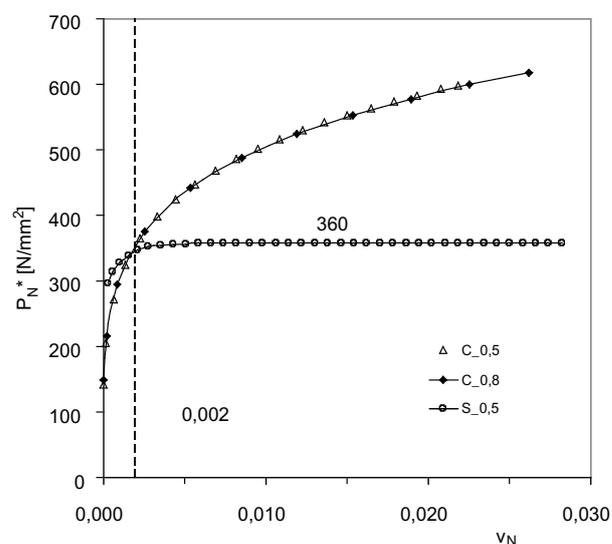


Figura 5. Curvas de la carga normalizada verdadera en función del desplazamiento normalizado, para tres probetas de sólo MB. El número que sigue a la letra (C o S) es el valor de a/W .

Figure 5. True normalized load vs. normalized displacement curves for three specimens of only base metal. The number following the letters (C or S) stands for a/W .

desplazamiento plástico normalizado, en probetas de, sólo, MB. En efecto, en esta figura se muestran dos resultados para probetas C(T), con valores de a/W de 0,5 y 0,8, y una probeta SE(B), con $a/W = 0,5$. En adelante, se señalarán como "C" las probetas C(T), y como "S" las del tipo flexión, SE(B).

En el plano $P_N^* - v_N$, las dos curvas "C" coinciden plenamente, a pesar de tener tamaños normalizados de grieta a/W diferentes: 0,5 y 0,8. Las probetas "C" se modelaron con endurecimiento por deformación ($n = 5$), a diferencia de las probetas de geometría "S", cuyo comportamiento es del tipo elástico-perfectamente plástico. A pesar de estas diferencias, la carga

límite normalizada verdadera de ambos tipos de probeta es la misma: 360 MPa.

En efecto, la línea vertical en la figura 5 se trazó a un valor de desplazamiento plástico normalizado, v_N , de 0,002. La intersección de esta línea con las tres curvas $P_N^* - v_N$ es igual al límite elástico de MB, 360 MPa, y aparece indicada, claramente, en esta figura, por la carga límite verdadera normalizada de la probeta SE(B) de tamaño de grieta $a/W = 0,5$.

Las figuras 6 y 7 muestran ejemplos del efecto tanto del desajuste, como de los tamaños de grieta, para dos tamaños de cordón, dados por los semi-anchos: $h = 6$ mm, y $h = 3$ mm. En estas figuras se combinan resultados de probetas C(T) con los de probetas SE(B). Los valores de la carga límite verdadera normalizada, $P_{N,o}^*$ (unión), como fuera indicado previamente, se tomaron en las intersecciones de la línea vertical trazada al desplazamiento plástico normalizado, $v_N = 0,002$.

En las figuras 6 y 7, la identificación de las probetas merece una explicación. La letra inicial identifica la geometría: C = C(T) y S = SE(B). El número que sigue (0,5 o 0,8) identifica el tamaño de grieta normalizado, a/W . La última cifra, que varía de 0,67 a 1,50, expresa el grado de desajuste teórico de la unión, MM.

La figura 8 muestra la carga normalizada verdadera de las probetas con soldadura, dividida por el lími-

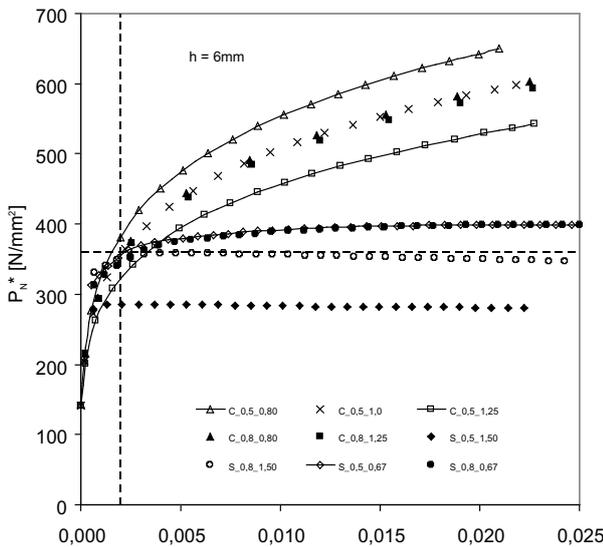


Figura 6. Curvas $P_N^* - v_N$ para cordón con $h = 6$ mm. Los números que siguen a la letra (C o S) corresponden al valor de a/W , seguido del valor de MM.

Figure 6. $P_N^ - v_N$ curves for weld with $h = 6$ mm. The numbers following the letter (C or S) correspond to a/W and MM, in that order.*

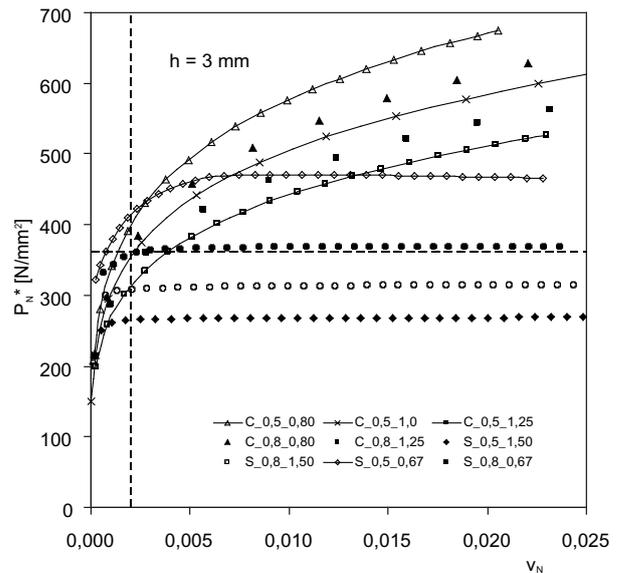


Figura 7. Curvas $P_N^* - v_N$ para cordón con $h = 3$ mm. Los números que siguen a la letra (C o S) corresponden al valor de a/W , seguido del valor de MM.

Figure 7. $P_N^ - v_N$ curves for weld with $h = 3$ mm. The numbers following the letter (C or S) correspond to a/W and MM, in that order.*

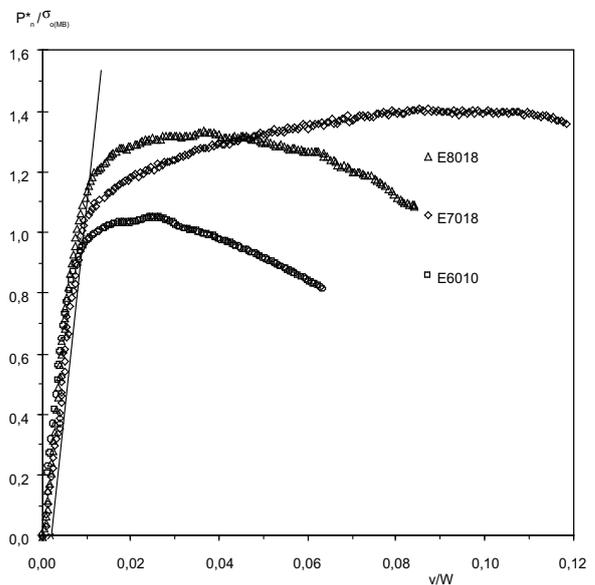


Figura 8. Resultados experimentales normalizados.

Figure 8. Normalized experimental results.

te elástico del metal base, MB, en función del desplazamiento total normalizado, v/W . La línea oblicua de referencia, trazada a partir de $v/W = 0,002$ sobre el eje

de abscisas, permite estimar el valor del parámetro Φ_{MB} para la probeta con cordón de soldadura.

La curva que presenta mayor desplazamiento normalizado (aproximadamente, 0,12) corresponde a Exp03, con cordón de E7018 y tiene el mayor espesor equivalente, 20,2 mm. Las curvas con $v/W < 0,9$ corresponden a las probetas Exp02 (superior; E8018) y Exp01 (inferior; E6010). Las tres curvas difieren de los casos numéricos en que, teniendo estas probetas de tipo experimental diferentes tamaños iniciales de grieta, se ensayaron para dar lugar a plasticidad y crecimiento estable de grieta. De allí, que presenten un máximo en la curva fuerza-desplazamiento, tema que ha sido abordado previamente por Donoso *et al.* [16 y 17].

Los valores obtenidos de $P_{N,o}^*$ (unión), para los diferentes valores de desajuste, tamaño de cordón y longitud de grieta, tanto para los casos numéricos como los experimentales, se muestran en la figura 9, en función del límite elástico de MB, σ_o (MB). Aquí, tanto $P_{N,o}^*$ (unión), como σ_o (MS) han sido normalizados por el límite elástico nominal de MB. De esta forma, el eje de abscisas contiene como variable al desajuste, MM, de acuerdo a la definición dada en la ecuación (1). El eje de ordenadas, en cambio, contiene al término Φ_{MB} , dado por la ecuación (7).

En la figura 9 la identificación de los casos es la siguiente: la letra inicial identifica la geometría: C =

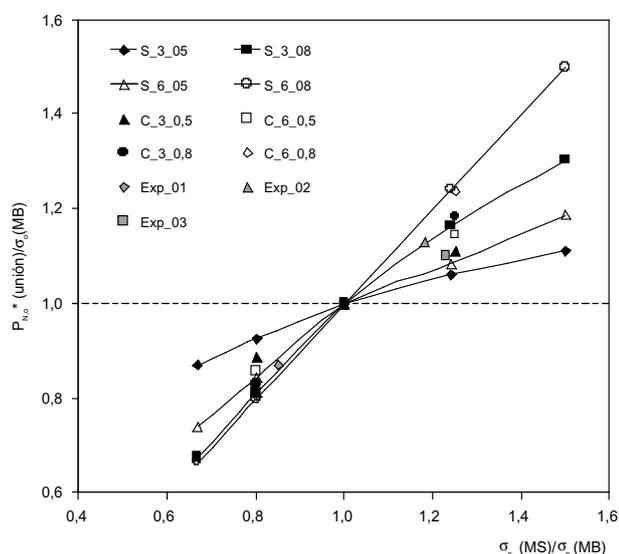


Figura 9. Cuociente de carga de fluencia normalizada verdadera a límite elástico de MB, en función del desajuste, MM. Los números que siguen a la letra (C o S) corresponden a a/W .

Figure 9. Ratio of the true normalized yield load, to the base metal elastic limit, as a function of the mismatch, MM. The numbers following the letter (C or S) correspond to a/W .

C(T), S = SE(B), o Exp_xx. El número que sigue (3 o 6) identifica el tamaño de cordón, dado por la semi-alura en mm. La última cifra, 0,5 o 0,8, señala el tamaño normalizado de grieta, a/W , de las probetas modeladas numéricamente. Los tamaños de grieta de los casos experimentales están incluidos en la tabla 2.

En esta figura se puede apreciar que la carga de plasticación normalizada verdadera de la unión, para cada tipo de probeta, depende fuertemente del grado de desajuste, del tamaño de cordón y de la longitud de grieta. En efecto, si se considera en esta figura las probetas “S”, con un sobre-ajuste $MM = 1,5$, se aprecia que, en la medida que disminuyen tanto la longitud de grieta como el tamaño del cordón, la cantidad $P_{N,o}^*$ (unión) tiende al valor del límite elástico del metal base (línea segmentada horizontal). A la inversa, cuando se aumentan la longitud de grieta y el tamaño del cordón, $P_{N,o}^*$ (unión) tiende al valor del límite elástico del metal de soldadura (línea oblicua con pendiente 1:1).

Estos resultados están de acuerdo con aquellos encontrados por Kim y Schwalbe (K&S) [11], quienes introducen un parámetro denominado “ligamento remanente normalizado”, definido por:

$$\psi = (W-a)/h = b/h \quad (8)$$

Este parámetro, cociente entre el ligamento b de la probeta y el semi-ancho del cordón, h , es una medida de la esbeltez del cordón agrietado. Estos autores encontraron que, en la medida que ψ crece (cordón delgado y/o gran ligamento), la carga de plasticación de una probeta bimetalica tiende a la carga de plasticación del material de base. Por el contrario, cuando ψ disminuye (cordón grueso y/o grieta profunda), la carga de plasticación del conjunto tiende a la carga de plasticación de MS.

En la figura 9, también se aprecia que la carga de plasticación normalizada verdadera depende, más fuertemente, del grado de desajuste, en la medida que ψ tiende a cero. En el caso límite, cuando $\psi = 0$ (situación equivalente a un cordón de gran tamaño; ver caso de probetas S_6_08), la relación entre Φ_{MB} (Ec. (7)) y MM (Ec. (1)), se ajusta a una recta con pendiente unitaria, es decir $P_{N,o}^*$ (unión) = σ_o (MS). Cuando $\psi \rightarrow 0$ (cordón muy delgado), la pendiente es cero, es decir $P_{N,o}^*$ (unión) = σ_o (MB), lo cual implica que la carga de plasticación normalizada verdadera es “independiente” del grado de desajuste. Puede observarse, además, que la condición de subajuste ($MM < 1,0$) es menos sensible a las variaciones del ligamento remanente y al tipo de probeta. En efecto, en la figura 9, se aprecia que para $MM < 1,0$, con excepción del caso $a/W = 0,5$ y $h = 3$ ($\psi = 8,3$), la carga de plasticación normalizada verdadera

concuera bastante bien con el límite elástico del material de aporte para las dos geometrías analizadas.

La aseveración anterior se puede apreciar mejor en la figura 10. En esta figura se grafica el cociente $P_{N,o}^*$ (unión)/ σ_o (MB) en función del parámetro $\psi = b/h$. La cantidad definida en la ecuación (7) como Φ_{MB} , tiene la connotación de un “desajuste real” de la unión. Se puede observar que, para uniones sobreajustadas, $P_{N,o}^*$ (unión) tiende al valor del límite elástico de MS, en la medida que ψ disminuye, es decir, $\Phi_{MB} \rightarrow MM$ para $\psi \rightarrow 0$. Por el contrario, cuando ψ crece, $P_{N,o}^*$ (unión) tiende al valor del límite elástico de MB, lo que equivale a decir $\Phi_{MB} \rightarrow 1,0$. De otra parte, se puede ver que las curvas correspondientes al sub-ajuste ($MM < 1,0$) presentan una menor dependencia del ligamento remanente normalizado. En este caso, el valor del desajuste real es similar al desajuste teórico, es decir, $\Phi_{MB} \approx MM$, independiente del valor de ψ . Estos resultados concuerdan bien con las soluciones propuestas por Kim y Schwalbe^[11].

En la figura 10 se puede advertir, también, que los valores de Φ_{MB} para los casos experimentales, correlacionan razonablemente bien con las tendencias mostradas por las curvas obtenidas numéricamente. A la luz de los resultados obtenidos, este hecho permite validar el uso de la Ecuación del Formato

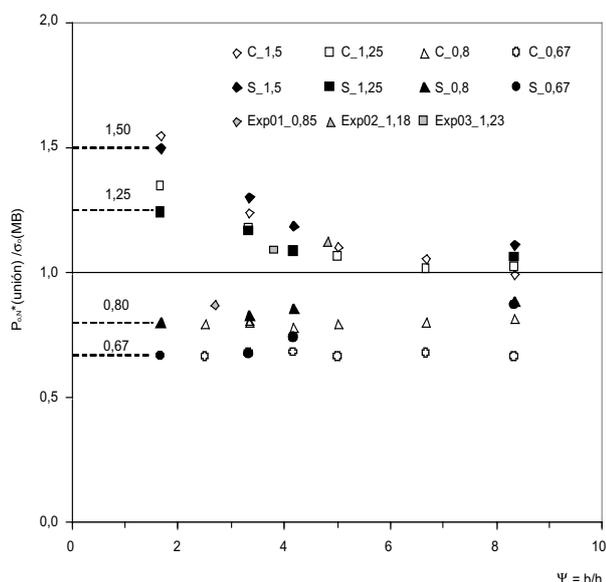


Figura 10. Parámetro Φ_{MB} , en función del parámetro $\psi = b/h$. Los números que siguen a la letra (C, S) o Expxx, corresponden a MM.

Figure 10. Parameter Φ_{MB} , as a function of the parameter $\psi = b/h$. The numbers following the letter (C, S) or Expxx, correspond to MM.

Común^[12 y 13] en la evaluación de la carga de plasticación de una unión soldada desajustada.

3. CONCLUSIONES

De acuerdo con los resultados presentados, se pueden plantear las siguientes conclusiones:

- Para probetas monometálicas, la carga de plasticación normalizada verdadera no depende del tipo de probeta ni del grado de endurecimiento y resulta igual al límite elástico del material.
- En probetas bi-metálicas, la carga de plasticación depende del grado de desajuste y de la esbeltez del cordón. Este último factor está dado por el cociente del ligamento remanente a semi-altura de cordón, $\psi = b/h$, que ha sido definido como “ligamento remanente normalizado”.
- Para valores bajos del ligamento remanente normalizado, ψ , la carga de plasticación normalizada verdadera de la unión sobre-ajustada ($MM > 1,0$) tiende al valor del límite elástico del cordón. Esta tendencia es, por supuesto, dependiente del valor del sobre-ajuste.
- Valores bajos de ψ en uniones soldadas sobreajustadas implican valores bajos de b (grieta profunda) y/o grandes alturas de cordón. El significado de esto es un alto grado de constreñimiento en la punta de la grieta, dando lugar a una condición de deformación plana.
- A la inversa, para valores altos de ψ , la carga límite normalizada verdadera de la unión soldada sobre-ajustada tiende al valor del límite elástico del material de base, MB. El valor de transición de ψ parece estar en torno a 6.
- Valores altos de ψ en uniones soldadas sobre-ajustadas implican valores altos de b (grieta pequeña) y/o alturas pequeñas de cordón. El significado es un bajo grado de constreñimiento en la punta de la grieta, dando lugar a una condición de tensión plana.
- La carga límite normalizada verdadera de las uniones sub-ajustadas ($MM < 1,0$) resulta ser independiente del valor del ligamento remanente normalizado y tiende al valor del correspondiente grado de sub-ajuste. En este caso, la probeta se comporta como si fuese de sólo material de aporte.

Agradecimientos

Este trabajo está basado, parcialmente, en la tesis de Magíster en Ingeniería Mecánica del Sr. Rodrigo Leiva. Los autores agradecen el financiamiento de la

Comisión Nacional de Investigaciones Científicas y Tecnológicas de Chile, CONICYT, a través de los Proyectos FONDECYT 1010151 y 1060415, y del Proyecto DGIP 21.06.21.

REFERENCIAS

- [1] J.R. Donoso, A. Ortiz y F. Labbé, *Rev. Metal. Madrid* 39 (2003) 357-366.
- [2] R. Leiva, J.R. Donoso, U. Muehlich y F. Labbé, *Rev. Metal. Madrid* 40 (2004) 3-12.
- [3] J. Joch, R.A. Ainsworth y T.H. Hyde, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 1993 (16) 1.061-1.079.
- [4] M.C. Burstow y R.A. Ainsworth, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 1995 (18) 221-234.
- [5] M.C. Burstow, I.C. Howard y R.A. Ainsworth, *Int. J. Fracture* 89 (1998) 117-142.
- [6] A.S. Kim, J. Besson, y A. Pineau, *Int. J. Solids Struct.* 36 (1999) 1.845-1.864.
- [7] N.P. O'Dowd y C.F. Shih, *J. Mech Phys. Solids* 40 (1992) 939-963.
- [8] O. Ranestad, Z.L. Zhang y C. Thaulow, *Int. J. Fracture* 88 (1997) 315-333.
- [9] C. Thaulow, Z.L. Zhang, O. Ranestad y M. Hauge, *Fatigue and Fracture Mechanics* 30, ASTM STP 1360, P. Paris y K. Jerina (Eds.), 2000, pp. 102-114.
- [10] K.H. Schwalbe, U. Zerbst, Y.J. Kim, W. Brocks, A. Cornec y H. Amstutz, EFAM ETM 97, GKSS Research Centre, GKSS/98/E/6, Alemania, 1997.
- [11] Y.J. Kim y K.H. Schwalbe, *Eng. Fract. Mech.* 2001 (68) 1.137-1.151.
- [12] J.R. Donoso y J.D. Landes, *Eng. Fract. Mech.* 1994 (47) 619-628.
- [13] J.R. Donoso y J.D. Landes, *Fatigue and Fracture Mechanics* 30, ASTM STP 1360, P. Paris y K. Jerina (Eds.), 2000, pp. 34-50.
- [14] Hibbit, Karlson & Sorensen, Inc., 2000. *ABAQUS Manuals*, version 6.1.
- [15] U. Muehlich, J.R. Donoso y J.D. Landes, *Int. J. Fracture* 133 (2005) 371-388.
- [16] J.R. Donoso, J. Zahr y J.D. Landes, *Fatigue and Fracture Mechanics* 34, ASTM STP 1461, S.R. Daniewicz, J.C. Newman y K-H Schwalbe (Eds.), 2005, pp. 323-339.
- [17] J.R. Donoso, J. Zahr y J.D. Landes, *Rev. Metal. Madrid* 41 (2005) 401-480.