

**MODELIZACIÓN NUMÉRICA DEL COMPORTAMIENTO DE UNA GRIETA EN PRESENCIA DE TENSIONES RESIDUALES DE SOLDADURA DURANTE EL ENSAYO CTOD**Juan C. Suárez<sup>\*</sup>, Hidekazu Murakawa<sup>\*\*</sup> y Yukio Ueda<sup>\*\*\*</sup><sup>\*</sup>E.T.S.I. Navales, Universidad Politécnica de Madrid. Ciudad Universitaria, 28040 Madrid<sup>\*\*</sup>Joining and Welding Research Institute, Osaka University. 11-1 Mihogaoka, Ibaraki-shi, Osaka 567, Japón<sup>\*\*\*</sup>Research Institute of Biotechnology Oriented Sciences and Technology, Kinki University, Japón

**Resumen.** En el presente trabajo se analiza el efecto que las tensiones residuales de soldadura ejercen sobre el comportamiento de la grieta durante el ensayo de Crack Tip Opening Displacement. Para ello se ha modelizado una unión soldada con preparación de bordes en K, que se suelda mediante 67 cordones depositados por arco eléctrico. Para cada pasada se ha realizado el cálculo termo-elastoplástico correspondiente, usando el Método de los Elementos Finitos, para seguir la evolución de las tensiones residuales de soldadura y el estado final que alcanzan en la probeta de ensayo. Una vez situada la grieta en su posición y cargada la probeta a flexión en tres puntos, se han comparado los distintos comportamientos en los casos de que se incluyan o no las tensiones residuales de soldadura. Las implicaciones sobre los valores de tenacidad que se medirían en cada caso son analizados y las fuentes de incertidumbre discutidas.

**Abstract.** The effect of welding residual stresses on crack behavior during Crack Tip Opening Displacement test is analyzed. A model has been prepared for a joint with a K-shaped groove, filled with 67 seams using electric arc welding. For every pass residual stresses were computed by thermal elastic-plastic Finite Element analysis and crack tip opening displacements recalculated to assess any variation with respect to the ideal unstresses specimen. Differences in behavior for both specimens are linked to actual differences in failure loads. Thus, toughness values could be smeared by the residual stress state in the Crack Tip Opening Displacement test specimens.

**1. INTRODUCCIÓN**

El ensayo para la determinación de la tenacidad de fractura que más se utiliza en el campo de las uniones soldadas es el Crack Tip Opening Displacement (CTOD). Es posible obtener valores suficientemente fiables cuando se trabaja con materiales homogéneos pero, desafortunadamente, en las uniones soldadas concurren una serie de peculiaridades que dan lugar a una marcada dispersión de los resultados experimentales [1]. Los principales factores que influyen en el valor de la tenacidad medido en el ensayo CTOD son: tensiones residuales de soldadura, gradientes microestructurales y diferencia de propiedades mecánicas entre el metal base y el cordón (*mismatching*). Todos ellos actúan simultáneamente, por lo cual es difícil discernir la importancia de la contribución individual de cada uno. El Método de los Elementos Finitos (MEF) es una herramienta idónea para estudiar aisladamente cada factor, manteniendo invariables los otros, y poder así esclarecer el efecto en uno u otro sentido de cada uno de ellos.

La importancia de las tensiones residuales sobre las prestaciones de las uniones soldadas ha sido un hecho reconocido desde hace mucho tiempo y se

han realizado diversos esfuerzos para evaluar su influencia sobre los cálculos de factores de intensidad de tensiones [2], vida a fatiga [3], etc.

Los ensayos normalizados [4] fueron desarrollados originalmente para materiales homogéneos, donde no están presentes las altas tensiones residuales introducidas durante el soldeo. Sin embargo, se sabe que las tensiones residuales tienden a influir sobre el crecimiento de la pregrieta obtenida por fatiga, resultando en un crecimiento irregular de la misma y, en consecuencia, obligando al rechazo del ensayo [5, 6]. Un reciente ensayo *Round Robin* entre doce laboratorios europeos para la determinación de la tenacidad de fractura en el cordón de soldadura [7] mostró una falta de reproducibilidad entre los distintos centros, aun cuando estaban usando las mismas normas de ensayo y el mismo material (todas las probetas fueron preparadas por un único laboratorio). Esto mina el propio concepto de ensayo normalizado y contrasta con un proyecto anterior sobre la tenacidad de fractura del material base [8], en el cual la dispersión de resultados entre los distintos laboratorios fue considerada como no significativa. Tras este extensivo trabajo empírico, no se han encontrado razones consistentes que justifiquen estas discrepancias para los ensayos del cordón de soldadura. En las propias

conclusiones del estudio se considera esencial una mayor profundización en los métodos de ensayo y un programa de investigación fundamental para mejorar la comprensión de los fenómenos involucrados, que ha de redundar en la mejora de la versión final de la normativa específica para uniones soldadas que está siendo preparada.

En esta línea, la presente comunicación presenta parte del trabajo que los autores han venido realizando sobre el tema en el Instituto Japonés de Investigación en Soldadura (JWRI), en la Universidad de Osaka [9, 10]. Se han analizado probetas de CTOD para chapa gruesa, prestando especial atención a las peculiaridades en comportamiento de grietas largas y cortas. Se han calculado los campos de tensiones y deformaciones, así como la forma y tamaño de las zonas plásticas frente al vértice de grieta, los factores de rotación que definen la posición de la rótula plástica y los valores de la integral J en cada caso. Para introducir en el modelo las tensiones residuales de soldadura, se ha resuelto mediante Elementos Finitos el problema termo-elasto-plástico correspondiente y, posteriormente, recalculado los desplazamientos de los labios en las proximidades del vértice de la fisura. Los resultados indican una substancial diferencia de comportamientos entre las probetas con y sin tensiones residuales y, además, las discrepancias parecen estar vinculadas de una forma no trivial a las cargas de fallo. Por tanto, el modelo parece sugerir que los valores reales de la tenacidad en la unión soldada están distorsionados por la presencia de las tensiones residuales de soldadura.

## 2. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS PARA LAS PROBETAS CTOD

En la Figura 1 se muestra la geometría de la preparación de bordes en K y el procedimiento de extracción para la probeta del ensayo CTOD de tipo SN (Surface Notched). Se utilizaron 67 pasadas para completar la unión soldada.

La Figura 2 muestra la malla empleada para el análisis por MEF. Se ha considerado que tanto el material base como el metal de aportación tienen las mismas propiedades mecánicas y térmicas, representativas de un acero HSLA (High-Strength Low-Alloy) microaleado, de grano fino, del que se disponía de resultados experimentales anteriores [10,11]. El modelo no considera la existencia de *mismatching* ni de gradientes microestructurales en la Zona Afectada por el Calor (ZAC).

La grieta está localizada en la ZAC, a 2,5 mm del borde izquierdo de la preparación en K, tal como está mostrado en la Figura 2. Esta distancia fue seleccionada después de un estudio preliminar, para localizar la grieta justo en la frontera entre la ZAC y el

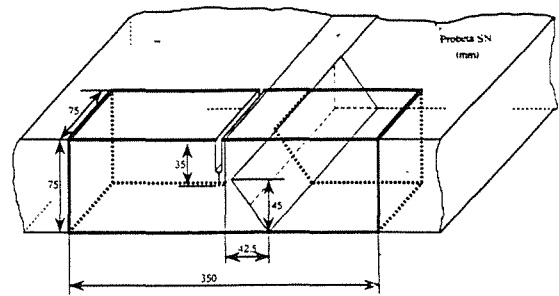


Fig. 1. Geometría y procedimiento de extracción de la probeta SN para el ensayo CTOD.

baño de fusión cuando se aporta una energía calorífica de 2 MJ/m, valor habitual para la soldadura al arco de estos aceros.

La grieta ha de permanecer cerrada durante el cálculo de las tensiones residuales de soldadura, de manera que permita una perfecta transmisión de cargas a través de su plano. El procedimiento para poder hacerlo con el programa de MEF empleado (ABAQUS) es definiendo las dos superficies correspondientes a los labios de la grieta y enlazarlas mediante su definición como "par de contacto". Después de completar los cálculos correspondientes a las tensiones residuales, la grieta fue abierta eliminando esta vinculación y se continuó el análisis cargando a flexión en tres puntos la probeta ya agrietada.

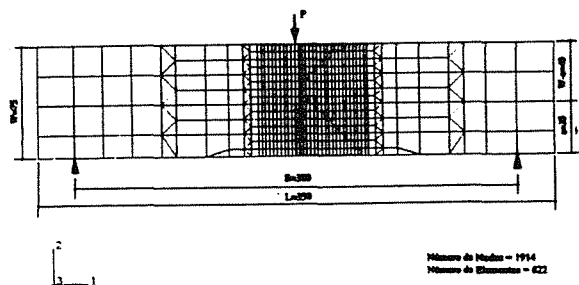


Fig. 2. Mallado para el análisis por elementos finitos de la probeta CTOD y posición de la grieta respecto a la preparación de bordes en K.

Se necesitaron dos análisis por elementos finitos para cada pasada de soldadura: un análisis térmico para obtener el campo de temperaturas y un análisis elasto-plástico usando la distribución de temperaturas previamente calculada como cargas térmicas. Se consideró que los análisis térmico y mecánico están desacoplados, de manera que fue posible ejecutarlos uno a continuación de otro. Sin embargo, todas las propiedades de los materiales son dependientes de la temperatura y fue necesario volverlas a evaluar para cada paso del análisis. No se permitieron incrementos de temperatura superiores a

200°C en ningún punto del modelo entre dos pasos consecutivos del cálculo, lo cual impuso una discretización temporal muy fina; las propiedades térmicas y mecánicas se interpolaron cuando no se disponía del dato preciso para una cierta temperatura. La topología de la malla fue idéntica para ambos análisis: 622 elementos isoparamétricos, rectangulares y triangulares. Para el análisis térmico se usaron elementos DC2D8 (rectangulares, 8 nodos) y triangulares DC2D6 (triangulares, 6 nodos). Sin embargo, para el cálculo de tensiones residuales se usaron elementos CGPE10 (rectangulares, 10 nodos) y CGPE8 (triangulares, 8 nodos) bajo la asunción de deformación plana generalizada; los dos últimos nodos son compartidos por todos los elementos, pero son necesarios para obtener las deformaciones en la dirección axial (dirección de avance de la soldadura), considerando que se trata de un modelo 2D. Sólo está permitida una variación lineal en los desplazamientos axiales.

Después de los cálculos para cada pasada se guardó un fichero con toda la información acerca de tensiones y deformaciones. Este fichero contiene los datos de entrada para el paso siguiente del análisis y, de esta manera, las tensiones residuales pueden ser recalculadas en consonancia con el nuevo ciclo térmico de soldeo. Se mantuvo así un registro completo de la

evolución de las tensiones residuales desde la pasada 1 a la 67.

Cada cordón de soldadura fue introducido en el modelo activando elementos previamente definidos. El flujo calorífico aportado en cada pasada se distribuyó mediante una función gaussiana –con una subrutina de usuario escrita en FORTRAN específicamente para este problema – sobre toda la superficie superior de los elementos que constituyen cada cordón. El aporte calorífico de 2 MJ/m fue suficiente para fundir por completo el material de cada cordón y parcialmente otros cordones anejos, como es el caso en las soldaduras reales. El calor se disipa por convección a través de los bordes exteriores del modelo, con una temperatura ambiente de 20°C. No se aplicó precalentamiento.

### 3. DISTRIBUCIÓN DE TENSIONES RESIDUALES DE SOLDADURA

En la Figura 3 pueden verse las distribuciones de la componente de la tensión residual en la dirección perpendicular a la grieta (de apertura), mostrando su variación tras las pasadas 1, 2, 15, 22, 23 y 67. Tomando como origen de coordenadas la posición del vértice de la grieta se distingue una zona sometida a

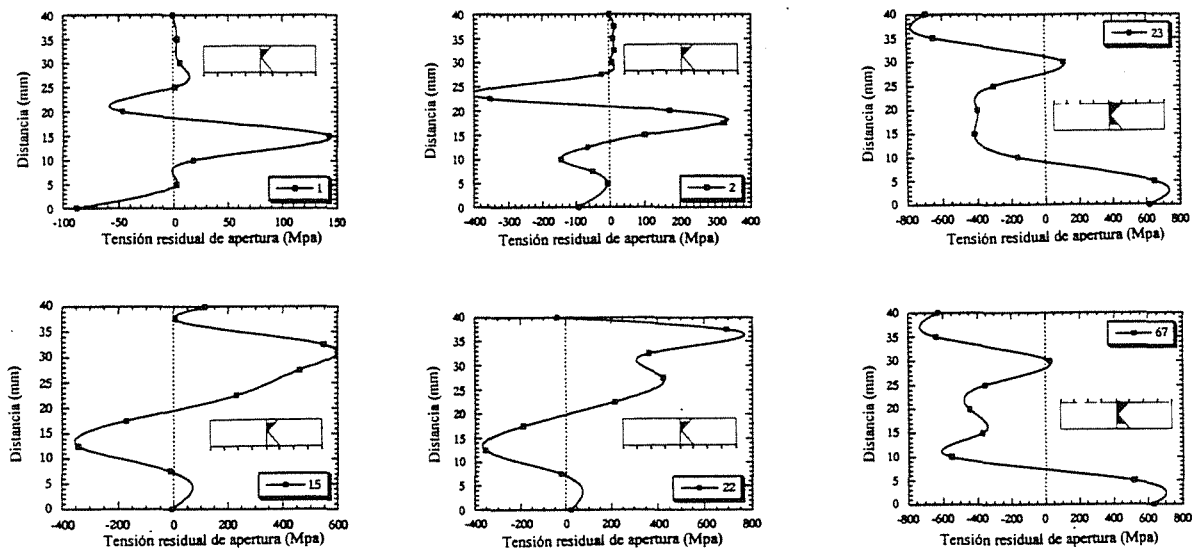


Fig. 3. Tensiones residuales de apertura frente al vértice de grieta tras las pasadas 1, 2, 15, 22, 23 y 67.

compresión y otra franja, estrecha, con esfuerzos a tracción que se va desplazando hacia la superficie de la probeta a medida que se van añadiendo cordones de soldadura. Para la pasada 22 (completada la mitad de la preparación en K) se observa el pico de tensiones a tracción ligeramente por debajo de la superficie de la probeta.

Cuando se concluye con la pasada 22, la soldadura continúa desde el lado contrario de la chapa. Esto, en la práctica real, supone voltear la chapa para poder seguir soldando; en el modelo MEF, sin embargo, simplemente se necesita cambiar las condiciones de contorno y continuar añadiendo cordones. La redistribución de tensiones residuales tras

la pasada 23 es debida no únicamente al efecto del nuevo ciclo térmico de soldeo, sino también al cambio en las condiciones de contorno.

En la Figura 4 se pueden ver las tensiones residuales que tienden a abrir la grieta (aún no introducida) tras la pasada 67, junto con las distribuciones de las mismas a lo largo dos líneas paralelas a las de la grieta situadas a  $\pm 1,25$  mm a derecha e izquierda. Existen diferencias en las tensiones de apertura y, por consiguiente, cualquier diferencia en la posición de la grieta durante el ensayo CTOD puede dar lugar a variación en las medidas de tenacidad, las cuales no estarían relacionadas con el muestreo por el vértice de grieta de distintas estructuras metalúrgicas sino con el estado de tensiones residuales local.

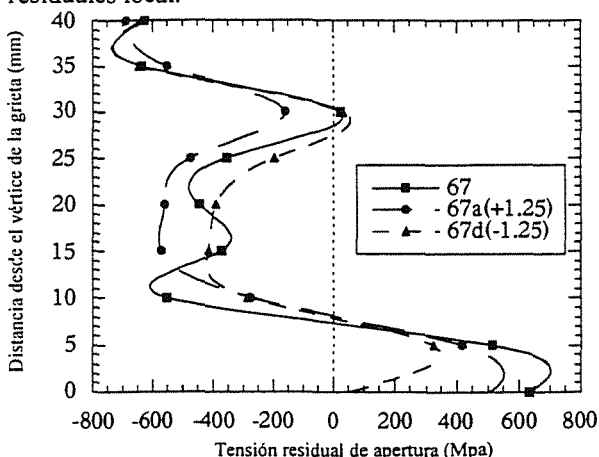


Fig. 4. Tensiones residuales de apertura en el plano de la grieta y a ambos lados del mismo.

Después de haber calculado mediante el MEF las tensiones residuales, la grieta se introdujo en el modelo eliminando la definición de par de contacto que mantenía unidos los labios de la fisura hasta el momento. También se volvieron a cambiar las condiciones de contorno, situando ahora la probeta apoyada en dos puntos, y se recalculó la distribución de tensiones. Las deformaciones inherentes -- que son las deformaciones plásticas introducidas durante la soldadura -- son la fuente de las tensiones residuales; permaneciendo invariables durante la introducción de la grieta y, por tanto, sólo se redistribuyen ligeramente al cambiar las condiciones de contorno.

#### 4. ENSAYO CTOD EN PROBETAS CON Y SIN TENSIONES RESIDUALES

Los modelos de las probetas para el ensayo CTOD, con y sin tensiones residuales, fueron cargados a flexión. La carga máxima aplicada fue 1,3 veces la carga límite para el colapso plástico del ligamento remanente ( $P_y$ ) [9].

La Figura 5 muestra la curva carga-CMOD para ambas

situaciones. Se observa un cierto intervalo de cargas, aproximadamente entre  $0,6$  y  $1,2 P_y$ , dentro del cual las dos curvas se diferencian. Fuera de dicho intervalo el comportamiento coincide muy de cerca.

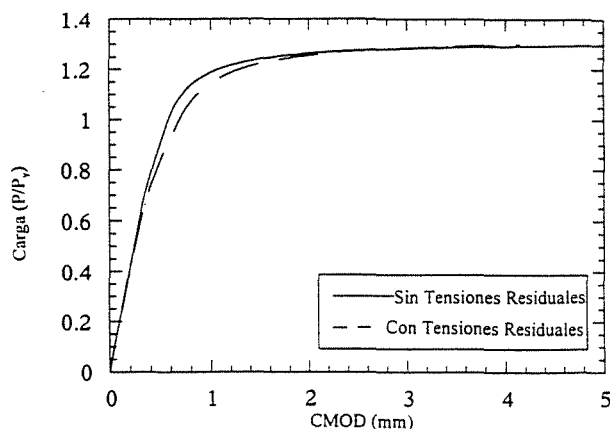


Fig. 5. Curva de carga a flexión frente a apertura en la boca de la entalla (CMOD).

Los valores de apertura en vértice de grieta ( $\delta$ ) fueron calculados a partir de la componente plástica de la apertura en la curva carga-CMOD, usando la ecuación estándar [9]. La Figura 6 recoge los valores

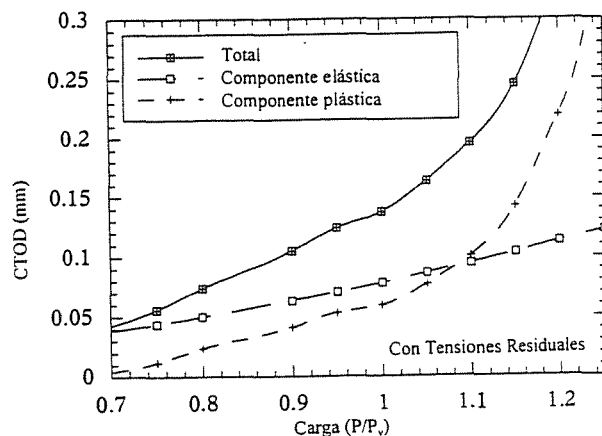
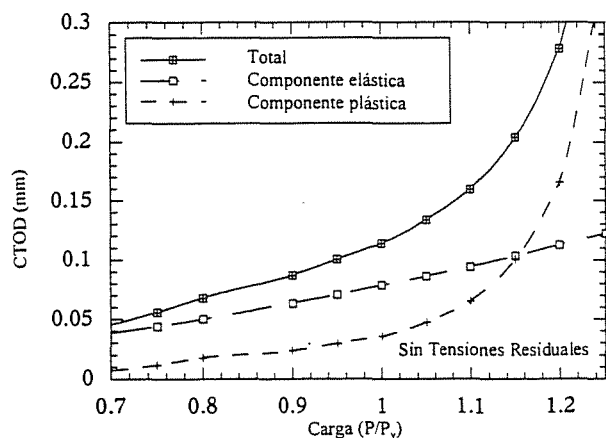


Fig. 6. Contribuciones elástica, plástica y valor total del CTOD con y sin tensiones residuales presentes.

de  $\delta$  para distintas cargas, mostrando tanto el valor total como las contribuciones elástica y plástica al CTOD. La carga para la que se igualan las contribuciones elástica y plástica difieren entre los dos casos:  $1,15 P_y$  cuando no hay tensiones residuales y  $1,08 P_y$  cuando están presentes.

Las diferencias porcentuales entre los valores del CTOD para cada carga en las probetas con y sin tensiones residuales son mostradas en la Figura 7 (línea continua). Existe una meseta que va desde  $0,9 P_y$  a  $1,2 P_y$  en la que se mantiene una diferencia constante entorno al 22%. Esto significa que, para cada carga, el valor de la tenacidad indicado por el parámetro  $\delta$  puede ser hasta 22% mayor en el caso de que haya tensiones residuales presentes.

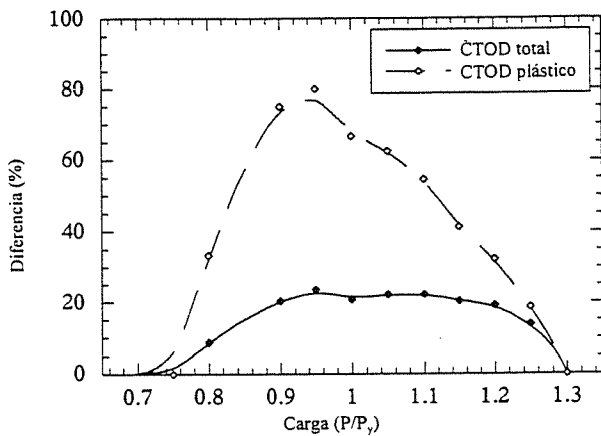


Fig. 7. Diferencias en los valores de CTOD calculados (contribución plástica y valor total) para probetas con y sin tensiones residuales.

## 5. APERTURA DE GRIETA Y DESARROLLO DE LA ZONA PLÁSTICA

Debido a la presencia de tensiones residuales la apertura de los labios de la grieta resulto asimétrica, tal como se muestra en la Figura 8 para varias cargas.

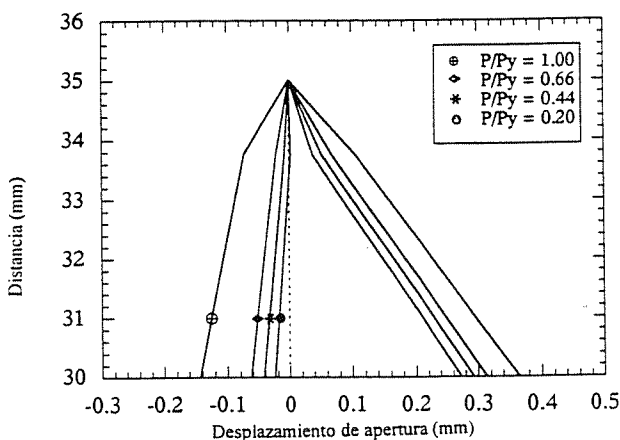


Fig. 8. Apertura asimétrica de los labios de la grieta en presencia de tensiones residuales.

El distinto comportamiento cuando se tienen tensiones residuales parece estar relacionado con el desarrollo inicial de la zona plástica en el vértice de grieta. Dentro del régimen elástico, ambas probetas se comportan de forma similar, pero a cargas más elevadas el campo de tensiones residuales alrededor del vértice de grieta modifica el constreñimiento plástico sobre el material. Cuando se incrementa la carga y la plastificación se extiende hasta los bordes de la probeta los comportamientos vuelven a coincidir. El intervalo de influencia de las tensiones residuales sobre el desarrollo de la zona plástica está acotado por la extensión de la meseta de la Figura 7 (línea continua).

Si se considera únicamente la contribución plástica al valor total de  $\delta$ , Figura 7 (línea de trazos), se hace aparente que la máxima diferencia entre las dos situaciones analizadas se alcanza para una carga de  $0,95 P_y$ , con un valor de alrededor del 80%. Esto refuerza la idea de que el distinto comportamiento debido a las tensiones residuales deriva de la etapa inicial de formación de la zona plástica y desaparece cuando la plastificación se generaliza.

La conclusión que puede obtenerse, bajo los supuestos de este modelo particular, es que la presencia de tensiones residuales de soldadura modifican el valor de  $\delta$  hasta en un 22%, cuando se compara con una probeta totalmente libre de tensiones residuales. Cabe, pues, preguntarse si las diferencias de tenacidad entre dos probetas soldadas en distintas condiciones de aporte térmico pudieran estar relacionadas no sólo con sus diferencias microestructurales sino también con sus distintas distribuciones iniciales de tensiones residuales de soldeo.

Además, incluso cuando se comparan varias probetas del mismo material, soldadas en las mismas condiciones y con la grieta situada en la misma posición de la ZAC, las diferencias en la tenacidades medidas podrían estar originadas únicamente por las tensiones residuales. La dispersión debida a las diferentes microestructuras muestreadas por el frente de grieta podría ser distorsionada por la presencia de las tensiones residuales: si la rotura se produce a cargas bajas, sin extensión estable de la grieta, la influencia de las tensiones residuales puede ser despreciable y el valor medido es una propiedad verdaderamente dependiente de la naturaleza del material ensayado; de la misma manera, si la rotura se produce a cargas suficientemente elevadas, tras una substancial propagación estable de la grieta, el modelo sugiere que las tensiones residuales no modifican los valores medidos de tenacidad; pero si el fallo acaece dentro del intervalo de cargas donde se produce una propagación estable de la grieta de valor limitado, entonces las tensiones residuales desempeñan un papel fundamental en el desarrollo de la zona plástica entorno al vértice de grieta y las medidas de tenacidad pueden variar en consonancia. La cifra exacta del 22% es significativa

sólo dentro del contexto de nuestro modelo. El punto importante es, sin embargo, que las diferencias están ligadas a la carga de rotura: para pequeñas variaciones en las cargas de fallo, las desviaciones en  $\delta$  pueden ser muy importantes si nos encontramos en las zonas de pendiente que acotan la meseta de Figura 7; si las cargas de rotura se sitúan dentro de la meseta las diferencias son máximas pero la dispersión de  $\delta$  sería estrecha para probetas con pequeñas variaciones en sus cargas de fallo.

La apertura asimétrica de la grieta sugiere, asimismo, el empleo del concepto de CTOD local, diferentes para el labio derecho ( $\delta_d$ ) e izquierdo ( $\delta_i$ ) de la grieta, en lugar del valor total ( $\delta_t = \delta_d + \delta_i$ ) que usualmente se emplea para materiales homogéneos. El fallo se produciría cuando uno de los valores locales de  $\delta$  alcanzara su valor crítico y no cuando lo alcanzara  $\delta_t$ . Este criterio generalizado de fallo ha sido usado para uniones con *mismatching* [12], pero también podría extenderse su uso al caso de uniones con presencia de tensiones residuales.

Las tensiones residuales pueden justificar parcialmente tanto las diferencias en tenacidad en probetas soldadas con diferentes aportes térmicos, como la dispersión observada en los resultados de ensayos en probetas idénticas. Por tanto, como sugiere el modelo, los valores reales de tenacidad pueden quedar alterados por la presencia de tensiones residuales de soldeo en las probetas para el ensayo CTOD.

## 6. CONCLUSIONES

1. La presencia de tensiones residuales de soldadura puede llegar a modificar el valor del CTOD hasta un 22%, comparado con una probeta totalmente libre de tensiones residuales, cuando la carga de rotura está entre 0,9 y 1,2 veces el valor de la carga límite para el colapso plástico del ligamento remanente. Las diferencias disminuyen para cargas fuera de este intervalo.
2. La variación de la contribución plástica al valor total del CTOD indica que las diferencias entre las probetas con y sin tensiones residuales aparecen en las primeras etapas del desarrollo de la zona plástica entorno al vértice de grieta. Por contra, tanto en el régimen elástico como cuando se alcanza la plastificación generalizada la influencia de las tensiones residuales es despreciable.
3. La dispersión en los resultados del ensayo debida a la variabilidad inherente de las propiedades del material puede ser distorsionada por la presencia de las tensiones residuales, especialmente por su distinta influencia en función de la carga a que se produzca la rotura. Se necesita proseguir con la investigación para determinar si estos efectos podrían ser el origen de la falta de

reproducibilidad que en ocasiones ha sido reseñada en la bibliografía.

4. La apertura de grieta asimétrica sugiere que debería usarse como criterio de rotura los valores críticos del CTOD local en lugar del valor total del mismo, de manera semejante a como se hace en uniones con *mismatch*.

## 7. REFERENCIAS

- [1] Suárez J.C., López F. y Molleda F., "Estado Actual de las Investigaciones en Mecánica de Fractura de Uniones Soldadas", Anales de Mecánica de la Fractura. XIII Encuentro del Grupo Español de Fractura y III Jornadas Ibéricas de Fractura, Coimbra (1996).
- [2] Chien C.H., Chen H.J. y Chiou Y.T., "Numerical Evaluation Of Stress Intensity Factors at Crack Tips in Weldments", Transactions of the Japan Welding Society 21-1, 31-40 (1990).
- [3] Nguyen T.N. y Wahab M.A., "The Effect of Residual Stress on Fatigue of Butt Joints", Welding Journal, Welding Research Supplement, Febrero, 55s-61s (1996).
- [4] BS7448, "Fracture Mechanics Toughness Test. Part 1. Method for Determination of  $K_{Ic}$ , Critical CTOD and Critical J values of Metallic Materials", British Standard Institution (1991).
- [5] Dawes M.G., Pisarski H.G. y Squirrel S.J., "Fracture Mechanics Tests on Welded Joints", ASTM STP 995 Vol. II, 191-213 (1989).
- [6] Reemsnyder H.S., Pisarski H.G. y Dawes M.G., "Residual Stresses and Fatigue Precracking Techniques for Weldment Fracture Toughness Specimens", ASTM J. Test. Eval. 20-6, 416-423 (1992).
- [7] Hadley y Dawes M.G., "Fracture Toughness Testing of Weld Metal: Results of an European Round Robin", Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. 19-8, 963-973 (1996).
- [8] Towers O.L., Williams S. y Harrison J.D., "ECSC Collaborative Elastic-plastic Fracture Toughness Testing and Assessment Methods", ECSC Report 7210-KE/805, EUR 9552 EN (1985).
- [9] Suárez J.C. Murakawa H. y Ueda Y., "Effect of Welding Residual Stresses on Fracture Toughness Testing. Part 1: FEM Analysis of CTOD Specimens in Multipass Weldments of Thick Plates", Transactions of JWRI 25-1, 91-99 (1996).
- [10] Suárez J.C. Murakawa H. y Ueda Y., "Effect of Welding Residual Stresses on Fracture Toughness Testing. Part 2: Crack Tip Opening Displacements in the Residual Stress Field of a Multipass Weldments of Thick Plates", Transactions of JWRI 26-1, (en prensa).
- [11] Suárez J.C., Molleda F., González R. y Jiménez R., "Correlation of Modified Crack Tip Opening Distance with Heat Input to the Heat Affected Zone of High-Strength Low-Alloy Steels", Theoretical and Applied Fracture Mechanics 21, 17-22 (1994).
- [12] Arimochi K., Nakanishi M., Toyoda M. y Satoh K., "Local CTOD Criterion Applied to Fracture Evaluation of Weldments - A Proposal of Generalized CTOD Concept -", Proc. of the Workshop on Strength Mismatching and its Control", Tokyo, 87-104 (1992). IIW Doc. X-1254-92.