

# Un enfoque de dos parámetros para el análisis del efecto del cordón de soldadura sobre el constreñimiento<sup>(\*)</sup>

R. Leiva\*, J.R. Donoso\*\*, U. Muehlich\*\* y F. Labbé\*

**Resumen** Se analizó, numéricamente, el efecto del cordón de soldadura sobre los campos de tensión cercanos a la punta de una grieta en una unión soldada idealizada compuesta únicamente por metal base (MB) y cordón de soldadura (MS), en la cual la grieta estaba situada en MS, de forma paralela a la línea interfacial MB/MS. Para ello, se utilizó un enfoque de dos parámetros del tipo J-Q, con un modelo de Capa Límite Modificado, CLM, sometido a un campo lejano de desplazamientos controlado únicamente por  $K_I$  para eliminar el efecto del constreñimiento geométrico. Los resultados numéricos muestran que el nivel de constreñimiento disminuye para uniones sobre-ajustadas (límite elástico de MS mayor que el de MB), y aumenta para uniones sub-ajustadas (límite elástico de MS menor que el de MB). También se observa que el nivel de constreñimiento depende del grado de desajuste del cordón, del tamaño del mismo y del nivel de carga aplicada.

**Palabras clave** Tenacidad a la fractura. Constreñimiento. Modelo de capa límite modificado. Análisis de elementos finitos. Desajuste del límite elástico.

## A two-parameter approach for the analysis of the effect of the weld metal on the constraint

**Abstract** The effect of the mismatched weld metal on the stress field close to the crack tip in an idealized weld joint made up of base metal (BM) and weld metal (WM), with the crack located in WM, parallel to the BM/WM interface, was numerically analyzed. The analysis was performed with a J-Q type two-parameter approach with a Modified Boundary Layer, MBL, model subject to a remote displacement field solely controlled by  $K_I$  in order to eliminate the effect of the geometry constraint. The numerical results show that the constraint level decreases for overmatched welds (yield stress of WM higher than that of BM), and increases for undermatched welds (yield stress of WM lower than that of BM). The constraint level depends on the degree of the mismatch, on the width of the weld, and on the applied load level.

**Keywords** Fracture toughness. Constraint. Modified boundary layer. Finite element analysis. Yield stress mismatch.

## 1. INTRODUCCIÓN

La necesidad de estudiar el comportamiento de uniones soldadas radica en la frecuencia y el volumen con que este tipo de uniones se utiliza en ingeniería. Bien sea en la construcción de recipientes a presión, sistemas de tuberías, grandes estructuras, como en la industria nuclear y marítima, la investigación de la integridad estructural de uniones soldadas es de la mayor importancia.

Los códigos de fabricación proveen reglas para el diseño, fabricación, inspección y prueba de sistemas, componentes o equipos nuevos. A pesar de los elevados estándares de calidad incluidos en estos códigos para las uniones soldadas durante la fabricación, es un hecho irrefutable que los equipos se deterioran durante su vida útil y que los defectos surgen durante la operación o servicio, siendo a menudo detectados en inspecciones subsiguientes. La aseguración de la integridad estructural de

(\*) Trabajo recibido el día 1 de abril de 2003 y aceptado en su forma final el día 13 de octubre de 2003.

(\*) Dpto. de Mecánica. Universidad Técnica Federico Santa María. Avda. España 1680. Valparaíso-Chile. E-mail: r\_leiva\_dietz@hotmail.com.

(\*\*) Dpto. Ciencia de Materiales. Universidad Técnica Federico Santa María. Avda. España 1680. Valparaíso-Chile. E-mail: juan.donosos@usm.cl.

sistemas soldados debe tomar en cuenta que las propiedades de resistencia o de tenacidad del cordón de soldadura (MS) son, a menudo, distintas a las del metal base (MB) y a las de la zona afectada térmicamente (ZAT). Estas diferencias ya están siendo consideradas por los actuales procedimientos de evaluación de integridad estructural basados en la mecánica de fractura<sup>[1]</sup>.

Para analizar la fractura de materiales homogéneos se utilizan dos enfoques ampliamente difundidos: los criterios globales y los criterios locales. Los criterios globales examinan los cambios en la fuerza impulsora de grietas en términos de la integral J de Rice, que puede relacionarse con la razón de liberación de energía<sup>[2]</sup>. Durante la pasada década se ha incorporado el uso del parámetro Q<sup>[3 y 4]</sup> para tomar en cuenta el constreñimiento en la punta de la grieta causada por la geometría, es decir, dimensiones de la probeta, tamaño de la grieta y modo de carga.

Los criterios locales, en cambio, se basan en la idea de relacionar la iniciación de crecimiento de grieta con la evolución del daño en la micro-estructura del material. Particularmente, para el caso de fractura dúctil, el daño se relaciona con la formación, crecimiento y coalescencia de vacíos en la microestructura. Uno de los modelos más conocidos de daño dúctil es el propuesto por Rice y Tracey<sup>[5]</sup>, el cual fue modificado posteriormente por Beremin<sup>[6]</sup> para incorporar endurecimiento por deformación.

Los enfoques globales y locales pueden ser aplicados tanto en sistemas homogéneos como en sistemas bimetálicos y trimateriales. En el caso de uniones soldadas, Burstow *et al.*<sup>[7]</sup> aplicaron el modelo J-Q para evaluar el efecto del desajuste de material sobre el constreñimiento en probetas de flexión, mientras que Kim *et al.*<sup>[8]</sup> aplicaron tanto un enfoque J-Q como un criterio local al caso de una grieta perpendicular a una línea interfacial.

Zhang *et al.*<sup>[9]</sup> estudiaron un sistema bimetálico con una grieta contenida en la línea interfacial, aplicando un modelo de Capa Límite Modificado, CLM. De esta forma, dichos autores excluyeron el efecto del constreñimiento geométrico considerando sólo el efecto del desajuste de material. Así, propusieron un enfoque J-M, donde M es la amplitud del campo de desfase debido al desajuste de material. Un criterio similar J-M fue aplicado también por Ranestad *et al.*<sup>[10]</sup> en un sistema trimaterial constituido por metal base, metal de soldadura y zona afectada térmicamente.

Recientemente, Thaulow *et al.*<sup>[11]</sup> propusieron extender el enfoque J-Q, originalmente desarrolla-

do para materiales homogéneos, a un enfoque J-Q-M aplicado tanto a sistemas bimetálicos como trimateriales. Bajo este esquema, Q cuantifica en forma aislada al constreñimiento debido a la geometría, y M al constreñimiento causado por el desajuste de material.

El objetivo de este trabajo es aplicar un enfoque global a un sistema bimetálico, constituido por una grieta contenida en el centro de un cordón de soldadura rodeado por metal base. Para excluir el efecto del constreñimiento de tipo geométrico, se usó un modelo de Capa Límite Modificado, CLM, cargado con un campo de desplazamientos controlado únicamente por  $K_I$ . El enfoque de dos parámetros se utilizó para cuantificar el nivel de constreñimiento causado únicamente por el desajuste de material en el conjunto MB + MS.

## 2. PROCEDIMIENTO NUMÉRICO

### 2.1. Análisis de elementos finitos

El análisis numérico se llevó a cabo usando el programa de elementos finitos ABAQUS<sup>[12]</sup>. Se emplearon elementos de 8 nodos 2D en deformación plana, y se usó un esquema de integración reducida (4 puntos de Gauss). Se empleó la teoría de deformaciones pequeñas en el análisis por lo que fueron descartados los resultados a una distancia  $r < J/\sigma_0$  a partir de la punta de la grieta, zona caracterizada por grandes deformaciones.

### 2.2. Modelo CLM (Capa Límite Modificado)

El modelo CLM empleado consiste en un sistema bimetálico constituido por el cordón de soldadura de semiancho  $h$  (material 1) y el metal base (material 2), como se muestra en la figura 1. La grieta se asumió contenida en el cordón de soldadura y paralela a la línea interfacial. La carga fue aplicada en los contornos remotos del modelo a través de un campo de desplazamientos,  $(u_1, u_2)$ , controlado únicamente por  $K_I$  para excluir el efecto del constreñimiento geométrico, de acuerdo con:

$$\begin{aligned} u_1 &= K_I \frac{(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (3-4\nu - \cos\theta) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \\ u_2 &= K_I \frac{(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (3-4\nu - \cos\theta) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \end{aligned} \quad (1)$$

donde, E es el módulo de Young; r y  $\theta$  son coordenadas polares con origen en la punta de la grieta, y

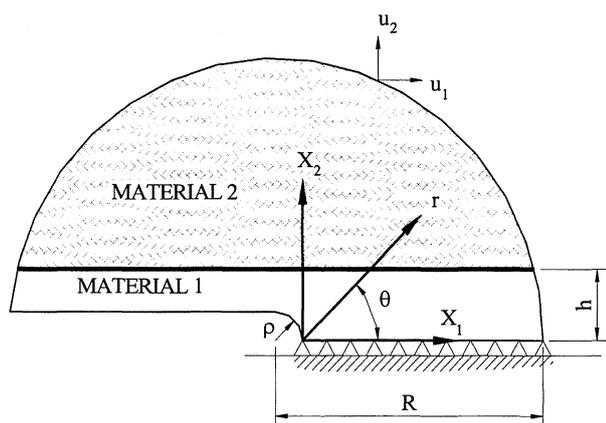


Figura 1. Geometría del modelo CLM.

Figure 1. Geometry of the MBL model.

$\nu$  es la relación de Poisson. Además, el factor de intensidad de tensiones para deformación plana, bajo condiciones de fluencia en pequeña escala, puede expresarse en función de la integral J, como:

$$K_I = \sqrt{\frac{EJ}{(1-\nu^2)}} \quad (2)$$

La punta de la grieta se asumió con un radio inicial  $\rho = 0,05$  mm y el radio del CLM se tomó con el valor  $R = 5.000$  mm (Fig. 1), para asegurar que los desplazamientos aplicados no sean afectados por la zona plástica en la punta de la grieta y se cumpla la condición de fluencia en pequeña escala.

La malla de elementos finitos para el CLM contiene 1.520 elementos y se muestra en la figura 2.

### 2.3. Propiedades de los materiales

Se asumió que el metal base y el cordón tienen las mismas propiedades elásticas ( $E_1 = E_2 = 210.000$  MPa,  $\nu_1 = \nu_2 = 0,3$ ) pero diferentes propiedades en deformación plástica. El límite elástico de MS se consideró fijo en los cálculos ( $\sigma_{10} = 300$  MPa). Para modelar el comportamiento de los materiales se usó la ley de potencia de Ramberg-Osgood,

$$\frac{\epsilon_i}{\epsilon_{i0}} = \frac{\sigma_i}{\sigma_{i0}} + \alpha \left( \frac{\sigma_i}{\sigma_{i0}} \right)^{n_i} \quad (3)$$

donde,  $\sigma_i$  es la tensión para el material,  $i$ ;  $\sigma_{i0}$  y  $\epsilon_{i0}$  son el límite elástico del material,  $i$ , y su correspondiente deformación;  $\alpha$ , es una constante adi-

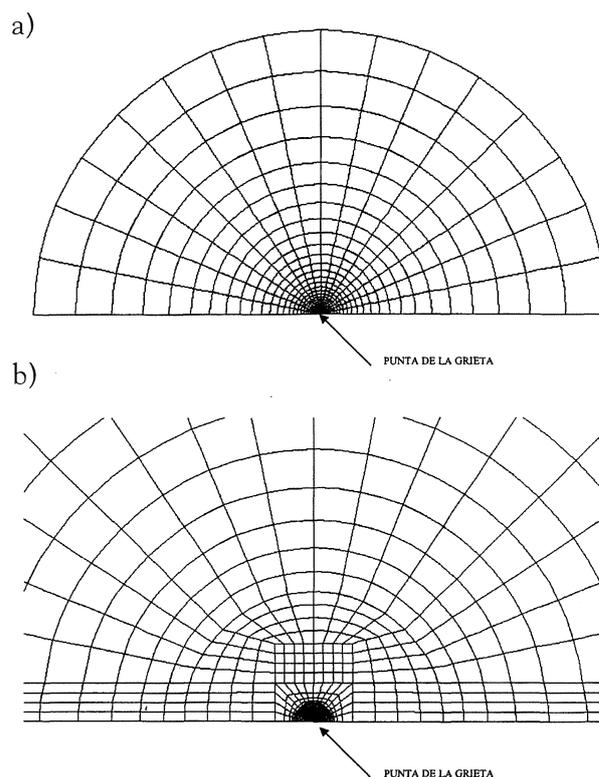


Figura 2. Malla de elementos finitos para el CLM, a) malla global, b) malla en la región de la punta de la grieta.

Figure 2. Finite element mesh for MBL solutions, a) global mesh, b) crack-tip region.

mensional; y  $n_i$ , es el exponente de endurecimiento del material,  $i$ . Los parámetros usados en la ecuación (3) fueron  $n_1 = n_2 = 5$  y  $\alpha = 1$ . Para considerar el efecto del desajuste de material producido por la diferencia de las propiedades en deformación plástica de ambos materiales, se define la relación de desajuste,  $m$ , como el cociente entre el límite elástico del cordón y el límite elástico del metal base, es decir,

$$m = \frac{\sigma_{10}}{\sigma_{20}} \quad (4)$$

Se consideraron dos valores para la altura del cordón,  $h$ : 3 mm, y 6 mm. La relación de desajuste,  $m$ , y los respectivos valores del límite elástico para MB,  $\sigma_{20}$ , se muestran en la Tabla I.

## 3. DESCRIPCIÓN DE LOS ENFOQUES SELECCIONADOS

### 3.1. Enfoque de dos parámetros

En un enfoque global, la integral, J, se usa para fijar el tamaño de escala en la zona de proceso

**Tabla I.** Condiciones de desajuste de material

Table I. Material mismatch conditions

$m = \sigma_{10}/\sigma_{20}$	$\sigma_{20}$ [MPa]
0,50	600
0,67	450
0,80	375
1,00	300
1,25	240
1,50	200
2,00	150

donde ocurren grandes tensiones y deformaciones. Sin embargo,  $J$ , puede usarse para expresar las deformaciones y tensiones cercanas a la punta de la grieta, a través del campo HRR [13 y 14], sólo bajo condiciones muy limitadas, tales como un cuerpo infinito y homogéneo con una grieta semi-infinita. Bajo otras condiciones más reales, tales como una grieta en un cuerpo finito o grietas próximas a una línea interfacial, un segundo parámetro debe usarse para escalar los campos de tensiones en la punta de la grieta.

El parámetro  $Q$ , introducido por O'Dowd y Shih [3 y 4] se usa como factor de escala para expresar el grado de triaxialidad o estreñimiento delante de la punta de la grieta. Usando como referencia el campo HRR de un material homogéneo con límite elástico  $\sigma_{10}$ ,  $Q$  se define como:

$$Q = \frac{\sigma_{\theta\theta} - (\sigma_{\theta\theta})^{HRR}}{\sigma_{10}} \quad (5)$$

con,  $\theta = 0$ ,  $r = 2J/\sigma_{10}$ , donde,  $\theta$  y  $r$  son coordenadas polares con origen en la punta de la grieta.

El término  $Q$  puede ser incorporado en la expresión del campo de tensiones usando el campo HRR modificado,

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_{10}} = \left( \frac{JE}{\sigma_{10}^2 I_n r} \right)^{1/(1+n_i)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n_i) + Q \delta_{ij} \quad (6)$$

donde,  $I_n$  es una constante de integración;  $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n_i)$  es una función angular adimensional; y  $\delta_{ij}$  es el delta de Kronecker.

Para cuantificar el estreñimiento debido al desajuste de material, se definió la amplitud del campo de desfase como la diferencia entre el valor de  $Q$  en un sistema bimaternal (MB + MS), y el

valor de  $Q$  en un material homogéneo constituido únicamente por cordón de soldadura,

$$M(J) = Q(J) - Q^h(J) = \frac{(\sigma_{\theta\theta})^{bimat}(J) - (\sigma_{\theta\theta})^{homo}(J)}{\sigma_{10}} \quad (7)$$

con  $M$ , evaluado en  $\theta = 0$  y  $r = 2J/\sigma_{10}$ . Para el modelo CLM,  $(\sigma_{\theta\theta})^{homo}$  corresponde aproximadamente a la solución de fluencia en pequeña escala para el cordón, la cual difiere levemente del campo HRR [15].

### 3.2. Carga normalizada como parámetro de desajuste

Además del enfoque de dos parámetros, se analizó la influencia de un parámetro,  $J$ , adimensional,  $J_N$ , para cuantificar los efectos del estreñimiento debido al desajuste de material. Este parámetro se propuso por Burstow *et al.* [16] y está definido como:

$$J_N = \frac{J}{h\sigma_{10}} \quad (8)$$

donde,  $h$  es el semi-ancho del cordón y  $\sigma_{10}$  es el límite elástico del cordón de soldadura. El parámetro  $J_N$  escala el tamaño de la zona plástica con el ancho del cordón de soldadura. En efecto, el tamaño de la zona plástica para un material homogéneo en condiciones de deformación plana puede ser aproximado por:

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{10}} \right)^2 \quad (9)$$

Esta ecuación puede combinarse con la ecuación (2) para dar:

$$\frac{r_p}{h} = \frac{J}{h\sigma_{10}} \left[ \frac{1}{6\pi} \frac{1}{(1-\nu^2)} \frac{E}{\sigma_{10}} \right] \approx 40 \frac{J}{h\sigma_{10}} \quad (10)$$

Así, un valor del parámetro de carga normalizada de 0,025 representa una zona plástica del mismo orden de magnitud que el semi-ancho del cordón,  $h$ .

Aunque el parámetro de carga normalizada dado por la ecuación (8) no incluye el nivel de desajuste de material, se mostró que dos situaciones con igual relación de desajuste,  $m$ , y el mismo valor de  $J/(\sigma_{10}h)$ , presentaron igual tamaño de zona plástica relativa al semi-ancho de cordón,  $h$ , y, por

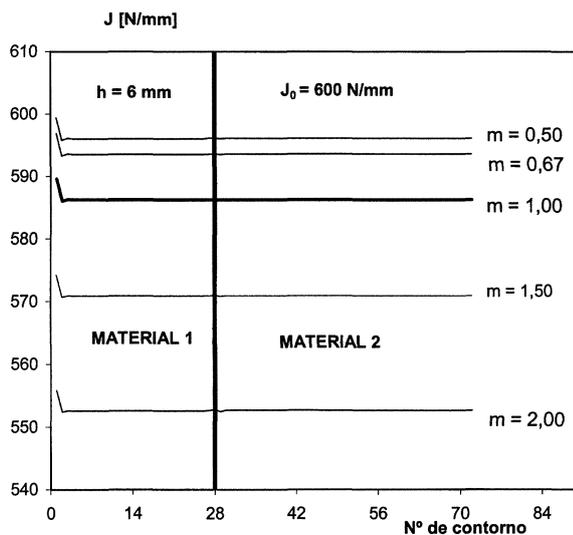
consiguiente, similares campos de tensión en la punta de la grieta<sup>[16]</sup>.

## 4. DISCUSIÓN DE RESULTADOS

### 4.1. Integral J

La figura 3 muestra la independencia de J respecto al camino de integración para varias relaciones de desajuste y además indica que la presencia de un segundo material no afecta este comportamiento. Estos hallazgos están de acuerdo con los resultados de Ranestad *et al.*<sup>[10]</sup> para un sistema trimaterial. Esta figura indica que la mayor discrepancia respecto al valor de J aplicado de 600 N/mm (7,9 %) lo presenta el caso de sobre-ajuste, con una relación de desajuste de  $m = 2$ . Esto, se puede mostrar también en la figura 4 que compara el valor de J calculado por ABAQUS con el valor teórico entregado por la ecuación (2), que relaciona J con el factor de intensidad de tensión (valor de J aplicado,  $J_0$ ), mostrando una muy buena concordancia. Lo anterior implica que se puede usar el valor de J aplicado obtenido de la ecuación (2) en lugar de los resultados numéricos facilitando el cálculo del campo de desfase, M, debido al desajuste de material.

Los resultados anteriores justifican el uso del valor de J aplicado (que, en adelante, sólo se llamará J) obtenido mediante la ecuación (2) en lugar de los resultados entregados por ABAQUS, en condiciones de fluencia en pequeña escala (Modelo CLM).

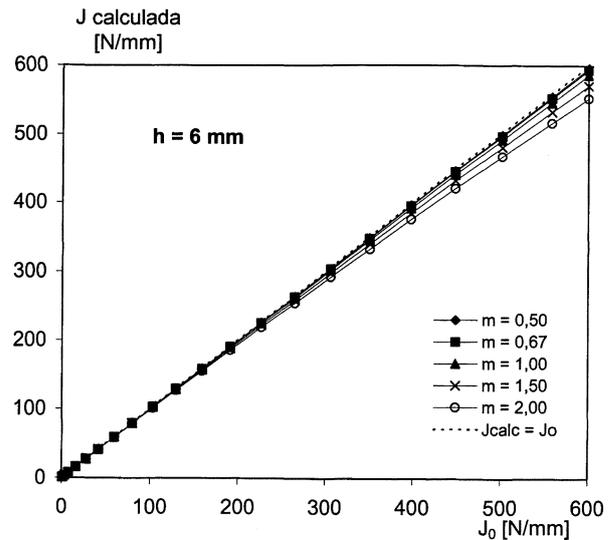


**Figura 3.** Independencia de J respecto del camino de integración para varias relaciones de desajuste a un valor de J aplicado de 600 N/mm.

Figure 3. Path independence of the J-integral for several mismatch ratios at an applied J of 600 N/mm.

Rev. Metal. Madrid 40 (2004) 3-12

7

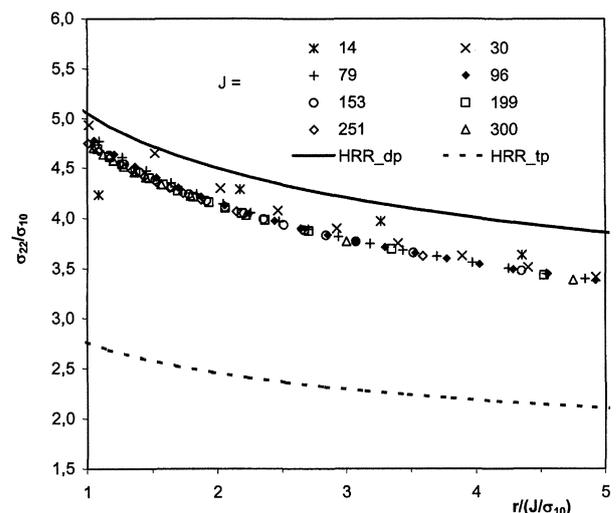


**Figura 4.** J numérico evaluado en el último contorno de integración, en función de J teórico, para varias relaciones de desajuste.

Figure 4. Numerical J evaluated in the last integration contour, as a function of the theoretical J, for several mismatch ratios.

### 4.2. Material de referencia

Se comprobó que la tensión de apertura normalizada para un material homogéneo, en este caso el cordón, converge a una sola curva a partir de un cierto nivel de J ( $79 < J < 96$  N/mm; ver Fig. 5) y



**Figura 5.** Tensión de apertura vs. distancia normalizada para el cordón de soldadura para varios valores de J, comparado con el campo HRR en deformación plana (dp) y en tensión plana (tp).

Figure 5. Normalized opening stress vs. normalized distance for weld metal for several J values, compared with the HRR fields in plane strain (dp) and plane stress (tp).

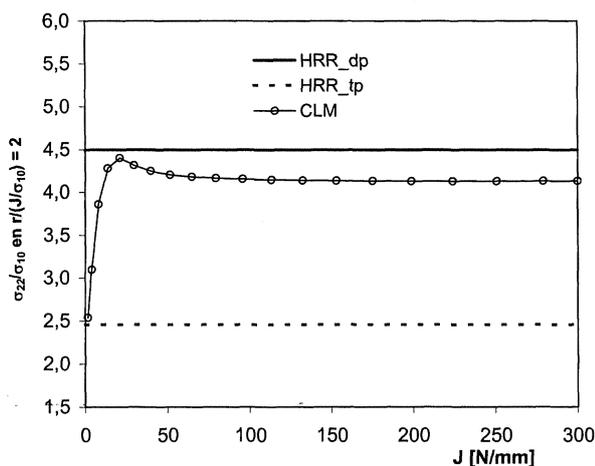
que este límite no coincide en forma exacta con el campo HRR en deformación plana. Dodds *et al.*<sup>[15]</sup> observaron resultados similares en lo que respecta a la no coincidencia de una solución obtenida mediante una teoría de pequeñas deformaciones con el campo HRR.

La figura 6 muestra la tensión de apertura a una distancia normalizada  $r/(J/\sigma_{10}) = 2$  para cada valor de  $J$ . Esta figura muestra que para un valor de  $J$  de, aproximadamente, 96 N/mm la solución se estabiliza. Este valor de  $J$  puede ser deducido de la figura 5. También se muestran los campos HRR en deformación plana y en tensión plana a modo de referencia.

#### 4.3. Efecto del desajuste de material sobre el estreñimiento

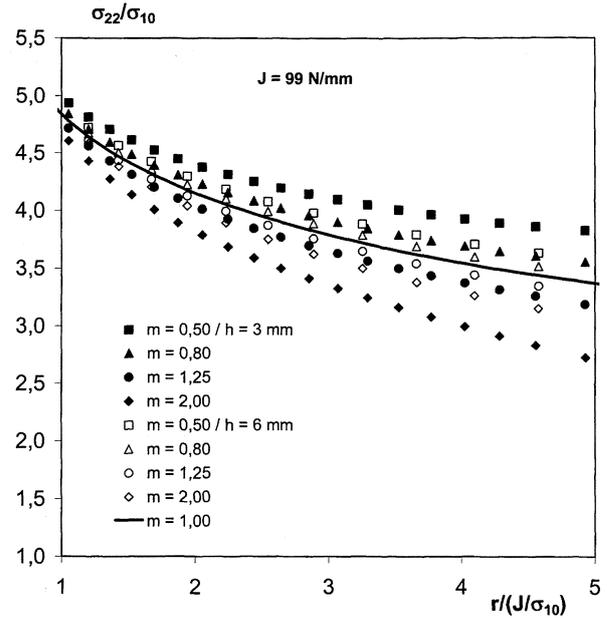
En las figuras 7 y 8 se observan los efectos del desajuste de material para dos niveles de carga. Se puede apreciar claramente que los campos de tensión de apertura dependen tanto del nivel de carga como del tamaño de cordón. Para un nivel de carga dado, los campos se desplazan por sobre la solución de referencia ( $m = 1$ ) para el caso de sub-ajuste, y caen bajo aquella para el sobre-ajuste. Este efecto se ve acrecentado para el cordón más pequeño ( $h = 3$  mm).

Por otra parte, para una misma relación de desajuste el efecto se incrementa con el nivel de carga, como se puede apreciar comparando las figuras



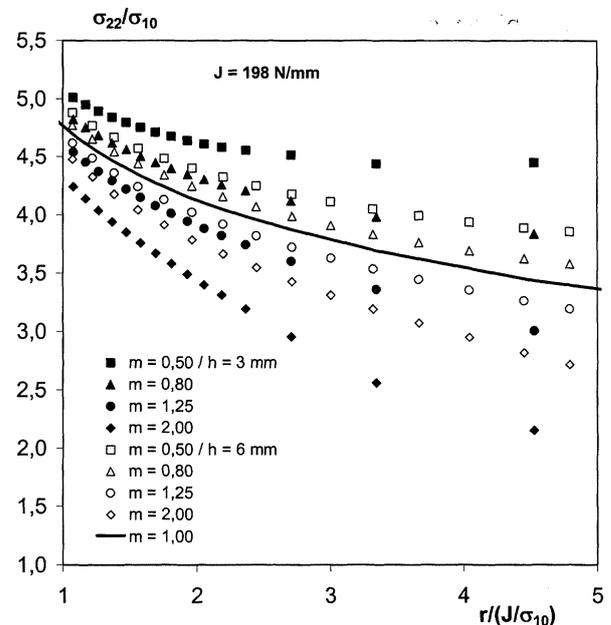
**Figura 6.** Tensión de apertura normalizada en  $r/(J/\sigma_{10}) = 2$  vs.  $J$  para el cordón de soldadura. A modo de comparación se muestran los campos HRR en deformación plana (dp) y en tensión plana (tp).

Figure 6. Normalized opening stress at  $r/(J/\sigma_{10}) = 2$  vs.  $J$ -integral for weld metal. For comparison, the HRR fields in plane strain (dp) and plane stress (tp) are also shown.



**Figura 7.** Efecto del desajuste de material,  $m$ , y ancho del cordón de soldadura,  $h$ , sobre la distribución de tensiones en la punta de la grieta para  $J = 99$  N/mm.

Figure 7. The effect of mismatch,  $m$ , and width of weld metal,  $h$ , on the stress distribution ahead of the crack for  $J = 99$  N/mm.



**Figura 8.** Efecto del desajuste de material,  $m$ , y ancho del cordón de soldadura,  $h$ , sobre la distribución de tensiones en la punta de la grieta para  $J = 198$  N/mm.

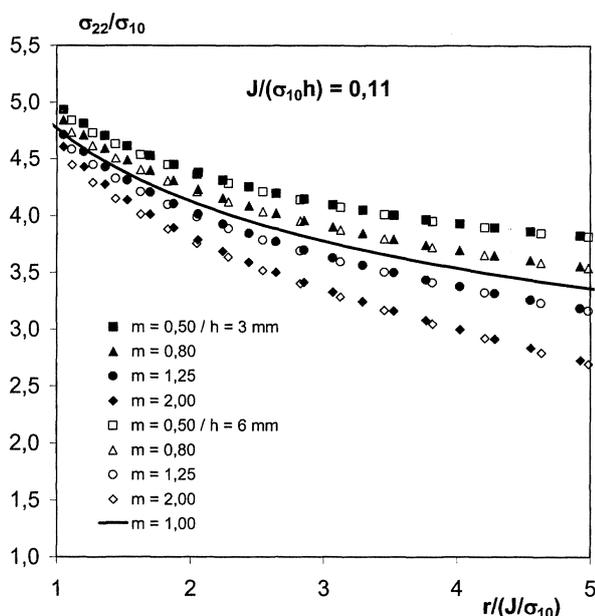
Figure 8. The effect of mismatch,  $m$ , and width of weld metal,  $h$ , on the stress distribution ahead of the crack for  $J = 198$  N/mm.

7 y 8. Hallazgos similares se observaron por Burstow *et al.*<sup>[16]</sup> para una grieta paralela a una línea interfacial en un sistema bi-material perfectamente plástico.

#### 4.4. Efecto de la carga normalizada

Se observó que por la normalización de  $J$  respecto a la tensión de fluencia del material de referencia y del tamaño del cordón, dos casos con la misma relación de desajuste y carga normalizada, presentan campos de tensión similares. Esto permite evaluar el efecto del desajuste de material en forma independiente del tamaño del cordón. El efecto de la normalización de la carga puede ser apreciado en la figura 9 para  $J/(\sigma_{10}h) \approx 0,11$ . Esto, corresponde a cargas equivalentes a  $J = 99 \text{ N/mm}$  para el cordón de 3 mm, y  $198 \text{ N/mm}$  para el cordón de 6 mm.

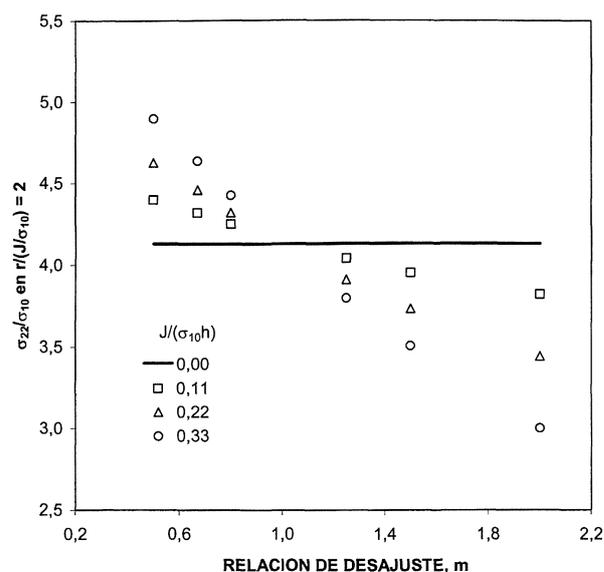
La figura 10 muestra la dependencia del estreñimiento en la punta de la grieta respecto de la relación de desajuste y del nivel de carga normalizada. La línea horizontal en dicha figura representa la solución de referencia, para un valor de carga normalizada igual a cero ( $h = \infty$ ). Para los valores de carga normalizada considerados ( $J_N = 0,11$ ;  $0,22$ ; y  $0,33$ ), la solución de referencia ya está estabilizada, por lo que pueden leerse directamente los valores de  $M$  para cada relación de desajuste sim-



**Figura 9.** Efecto de la carga normalizada sobre la distribución de tensiones en la punta de la grieta.

*Figure 9.* The effect of the normalized load on the stress distribution ahead of the crack.

Rev. Metal. Madrid 40 (2004) 3-12



**Figura 10.** Dependencia del estreñimiento en la punta de la grieta respecto del grado de desajuste de material,  $m$ , y del parámetro de carga normalizada,  $J_N$ .

*Figure 10.* Crack tip constraint dependence on the degree of material mismatch,  $m$ , and normalized load parameter,  $J_N$ .

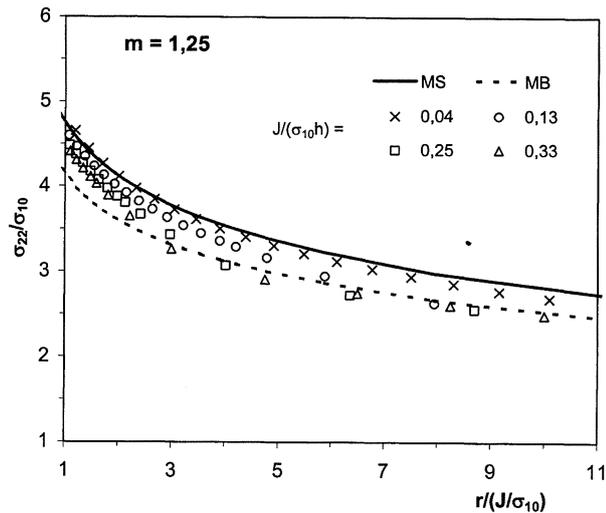
plemente restando la solución de referencia (ésta tiene un valor aproximado a 4,1) a la correspondiente tensión de apertura normalizada para cada nivel de desajuste y carga.

Además, en la figura 10 se observa un comportamiento prácticamente lineal tanto para sub-ajuste ( $m < 1$ ) como para sobre-ajuste ( $m > 1$ ). En lo que respecta al sobre-ajuste, esta tendencia lineal está de acuerdo con los resultados de Burstow *et al.*<sup>[16]</sup> para un sistema bimaterial elástico-perfectamente plástico. Sin embargo, para el caso de sub-ajuste se observa una discrepancia con estos autores, lo que puede atribuirse a las diferencias en el exponente de endurecimiento.

La figura 10 puede emplearse para comparar niveles de estreñimiento iguales para distintos grados de desajuste y carga. Puede observarse que un mismo nivel de estreñimiento se obtiene aumentando el grado de sobre-ajuste y reduciendo la carga normalizada, o bien disminuyendo el grado de sobre-ajuste y aumentando la carga normalizada. Para el sub-ajuste se puede hacer un análisis similar.

#### 4.5. Efecto del metal base

El efecto del metal base en el sobre-ajuste se muestra en la figura 11 para un valor,  $m = 1,25$ . En esta figura se han representado las soluciones

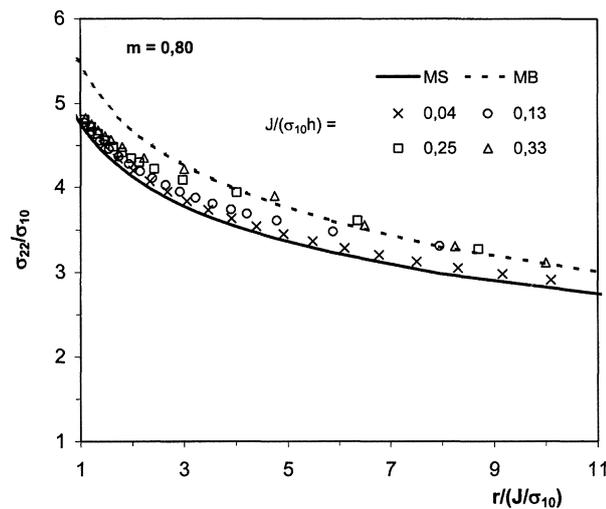


**Figura 11.** Efecto del incremento de carga normalizada,  $J_N$ , sobre la distribución de tensiones en la punta de la grieta, para un sobreajuste  $m = 1,25$ .

Figure 11. The effect of an increment of the normalized load,  $J_N$ , on the crack tip stress distribution, for an overmatch  $m = 1.25$ .

estabilizadas para el material homogéneo de soldadura y para el material base, así como las distribuciones de tensión de apertura normalizada para cada valor de carga,  $J_N$ .

Se observa que, a bajos valores del parámetro de carga normalizado, cuando la zona plástica es pequeña comparada con el ancho del cordón (esto es,  $J_N = 0,04$ ), la distribución de tensiones es casi



**Figura 12.** Efecto del incremento de carga normalizada,  $J_N$ , sobre la distribución de tensiones en la punta de la grieta, para un sub-ajuste  $m = 0,80$ .

Figure 12. The effect of an increment of the normalized load,  $J_N$ , on the crack tip stress distribution, for an undermatch  $m = 0.80$ .

idéntica a la solución homogénea para el cordón de soldadura. A medida que se aumenta la carga, las distribuciones de tensión se aproximan a la del material base.

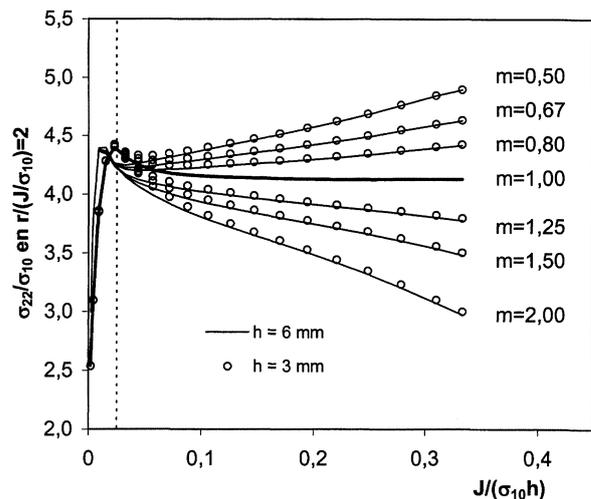
Un efecto similar se observa en la figura 12 para un sub-ajuste de valor  $m = 0,80$ . A bajos niveles de carga, los campos de tensión tienden a coincidir con la solución para el cordón de soldadura. A medida que se incrementa la carga los campos de tensión se acercan más a los del metal base.

#### 4.6. Término M

La amplitud del campo de desfase debido al desajuste de material, M, está definido como la diferencia entre el esfuerzo de apertura normalizado de un sistema bimaterial y el de un sistema constituido de material homogéneo, medida a una distancia,  $r = 2J/\sigma_{10}$  (ec. 7). Debido a que M es dependiente del nivel de carga, la comparación entre el sistema bimaterial y el sistema homogéneo se realizó al mismo valor de J.

Como se señaló anteriormente, M se puede leer directamente de la figura 10. Sin embargo, para simplificar la comprensión de este parámetro, se utilizará la figura 13 que muestra explícitamente la tensión de apertura normalizada como función de la carga normalizada para cada relación de desajuste, m.

Puede observarse en la figura 13 que, debido a la normalización de la carga, los campos de



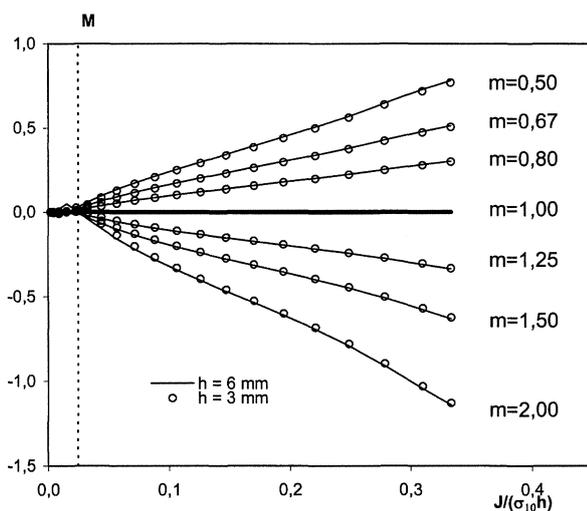
**Figura 13.** Tensión de apertura normalizada en  $r/(J/\sigma_{10}) = 2$  vs. carga normalizada para varios valores de m y dos tamaños de cordón. La línea segmentada muestra el valor de  $J_N = 0,025$ .

Figure 13. Normalized opening stress at  $r/(J/\sigma_{10}) = 2$  vs. normalized load for several m values and two weld widths. The dashed line shows the value  $J_N = 0.025$ .

tensión, para los dos anchos de cordón considerados, coinciden en una única curva para cada valor de  $m$ , lo que era de esperar, dado lo observado en la figura 9. El término  $M$  se obtiene directamente de la figura 13 y se muestra en la figura 14. En esta última, se ve la magnitud de  $M$  como función de la carga normalizada para cada relación de desajuste. Se observa que los valores de  $M$  son iguales para los dos espesores de cordón y para un valor dado de sobre-ajuste o sub-ajuste. Esto es atribuible, nuevamente, a la normalización de la carga que permite analizar el constreñimiento debido al desajuste de material en forma independiente del tamaño de cordón.

Es importante notar que el sobre-ajuste produce una pérdida de constreñimiento, y esta pérdida es más severa a medida que aumenta la relación de desajuste. Para el caso del sub-ajuste, el efecto es el opuesto. Además, se puede apreciar que la amplitud del campo de desfase debido al desajuste de material,  $M$ , se mantiene en cero hasta un valor de carga en que la zona plástica toca la interfaz de material, es decir el tamaño de la zona plástica alcanza el orden de magnitud del ancho del cordón. Este valor de carga corresponde a un valor de  $J_N \approx 0,025$  (ec. 10) y se muestra con línea segmentada en las figuras 13 y 14.

Resultados similares a los de este trabajo fueron obtenidos por Burstow *et al.*<sup>[16]</sup>, quienes aplicaron un enfoque J-Q-M a un sistema bimetálico con



**Figura 14.** Amplitud del campo de desfase debido al desajuste de material vs. carga normalizada para varios valores de  $m$ . La línea segmentada muestra el valor de  $J_N = 0,025$ .

*Figure 14. Amplitude of the difference field caused by the mismatch constraint vs. normalized load for several  $m$  values. The dashed line shows the value  $J_N = 0,025$ .*

grieta contenida en el cordón de soldadura, asumiendo comportamiento elástico-perfectamente plástico tanto para el MB como para el MS. Estos autores observaron que el sobre-ajuste de material produce una pérdida de constreñimiento y el sub-ajuste, un incremento de éste. Sin embargo el incremento de constreñimiento debido al sub-ajuste fue más leve que el observado en el actual trabajo, debido, posiblemente, a que en este trabajo se consideró un nivel de endurecimiento mayor para los materiales ( $n = 5$ ).

El efecto del constreñimiento en uniones soldadas puede tratarse de una forma alternativa a la expuesta en este trabajo, empleando el Engineering Treatment Model (ETM)<sup>[17]</sup>. Bajo esta perspectiva, Kim y Schwalbe desarrollaron un compendio de soluciones de carga límite para geometrías desajustadas<sup>[18]</sup>. Ellos observaron que el sobre-ajuste produce un aumento de la carga límite respecto de una geometría constituida de MB homogéneo, en tanto el sub-ajuste da lugar a una disminución de la carga límite respecto a la misma referencia. Sin embargo si la referencia es el MS homogéneo, el sobre-ajuste produce una disminución y el sub-ajuste un aumento de la carga límite, lo cual puede entenderse como una pérdida y un aumento de constreñimiento respectivamente.

Un enfoque reciente para el análisis del constreñimiento en geometrías desajustadas es la Ecuación del Formato Común (EFC)<sup>[19 y 20]</sup>. Donoso *et al.*, trabajando numéricamente con probetas C(T) 3-D y el enfoque EFC, observaron que la presencia de MS en una fracción en volumen de 0,20 (en forma equivalente,  $h = 6$  mm) y con una relación de desajuste,  $m = 1,25$ , dio lugar a una disminución del constreñimiento, al comparar con la probeta C(T) que sólo tiene MB<sup>[21]</sup>. En el trabajo de la referencia, fue posible separar el efecto de la geometría (en el plano, y fuera del plano), de aquel causado por el material sobre el constreñimiento<sup>[20]</sup>. El efecto neto de la presencia de MS sobre-ajustado, al igual que lo observado en el presente trabajo, es una disminución del constreñimiento en la probeta bi-metálica, respecto del que caracteriza a una probeta constituida únicamente por material homogéneo.

## 5. CONCLUSIONES

Se aplicó un enfoque de dos parámetros para cuantificar el grado de constreñimiento que, sobre un sistema bimetálico MB/MS con una grieta paralela a la línea interfacial, se impone, solamente, por el

desajuste de las propiedades en deformación plástica. Para ello se utilizó un modelo CLM que representa una aproximación de las condiciones de fluencia en pequeña escala. Las siguientes, son las conclusiones extraídas de los resultados de la modelación:

- La integral  $J$  es independiente del camino de integración, tanto en un sistema bimaternal como en un sistema homogéneo. Además, se encontró una pequeña variación del valor de  $J$  en un contorno que incluye solo cordón de soldadura respecto de otro que contiene al cordón y al metal base. Lo anterior justifica la utilización del valor de  $J$  aplicado como parámetro de carga.
- El campo de referencia (material de soldadura homogéneo) obtenido en el CLM converge a una sola curva a partir de un cierto nivel de carga ( $J \approx 96$  N/mm) y no existe una coincidencia exacta con el campo HRR en deformación plana.
- Tanto el tamaño de cordón como el nivel de carga influyen en el grado de constreñimiento en la punta de la grieta. Sin embargo, es posible analizar el grado de constreñimiento en forma independiente del tamaño del cordón, empleando un parámetro de carga normalizado,  $J_N$ . Esto, es aplicable, al menos, bajo la condición de fluencia en pequeña escala (modelo CLM).
- El metal base afecta los campos de tensión cercanos a la punta de la grieta, observándose que a bajos valores del parámetro de carga normalizado los campos se aproximan al del cordón de soldadura. Para elevados valores de carga los campos se aproximan al del metal base. Esto, es aplicable tanto para sobre-ajuste como para sub-ajuste.
- La relación de desajuste influye en el grado de constreñimiento, observándose que a valores de  $m > 1$  se produce una disminución del constreñimiento. Cuando  $m < 1$ , se aprecia un aumento del constreñimiento. Estos efectos se acentúan en la medida que la relación de desajuste se aleja de la unidad.

## Agradecimientos

Este trabajo está basado parcialmente en la Tesis de Magíster en Ingeniería Mecánica del Sr. Rodrigo Leiva, y contó con el financiamiento de la Co-

misión Nacional de Investigaciones Científicas y Tecnológicas de Chile, CONICYT, a través del Proyecto FONDECYT 1010151.

## REFERENCIAS

- [1] FITNESS-FOR-SERVICE, *API Recommended Practice 579*, First Edition, American Petroleum Institute, 2000.
- [2] J. RICE, *J. Appl. Mech.* 35 (1968) 379-386.
- [3] N.P. O' DOWD y C.F. SHIH, *J. Mech. Phys. Solids* 39 (1991) 989-1.045.
- [4] N.P. O' DOWD y C.F. SHIH, *J. Mech. Phys. Solids* 40 (1992) 939-963.
- [5] J. RICE y D. TRACEY, *J. Mech. Phys. Solids* 17 (1969) 201-217.
- [6] F. BEREMIN, *Metall. Trans.* 12A (1981) 723-731.
- [7] M.C. BURSTOW, I.C. HOWARD y R.A. AINSWORTH, *Int. J. Fract.* 89 (1998) 117-142.
- [8] A.S. KIM, J. BESSON y A. PINEAU, *Int. J. Solids Struct.* 36 (1999) 1.845-1.864.
- [9] Z.L. ZHANG, M. HAUGE y C. THAULOW, *Int. J. Fract.* 79 (1996) 65-83.
- [10] O. RANESTAD, Z.L. ZHANG y C. THAULOW, *Int. J. Fract.* 88 (1997) 315-333.
- [11] 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.
- [12] *Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.*, 2000. ABAQUS manuals Version 6.1.
- [13] J. HUTCHINSON, *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968) 13-31.
- [14] J. RICE, y G. ROSENGREN, *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968) 1-12.
- [15] R.H. DODDS, C.F. SHIH y T.L. ANDERSON, *Int. J. Fract.* 64 (1993) 111-133.
- [16] M.C. BURSTOW, I.C. Howard y R.A. AINSWORTH, *J. Mech. Phys. Solids* 46 (1998) 845-472.
- [17] K.H. SCHWALBE, U. ZERBST, Y.J. KIM, W. BROCKS, A. CORNEC y H. AMSTUTZ, *EFAM ETM 97: The ETM Method for Assessing the Significance of Crack-like Defects in Engineering Structures*, GKSS Research Center, GKSS/98/E/6, Germany, 1997.
- [18] Y.J. KIM y K.H. SCHWALBE, *Eng. Fract. Mech.* 68 (2001) 1.137-1.151.
- [19] J.R. DONOSO y J.D. LANDES, *Eng. Fract. Mech.* 54 (1996) 499-512.
- [20] J.R. DONOSO, CH. CANCINO y U. MUEHLICH, *Rev. Metal. Madrid.* 38 (2002) 326-333.
- [21] J.R. DONOSO, A. ORTIZ y F. LABBÉ, *Rev. Metal Madrid.* 39 (2003) 357-366.