

FACTORES DE INFLUENCIA EN LA TENACIDAD DE SOLDADURAS EN ELEMENTOS DE ACERO INOXIDABLE AUSTENITICO

Gorrochategui, I.; Gutiérrez-Solana, F. y Valiente A*.

Departamento de Ciencia e Ingeniería de la Tierra, el Terreno y los Materiales. E.T.S.Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. UNIVERSIDAD DE CANTABRIA. Avda. de los Castros s/n 39005, Santander..
* Universidad Politécnica de Madrid

Resumen.- Se ha caracterizado la tenacidad del material de aportación de una unión codo-tubería procedente de una central LWR soldada por el procedimiento de arco manual. En esta caracterización, basada en la determinación de la integral J , se han introducido variables con posible influencia en la misma, tales como la dirección de crecimiento de las fisuras, la temperatura de ensayo y el ranurado lateral de las probetas.

Abstract.- Weld metal toughness of a manual metal arc elbow-pipe weldment extracted from piping system of a Light Water Reactor has been characterized. Crack growth direction, test temperature and side-grooving are introduced as variables in J-integral based characterization.

1. INTRODUCCION

Los aceros inoxidable austeníticos empleados en los sistemas de tuberías de reactores de agua ligera (LWR) se dividen en dos grupos en función de su tenacidad. En la primera categoría se incluyen materiales de alta tenacidad como el material forjado y soldaduras con protección de gas. En la segunda categoría se incluyen soldaduras con protección de polvo tales como las de arco sumergido y arco manual (MMA).

El cálculo de estructuras de los materiales de la primera categoría se realiza asumiendo el colapso plástico como mecanismo de fallo, deduciendo el tamaño de fisura admisible en base a análisis de carga límite. En los materiales de la segunda categoría se adopta el desgarró inestable como

mecanismo de rotura y las longitudes de fisura admisible se calculan utilizando conceptos de mecánica de fractura elasto-plástica.

En este trabajo se caracteriza la tenacidad de un material perteneciente al segundo grupo: una unión soldada por el procedimiento de arco manual. El Electric Power Research Institute (EPRI) propone un método de cálculo para estos aceros basado en la integral J , definiendo su curva de resistencia (curva R) frente al crecimiento de la longitud de fisura y adoptando una tipología de grieta pasante a lo largo del espesor de la tubería y creciendo en dirección circunferencial (1).

Estas variables, junto a la temperatura

de trabajo de estos elementos, 280°C, condicionan la experimentación a realizar para caracterizar de forma idónea la tenacidad de la unión.

2. MATERIAL

El material de que se dispone es una pieza de forma de teja de 27 mm. de espesor extraída de una unión codo-tubería del sistema de recirculación de una central LWR representada en la Figura 1. Los materiales componentes son aceros inoxidable austeníticos y están soldados por el procedimiento de arco manual, excepto la raíz que se ejecutó por el método **TIG**. La condición del material es as-welded, envejecido en servicio durante 14 años a 280°C con un factor de utilización de 0,61.

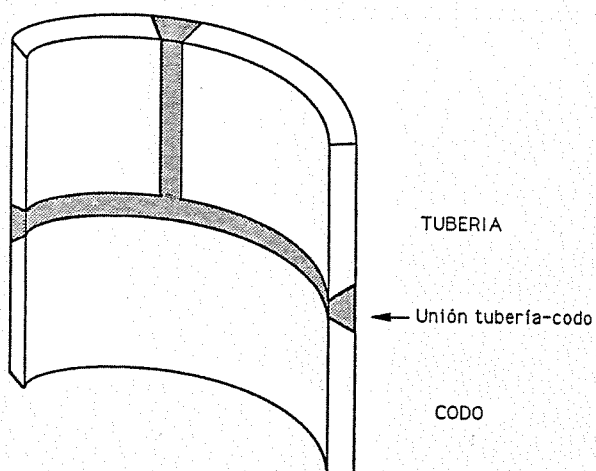


Figura 1 - Esquema de la unión soldada

Se han realizado análisis químicos de los materiales componentes de la unión soldada: codo, tubería y material de aportación. Los resultados se recogen en la Tabla 1.

Los ensayos metalográficos efectuados revelan que el material base componente de la unión, codo y tubería, es totalmente austenítico, mientras que el material aportado es de base austenítica con islas de ferrita homogéneamente distribuidas. Las micrografías de las Figuras 2 y 3 muestran aspectos representativos del material.

Tabla 1 - Composición química (% en peso)

	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Co
Tubo	0.054	1.28	0.44	0.028	0.012	18.3	9.2	0.29	0.17	-
Codo	0.074	1.37	0.42	0.016	0.016	18.4	10.3	0.12	0.09	-
Mat. depositado	0.065	1.03	0.73	0.025	0.007	18.5	10.1	0.23	0.08	0.11

3. EXPERIMENTACION



Como paso previo a la determinación de la tenacidad de la unión se realizó una caracterización mecánica del material mediante un ensayo de tracción a temperatura ambiente en el mismo plano que posteriormente sería el de fisuración. La Tabla 2 recoge los valores obtenidos.

Tabla 2 - Resultados ensayo tracción

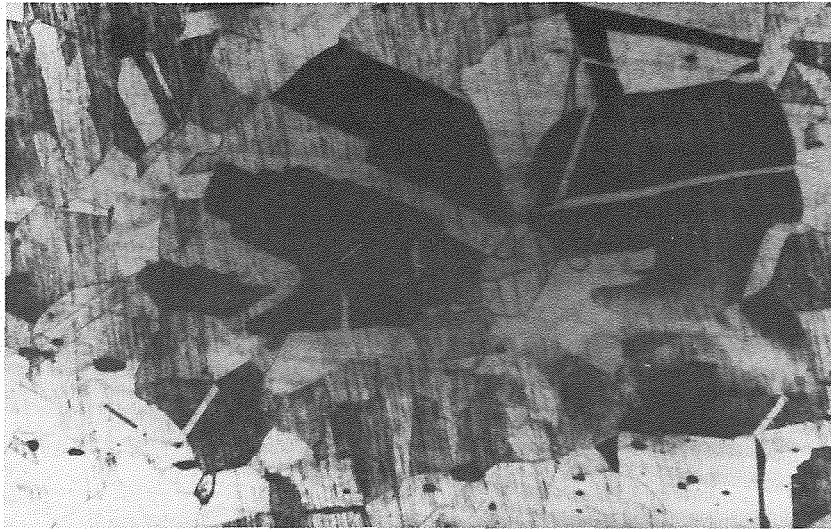
Módulo de elasticidad	E = 201200 Mpa
Límite elástico	$\sigma_y = 441$ Mpa
Tensión última	$\sigma_u = 698$ Mpa

La tenacidad a fractura del material se define mediante la curva **R** de la integral **J** frente al crecimiento de la longitud de fisura. Esta se ha calculado sobre probetas de flexión en 3 puntos prefisuradas por fatiga, cuyas dimensiones se ajustan a las definidas en la Norma Europea EGF P1 90 (2). El procedimiento seguido es el de probeta única y estimando la longitud de fisura a través de la flexibilidad de descargas efectuadas durante el proceso de desgarramiento.

La grieta pasante a lo largo del espesor de la tubería y creciendo en sentido circunferencial se simula mediante el empleo de probetas de orientación **TC** según se define en el esquema de la Figura 4. La orientación denominada como **TR** representa grietas contenidas en el mismo plano que el caso anterior pero creciendo perpendicularmente a aquéllas, es decir, en dirección radial de la tubería.

Como espesor **B** de las probetas se toma el máximo posible considerando el elemento de que disponíamos: B = 25 mm.; siendo así representativo del comportamiento estructural de la tubería. Las probetas de orientación **TC** debieron de ser mecanizadas posteriormente a B = 20 mm. por la influencia de la raíz **TIG** en el crecimiento desigual de la pregrieta de fatiga.

Como canto **W** se tomó el mínimo prescrito por la normativa, B = W = 25 mm., dada la escasez de material disponible para



5-10% Fe₂O₃

Figura 2 - Material base

400 μm

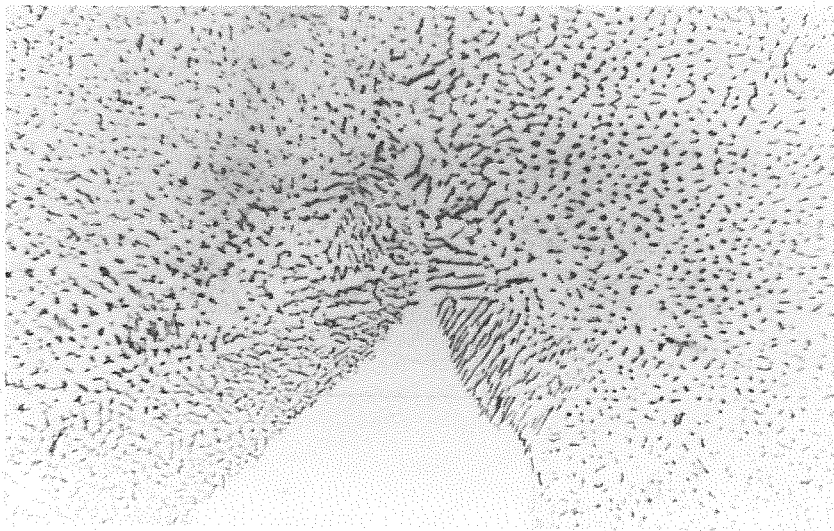
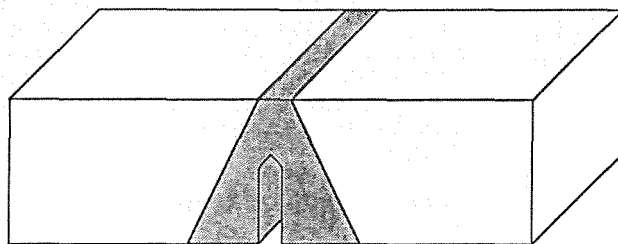
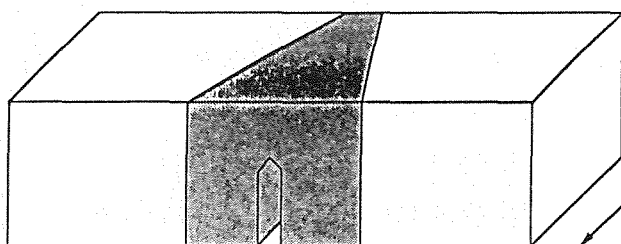


Figura 3 - Material aportado

100 μm



Orientación TL



w Orientación TC

$w = B$ (para material)

Figura 4 - Probetas tipo

las probetas de orientación **TC** y por el espesor de la teja, en el caso de la orientación **TR**.

Con estas premisas se realizaron dos ensayos a temperatura ambiente, uno en cada orientación, en los laboratorios de la E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos (Santander) en una máquina hidráulica Instron 8033, denominados **J1** y **J5**. Esta experiencia aconsejó el empleo de ranuras laterales en posteriores ensayos para evitar en lo posible deformaciones laterales que puedan inducir mayores valores de la integral **J**. Así se realizaron 4 ensayos más con ranuras laterales del 20% del espesor y una apertura de 90°. Estos ensayos fueron hechos en los laboratorios de The Welding Institute en Abington-Cambridge (U.K.) en una máquina mecánica de husillos Schenck-Trebel. Dos de estos ensayos fueron a temperatura ambiente en las diferentes orientaciones y los dos restantes a 280°C con orientación **TC**. Estos se han denominado **W01**, **W02**, **W03** y **W04**. La Tabla 3 resume las características de los 6 ensayos de curva **R** efectuados.

De cada uno de estos 6 ensayos se ha obtenido una curva **R** de la integral **J** frente al crecimiento de fisura (Δa), por ser éste el parámetro utilizado en el cálculo de las tuberías, aunque de igual forma se podría haber definido la curva **R** basada en el **CTOD** (Crack Tip Opening Displacement) empleada en otros procedimientos de evaluación de fallo de estructuras agrietadas.

Algunos de los ensayos presentaron crecimiento negativo de fisura en sus etapas iniciales. En estos casos se ajustó el origen de la curva de forma que los primeros puntos se aproximaran a la línea de enromamiento estimada por el procedimiento EGF P1 90:

$$J = 2540 \cdot 32 \Delta a \quad \begin{matrix} J \text{ en KN/m} \\ \Delta a \text{ en mm} \end{matrix}$$

En las Figuras 5, 6 y 7 se representan los resultados de estos 6 ensayos.

Tabla 3 - Ensayos de tenacidad

Denominación	Orientación	B	W	Temperatura	a_0	a_f	Observaciones	Lugar	
Sin ranuras	J1	TC	20	25	ambiente	15,80	18,52	Caras planas	Santander
	J5	TR	25	25	ambiente	15,72	17,94	Caras planas	Santander
Con ranuras	W01	TR	25	25	ambiente	15,26	18,17	Ranuras laterales	TWI
	W02	TC	20	25	ambiente	16,34	18,57	Ranuras laterales	TWI
	W03	TC	20	25	280°C	13,52	18,62	Ranuras laterales	TWI
	W04	TC	20	25	280°C	14,13	18,47	Ranuras laterales	TWI

a_0 - longitud de fisura inicial (mm)

a_f - longitud de fisura final (mm)

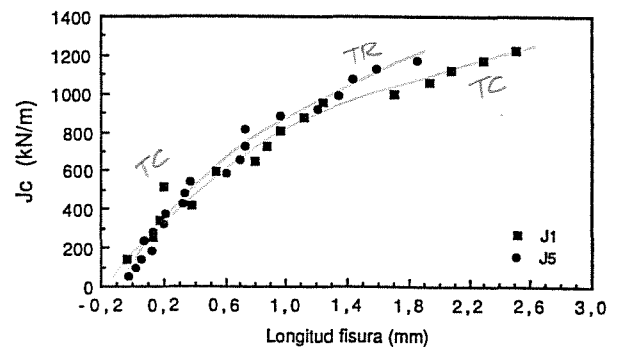
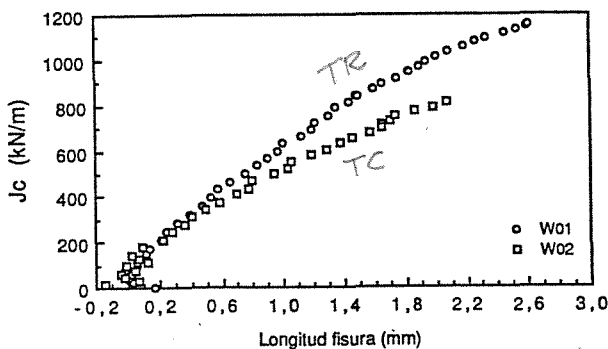


Figura 5 - Curvas R - Influencia de la orientación

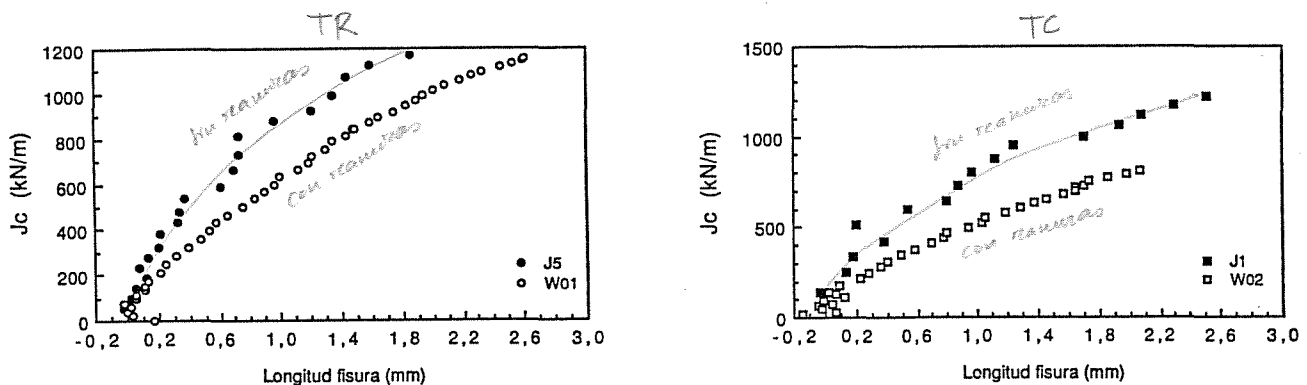


Figura 6 - Curvas R - Influencia de las ranuras laterales

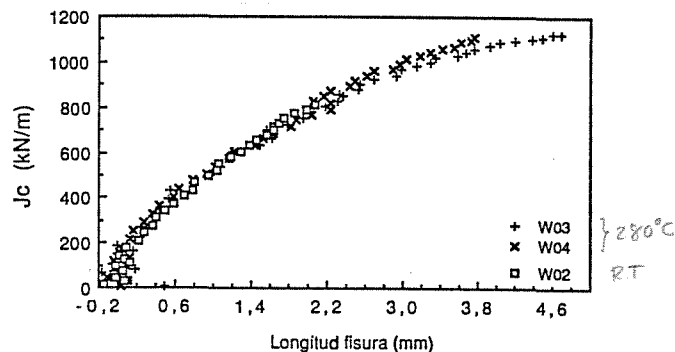


Figura 7 - Curvas R - Influencia de la temperatura de ensayo la fisura.

4. DISCUSION

En cada una de las Figuras 5, 6 y 7 se estudian de manera comparativa las variables definitorias de la caracterización.

En la Figura 5 se analiza el efecto de la dirección de crecimiento de la fisura en la tenacidad comparando curvas R obtenidas en probetas de diferente orientación. Este efecto se encuentra sin embargo enmascarado por el hecho de que las probetas de orientación TR, J5 y W01, tienen mayor espesor que las de orientación TC: 25 mm frente a los 20 mm. de J1 y W02; y por lo tanto deberían presentar curvas de tenacidad inferior. Este hecho no sólo no se produce sino que lo hace el inverso: la curva de la probeta W01 es claramente superior a la de W02 y la curva de J5 es ligeramente superior a la de J1. Se puede concluir entonces que la propagación de la fisura en la orientación TC requiere menos esfuerzo que en la dirección perpendicular.

En la Figura 6 se analiza la influencia de las ranuras laterales. En este caso la conclusión es clara: las ranuras laterales inducen al descenso de las curvas de tenacidad. La principal causa es la eliminación de las zonas laterales de la probeta que trabajan en situación de tensión plana, aumentando el porcentaje de ligamento en deformación plana, que como se sabe es el comportamiento que presenta una tenacidad mínima. Por otro lado, las ranuras laterales tienen el efecto beneficioso de uniformizar el avance de

En la Figura 7 se analiza el efecto de la temperatura. De los tres gráficos representados, dos corresponden a ensayos a 280°C, W03 y W04, mientras que el tercero, W02, se realizó a temperatura ambiente. Como se puede apreciar los tres conducen a la misma curva R haciendo por lo tanto inexistente la influencia de la temperatura de ensayo entre 20 y 280°C.

De todo lo anteriormente expuesto se puede concluir que la curva de la Figura 7 sería la representativa del material de aportación de la unión soldada para el estudio de grietas pasantes creciendo de forma circunferencial en tuberías de unos 25 mm. de espesor para un rango de temperaturas entre 20 y 280°C. Dicha curva se expresa matemáticamente por la ecuación:

$$J = 498,436 \cdot [0,092273 + \Delta a]^{0,5867266}$$

J en KN/m

$$0,1 < \Delta a < 4,5 \text{ en mm.}$$

Esta curva se compara con otras representativas del mismo tipo de material obtenidas de la referencia (3) en la Tabla 4.

El método de cálculo estructural sugerido por EPRI asume la derivación de la curva R para facilitar su operatividad, adoptando así la curva J-T como representativa del comportamiento del material. Los correspondientes

valores de **T** se obtienen de acuerdo con las expresiones siguientes:

$$T = (E/\sigma_f^2) (dJ/da) \quad \sigma_f = (\sigma_y + \sigma_u) / 2$$

En la Tabla 5 se compara el resultado de esta experimentación con los datos de partida de la referencia (1) para este tipo de material en función de la curva **J-T**.

En las dos últimas tablas se observan los elevados valores de la integral **J** del material ensayado en comparación con otros similares presentados por otros autores, a pesar de estar el primero envejecido en servicio, lo que podría haber iniciado procesos de fragilización asociados a su contenido en ferrita. La justificación de este buen comportamiento supera el alcance de este trabajo, quedando adscrito a un análisis más exhaustivo de la relación microestructura - comportamiento en rotura.

Tabla 4 - Curvas R comparativas de uniones MMA

Temperatura ensayo °C	Tipo probeta (espesor)	Valores de J (kN/m) en función de Δa (mm)					Comentarios
		0,2	1,0	2,0	3,0	4,0	
300	SENB 20 mm	67	168	235	279	335	19.9.L weld metal 5-9 FN
370	SENB 50 mm	96	168	264	356	456	Armex GT weld metal 4,9% ferrite
288	SENB 75 mm	60	123	171	206	241	308L buttered layer simulated safe-end
427-538	CT 25,4 mm	134	331	ND	ND	ND	308 weld metal 6,4-7,7 FN
20-280	SENB 20 mm	242	525	769	967	1139	Presente trabajo

SENB - Single Edge Notch Bend
 CT - Compact Tension
 ND - Not Determined

Todos los valores son límites inferiores cuando éstos son disponibles

Tabla 5 - Curvas J-T comparativas de uniones MMA

Temperatura ensayo °C	Tipo probeta (espesor)	Valores de J (kN/m) en función de T						Referencia
		60	100	140	180	220	260	
290	CT-25,4 mm	497	373	302	257	231	-	(1)
20-280	SENB-20 mm	-	1159	720	504	379	299	presente

5. CONCLUSIONES

-Se han calculado curvas **R** del material aportado en una unión **MMA** de aceros inoxidable austeníticos introduciendo la dirección de crecimiento de fisura, la existencia de ranuras laterales y la temperatura de ensayo como variables de la caracterización. De ello se concluye:

La influencia de la orientación en la tenacidad del material soldado, lo que debe tenerse en cuenta, tanto en la caracterización, como en su aplicación posterior.

La conveniencia del uso de la probeta con ranuras laterales, que aporten valores de tenacidad más conservadores.

La constancia de comportamiento de este material en el rango de temperaturas entre ambiente y la de uso (280°C).

-Se ha definido una curva **R** que serviría para el cálculo estructural de uniones **MMA** en tuberías de acero inoxidable de unos 25 mm. de espesor con grietas transversales pasantes creciendo en dirección circunferencial. Esta curva no es extrapolable a otras situaciones estructurales, otros materiales u otra tipología de grietas.

-Los resultados de este trabajo representan unos valores de tenacidad de este material superior a los referenciados por otros autores para el mismo tipo de uniones. Si bien son necesarios argumentos que justifiquen esta situación, los resultados son alentadores de cara a la evaluación de las condiciones de seguridad de estos componentes.

-Las curvas **R** obtenidas en esta experimentación deben ser observadas con cautela dada la dificultad de caracterizar estos materiales dentro del rango de crecimiento de fisuras controlado por la integral **J**, definido en la normativa al respecto.

6. AGRADECIMIENTOS

Los autores expresan su agradecimiento al personal del Departamento de Ingeniería de The Welding Institute y especialmente al Dr. S.J. Garwood, N.V. Challenger y Dr. G.E. Hale por su inestimable ayuda y sus comentarios.

7. BIBLIOGRAFIA

- [1]. EPRI. "Evaluation of Flaws in Austenitic Piping"; Draft Final Report; October 1985.
- [2]. EGF P1-90; "EGF Recommendations for Determining the Fracture Resistance of Ductile Materials"; European Group on Fracture; December 1989.
- [3]. G.E. Hale and S.J. Garwood; Material Science and Technology, March 1990, Vol.6; pp. 230-235.