

ESTUDIO NUMÉRICO Y EXPERIMENTAL DE LA PROPAGACIÓN DÚCTIL EN UNIONES SOLDADAS AGRIETADAS

I. Peñuelas, M. Antuña, C. Rodríguez, R. Lezcano (*), C. Betegón

Departamento de Construcción e Ingeniería de Fabricación, Universidad de Oviedo, Edificio
Departamental Oeste, Campus de Viesques, 33203, Gijón. Asturias
(*) Instituto Tecnológico de Materiales, Parque Tecnológico de Asturias, 33428, Coruña-Llanera.
Asturias

Resumen. El presente trabajo tiene por objeto la verificación experimental de la influencia de la geometría y la disimilitud mecánica en el comportamiento a fractura de uniones soldadas agrietadas. Se han realizado ensayos sobre probetas de flexión en tres puntos con distintas longitudes de grieta, distintos tamaños de zona soldada y distintos materiales base, manteniéndose en todas ellas el mismo material de aporte. Los resultados encontrados han sido explicados en términos de la constricción de los campos de tensiones determinados mediante elementos finitos.

Abstract. The aim of this paper is the experimental validation of the influence of geometrical and material mismatch in the fracture behaviour of cracked mismatched welded joints. Three point bending tests have been carrying out with SENB specimens. Different crack lengths, widths of the weld material, and base material mechanical properties have been taken into account. The experimental results (R-Curves) have been explained by means of crack tip constraint, which has been numerically determined

1. INTRODUCCIÓN

Las uniones soldadas presentan una serie de problemas particulares debidos a la heterogeneidad de sus componentes, y a la presencia de tensiones residuales y de zonas afectadas térmicamente, que promueven la aparición de fisuras. El crecimiento y fractura de estas fisuras está afectado por la diferencia en tenacidad y propiedades mecánicas de los componentes de la unión soldada. Por lo tanto, es importante conocer sus efectos a la hora de determinar la integridad de la estructura, ya que frecuentemente la resistencia a fractura de la unión soldada determina la resistencia a fractura de toda la estructura.

A la hora de diseñar una unión entre dos chapas de un material determinado, se puede optar por un material de aporte con una mayor resistencia mecánica que el material base (unión fuerte) o por un material de aporte con una menor resistencia mecánica (unión débil). Burstow y Ainsworth [1] demostraron, por medio de líneas de deslizamiento, que los campos tensionales de probetas de fractura sometidas tanto a flexión como a tracción están afectados por la diferencia en los límites elásticos de sus componentes, y lo mismo sucede con las curvas R que determinan las condiciones de propagación de la fisura.

En un trabajo anterior [2] se procedió a cuantificar el efecto de la diferencia en los límites elásticos de los materiales que componen la soldadura, así como del tamaño de la zona soldada, en el comportamiento a fractura de una unión soldada. Para ello, se procedió a un análisis numérico de los campos de tensiones y

deformaciones en distintas configuraciones de uniones soldadas, manteniendo siempre el mismo material de aporte y variando únicamente el material base y el tamaño de la zona soldada. Se procedió asimismo a la implementación de un modelo numérico de fractura dúctil, que permitió obtener las curvas de propagación dúctil en los casos ya mencionados. Las conclusiones más importantes a las que se llegaron son las siguientes:

- En las uniones fuertes aparece una disminución de la constricción de los campos de tensiones, mientras que en las uniones débiles se produce un aumento de la misma.
- Es posible normalizar los campos de tensiones, para una determinada relación entre los límites elásticos de los materiales base y de aporte, en función del parámetro $h \cdot \sigma_{ow} / J$.
- El material base juega un papel muy importante en la distribución de tensiones en el frente de la grieta, en especial para cargas altas y tamaños de zona soldada pequeños.
- Las uniones fuertes presentan una resistencia a la fractura superior a la del material base, e incluso a la del material de aporte. El suponer la unión como homogénea resulta altamente conservador.
- Las uniones débiles presentan una resistencia a la fractura inferior a la del material base. El suponer la unión como homogénea resulta por lo tanto peligroso.

El objeto de este trabajo es la verificación experimental de las conclusiones anteriores, establecidas mediante

estudios numéricos. Para ello, se ha llevado a cabo la determinación experimental de las curvas de propagación dúctil de distintas uniones soldadas. A continuación se explicarán los ensayos seleccionados y el criterio seguido en esa selección.

2. PROGRAMA EXPERIMENTAL

Todos los ensayos se llevaron a cabo sobre probetas de flexión en tres puntos, tal como se muestra en la figura 1. En todos los casos, los valores del espesor de la probeta B , el ancho W y la separación entre apoyos, s , se han mantenido constantes, siendo $B=W$, $s=4W$, $W=18\text{mm}$.

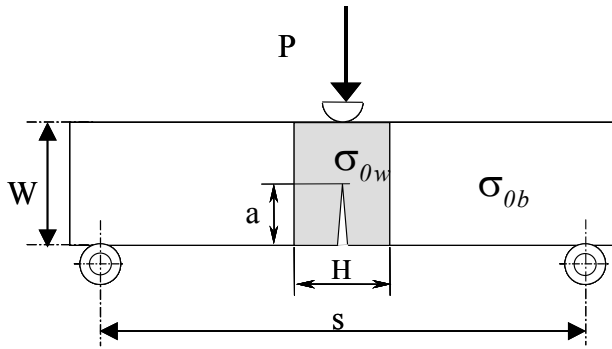


Fig. 1. Geometría de las probetas de ensayo.

Los parámetros a variar en cada ensayo fueron la longitud de grieta a , el tamaño de la zona soldada H y el límite elástico del material base, σ_{ob} . En la tabla 1 se muestran las configuraciones finalmente seleccionadas.

Tabla 1. Geometrías de ensayo

Probeta	σ_{ow} (MPa)	σ_{ob} (MPa)	a/w	H (mm)
1	450	320	0.2	10
2	450	320	0.5	10
3	450	320	0.2	20
4	450	320	0.5	20
5	450	576	0.2	10
6	450	576	0.5	10

Como puede observarse en la tabla 1, de las seis geometrías ensayadas, cuatro corresponden a uniones fuertes, en todas ellas $m = \sigma_{ow}/\sigma_{ob} = 1.4$ y dos a uniones débiles, ambas con $m = 0.8$. Dentro de las uniones fuertes se han considerado dos tamaños de zona soldada, $H = 10\text{mm}$ y $H = 20\text{mm}$. En cada una de las situaciones, se han tomado dos longitudes de

grieta, una correspondiente a una grieta corta, $a/W = 0.2$ y otra a una grieta larga, $a/W = 0.5$.

3. PROCEDIMIENTO DE SOLDEO

El primer paso llevado a cabo fue la puesta a punto del procedimiento de soldeo. En la soldadura de los cupones se trató de conciliar objetivos relativamente contrapuestos. Por un lado, la obtención de la continuidad mecánica entre los metales base y una zona fundida de bordes paralelos, bastante amplia (10 y 20 mm de ancho), lo que exige depositar mucho material, con el consiguiente aporte de calor; y por otro lado, se pretende una zona afectada térmicamente lo más pequeña posible, puesto que el modelo de cálculo sólo considera dos materiales, el de aporte y el base. Se optó por un proceso de soldadura MAG, por su facilidad para localizar el calor y la gran flexibilidad de reglaje, utilizando como metal de aporte hilo macizo de 1 mm de diámetro, del tipo E70S6, protegiendo con una mezcla Argón-CO₂ (88-12). En la figura 2 puede apreciarse el pequeño tamaño de la zona afectada térmicamente finalmente conseguido.

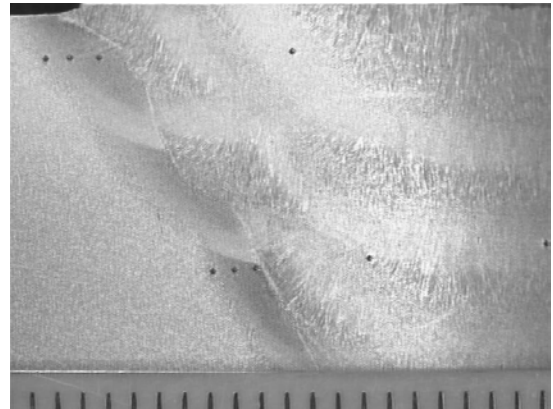


Fig. 2. Detalle de la zona afectada térmicamente.

Se utilizaron preparaciones de bordes con chapa de respaldo de acero, bordes rectos con separaciones de 10 y 20 mm, según el caso, predeformadas y sujetas con puentes para reducir al mínimo las deformaciones.

Para conseguir soldaduras compactas y reducir al mínimo la zona térmicamente afectada se controló el aporte de calor, utilizando los siguientes rangos de parámetros:

- Corrientes de soldeo entre 140 y 200 A
- Tensiones de arco entre 20 y 25 V
- Soldero a izquierdas, por cordones estrechos, sin balanceo lateral, con velocidades de avance de 20 a 30 cm/min

También se controló la temperatura entre pasadas para evitar acumulaciones de calor que pudieran conducir a ZAT muy amplias.

Todos los cupones fueron examinados mediante radiografías y ultrasonidos con el fin de rechazar aquellos en los que la soldadura presentase defectos.

Una vez realizados y aprobados los cupones, se procedió a extraer de los mismos las probetas de fractura, así como probetas de tracción con objeto de caracterizar los tres materiales considerados, es decir, el material de aporte y los dos materiales base. En la Tabla 2 se muestran las propiedades mecánicas obtenidas para los mismos.

Tabla 2. Propiedades mecánicas de los aceros considerados.

MATERIAL	σ_0 (MPa)	σ_R (MPa)	A (%)	Z (%)
APORTE	450	530	26	70
BASE 1	320	427	31	69
BASE 2	577	607	13	61

4. ENSAYOS DE TENACIDAD A FRACTURA

Las seis configuraciones seleccionadas se sometieron a ensayos de flexión en tres puntos para determinar su tenacidad a fractura. Con anterioridad, fueron agrietadas por fatiga en una máquina dinámica hasta alcanzar la relación a/W deseada, mecanizándose a continuación unas entallas laterales de una profundidad total igual al 20% del espesor, según recomienda la norma ASTM E1152 [3], garantizando de este modo un estado de tensiones uniforme y fuertemente triaxial a lo largo del frente de grieta.

Todos los ensayos de fracturas se realizaron a temperatura ambiente. La determinación de la curva J-R característica de cada geometría se ha realizado utilizando el método uniprobeta descrito en la norma ASTM E1152. No obstante, y habida cuenta de las imprecisiones de los métodos propuestos en la citada norma para el cálculo del tamaño de grieta (Δa), y con objeto de obtener medidas adicionales de crecimiento de grieta real en determinados estados de carga intermedios, se ha procedido al marcado del frente de grieta en dichos estados, pulverizando dicho frente, primero con pintura y luego con laca transparente.

En el análisis posterior de los datos determinados en el ensayo, los valores de incremento de grieta obtenidos utilizando la fórmula de la flexibilidad propuesta en la norma han sido corregidos por interpolación lineal entre los valores reales de Δa medidos tras la rotura de la probeta y en los estados intermedios correspondientes al tintado, obteniéndose así una importante reducción en la dispersión de los resultados.

Los resultados obtenidos se muestran en la figura 3.

5. DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

Los resultados obtenidos reflejados en la figura 3 pueden ser explicados en términos de la constricción [4, 5, 6] a la que están sometidos los campos tensionales de cada una de las probetas ensayadas. Esta constricción tiene su origen en dos fuentes distintas: por una parte la longitud de la grieta, y por otra la geometría de la unión soldada.

La figura 4 muestra la tensión de apertura en el frente de la fisura en función de la distancia al frente de grieta para las geometrías consideradas y un determinado nivel de carga, en este caso $J=200 \text{ kJ/m}^2$, que corresponde a valores próximos a los de iniciación, como puede verse en la figura 3. Las curvas han sido obtenidas mediante la simulación por elementos finitos de las probetas de ensayo, utilizando el código comercial ABAQUS [7].

Puesto que una definición habitual de la constricción corresponde al valor de la tensión de apertura a una distancia del frente de grieta de $r \cdot \sigma_{0w} / J = 2$, podemos apreciar en la figura 4 cómo todas las grietas largas presentan una constricción mayor que las cortas. El fenómeno ha sido descrito con anterioridad y cuantificado en término de la denominada biaxialidad geométrica [4], característica de cada geometría. Esta es la razón por la cual las curvas R de las grietas largas tienen una pendiente inferior que las de las grietas cortas. Este fenómeno se presenta en los tres tipos de uniones soldadas ensayadas ($m=1.4$, $H=10\text{mm}$; $m=1.4$, $H=20\text{mm}$; $m=0.8$, $H=10\text{mm}$). En las grietas largas, la caída de tensiones a distancias del frente de grieta mayores, indica la fuerte flexión a la que está sometida la probeta; sin embargo no hay que olvidar que la zona en la que se produce el fenómeno de fractura corresponde a las proximidades del frente de grieta.

Al fenómeno de la constricción geométrica hay que sumarle la constricción producida por la unión soldada. Según estudios anteriores [2], las tensiones que aparecen en el frente de una fisura en el material de la soldadura, dependen en gran manera del material base de la unión. El comportamiento es fundamentalmente distinto según que el material base tenga un límite elástico menor o mayor que el material de la soldadura. En el primer caso hablamos de uniones fuertes, y en el segundo de débiles. Se ha demostrado que en las uniones fuertes, la constricción disminuye, y que este efecto es mayor cuanto mayor es la carga y menor el tamaño de la soldadura. Esta es la razón por la cual las geometrías con grieta corta y $m=1.4$ presentan una mayor resistencia a la propagación dúctil que la geometría de grieta corta y $m=0.8$. En los dos primeros casos, la pérdida de constricción de la unión soldada se suma a la de la geometría, dando curvas R con mayor pendiente.

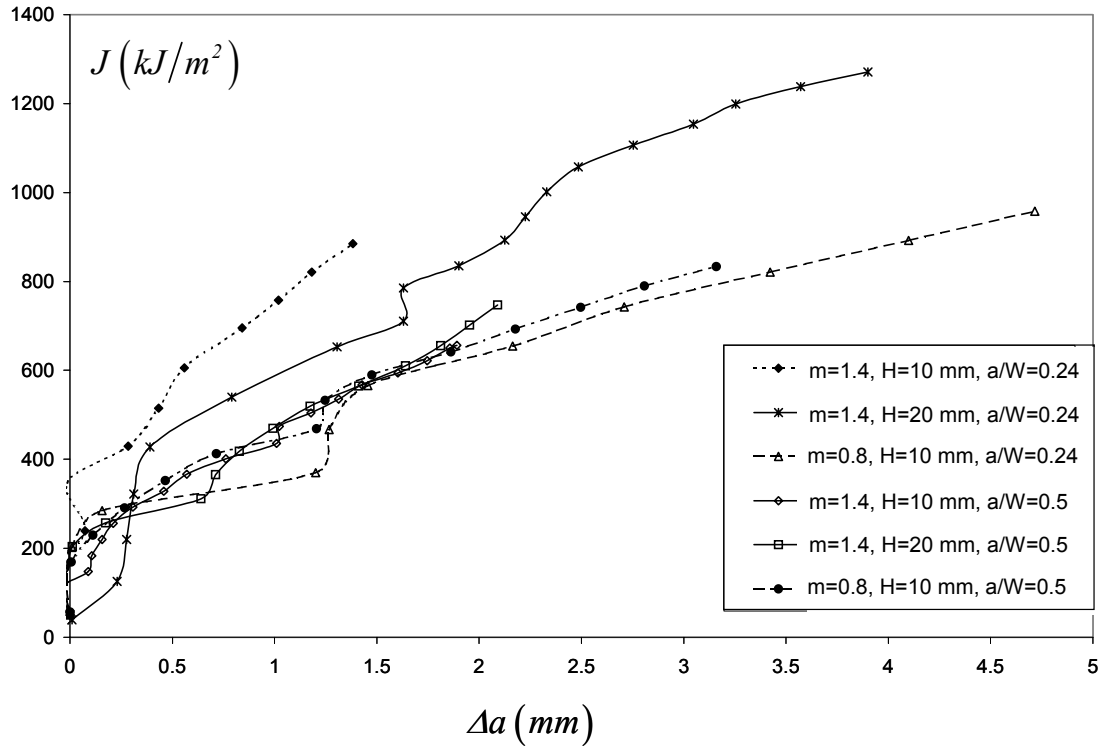


Fig. 3. Curvas J- Δa para las distintas geometrías.

En la geometría con grieta corta y $m=0.8$, se están dando dos efectos contrarios. Por tratarse de una grieta corta, la constricción disminuye, mientras que al tratarse de una unión débil la constricción aumenta.

Sin compararnos los resultados de las dos grietas cortas con la unión fuerte, observamos una mayor resistencia a la propagación dúctil en el caso de la zona soldada de menor tamaño. En general, y tal como se ha demostrado en estudios anteriores, el estado tensional para un determinado tipo de unión y una determinada configuración geométrica, es función del parámetro $H \cdot \sigma_{ow} / J$. Es decir, la situación tensional para la probeta de $H=10\text{mm}$ y J , por ejemplo, 200 kJ/m^2 , es la misma que en la probeta de $H=20\text{mm}$ cuando $J=400 \text{ kJ/m}^2$, es decir, el mismo nivel de pérdida de constricción se produce en el segundo caso para una carga mayor.

Señalar por último que las curvas obtenidas para las tres geometrías con grieta larga son prácticamente iguales. En este caso, el efecto geométrico es mucho mayor que el efecto de la unión soldada.

AGRADECIMIENTOS

Esta investigación está enmarcada dentro del proyecto de Investigación MAT-2000-0602, financiado por el Ministerio de Ciencia y Tecnología.

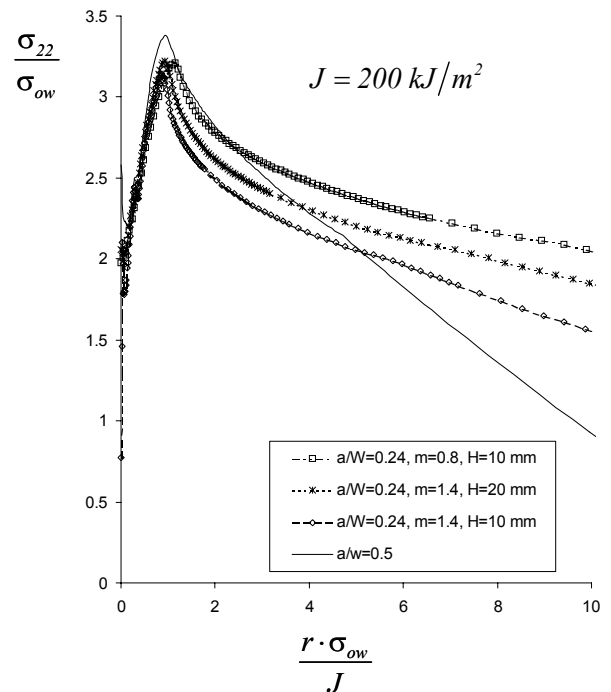


Fig. 4. Tensiones de apertura en el frente de grieta.

REFERENCIAS

- [1] Burstow, M.C. y Ainsworth, R.A., “ Comparison of analytical, numerical and experimental solutions to problems of deeply cracked welded joints in bending”, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., 18, 221-234 (1995).
- [2] Peñuelas, I. y Betegón C., “Efecto de la disimilitud de las propiedades mecánicas y geométricas en el comportamiento a fractura de uniones soldadas”. Anales de la Mecánica de la Fractura ", 20, 113-118 (2003).
- [3] ASTM E-1152-87, “Standard Test Method for determinig J-R curves”, Annual book for ASTM, 03.01, 763-773 (1995).
- [4] Larsson, S.G. y Carlsson, A.J., "Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding at crack tips in elastic-plastic materials", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 21, 263-277 (1973).
- [5] Zhang, Z.L., Hauge, M. y Thaulow, C., "The effect of T stress on the near tip stress field of an elastic-plastic interface crack", en Advances I Fracture Research, Proceedings, ICF9, vol. 5 (Ed. Karihaloo, Mai, Ripley y Ritchie) pp. 2643-2650 (1997).
- [6] Burstow, M.C., Howard, I.C. y Ainsworth, R.A., “The influence of constraint on crack tip stress fields in strength mismatched welded joints”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 46, 845-872 (1998).
- [7] Hibbit, H.D., Karlsson, B.I. y Sorensen, E.P. ABAQUS User Manual, version 6.3.1. (2002).