

EVALUACION NUMERICA DE LAS RELACIONES GEOMETRICAS EN UNA PROBETA FRACTOMECANICA SENT CON METAL DE SOLDADURA

J.R. DONOSO
O. MONTECINOS
F. LABBE

RESUMEN

Se analiza las características geométricas de la probeta SENT ("single-edge notched tensile specimen") con metal de soldadura en el ligamento, a través de una modelación bidimensional no-lineal por elementos finitos. Las características geométricas evaluadas en este trabajo son: la relación entre $cmod$ y desplazamiento del punto de carga; el valor de η_{pl} necesario para el cálculo de J , y la posición del centro de rotación aparente, relacionado con la evaluación del parámetro $CTOD$. El modelo físico de la probeta SENT considera dos valores para la fracción en volumen de metal de soldadura (MS): 1/4 y 3/4. Adicionalmente, la modelación se realiza con un valor del esfuerzo de fluencia del metal de soldadura (σ_0^{MS}) mayor que el del metal base (σ_0^{MB}), dando lugar a una relación de *overmatching* entre MS y MB de 1,40. Los resultados obtenidos son comparados con los valores geométricos propios de una probeta SENT confeccionada con un solo material, resultando ser dependientes de las variables utilizadas en la modelación, para tamaños normales de longitud de grieta. Por ello, al evaluar las propiedades fractomecánicas de metal de soldadura con una probeta SENT, se recomienda utilizar probetas con grieta profunda, con el objeto de minimizar la dependencia de los resultados respecto de la cantidad relativa de MB y MS, y del grado de *overmatching* entre ellos.

Palabras claves: Fractura de uniones soldadas; funciones geométricas de calibración; elementos finitos.

Presentado a:

I SEMINARIO DE MECÁNICA DA FRACTURA
1 Y 2 DE JUNIO DE 1995
OURO PRETO - MG
BRASIL

J.R. DONOSO, O. MONTECINOS Y F. LABBE son Profesor en el Departamento Ciencia de Materiales; Tesista de Ingeniería Civil Mecánica (actualmente en CMPC, Santiago); y Profesor en el Departamento de Ingeniería Mecánica, respectivamente. UNIVERSIDAD TÉCNICA FEDERICO SANTA MARÍA, VALPARAÍSO, CHILE.

INTRODUCCION

La aplicación de Mecánica de Fractura convencional a la evaluación de estructuras fisuradas, se apoya en la noción de que existe un único parámetro que caracteriza la resistencia del material a la fractura. En el caso de fractura frágil, la caracterización se hace mediante el valor crítico del factor de intensidad de esfuerzos, K_{Ic} ; en cambio, la resistencia a la iniciación de fractura dúctil se caracteriza por el valor crítico de la integral J , denominado J_{Ic} . Las normas ASTM E399 [1] y E813 [2], definen las condiciones para la evaluación de los respectivos parámetros, K_{Ic} y J_{Ic} , como *propiedades de los materiales*. Entre las exigencias planteadas en estas normas para asegurar que se está evaluando una propiedad independiente de aspectos geométricos, el espesor de probeta debe ser lo suficientemente grande como para inducir condiciones de deformación plana en la punta de la grieta, y la fisura debe tener la profundidad adecuada como para colocarla en un campo de tensiones de elevada restricción. El enfoque del *CTOD*, el tercer parámetro utilizado para la caracterización fractomecánica, es más pragmático del punto de vista de evaluación ingenieril de la integridad estructural de un componente fisurado [3], y se ha hecho extensivo explícitamente a la evaluación de tenacidad en uniones soldadas. Las normas ASTM para K y J , en cambio, consideran este aspecto en forma implícita, al hablar de "materiales metálicos", lo cual podría cubrir, extendiendo el uso del término, la evaluación de tenacidad en uniones soldadas realizadas *por fusión*.

Tradicionalmente, por lo tanto, cuando se evalúa tenacidad en uniones soldadas, se prefiere utilizar el criterio del *CTOD* sobre el de J_{Ic} , [4], debido a la mayor confiabilidad que se otorga a mediciones de la abertura de la grieta para evaluar *CTOD*, en relación a aquellas hechas sobre la línea de carga para la evaluación de J . Esto coloca inmediatamente a J en desventaja frente a *CTOD*, puesto que las mediciones físicas necesarias para evaluar *CTOD*, se realizan directamente sobre MS. En cambio, aquellas pertinentes a J se deben efectuar sobre material híbrido, compuesto a lo menos de dos materiales, MS y MB, presentes en variadas proporciones, y con diferentes propiedades mecánicas. A partir de 1989, la evaluación de *CTOD* también está normalizada por ASTM [5]; entre sus aplicaciones contempla el uso de los valores experimentales obtenidos para mostrar el efecto de parámetros de procesamiento, como soldadura y alivio de tensiones, y para especificaciones de aceptación y control de calidad de metales base, metales de soldadura, y zona afectada térmicamente (ZAT).

No obstante los esfuerzos desplegados en Mecánica de Fractura en relación a las *propiedades de uniones soldadas*, aún subsisten muchos aspectos no explorados. Uno de los más importantes es el efecto de la diferencia entre los valores de esfuerzos de fluencia de MS y de MB, genéricamente denominada *yield stress mismatch*, sobre las propiedades mecánicas de la junta soldada. Si, como es la generalidad de los casos analizados en soldadura, el esfuerzo de fluencia de MS es mayor que el de MB, se habla de un caso de *overmatching*. Esta cantidad, llamada de ahora en adelante OM, se define como el cociente del esfuerzo de fluencia de MS respecto del de MB:

$$OM = \sigma_0^{MS} / \sigma_0^{MB} \quad (1)$$

La influencia de OM en las propiedades mecánicas de uniones soldadas se ha analizado tanto respecto de su efecto sobre tenacidad [6, 7], como en relación a su efecto sobre las

curvas de calibración [8, 9]. La idea esencial, independientemente del enfoque fractomecánico utilizado, es determinar de qué manera la incertidumbre en la medición de las variables incidentales en el comportamiento a la fractura afectan los valores calculados de tenacidad, desde el punto de vista de fractura dúctil. En efecto, recordemos que la fórmula para calcular J con una probeta es:

$$J = \frac{\eta}{Bb} \int Pdv \quad (2)$$

donde b es el ligamento, B el espesor, η es un factor, y el término integral representa el área bajo la curva carga-desplazamiento del punto de carga. Las normas ASTM relacionadas con J (v.gr., Ref. 2) requieren su evaluación como la suma de una componente elástica y una plástica:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (3)$$

El cálculo de la componente elástica está vinculado con el factor de intensidad de esfuerzos, K , según:

$$J_{el} = \frac{K^2}{E} (1 - \nu^2) \quad (4)$$

para condiciones de deformación plana, y J_{pl} es de la forma

$$J_{pl} = \frac{\eta_{pl}}{Bb} \int Pdv_{pl} \quad (5)$$

El factor *eta plástico* de la ec. (5), η_{pl} , puede ser calculado de las ecuaciones de calibración desarrolladas por Donoso y Landes [10]. Por definición, *eta plástico* es:

$$\eta_{pl} = \left(\frac{b}{W} \right) \frac{G'}{G} \quad (6)$$

La función geométrica, o de calibración, puede ser escrita como [10]:

$$G = C B W (b/W)^m \quad (7)$$

donde C es un coeficiente, y m un exponente, ambos característicos de la geometría de la probeta utilizada [10]; B el espesor y W el ancho de la probeta, y b el ligamento (el cual es igual a $W - a$, donde a es la longitud de grieta). En base a las ecs. (6) y (7), resulta fácil demostrar que:

$$\eta_{pl} = m \quad (8)$$

De otra parte, las normas que tratan con *CTOD* [3, 5], evalúan este parámetro en términos de un razonamiento geométrico, planteando para la componente plástica la siguiente relación:

$$\delta_{pl} = \frac{r_p(W - a)}{r_p(W - a) + a + z} v_p \quad (9)$$

donde δ_{pl} es la componente plástica del *CTOD*; v_p es la componente plástica de la abertura de la boca de la grieta, *cm_{od}*; z es una medida geométrica relacionada con el punto de medición del *cm_{od}* [5]; W y a tienen un significado previamente definido, y r_p es el factor de rotación plástico, que debiera representar el punto virtual (como fracción del ligamento) respecto del cual el ligamento sufre una rotación rígida [11].

A partir de las relaciones previamente presentadas, se puede establecer un listado de aspectos sobre los cuales podría influir la presencia de metal de soldadura en una probeta de fractura, cuando se intenta evaluar las propiedades de MS:

1. El desplazamiento del punto de carga (el cual está en MB) no es representativo de lo que ocurre en MS, afectando la evaluación de J_{pl} .
2. El valor de η_{pl} se ve afectado por la presencia de materiales con diferentes propiedades, influyendo también sobre la evaluación de J_{pl} .
3. Si el valor de η_{pl} es afectado por la presencia de materiales con diferentes propiedades, entonces también se ve afectada la función de calibración para la geometría analizada.
4. La posición del centro de rotación aparente cambia, influyendo sobre la evaluación de la componente plástica del *CTOD*, δ_{pl} .

En el presente trabajo se analiza el efecto de OM y la fracción en volumen de MS sobre tres aspectos geométricos en una probeta SENT híbrida: la relación entre *cm_{od}* (medido en MS) y desplazamiento del punto de carga (medido en MB); el valor de η_{pl} necesario para el cálculo de J ; y la posición del centro de rotación aparente, relacionado con la evaluación del parámetro *CTOD*, mediante una modelación numérica bidimensional, no-lineal, por elementos finitos.

EL MODELO

La probeta SENT, similar a la geometría C(T), posee características tanto tensiles como de flexión, y aún cuando no figura explícitamente en las normas ASTM, ha sido utilizada para la evaluación de propiedades fractomecánicas [12, 13]. Su disposición asimétrica, considerando la posición del eje de carga respecto del centro del ligamento, permite ejercer sobre éste razones variables tracción/flexión, en función de la longitud de grieta. La Figura 1 muestra un esquema de la probeta SENT, con el eje de carga horizontal, y con las dimensiones planares principales: longitud de probeta L , ancho W , longitud de fisura a , y tamaño de ligamento no fisurado b . La variable q representa la mitad de la longitud de la probeta ($L = 2q$), de la cual la cantidad p corresponde a MS, y la diferencia, $q - p$, a MB. Por lo tanto, la fracción en volumen idealizada de MS en el conjunto soldado, se denota por la cantidad $r = p/q$.

La modelación por elementos finitos se realizó usando el programa ALGOR en su versión no-lineal. La Figura 2 muestra el esquema de una de las mallas de elementos finitos

utilizados en la modelación, representando la mitad de la probeta. Las dimensiones de la probeta fueron: espesor $B = 4$ mm; ancho $W = 8$ mm, y longitud $L = 30$ mm. Todos los modelos empleados tenían elementos bi-dimensionales, con alrededor de 500 nodos en total. Los elementos ubicados alrededor de la punta de la fisura (zona ABCD de Figura 2), aproximadamente $2/3$ del total, eran elementos cuadrangulares, de 8 nodos, con un tamaño de 0.1 mm por 0.1 mm el más pequeño. El resto eran elementos de 3 y 4 lados, de dimensiones mayores. La carga se aplicó sobre los 5 nodos centrales de la probeta a lo largo de su eje de carga, con factores de ponderación 1, 2, 4, 2, y 1. El esquema de carga consistió en aplicar ésta discretamente en pasos del orden de $1/10$ del valor de carga límite, P_0 , para el tramo elástico, y en pasos de $1/30$ del rango entre P_0 , y $1.2 P_0$, para el rango no-lineal. De acuerdo con el modelo del Formato Común [10], la carga límite está dada por:

$$P_0 = (\Omega^*) \cdot G \cdot \sigma_{0MS} \quad (10)$$

donde (Ω^*) es un factor de restricción mecánica, σ_{0MS} es el esfuerzo de fluencia del metal de soldadura, y G es la función de geometría propia de la probeta ensayada, dada por la ec. (7). Para la probeta SENT *homogénea*, C es una constante igual a 4.27, y el exponente m tiene el valor 2.364 [10]. De aquí que cada caso ensayado tenga esquemas de carga levemente diferentes.

El esquema de cálculo utilizó el criterio de von Mises para fluencia, comportamiento bilineal (endurecimiento lineal para $P > P_0$), deformación plana, y no-linealidad del material. Las propiedades requeridas para la modelación fueron: esfuerzo de fluencia de MB, igual a 400 MPa, y el módulo tangente, E_t , de idéntico valor para MS y MB, 2100 MPa ($E/100$). Estos valores fueron obtenidos de ensayos de tracción realizados tanto en probetas de acero ASTM A588 (MB), como en probetas de depósito de soldadura ("all-weld metal") hecho con material de aporte del tipo AWS E-7018. Este último debe conferir a MS una resistencia a la fluencia de alrededor de 480 MPa mínimo (dando un $OM = 1.2$); el valor experimental observado fue de 550 MPa (de allí el valor $OM = 1.4$).

Las variables en función de las cuales se analizó numéricamente el comportamiento de las probetas SENT con MS, son: $OM = 1.4$; la fracción en volumen de MS, r , igual a $1/4$, y $3/4$; y el tamaño del ligamento normalizado, b/W , con valores 0.5, 0.4, y 0.3. En este trabajo sólo se evaluó casos con grieta estacionaria. De otra parte, los valores fraccionales de r usados en este trabajo cubren el rango de los casos prácticos de soldadura por arco manual con electrodo revestido (SMAW).

Las variables de salida, evaluadas en función de los parámetros señalados arriba, son cuatro: el desplazamiento del punto de carga, v_{LL} , y el desplazamiento de la boca de la entalla, $cmod$, ambos medidos como se muestra en la Figura 1; los desplazamientos en la línea de la grieta, y la distribución de esfuerzos sobre el ligamento. Para las dos primeras variables, la información se reporta como carga en función del respectivo desplazamiento. Con los resultados, se evalúa la relación entre v_{LL} y $cmod$; se evalúa $\eta_{pl} = m$ a partir de la dependencia sobre b/W de la carga límite observada, y se determina la posición del centro de rotación a partir tanto de los desplazamientos en la línea de la grieta, como de los valores de la componente axial de los esfuerzos sobre el ligamento, para $P \geq P_0$.

La Figura 3 muestra las curvas carga-desplazamiento total en el punto de carga, para los tres valores de b/W . La Figura 4 muestra similares curvas, pero en función de la componente plástica de v_{LL} . En ambas figuras se ilustra también el efecto del valor de r . Es interesante advertir de estas dos figuras que r no influye el comportamiento carga-desplazamiento para ligamentos pequeños, $b/W = 0.3$ y 0.4 . Sin embargo, para $b/W = 0.5$ se establece muy claramente una separación de las curvas para las fracciones de MS 1/4 y 3/4: los desplazamientos para ambos valores de r , a igual carga, ya no son iguales.

Con el objeto de precisar cuál es el factor que afecta el comportamiento carga-desplazamiento en la probeta híbrida, es necesario recurrir al concepto de normalización, planteado en la Ecuación del Formato Común, EFC [10]. En efecto, cambios en las dimensiones para una geometría dada afecta las relaciones carga-desplazamiento, pero no debe afectar las relaciones carga normalizada-desplazamiento normalizado. La EFC plantea que la carga está dada por la expresión:

$$P = \{\Omega^*\} \{B W C (b/W)^m\} \{\sigma^* (v_N)^{1/n}\} \quad (11)$$

donde el segundo término en paréntesis es G (ver Ec. 7), y el tercer término es la función de deformación, propia del material analizado. En esta función de deformación, σ^* es un coeficiente, n es el exponente de endurecimiento de la ecuación de Ramberg-Osgood, y la cantidad v_N es el desplazamiento normalizado, obtenido dividiendo el desplazamiento plástico por una dimensión característica de la probeta (ancho W , o longitud L). A partir de la Ec. (11), la carga normalizada se puede escribir:

$$P_N = P/G = (\Omega^*)\{\sigma^* (v_N)^{1/n}\} \quad (12)$$

La Figura 5 muestra las curvas $P_N - v_N$ para los seis casos representados en la Figura 4. Como se puede ver, la única que no normaliza adecuadamente, es aquella con $b/W = 0.5$ y $r = 3/4$. El resto, dentro de la imprecisión propia de los resultados numéricos, cumple con los preceptos de la EFC.

Una situación similar a la planteada arriba se presenta cuando se grafica carga vs. *cm_{od}*. La Figura 6 muestra las curvas carga vs. *cm_{od}* total, y la Figura 7, carga vs. *cm_{od}* plástico. Al igual que en el caso de v_{LL} , en ambas figuras se puede notar los mismos dos aspectos planteados anteriormente: el valor de la fracción r no tiene influencia para ligamentos b/W 0.3 y 0.4, y las curvas para $b/W = 0.5$ se separan. Conjugando los resultados mostrados en las Figuras 4 y 7, la Figura 8 presenta la dependencia entre las componentes plásticas del *cm_{od}* y del desplazamiento de la línea de carga. Nuevamente en este caso, se puede ver plena coincidencia entre las curvas para ligamentos pequeños (0.3 y 0.4), y la separación para $b/W = 0.5$. La relación entre *cm_{od}* y v_{LL} plásticos resulta ser lineal, del tipo:

$$cm_{od} = \phi v_{LL} \quad (13)$$

Con el objeto de determinar los valores de ϕ , se efectuó regresiones lineales para las seis rectas, con coeficientes de regresión superiores a 0.9985 en todos los casos. La Tabla I resume los valores de ϕ para los diferentes ligamentos y fracciones de MS. De acuerdo

con los resultados mostrados en esta Tabla, no hay diferencia entre los valores de ϕ para los dos ligamentos pequeños y los dos valores de r . En cambio, para $b/W = 0.5$, ϕ cambia notablemente. Las comparaciones con valores propios de la probeta SENT homogénea se obtienen del Manual GE-EPRI [14] y de la Tesis de Montecinos [15]. Del primero se obtiene valores del orden de 2.41 y 2.54 para $n = 10$, para $b/W = 0.3$ y 0.4 , respectivamente; el segundo reporta un valor promedio de 2.40. Al comparar estos datos, se ve una clara anomalía en la relación $cmod - v_{LL}$ para la probeta híbrida con $b/W = 0.5$.

De los resultados mostrados en las Figuras 3 y 4 se puede obtener los valores de carga límite necesarios para la evaluación de η_{pl} . En efecto, ha sido demostrado [16] que se puede obtener el valor de η_{pl} a partir de la dependencia de carga límite con b/W , siempre que no ocurra un cambio en el factor de restricción con b/W . Considerando la ec. (10), la forma simplificada para este cálculo es:

$$\eta_{pl} = \text{dlog } G / \text{dlog } (b/W) = \text{dlog } P_o / \text{dlog } (b/W) \quad (14)$$

La Figura 9 muestra el gráfico doblemente logarítmico de carga límite vs. b/W , para los dos valores de r . Para este caso, se ha definido carga límite como el valor de la carga para un desplazamiento plástico pequeño, 0.02 mm. La Tabla II resume los valores de carga límite obtenidos en función de b/W y r .

De la lectura de Tabla II, se evidencia nuevamente que para los ligamentos pequeños, los valores de carga límite son prácticamente idénticos. En cambio, para $b/W = 0.5$, se produce una diferencia de un 11% en los valores de P_o , por la influencia de la presencia de la elevada fracción en volumen de MS. Esta diferencia en carga límite es totalmente compatible con los resultados de Figuras 3 a 7.

Las regresiones lineales realizadas sobre los dos conjuntos P_o - b/W muestran una leve diferencia entre ambas rectas, con pendientes 2.285 para $r = 1/4$, y 2.444 para $r = 3/4$ (como referencia, se ha trazado una recta con pendiente 2.40). El valor de η_{pl} dado por el Formato Común para la probeta SENT es 2.364 [10]; Sharobeam *et al.* [12] lo reportan entre 2.3 y 2.5, en tanto Joyce obtiene un valor entre 2.4 y 2.5 para el rango $0.3 \leq b/W \leq 0.5$ [13]. Finalmente, el valor obtenido por Montecinos [15] para la probeta homogénea es 2.404. Las diferencias entre los valores para la probeta homogénea y la híbrida son pequeños, del orden o inferior a $\pm 3\%$, pudiendo considerarse no significativas. Por supuesto, sería de gran conveniencia determinar η_{pl} para la probeta SENT híbrida mediante una evaluación numérica de la *Integral J* en material con MS.

Las Figuras 10, 11 y 12 muestran los desplazamientos plásticos en el sentido de aplicación de la carga, medidos sobre la cara de la grieta, para carga límite y 1.1 veces carga límite. Estos desplazamientos están graficados en términos de la variable adimensional x/a ; el valor $x/a = 0$ representa el vértice de la grieta, en tanto $x/a = 1$ representa la boca de la grieta, donde se mide $cmod$. Los puntos con desplazamiento nulo (forzado por condiciones de borde) han sido excluidos de los gráficos, con el objeto de realizar la extrapolación por regresión lineal de los valores hacia desplazamiento cero. Asumiendo rotación rígida de la probeta en torno a un centro de rotación virtual, los puntos con desplazamiento nulo darían en forma aproximada los valores de r_p de la Ec. (9). En las Figuras 11 y 12 se puede ver que, para un nivel dado de carga, P_o o $1.1P_o$, no hay diferencias grandes en el valor extrapolado de desplazamiento para los ligamentos 0.3

y 0.4, en términos de los valores de r . La Figura 12, en cambio, muestra diferencias notables para $b/W = 0.5$. La coincidencia de curvas señalada anteriormente ya no existe, a igual valor de carga, generándose una influencia notable de la cantidad de MS. Más aún, los valores obtenidos para r_p son manifiestamente altos, acercándose a 1.

Otra forma de establecer el centro aparente de rotación, probablemente más confiable, es ubicar los puntos de reversión de signo de la componente vertical del esfuerzo generado sobre el ligamento. Las Figuras 13 y 14 muestran las distribuciones de esfuerzo para los tres ligamentos, los dos valores de r , y para las situaciones de carga límite y 1.1 veces carga límite. La Tabla III resume los valores de r_p en función de r , y b/W , sólo para P_0 . En la Tabla III, D = desplazamiento, y E = esfuerzo, indicando así la forma de obtener los valores de r_p ; para efectos de comparación, se ha incluido los valores de r_p obtenidos por Montecinos [15] por el método de reversión de los esfuerzos para la probeta homogénea.

Al aplicar un modelo de rotación rígida para la probeta SENT, para valores de $a/W > 0.5$, considerando que v_{LL} es proporcional a $cmod$ en la relación de las distancias respectivas al centro de rotación aparente, se obtendrá los valores incluidos en las dos últimas filas de la Tabla III. Estos han sido obtenidos con ayuda del cociente de los valores h_2 y h_3 , (para $n = 10$) dados en el Manual GE-EPRI [14], los que están relacionados con $cmod$ y v_{LL} , respectivamente, y con los valores del parámetro ϕ , listado en Tabla I. La relación geométrica utilizada es de la forma

$$\phi = \frac{cmod}{v_{LL}} = \frac{W - \beta b}{0.5W - \beta b} \quad (15)$$

En la Ec. (15), β es $1 - r_p$. Los valores de Tabla III para ligamento pequeño, $b/W = 0.3$ y $b/W = 0.4$, obtenidos con el factor ϕ de Tabla I son muy consistentes con los obtenidos por el método de reversión de esfuerzos. Para $b/W = 0.5$, en cambio, la disgresión ya es significativa, con resultados aparentemente anómalos, al compararlos con los resultados de ligamentos pequeños. En este último caso el modelo de Ec. (15) ya no es aplicable, si se mide v_{LL} justo sobre la línea de carga; no obstante, los valores dados por el método de reversión de esfuerzos (E) deberían constituir la solución al problema para $b/W = 0.5$. En síntesis, los valores obtenidos en la probeta híbrida, varían con el tamaño de ligamento; son prácticamente independientes de r , y son bastante coincidentes con aquellos propios de la probeta homogénea [15].

CONCLUSIONES

En base a los resultados obtenidos en la modelación de la probeta SENT híbrida, con fracciones de MS de 1/4 y 3/4, un grado de *overmatching* de 1.4, y tamaños de ligamento b/W de 0.3, 0.4, y 0.5 (equivalentes a longitudes de grieta a/W de 0.5, 0.6, y 0.7), se puede establecer las siguientes conclusiones:

1. Los valores del desplazamiento del punto de carga se ven afectados por la fracción de MS para $b/W = 0.5$. Esto se advierte al usar el concepto de normalización con la Ecuación del Formato Común, EFC, y tiene la connotación de una influencia exógena, no relacionada ni con el material ni con la geometría. Para los ligamentos más pequeños, en cambio, el valor de r no influye en los resultados $P - v_{LL}$.

2. Lo planteado en el punto anterior también implica efectos no deseados en la evaluación de J , según Ec. (2), dado que en el integrando interviene la componente plástica de v_{LL} , influida por el valor de la fracción r . En este contexto, la evaluación de J con una probeta con $b/W = 0.5$ y $r = 1/4$ estaría subestimando los resultados obtenidos con igual ligamento, y $r = 3/4$, condición para la cual si se obtendría las propiedades de MS. Luego, para evitar problemas con la evaluación de J , se debe usar una probeta con grieta profunda, $a/W \geq 0.6$. Este problema ya ha sido reconocido, a lo menos numéricamente, en otras geometrías como la C(T) [17]. No obstante, sería deseable efectuar evaluaciones numéricas de la *Integral J* en material con MS presente en diferentes proporciones.
3. Las curvas carga-*cm*od, al igual que las $P - v_{LL}$, también se ven afectadas por la presencia de MS para $b/W = 0.5$. La relación entre *cm*od y v_{LL} para ligamentos pequeños es similar a aquella para la probeta homogénea, pero difiere para $b/W = 0.5$. El énfasis en este caso está en sustituir v_{LL} por *cm*od para evaluar J , puesto que esta última variable definitivamente representa lo que sucede en MS.
4. La evaluación de η_{pl} a partir de la variación de carga límite con el tamaño del ligamento, da resultados levemente dispares en términos de la fracción en volumen de MS. No obstante, se considera que los valores obtenidos están dentro de los valores reportados para la probeta SENT homogénea, y que la dispersión se debe más a la incertidumbre en la lectura de P_0 que a un efecto real de la presencia de un material con propiedades diferentes. Esto es consistente con valores experimentales obtenidos con probetas C(T) con metal de soldadura, en las cuales el valor de η_{pl} tampoco cambia significativamente entre probetas homogéneas y con metal de soldadura [16]. En consecuencia, para la evaluación de J , pesaría más la imprecisión en la determinación del desplazamiento del punto de carga que el valor del coeficiente η_{pl} .
5. Consecuente con lo expresado en el punto anterior, si η_{pl} no cambia con la presencia de MS, la función G para la geometría SENT es la misma para probetas híbridas, o de un solo material. Para ello, se propone el valor de la EFC, $\eta_{pl} = m = 2.364$.
6. El modelo geométrico para el cálculo del centro aparente de rotación en la probeta SENT híbrida, debiera ser similar a aquel el empleado para geometrías como C(T) y SE(B). Más aún, debiera ser posible aplicar una relación similar a la dada en Ec. (9) para evaluar CTOD en esta geometría (de un solo material, homogénea, o híbrida). No obstante, los valores de *cm*od también se ven afectados por la presencia de MS, lo que se minimiza con el uso de probetas con grieta profunda, $a/W \geq 0.6$.
7. Los valores de r_p , el factor que señala la posición del centro aparente de rotación, fueron evaluados por dos métodos: extrapolación de los desplazamientos de los nodos de la grieta, y reversión de signo de los esfuerzos sobre el ligamento. Adicionalmente, se postuló un modelo de rotación rígida, válido para $a/W \geq 0.5$, el que da valores consistentes con los encontrados por el método de reversión de signo de los esfuerzos sobre el ligamento, para los dos ligamentos más pequeños, $b/W = 0.3$ y $b/W = 0.4$. Para $b/W = 0.5$, en cambio, los valores obtenidos por el método de extrapolación de los desplazamientos difieren bastante, tanto respecto de los valores de referencia, como de aquellos obtenidos por el método de reversión de los esfuerzos. En este caso, se considera como válidos aquellos valores obtenidos por este último método.

8. En síntesis, al utilizar una probeta SENT (para este efecto, cualquier geometría) con metal de soldadura en el ligamento, con un grado de *overmatching* de 1.4, se recomienda realizar mediciones fractomecánicas con probetas con entalla profunda, con el objeto de minimizar los efectos netamente geométricos, como lo es la fracción en volumen de MS. A la inversa, y en forma consecuente con casos analizados anteriormente, como el de probetas C(T) con MS, para usar probetas con $a/W \approx 0.5$, se debe procurar contar con una fracción en volumen de MS superior a 1/3, mejorando los resultados si $r \geq 1/2$. Esta aseveración no considera el efecto de otros grados de *overmatching* diferentes al utilizado en este trabajo, aspecto que sería de toda conveniencia analizar.

REFERENCIAS

- [1] ASTM Standard E 399-90, "Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials", Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, American Society for Testing and Materials, 1991, pp. 485-515.
- [2] ASTM Standard E 813-89, "Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness", Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, American Society for Testing and Materials, 1991, pp. 713-727.
- [3] BS PD 6493: 1980, "Guidance on Some Methods for the Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints", British Standards Institution, London, 1980.
- [4] International Institute of Welding. 1990. IIW Guidance on Assessment of The Fitness for Purpose of Welded Structures. Draft for Development. IIW/IIS-SST-1157-90.
- [5] ASTM Standard E 1290-89, "Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement", Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, American Society for Testing and Materials, 1991, pp. 924-939.
- [6] Denys, R. M.; "Difference Between Small- and Large-Scale Testing of Weldments", *Welding Journal*, Vol.68, No.2, pp. 33s-43s, 1989.
- [7] Denys, R. M.; "The Significance of CTOD in Transversely Loaded Weldments with Weld Metal Overmatching in Strength", Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium, ASTM STP 945, D.T. Read and R.P. Reed, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1988, pp. 485-501.
- [8] Donoso, J.R.; Labbé, F.; Mora, C.; "The Effect of the Yield Stress Mismatch on the Calibration Curves of Weld Metal Fracture Specimens", International Conference Proceedings on Modeling and Control of Joining Processes, Orlando, USA, Diciembre 8-11, 1993, pp. 566-573.

- [9] Donoso, J.R.; Argomedo, H.; Labbé, F.; "Mediciones de CTOD en Probetas Compactas de Uniones Soldadas: Determinación Numérica del Centro de Rotación", *Proceedings*, VI Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica, Santiago, Noviembre de 1994, pp. 401-406.
- [10] Donoso, J.R.; Landes, J.D.; "Common Format for Developing Calibration Curves in Elastic-Plastic Fracture Mechanics", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 47, No. 5, pp. 619-628, 1994.
- [11] Kirk, M.T. and Hackett, E.M., "An Evaluation of J-R Curve Testing Using Three-Point Bend Specimens", *Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium*, ASTM STP 945, D.T. Read and R.P. Reed, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1988, pp. 347-373.
- [12] Sharobeam, M.W., Landes, J.D., y Herrera, R., "Eta Factors in Elastic-Plastic Fracture Testing", *Second Symposium on User Experience with Elastic-Plastic Test Methods*, ASTM, Orlando, Noviembre 1989.
- [13] Joyce, J.A., "J-R Curve Evaluation from Predominantly Tensile Specimen Geometries", *PVP-Vol. 213/MPC-Vol 32, Pressure Vessel Integrity*, ASME, 1991, pp. 73-81.
- [14] Kumar, V., German, M.D., y Shih, C.F., *An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis*, NP 1931, EPRI Project 1237-1 (Julio 1981).
- [15] Montecinos, O., "Evaluación Numérica de Curvas de Calibración en Probetas Entalladas Planas", Tesis de Ingeniero Civil Mecánico, Universidad Técnica Federico Santa María, 1994.
- [16] Donoso, J., Labbe, F. y Mora, C., "Evaluation of Plastic Eta Factors in Weld Metal Fracture Specimens: A Comparison Between Limit Load and Common Format Solutions", *Engng Fracture Mech.*, Vol. 44, No. 4, pp. 515-520, 1993.
- [17] Donoso, J.R., Mora, C. y Labbé, F., "The Effect of the Yield Stress Mismatch on the Calibration Curves of Weld Metal Fracture Specimens", presentado en el *International Conference on Modeling and Control of Joining Processes*, American Welding Society and Oak Ridge National Laboratory, Orlando, Florida, December 8-10, 1993.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen el financiamiento del Proyecto FONDECYT 92/0583.

Tabla I
Valores de ϕ en función de b/W y r .

	$b/W = 0.3$	$b/W = 0.4$	$b/W = 0.5$
$r = 1/4$	2.44	2.46	2.12
$r = 3/4$	2.45	2.46	2.16
EPRI, $n = 10$	2.41	2.54	2.67

Tabla II
Valores de P_o [kg], en función de b/W y r .

	$b/W = 0.3$	$b/W = 0.4$	$b/W = 0.5$
$r = 1/4$	146	300	462
$r = 3/4$	147	302	512

Tabla III
Valores de r_p en función de b/W y r .

Método; r	$b/W = 0.3$	$b/W = 0.4$	$b/W = 0.5$
D; 1/4	0.54	0.64	0.92
E; 1/4	0.50	0.59	0.68
D; 3/4	0.51	0.64	1.0
E; 3/4	0.50	0.59	0.68
Ref. [15]	0.54	0.60	0.67
EPRI, $n = 10$	0.51	0.56	0.60
Actual (ϕ)	0.51	0.61	0.87

NUMERICAL EVALUATION OF THE GEOMETRIC RELATIONS IN A SENT WELD METAL FRACTURE SPECIMEN

J.R. DONOSO
O. MONTECINOS
F. LABBE

ABSTRACT

The geometric characteristics of the SENT specimen ("single-edge notched tensile") with weld metal in the ligament, are analysed by means of a non-linear, bidimensional finite element modelling. The geometric characteristics evaluated in this paper are: the relation between $cmod$ and load-line displacement; the value of η_{pl} needed for the evaluation of J , and the position of the apparent center of rotation, related to the evaluation of $CTOD$. The physical model of the SENT specimen considers two values for the volume fraction of weld metal (MS): 1/4 and 3/4. Further, the modelling is accomplished with a weld metal yield stress (σ_o^{MS}) higher than the base metal yield stress (σ_o^{MB}), thus generating an *overmatching* between MS and MB of 1,40. The numerical results obtained are compared with the geometric values characteristic of a SENT specimen made up with only one material, the results being dependent on the variables used in the model, for normal crack lengths. On evaluating the fracture properties of a weld metal using a SENT specimen, it is recommended to use deeply cracked specimens, so as to minimize the effect of the relative amount of MB and MS, and the effect of the degree of *overmatching* between the two materials.

Key words: Fracture of welds; calibration functions; finite element modelling.

Presented at:

I SEMINARIO DE MECÂNICA DA FRACTURA
JUNE 1 - 2, 1995
OURO PRETO - MG
BRASIL

J.R. DONOSO, O. MONTECINOS and F. LABBE are Professor at the Departamento Ciencia de Materiales; former Mechanical Engineering student (presently at CMPC, Santiago); and Professor, Departamento de Ingeniería Mecánica, respectively. UNIVERSIDAD TÉCNICA FEDERICO SANTA MARÍA, VALPARAÍSO, CHILE.

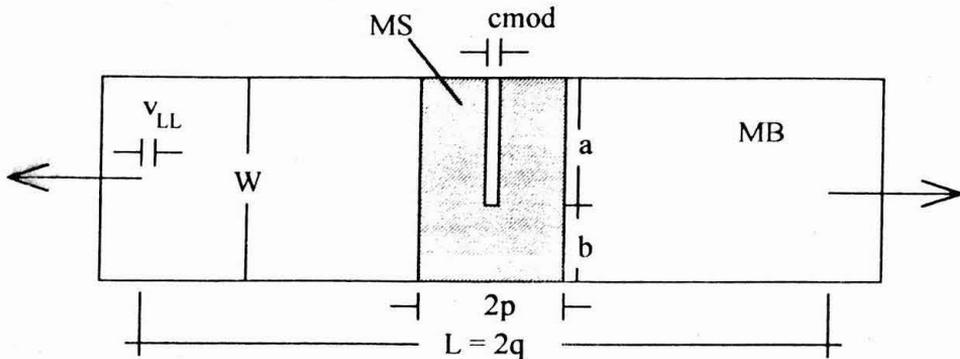


Figura 1.- Esquema de la probeta SENT con metal de soldadura.

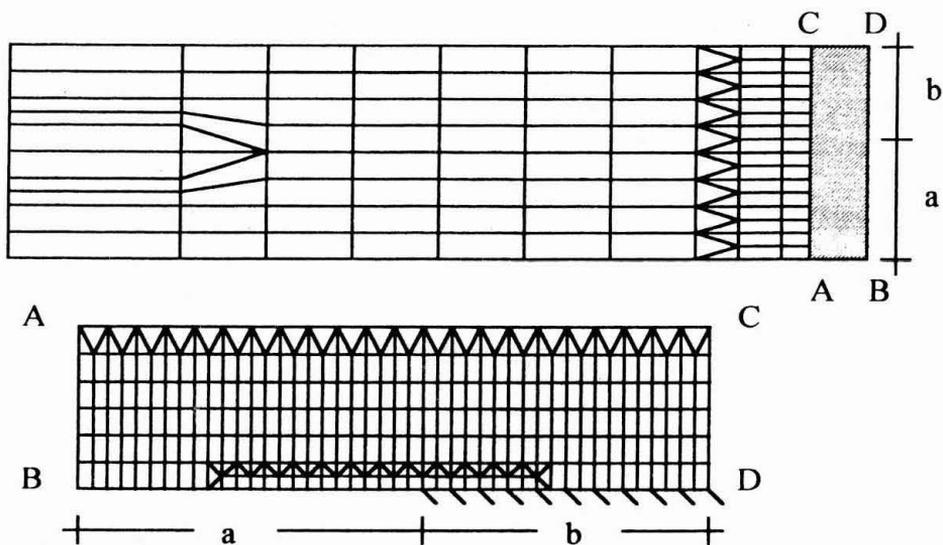


Figura 2.- Esquema y detalle de la malla en torno al vértice de la grieta.

Carga, kg

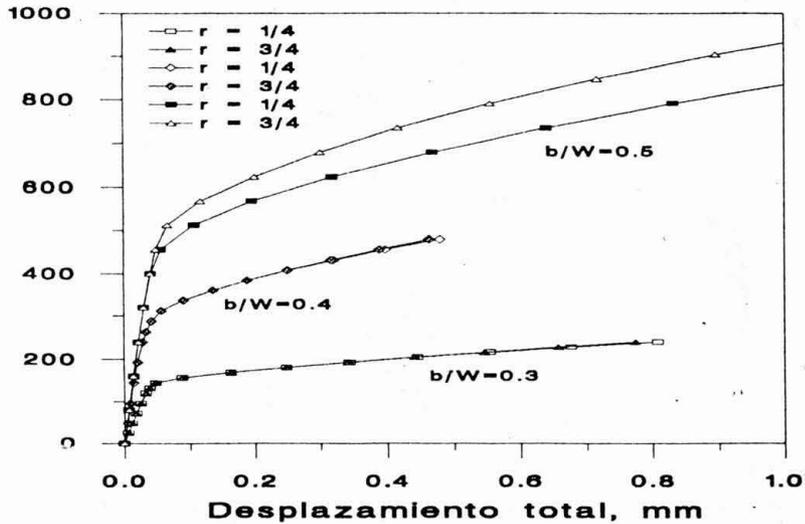


Figura 3.- Curvas carga-desplazamiento total.

Carga, kg

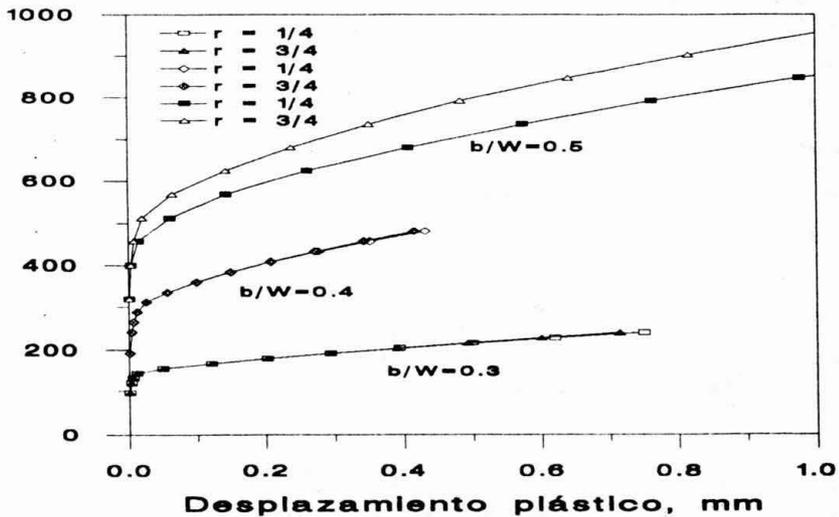


Figura 4.- Curvas carga-desplazamiento plástico.

Carga normalizada, kg/mm²

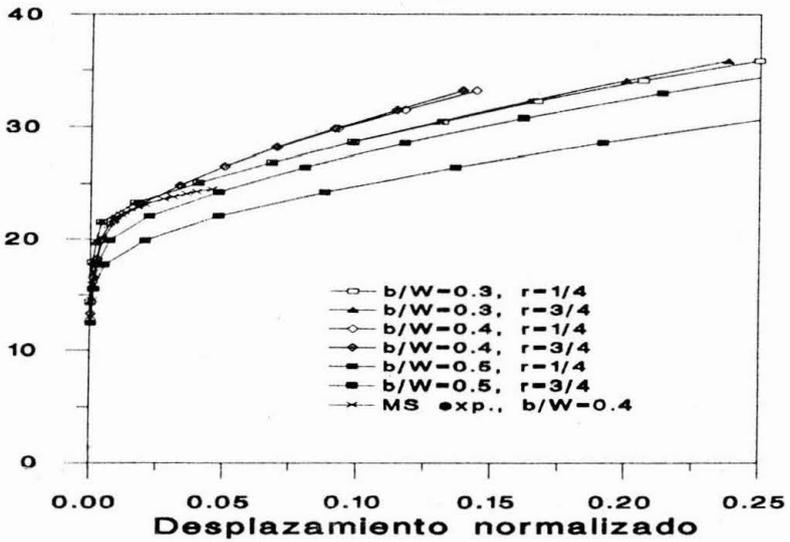


Figura 5.- Curvas carga normalizada-desplazamiento normalizado.

Carga, kg

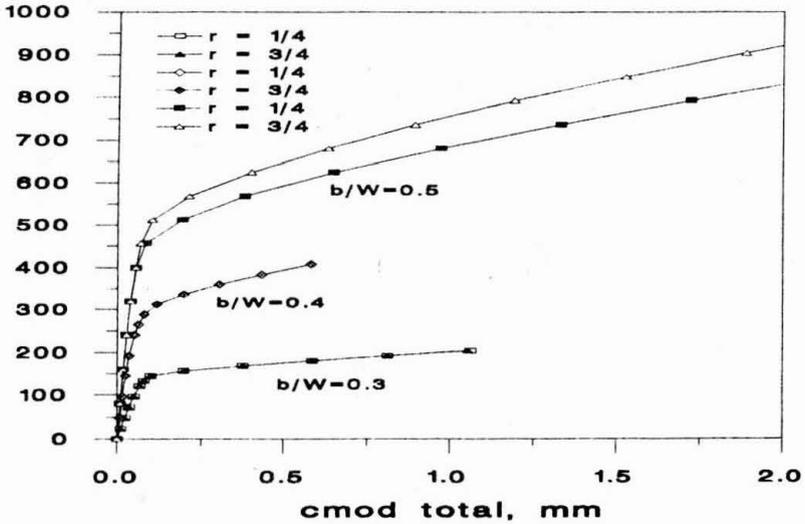


Figura 6.- Curvas carga-cmod total.

Carga, kg

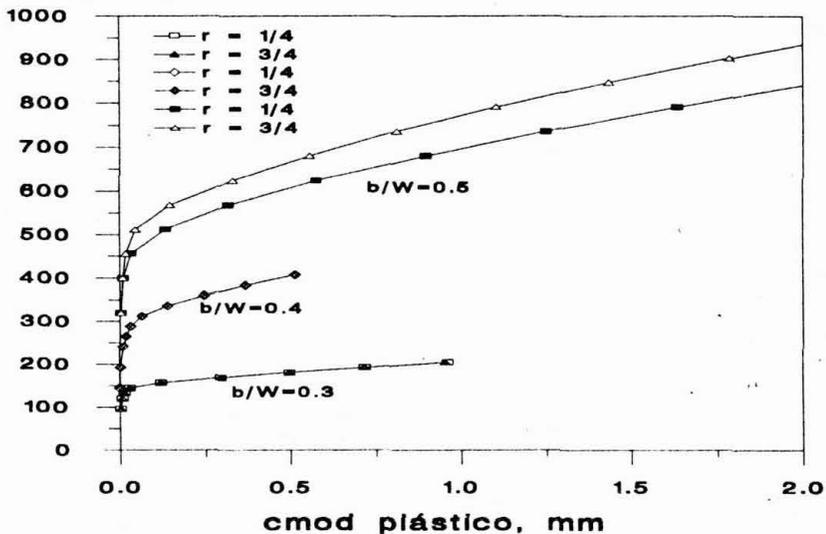


Figura 7.- Curvas carga-cmod plástico

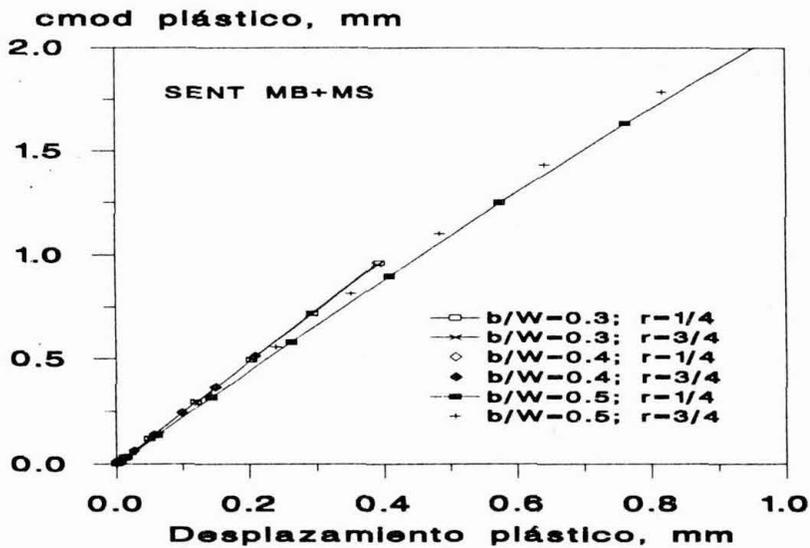


Figura 8.- Relación cmod plástico-desplazamiento plástico.

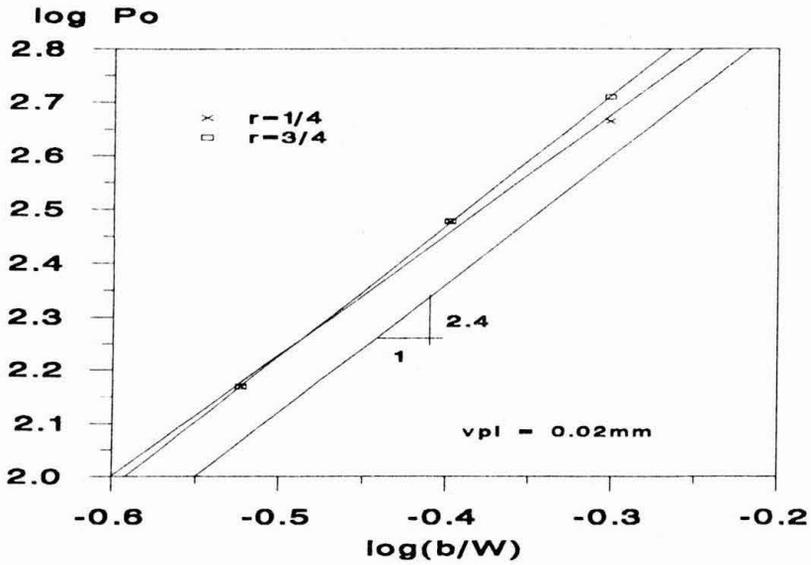


Figura 9.- Dependencia de la carga límite sobre tamaño de ligamento.

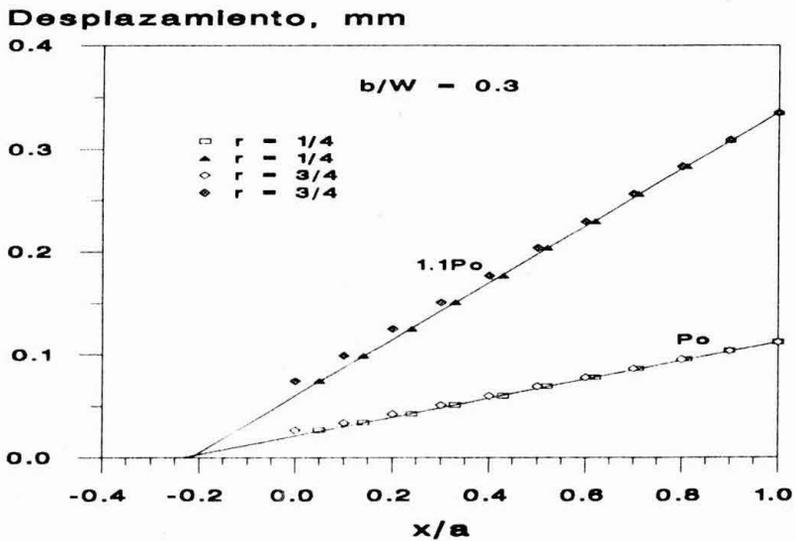


Figura 10.- Desplazamientos en los nodos de la grieta para $b/W = 0.3$.

Desplazamiento, mm

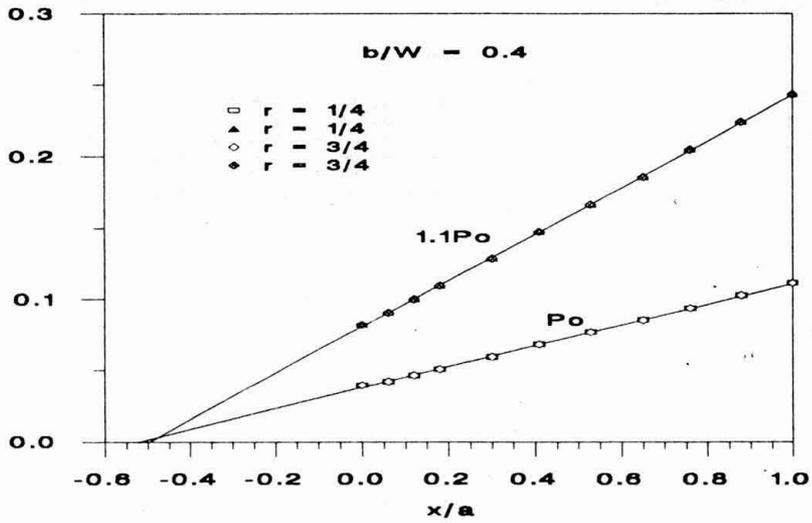


Figura 11.- Desplazamientos en los nodos de la grieta para $b/W = 0.4$.

Desplazamiento, mm

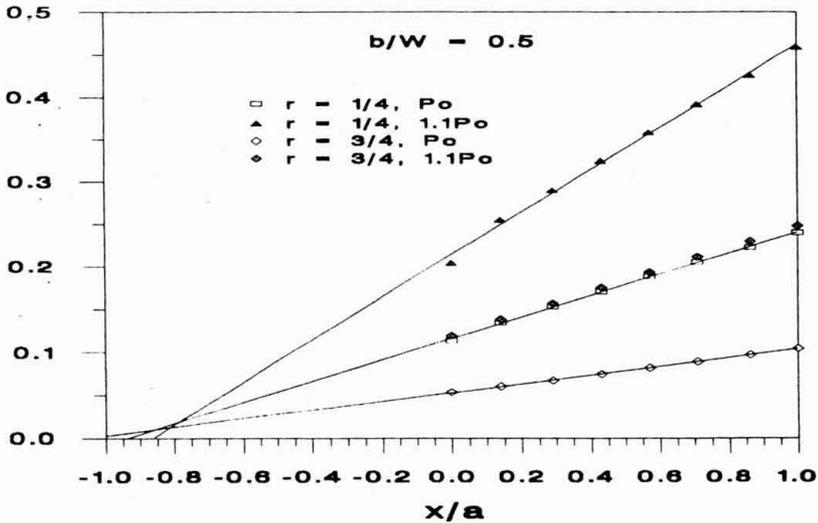


Figura 12.- Desplazamientos en los nodos de la grieta para $b/W = 0.5$.

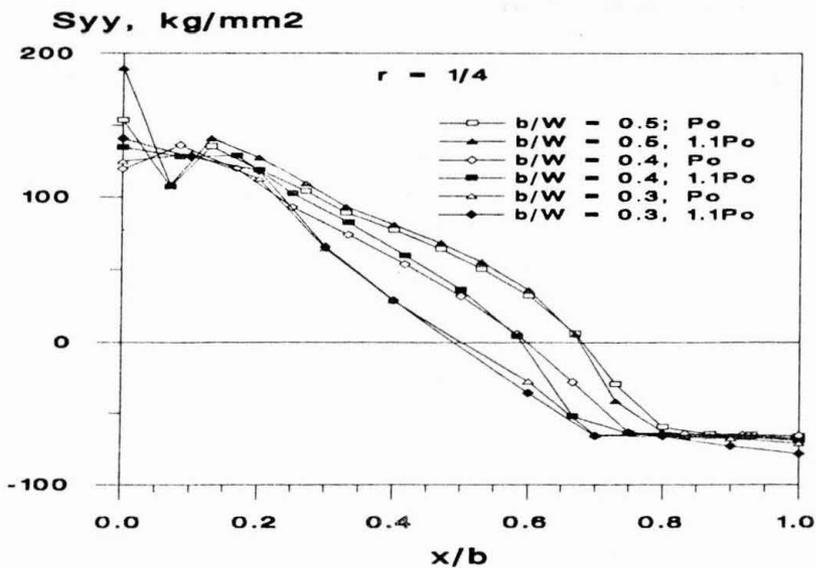


Figura 13.- Distribución de esfuerzos en el ligamento, $r = 1/4$.

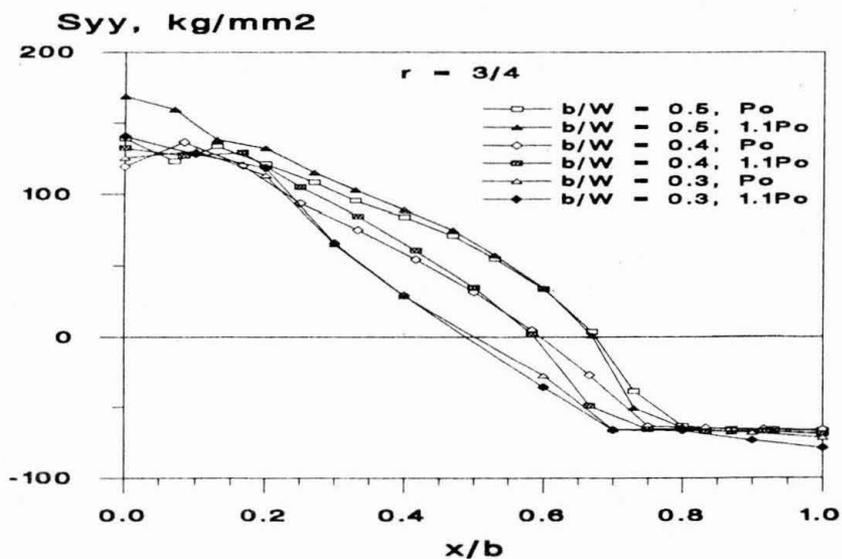


Figura 14.- Distribución de esfuerzos en el ligamento, $r = 3/4$.