EFECTO DE LA DISIMILITUD DE LAS PROPIEDADES MECANICAS Y GEOMÉTRICAS EN EL COMPORTAMIENTO A FRACTURA DE UNIONES SOLDADAS

I. Peñuelas y C. Betegón

Escuela Politécnica Superior de Ingeniería de Gijón,
Universidad de Oviedo, Edificio Departamental de Viesques, 33203 Gijón

Resumen. La utilización del método de los elementos finitos mediante formulaciones de contorno modificadas y modelos de daño, permite estudiar el campo tensional existente en uniones soldadas, con grietas en el interior de la zona de soldadura paralelas a la intercara de la misma, y reproducir la fractura dúctil del material de aporte.

El efecto de la heterogeneidad de la unión en el campo de tensiones y en la resistencia a fractura de la misma, depende tanto de la disimilitud entre las propiedades mecánicas de los materiales de aporte y base, *m*, como del espesor de la soldadura, produciéndose variaciones en la constricción en función del tipo de unión. No obstante, mediante la consideración de un parámetro de carga normalizado, $h\sigma_{0w}/J$, se puede eliminar el efecto del espesor de la soldadura y cuantificar el grado de constricción, para un determinado valor de *m*.

Abstract. Finite element analyses of cracked mismatched welded joints have been performed using the modified boundary layer formulation and a ductile damage model. The cracks were assumed to be contained within the weld material and ran parallel to the material interface.

By analysing models with different levels of material mismatching and widths of the weld material, it was possible to analyse the effects of crack tip constraint on the fracture resistance of the weld. By choosing a normalised load parameter, $h\sigma_{0w}/J$, it has been possible to eliminate the effect of the width of the weld material and to quantify the level of constraint for a given degree of mismatching.

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. El procedimiento más habitual es considerar que la unión soldada es una unión homogénea formada por el material más débil. Aunque este procedimiento suele resultar conservador, es necesario cuantificar correctamente el efecto de esta heterogeneidad en el comportamiento a fractura de la unión soldada.

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 Ainswoth [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 este trabajo se pretende cuantificar el efecto de alguno de los fenómenos de la unión soldada, en concreto la diferencia en el límite elástico de los materiales que la componen y del tamaño de la soldadura. Para ello, se idealizará la unión soldada como compuesta por sólo dos materiales, el material base y el material de aporte. La diferencia entre sus límites elásticos se cuantificará por medio del parámetro *m*, definido como

$$m = \frac{\sigma_{0w}}{\sigma_{0b}} \qquad (1)$$

siendo σ_{0w} el límite elástico del material de aporte y σ_{0b} el límite elástico del material base, de tal forma que las uniones fuertes están representadas por valores de *m* mayores que la unidad, y las débiles, por valores

de *m* menores que uno. Todas las uniones estudiadas mantienen el mismo material de aporte, variándose por lo tanto el material base. En la Tabla 1 se indican las distintas uniones consideradas. El estudio de estas uniones se llevará a cabo por medio del método de los elementos finitos, abordándose por un lado el estudio de los campos de tensiones y por otro el de las curvas R mediante la implementación numérica de un modelo de fractura dúctil.

Unión soldada	m (%)	Lím.elást. (MPa)	
		Solda.	Base
Homogénea	1	625.	625.
Fuerte 20%	1.2		520.8
Fuerte 40%	1.4		446.4
Fuerte 60%	1.6		390.6
Débil 20%	0.8		781.3
Débil 40%	0.6		1041.7
Débil 60%	0.4		1562.5

Tabla 1. Distintas uniones utilizadas.

2. ESTUDIO DE LOS CAMPOS DE TENSIONES

Los análisis por elementos finitos utilizan una idealización de la soldadura por medio de únicamente dos materiales, modelando la misma por medio de las formulaciones de contorno originalmente desarrolladas por Larsson y Carlsson [2], lo que permite separar el efecto de la diferencia en las propiedades mecánicas de la constricción geométrica, y situando en todos los casos la grieta inicial en el centro de la zona de soldadura. En el contorno de la malla se han aplicado los desplazamientos correspondientes a un factor de intensidad de tensiones determinado, *K*. La malla de elementos finitos utilizada se muestra en la figura 1. El radio exterior es de 500 mm, y el frente de grieta se ha considerado con un radio inicial de 0.005 mm. A diferencia de lo que sucede en un material homogéneo, en las formulaciones de contorno está presente una dimensión, que corresponde al ancho de la unión soldada. Se han considerado distintas mallas en las que el semiancho de soldadura, *h*, varía entre 1 y 10 mm. En todas las mallas se ha utilizado un tamaño de elemento similar.

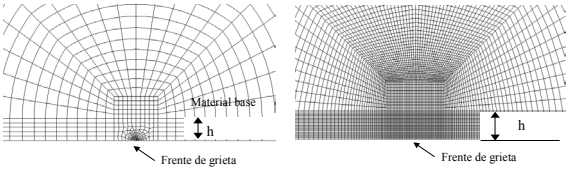


Fig. 1. Detalles de las mallas de elementos finitos utilizadas para a) Cálculo de tensiones, b) Curvas R.

Los estudios se han llevado a cabo utilizando elementos finitos de ocho nodos en deformación plana, y considerando grandes deformaciones. Los materiales considerados son los 1indicados en la tabla 1. Todos ellos se han considerado elasto-plásticos ideales, con objeto de eliminar la influencia del coeficiente de endurecimiento.

En la figura 2 se muestran los campos tensionales obtenidos para dos valores del parámetro de carga distintos, J=200 kJ/m^2 y J=400 kJ/m^2. Los resultados reflejados corresponden a distintos tipos de uniones, tanto fuertes como débiles, y a distintos semianchos de soldadura. Las tensiones normales en el frente de la grieta se han adimensionalizado en todos los casos mediante el límite elástico del material de soldadura. Puede apreciarse que en las uniones fuertes, las tensiones son menores que las correspondientes a una unión homogénea de material de aporte, mientras que en las uniones débiles son superiores, siendo estos efectos mayores cuanto mayores sean las diferencias entre los límites elásticos de los materiales de aporte y base. Estas observaciones coinciden con las obtenidas por Zhang et al [3] y Burstow y Howard [4] en análisis previos.

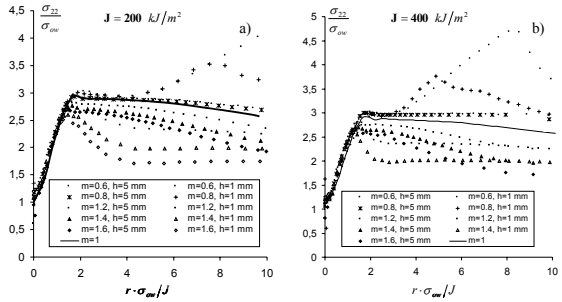


Fig. 2. Tensiones en el frente de grieta para distintas uniones soldadas a) J=200 kJ/m^2, b) J=400 kJ/m^2.

En la misma figura puede apreciarse cómo el tamaño de la zona soldadas influye asimismo en los campos de tensiones, siendo la variación de los mismos más severa cuanto menor es éste. La explicación de este hecho hay que buscarla en el tamaño de la zona plástica que aparece en el frente de la grieta, y que condiciona los campos de tensiones. Mientras que la zona plástica esté confinada dentro del material de aporte, no existe diferencia en los campos tensionales, pero una vez que alcanza el material base, éste ejerce una constricción en el frente de la grieta que es la responsable de la variación en los campos tensionales. Así, en la figura 3.a se muestra, para un valor de *m* fijo, en este caso correspondiente a una unión fuerte, las zonas plásticas obtenidas para distintos tamaños de la soldadura.Estas zonas plásticas están dibujadas a escala de forma que el tamaño es relativo a *h*. Al menos inicialmente, el radio de la zona plástica en deformación plana es proporcional a (J/σ_{0W}), de forma que ésta alcanzará al material base para un valor determinado de $(h\sigma_{0W}/J)$. Este hecho nos lleva a describir el efecto del tamaño de la soldadura por medio de un nuevo parámetro de carga.

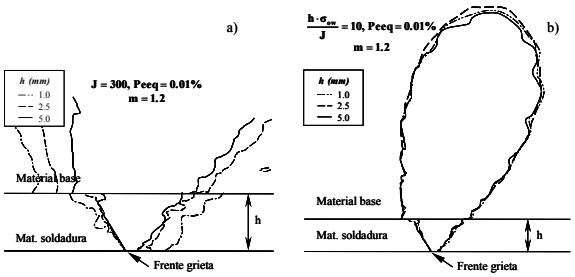


Fig. 3. Tamaños de zona plásticas para m=1.2 a) un mismo valor de J, b) un mismo valor de $(h\sigma_{0W}/J)$

En la figura 3.b. se muestran otra vez las zonas plásticas pero ahora para un mismo valor de $(h\sigma_{0W}/J)$. Puede verse como las zonas plásticas, dibujadas con la escala utilizada, coinciden, siendo los valores de carga correspondientes a cada tamaño de soldadura muy diferentes (J= 62.5, 156.25 y 312.75 kJ/m^2 para h=1, 2.5 y 5 mm respectivamente).

En la figura 4 se muestran las zonas plásticas correspondientes a un mismo valor de $(h\sigma_{0W}/J)$ y distintos materiales base. En ellas puede verse como las zonas plásticas, y por consiguiente los campos de tensiones, difieren considerablemente para las uniones fuertes y las uniones débiles. Mientras que en las primeras la plasticidad se extiende en el material base, y reduce por lo tanto la constricción, en las segundas la zona plástica se mantiene dentro del material de aporte, aumentando la triaxialidad.

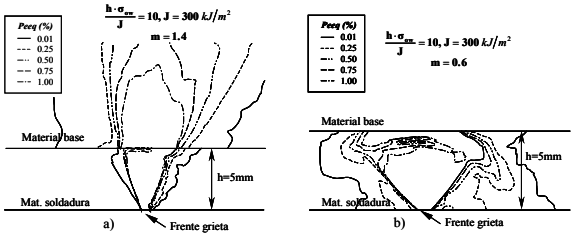


Fig. 4. Zona plásticas para $(h\sigma_{0W}/J)$=10 a) uniones fuertes, b) uniones débiles.

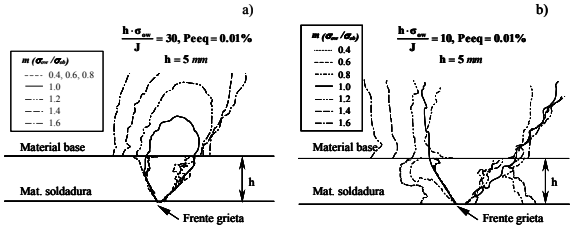


Fig. 5. Zona plásticas para diferentes uniones soldadas y a) $(h\sigma_{0W}/J)=30$, b) $(h\sigma_{0W}/J)=10$.

La figura 5 muestra como este efecto es tanto mayor cuánto mayor sea el parámetro de carga, y por lo tanto el tamaño relativo de la zona plástica.

La capacidad del nuevo parámetro de carga para unificar los campos de tensiones se aprecia más claramente en las figura 6 y 7. La figura 6 muestra los campos de tensiones en función de este parámetro para las uniones débiles y dos valores del parámetro de disimilitud *m*, mientras que la figura 7 se refiere a dos uniones fuertes. Para cada valor del parámetro de carga las curvas obtenidas a partir de diferentes análisis en los que varía el tamaño de la zona soldada coinciden. Es también evidente que al aumentar el grado de diferencia en los límites elásticos, la variación en el nivel de constricción aumenta, alejándose cada vez más las curvas de tensiones de las correspondientes al material homogéneo.

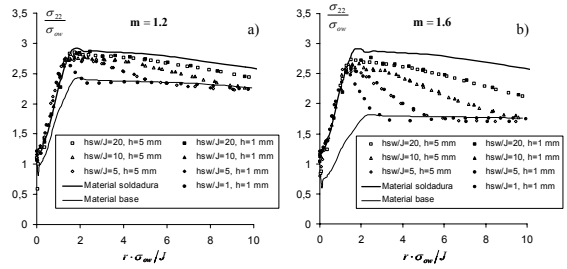


Fig. 6. Tensiones en le frente de la grieta de uniones fuertes parametrizadas por $h\sigma_{0W}/J$ a) m=1.2, b) m=1.6.

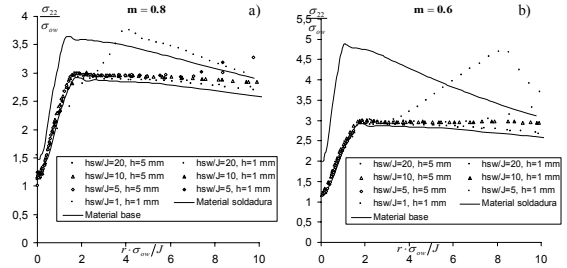


Fig. 7. Tensiones en le frente de la grieta de uniones fuertes parametrizadas por $h\sigma_{0W}/J$ a) m=0.8, b) m=0.6.

En las uniones fuertes, pude verse como, al ir aumentando la carga, los campos tensionales se van desplazando desde la curva correspondiente a una unión homogénea del material de aporte a la correspondiente a una unión homogénea de material base. Este hecho refleja el aumento de la influencia del material base al ir aumentando la zona plástica. Mientras ésta es muy pequeña, comparada con las dimensiones de la soldadura, la distribución de tensiones es la misma que se obtendría si éste fuese el único material presente. Al ir aumentando la zona plástica, las tensiones en los puntos próximos al frente de grieta todavía están controladas por el material de aporte, pero el material base aumenta su influencia en

los puntos más alejados, tirando de la curva hacia abajo y acercándola a la correspondiente al material base. Llega un momento en el que el punto en el que la distribución de tensiones coincide con la del material base está tan próximo al frente de grieta, que el modelo puede considerarse como el de una grieta en material base. Para los dos coeficientes de disimilitud reflejados en la figura, podemos tomar como valor límite $h\sigma_{0w}/J=1$. Un fenómeno similar puede observarse en las uniones débiles, con la particularidad de que al tirar el material base de las curvas de tensiones en este caso hacia arriba, el punto de tensión máxima va desplazándose hacia puntos más alejados del frente de grieta.

Las dos figuras anteriores demuestran como el estado de tensiones en el frente de la fisura en una unión soldada viene determinado por medio de dos parámetros: m y $h\sigma_{0w}/J$. La relación entre la constricción y estos dos parámetros dan lugar a una familia de curvas que define la variación de la constricción en el frente de grieta frente a la carga normalizada para cada valor de m. Esta familia de curvas se refleja en la figura 8, estando la constricción definida por medio de la tensión de apertura en un punto situado a una distancia $r\sigma_{0w}/J=2$ del frente de grieta. La tensión se ha normalizado por medio del valor correspondiente al material de aporte. Esto permite establecer el límite de carga hasta el cual la unión soldada puede considerarse como un modelo homogéneo de material de aporte con un error menor del 10%.

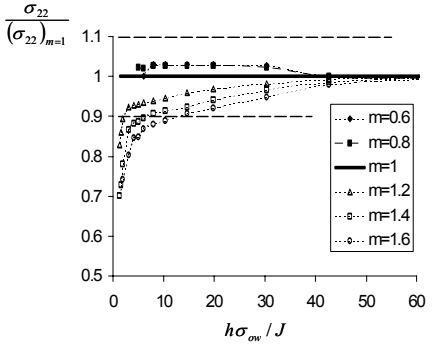


Fig. 8. Constricción del frente de grieta para distintos valores de los parámetros m y $h\sigma_{0w}/J$.

Los valores obtenidos para los distintos tipos de uniones fuertes están reflejados en la Tabla 2. Aunque para las uniones débiles en todos los casos estamos dentro de un error del 10%, no hay que olvidar que la constricción ha sido medida en un punto relativamente próximo al frente de grieta, y que para puntos más alejados, las tensiones aumentan más rápidamente, llegando a alcanzar valores superiores a los correspondientes al material base.

m	$h\sigma_{0w}/J$	*J (kJ/m²)*	
1.2	2	h=1mm	312.5
		h=5mm	1562
		h=10mm	3125
1.4	6	h=1mm	104.2
		h=5mm	521
		h=10mm	1042
1.6	12	h=1mm	52
		h=5mm	260
		h=10mm	521

Tabla 2. Valores de J límites para la utilización de un modelo homogéneo para distintas uniones fuertes y distintos semianchos de soldadura.

3. ESTUDIO DE LAS CURVAS R

Con objeto de determinar la influencia de la diferencia en las propiedades mecánicas del material base y el material de aporte, y de las dimensiones de la zona soldada en las curvas R, se han llevado a cabo una serie de estudios por elementos finitos, los cuales, mediante la consideración de un modelo de daño, son capaces de reproducir la fractura dúctil del material de aporte. El modelo de daño considerado ha sido el de Gurson [5], que considera el mismo por medio de un parámetro *f*, que es una medida de la porosidad media en el elemento finito considerado. La factura de este elemento se producirá así cuando la porosidad alcance un determinado valor crítico, que es una propiedad del material. En ese momento el elemento pierde su rigidez estructural. El modelo se ha implementado en el código de elementos finitos ABAQUS [6] por medio de una subrutina de usuario. Detalles concernientes a la implementación del modelo, así como a los parámetros que éste considera para describir el comportamiento del material pueden encontrase en la referencia [7]. Estudios similares han sido llevados a cabo por Burstow y Howard [8] considerando otro modelo de daño.

En la figura 1 puede verse un detalle de la malla de elementos finitos utilizada en los cálculos. La soldadura se modela por formulaciones de contorno como las descritas en el apartado 2. El tamaño de los elementos en el frente de grieta es uniforme, puesto que está asociado a una dimensión microestructural como es la separación inicial entre poros. Siguiendo el procedimiento de Shih et al [9], se considera que la propagación de la fisura se producirá a lo largo de la primera fila de elementos y, por lo tanto, el modelo de rotura de Gurson solamente se considerará en esta primera fila de elementos. El resto de la zona soldada, así como el material base, se han modelado como elasto-plásticos ideales. Los elementos utilizado son de deformación plana y cuatro nodos, y se ha considerado la teoría de grandes deformaciones. Los materiales considerados son los mismos que en el apartado anterior.

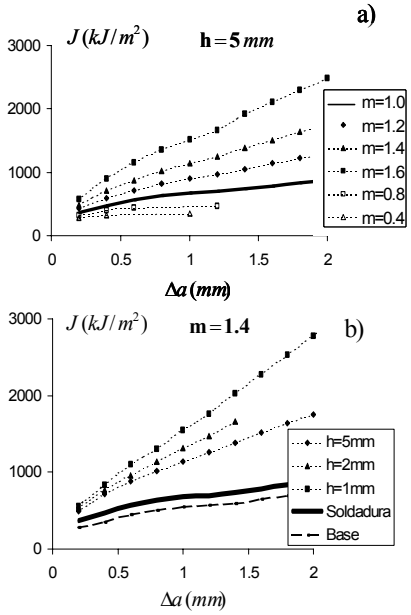


Fig. 9. Curvas R para las distintas uniones soldadas a) función de *m*, b) función de *h*.

En la figura se muestran las curvas R obtenidas con el modelo de Gurson para las distintas uniones soldadas consideradas. En la figura a) las curvas se han obtenido para un mismo semiancho de soldadura, *h*, variando el parámetro de disimilitud, mientras que en la figura b) se muestran los resultados para un valor de *m* fijo, en este caso correspondiente a una unión fuerte, y lo que varía es el tamaño de la soldadura. En la primera de ellas puede apreciarse como la reducción en la constricción que aparece en las uniones fuertes, y que ha sido descrita en el apartado anterior, resulta en un significativo aumento de la resistencia a fractura, siendo este aumento mayor cuando mayor sea el grado de diferencia en los límites elásticos de los materiales que componen la unión soldada. Este aumento se produce tanto para la iniciación como para la pendiente de la curva R. Por el contrario, el aumento de constricción de las uniones débiles hace que su resistencia a fractura sea menor que la del material de soldadura solo.

Como puede apreciarse en la figura b), la resistencia a fractura depende asimismo del tamaño de la zona soldada, tal como sugiere la variación de los campos de tensiones en el frente de grieta, analizados anteriormente. Cuando menor sea este tamaño, mayor es el aumento de resistencia. Así, para un parámetro de disimilitud m=1.2, los valores de J correspondientes a un crecimiento de 0.6 mm son 881, 963 y 1106 kJ/m^2 para semianchos de 5, 2 y 1 mm respectivamente.

Como se ha indicado anteriormente, tradicionalmente la unión soldada se calcula como una unión homogénea del material que sea más débil, el de aporte en el caso de las uniones débiles y el base en el caso de las uniones fuertes. En la figura 9b), en la que se ha representado también la curva R correspondiente al material base, puede observarse como este procedimiento resulta muy conservador para las uniones fuertes. Frente a los valores indicados anteriormente, el valor de J correspondiente a un crecimiento de 0.6 mm en el material base es de 447 kJ/m^2, lo que supone, para m=1.4, dividir la resistencia real de la unión por un factor de 1.97, 2.15 y 2.47 para semianchos de 5, 2 y 1 mm respectivamente.

En las uniones débiles, el suponer la unión como homogénea resulta peligroso, puesto su resistencia a fractura es menor que la del material más débil, en este caso el material de aporte. Además, la pendiente de las curvas R es menor que en el caso homogéneo, llegando a ser la curva casi horizontal para cargas altas.

4. CONCLUSIONES

A la vista de los resultados, pueden establecerse las siguientes conclusiones:

- En las uniones fuertes aparece una disminución de la constricción de los campos de tensiones, mientras que en las uniones fuertes 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 $h\sigma_{0w}/J$.
- 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.

AGRADECIMIENTOS

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

REFERENCIAS

[1] Burstow, M.C. y Ainsworth, R.A., " Comparation of analytical, numerical and experimental solutions to problems of deeply cracked welded joints in bending", Fatigue Fract. Engng. Mater. Strct., 18, 221-234 (1995).

[2] 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).

[3] 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).

[4] 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).

[5] Gurson, A.L., "Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I-Yield criteria and flow rules for porous ductile material", Journal of the Engineering Materials and Technology, 99, 2-15 (1977).

[6] Hibbit, H.D., Karlsson, B.I. y Sorensen, E.P. ABAQUS User Manual, version 6.2. (2002).

[7] Betegón, C., Rodríguez, C. y Belzunce, F.J., "Analysis and modelization of short cracks growth by ductile fracture micromechanims", Fatigue Fract. Engng. Mater. Strct., 20, 633-644 (1997).

[8] Burstow, M.C., y Howard, I.C., "Damage mechanics models of ductile crack growth in welded specimens, Fatigue Fract. Engng. Mater. Strct., 23, 691-708 (2000).

[9] Xia, L. y Shih, C.F., "Ductile crack growth – I. A numerical study using computational cells with microstructurally based length scale", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 43, 233-259 (1996).