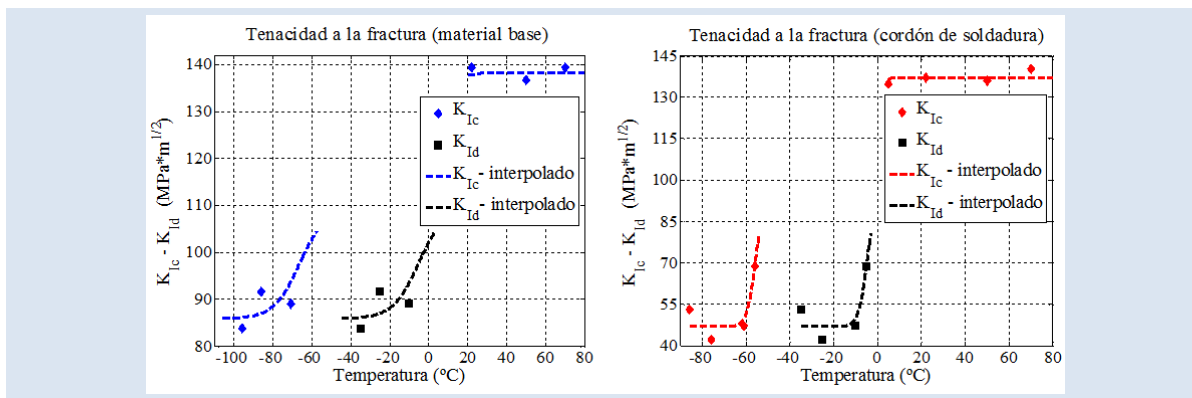


DETERMINACIÓN DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA DEL MATERIAL DE UN GASODUCTO

Ariel E. Matusevich^{1,2*}, Reinaldo A. Mancini^{1,2}, Alejandro J. Giudici^{2,3}

- 1: Laboratorio de Ensayos Mecánicos, Instituto Nacional de Tecnología Industrial (INTI Córdoba), Córdoba, Argentina
- 2: Facultad de Ciencias Exactas Físicas y Naturales, Universidad Nacional de Córdoba, Córdoba, Argentina
- 3: Gerencia Técnica Operativa, Distribuidora de Gas del Centro Sociedad Anónima, Córdoba, Argentina

* e-mail: ariel.matusevich@gmail.com



RESUMEN

En este trabajo se presenta la evaluación de la tenacidad a la fractura del material del Gasoducto Ferreyra, una de las alimentaciones de gas natural de la ciudad de Córdoba en Argentina, que ha estado en funcionamiento durante más de cuarenta años. Se obtuvieron los factores de intensidad de tensión críticos (K_{Ic}) del material del cordón de soldadura del ducto y de su material base, para un rango de temperaturas que abarca la parte inferior de la zona de transición dúctil-frágil y las regiones de comportamiento dúctil y frágil. La determinación del parámetro K_{Ic} se realizó en forma indirecta, a través de correlaciones empíricas entre la tenacidad a la fractura y los resultados de ensayos de impacto Charpy sobre probetas estándar. Debido al espesor del caño estudiado, no fue posible extraer probetas de impacto de dimensiones estándar. Por ese motivo, se utilizaron probetas no-estándar y se convirtieron los resultados de los ensayos a valores de energía estándar, mediante expresiones apropiadas. Se muestra que las propiedades fractomecánicas del material del cordón de soldadura del gasoducto son inferiores a las de su material base.

Palabras Claves: Tenacidad a la fractura, gasoductos, ensayo de impacto Charpy, factor de intensidad de tensión crítico.

FRACTURE TOUGHNESS EVALUATION OF A NATURAL-GAS PIPELINE MATERIAL

ABSTRACT

This paper presents the fracture toughness evaluation of the Ferreyra natural-gas pipeline, which has been in service in the city of Córdoba, Argentina, for more than forty years. For the pipeline under analysis, we obtained the critical stress-intensity factors (K_{Ic}) of the pipe body and its weld seam, in a temperature range that included the lower part of the transition region, the upper shelf and the lower shelf. The determination of K_{Ic} was carried out indirectly, through empirical correlations between fracture toughness and standard Charpy V-notch impact test results. Because the wall thickness of the pipe under analysis did not allow the preparation of standard size Charpy V-notch specimens, impact tests were executed using subsized specimens. Impact energy results were converted to standard Charpy energy values using appropriate formulas. We show that the fractomechanical properties of the pipe weld seam are lower than those of the pipe body.

Keywords: Fracture toughness, gas pipes, Charpy V-notch impact test, critical stress-intensity factor.

1. INTRODUCCIÓN

La existencia de defectos en gasoductos ha producido, a lo largo de la historia, numerosas fallas que van desde pequeñas fugas del fluido a grandes desastres con consecuencias catastróficas para la población. Argentina cuenta con sistemas de transporte y distribución de gas que operan desde mediados del siglo pasado, en general con un alto grado de fiabilidad. No obstante, han ocurrido algunos accidentes con consecuencias fatales.

Los defectos en cañerías pueden dividirse en tres categorías: i) defectos volumétricos, causados generalmente por corrosión, que involucran una pérdida de espesor de la pared del ducto, ii) defectos geométricos, como abolladuras o arrugas, que son deformaciones permanentes de la circunferencialidad de la sección transversal de la cañería y iii) defectos planos, tales como una fisura externa, una discontinuidad interna plana o una falta de fusión en la soldadura longitudinal.

Cuando una cañería presenta un defecto plano (del tipo de una fisura), se puede relacionar la tensión nominal de falla del material con la tensión de flujo (promedio entre la tensión de fluencia y la resistencia a la tracción del material) y el factor K_{Ic} de tenacidad a la fractura [1]. Resulta entonces necesario, para analizar el comportamiento mecánico de la cañería, la determinación del parámetro K_{Ic} . Dicho parámetro se define como el factor de intensidad de tensión crítico, en condiciones de deformación plana, aplicación lenta de la carga y comportamiento elástico lineal [2]. Bajo las mismas condiciones mencionadas, pero con aplicación de la carga en forma dinámica o por impacto, el parámetro se conoce como K_{I_d} [2].

La determinación experimental de K_{Ic} , siguiendo la norma ASTM E399 [3], es técnicamente compleja y muy costosa, ya que involucra el maquinado de probetas de geometrías complicadas bajo tolerancias muy estrictas. Además, no siempre resulta posible preparar las probetas, si el material analizado no posee las dimensiones apropiadas. Por ese motivo, es una práctica aceptada la determinación de K_{Ic} en forma indirecta a través de expresiones empíricas que relacionan la tenacidad a la fractura con los resultados de los ensayos de impacto Charpy, más sencillos y económicos de realizar. Uno de los procedimientos empíricos más difundidos es el de Barsom y Rolfe [2], el cual se utiliza en este trabajo. Es importante destacar que las correlaciones

mencionadas están referidas a los resultados de energía de impacto Charpy obtenidos con probetas de dimensiones estándar y entallas en “V” [4], las cuales se designan usualmente con la sigla CVN (del inglés “Charpy V notch”). Cuando no es posible utilizar probetas de dimensiones estándar, se deben transformar los resultados obtenidos a valores de energía CVN mediante expresiones apropiadas.

En este trabajo se evalúa la tenacidad a la fractura del material de un gasoducto, en base a los resultados de energía impacto Charpy realizados sobre probetas de dimensiones no-estándar. El material estudiado pertenece al Gasoducto Ferreyra, una de las alimentaciones de gas natural de la ciudad de Córdoba (Argentina), que ha estado en servicio durante más de cuarenta años. Esta cañería fue construida usando soldadura de resistencia eléctrica (ERW). Además, por la fecha estimada de fabricación del tubo (año 1960), en la fabricación se utilizó corriente eléctrica de baja frecuencia menor que 360 Hz [5]. Se comparan los resultados de la tenacidad a la fractura obtenidos para el material base del caño y su cordón de soldadura. Se muestra que las propiedades fractomecánicas del material del cordón de soldadura son inferiores a las del material base. Los resultados obtenidos se utilizaron para analizar el comportamiento mecánico del gasoducto ante la presencia de fisuras [6].

2. PARTE EXPERIMENTAL

El material estudiado en este trabajo se extrajo de un caño de 273 mm ($10^{3/4}$) de diámetro exterior, 5,16 mm de espesor nominal y 1270 mm de largo. Estas dimensiones no permiten la preparación de probetas para la determinación de K_{Ic} según la norma ASTM E399 [3].

El material del cuerpo del caño se caracterizó mediante análisis químico. Se extrajeron probetas, del material cuerpo del caño y de su cordón de soldadura, para la realización de ensayos de tracción a temperatura ambiente y ensayos de impacto Charpy a diferentes temperaturas. Los resultados de los ensayos de tracción e impacto se utilizaron para obtener, mediante la metodología de Barsom y Rolfe [2], la tenacidad a la fractura K_{Ic} del material base del caño y del material del cordón de soldadura en un rango de temperaturas que abarca la parte inferior de la zona de transición dúctil-frágil y las regiones de comportamiento dúctil y frágil. En esta sección se detallan los ensayos realizados y se

describe la metodología utilizada para obtener K_{Ic} .

2.1 Ensayo de tracción

Se realizaron ensayos de tracción a temperatura ambiente según la norma ASTM E8 [7], mediante una máquina de ensayos INSTRON 4486. Se ensayaron dos muestras del material base y dos muestras del cordón de soldadura. Se determinaron los siguientes parámetros característicos:

- resistencia a la tracción (R_m),
- límite convencional de fluencia para una deformación plástica de 0,2 % ($R_{p0,2}$),
- tensión para una deformación total especificada de 0,5 % ($R_{t0,5}$) y
- alargamiento porcentual de rotura (A).

2.1.1 Orientación de las probetas de tracción

Las probetas fueron extraídas en sentido transversal al eje del caño, una de las orientaciones previstas en la norma API 5L [8]. Las probetas del material base y del cordón de soldadura se ubicaron a 180° una respecto de la otra.

2.2 Ensayo de impacto Charpy

Para la realización de los ensayos de impacto Charpy según la norma ASTM E23 [4], se utilizó una máquina de ensayo Wolpert-Amsler tipo PW 30/15 que posee dos niveles de energía inicial, 300 J y 150 J. Se empleó en este trabajo el nivel menor, cuya resolución para energías absorbidas menores que 5 J es 0,2 J. Se realizaron ensayos, por duplicado, a las siguientes temperaturas: -35 °C, -25 °C, -10 °C, -5 °C, 0 °C, 5 °C, 22 °C, 50 °C y 70 °C. Estas temperaturas se eligieron a medida que se efectuaban los ensayos con el objetivo de abarcar las regiones de comportamiento dúctil, de transición dúctil-frágil y frágil. Las temperaturas se lograron introduciendo las probetas en un baño termostático; para alcanzar las temperaturas bajo cero se utilizó una solución de alcohol etílico y nitrógeno líquido.

2.2.1 Probetas para el ensayo de impacto

Se prepararon probetas de impacto Charpy del cordón de soldadura y del material base del caño. La orientación de las probetas se muestra en forma esquemática en la Figura 1.

Debido al espesor del caño analizado, no resultó posible preparar las probetas de dimensiones estándar de acuerdo a la norma ASTM E23 [4]; se utilizó una probeta no estándar tipo A, seleccionada de la Figura A3.1 de dicha norma.

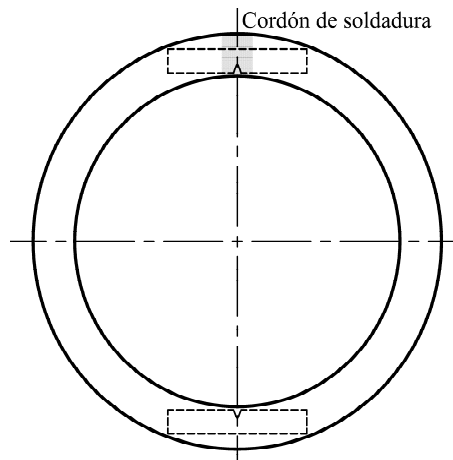


Figura 1. Orientación de las probetas de choque.

Un croquis de las dimensiones características de una probeta de choque se observa en la Figura 2. En la Tabla 1 se listan las dimensiones de la probeta utilizada en comparación con las dimensiones de la probeta estándar; como se observa, ambas probetas difieren en el ancho C y en la profundidad de la entalla h .

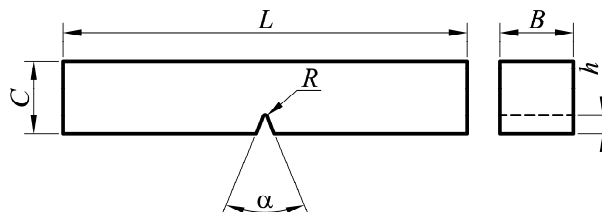


Figura 2. Dimensiones características de la probeta de impacto Charpy.

Tabla 1. Dimensiones de la probeta de choque.

Dimensión	Probeta Estándar	Probeta utilizada
L [mm]	55	55
B [mm]	10	10
C [mm]	10	3
α [°]	45	45
h [mm]	2	0,61
R [mm]	0,25	0,25

2.2.2 Corrección por tamaño

Para convertir los valores de energía obtenidos con las probetas no-estándar a valores CVN (probeta estándar), se utilizó el siguiente factor de normalización [9]:

$$NF = \left(\frac{Bb^2}{K'_t L} \right), \quad (1)$$

donde B es el espesor de la probeta, b es el espesor debajo de la entalla (ligamento), K'_t es el factor de concentración de tensiones modificado y L es la longitud de la probeta. Según el análisis que realizan Chao *et al.* [10] sobre la expresión (1), la fórmula puede aplicarse en las regiones de transición dúctil-frágil y frágil de la curva de energía de impacto versus temperatura. Puede usarse también en la zona dúctil de la curva para espesores (B) de la probeta mayores que 5 mm (en nuestro caso $B = 10$ mm).

Usando esta normalización, la energía “ $E_{\text{estándar}}$ ” de la probeta estándar está relacionada con la energía “ $E_{\text{no-estándar}}$ ” de la probeta no-estándar de la siguiente forma:

$$\frac{E_{\text{estándar}}}{(Bb^2/K'_t L)_{\text{estándar}}} = \frac{E_{\text{no-estándar}}}{(Bb^2/K'_t L)_{\text{no-estándar}}}. \quad (2)$$

Dado que el único parámetro que varía en nuestro caso es la longitud b del ligamento ($b = C - h$), se obtiene el siguiente factor de corrección:

$$\begin{aligned} E_{\text{estándar}} &= \frac{(b^2)_{\text{estándar}}}{(b^2)_{\text{no-estándar}}} E_{\text{no-estándar}} = \\ &= \frac{(10-2)^2}{(3-0,61)^2} E_{\text{no-estándar}} = 11,2043 E_{\text{no-estándar}} \end{aligned} \quad (3)$$

que permite transformar los valores de energía obtenidos con la probeta no-estándar a valores de energía CVN.

2.3 Correlación entre la tenacidad a la fractura K_{IC} y la energía de impacto CVN

Se describe a continuación la metodología propuesta por Barsom y Rolfe [2] para relacionar los resultados de los ensayos Charpy convencionales (energía CVN) con valores de la tenacidad a la fractura K_{IC} . Dicha metodología es aplicable a distintas zonas de la curva de CVN versus temperatura. Para la mitad inferior de la curva (comienzo de la transición dúctil-frágil y parte frágil de la curva), involucra dos etapas:

1. Convertir los valores de energía CVN a valores de tenacidad a la fractura K_{Id} mediante la siguiente expresión:

$$K_{Id} = \sqrt{5E(CVN)}, \quad [\text{psi}\sqrt{\text{in}}], \quad (4)$$

donde E es el módulo del Young del material en psi y la energía CVN está expresada en ft-lb.

2. Usar la siguiente expresión para calcular la variación de temperaturas entre K_{Id} y K_{Ic} :

$$T_s = \frac{[215 - 1,5(R_{p0,2})] - 32}{1,8}, \quad [^\circ\text{C}], \quad (5)$$

donde $R_{p0,2}$ es el límite convencional de fluencia del material expresado en ksi.

Para convertir los valores de energía CVN de la zona dúctil de la curva a valores de tenacidad a la fractura K_{Ic} , se utiliza la correlación de Rolfe-Novak-Barsom [2],

$$K_{Ic} = R_{p0,2} \sqrt{\frac{5}{R_{p0,2}} \left(\text{CVN} - \frac{R_{p0,2}}{20} \right)}, \quad [\text{ksi}\sqrt{\text{in}}], \quad (6)$$

donde $R_{p0,2}$ es el límite convencional de fluencia en la zona dúctil, en ksi, y CVN está expresado en ft-lb.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1 Ensayos de tracción y análisis químico

En la Tabla 2 se listan los valores promedio obtenidos para los parámetros R_m , $R_{p0,2}$, $R_{t0,5}$ y A . Los resultados de las tensiones R_m , $R_{p0,2}$ y $R_{t0,5}$ están expresados en megapascales y también en libras-fuerza por pulgada cuadrada (valores entre paréntesis). Se incluye en la última columna de la tabla, la diferencia porcentual (% de cambio) entre los parámetros del cordón de soldadura y el material base, a través de la siguiente expresión:

$$\%_{Cs-Mb} = \left(\frac{\text{Parámetro}_{Cs} - \text{Parámetro}_{Mb}}{\text{Parámetro}_{Mb}} \right) 100\%, \quad (7)$$

donde Mb y Cs se refieren al material base y al cordón de soldadura, respectivamente.

Como se aprecia en la Tabla 2, el material del cordón de soldadura tiene una mayor resistencia mecánica que el material base; R_m y $R_{p0,2}$ son 7 % y 25 % mayores, respectivamente. Por otro lado, el alargamiento de rotura, que representa una medida de la ductilidad del material, es un 58 % menor en el caso del material del cordón de soldadura.

El análisis químico del material del caño arrojó los resultados que se muestran en la Tabla 3.

Según las propiedades mecánicas (R_m , $R_{t0,5}$ y A) del material del cuerpo del caño (Tabla 2) y su composición química (Tabla 3), se puede clasificar el material del caño como grado X 42, según la

norma API 5L [8].

Tabla 2. Resultados de los ensayos de tracción.

Parámetro	Material base	Cordón de soldadura	% cambio Cs-Mb
R _m [MPa] (psi)	484 (70198)	520 (75420)	7
R _{p0.2} [MPa] (psi)	340 (49291)	424 (61452)	25
R _{t0.5} [MPa] (psi)	347 (50321)	429 (62236)	24
A [%]	31	13	-58

Tabla 3. Composición química del material del caño.

Elemento	Composición (% en peso)
C	0,17
Mn	0,79
P	0,016
S	0,025

3.2 Ensayos de impacto Charpy

En las Tablas 4 y 5 se listan los resultados de los ensayos de choque para las probetas del material base y del cordón de soldadura; también se muestran los valores de energía corregidos que se obtienen al aplicar el factor de la ecuación (3).

En las Figuras 3 y 4 se muestran los gráficos de los valores de energía corregida mostrados en las Tablas 4 y 5. Se incluyen en dichas figuras, las curvas que ajustan los resultados y que responden a la siguiente función [11]:

$$CVN(T) = \left(\frac{a}{2}\right) \left[1 - \tanh\left(\frac{T-b}{c}\right) \right] + \left(\frac{d}{2}\right) \left[1 + \tanh\left(\frac{T-b}{c}\right) \right], \quad (8)$$

donde a , b , c y d son los parámetros que deben ajustarse y T es la temperatura en grados centígrados. Dichos parámetros pueden interpretarse de la siguiente manera: a representa el valor de energía en la región frágil, b es la temperatura que corresponde al punto de inflexión de la curva de

ajuste, c es una medida del rango de temperaturas que abarca la transición dúctil-frágil y d representa el valor de energía en la región dúctil [11].

Tabla 4. Energía de impacto (material base).

Temperatura [°C]	Energía obtenida [J] (ft-lb)	Energía corregida [J] (ft-lb)
-35	4,7 (3,5)	52,7 (38,8)
-25	5,6 (4,1)	62,7 (46,3)
-10	5,3 (3,9)	59,4 (43,8)
-5	7,0 (5,2)	78,4 (57,8)
0	7,2 (5,3)	80,7 (59,5)
5	7,1 (5,2)	79,6 (58,7)
22	8,2 (6,0)	91,9 (67,8)
50	7,9 (5,8)	88,5 (65,3)
70	8,2 (6,0)	91,9 (67,8)

Tabla 5. Energía de impacto (cordón de soldadura).

Temperatura [°C]	Energía obtenida [J] (ft-lb)	Energía corregida [J] (ft-lb)
-35	1,9 (1,4)	21,3 (15,7)
-25	1,2 (0,9)	13,4 (9,9)
-10	1,5 (1,1)	16,8 (12,4)
-5	3,2 (2,4)	35,9 (26,4)
0	5,8 (4,3)	65,0 (47,9)
5	6,3 (4,6)	70,6 (52,1)
22	6,5 (4,8)	72,8 (53,7)
50	6,4 (4,7)	71,7 (52,9)
70	6,8 (5,0)	76,2 (56,2)

Los parámetros de los ajustes para ambas curvas, con sus desviaciones estándar, se muestran en la Tabla 6. También se incluye en la última columna de la Tabla 6, la diferencia porcentual entre los parámetros del cordón de soldadura y el material base a través de la expresión (7).

Se aprecia en las Figuras 3 y 4 que la dispersión de los puntos experimentales es varias veces mayor que la resolución de la máquina de ensayo. Para atenuar los efectos de esta dispersión, se decidió aplicar la ecuación de ajuste (8) para determinar las energías características en las regiones dúctil, frágil y de transición dúctil-frágil. Comparando las curvas de

las Figuras 3 y 4, se observa una apreciable disminución de la energía absorbida para el material del cordón de soldadura con respecto al material base; en la región frágil dicha disminución es de 70 %, mientras que en la región dúctil la disminución es de 19 %. También se observa que la transición dúctil-frágil es más brusca en el caso del material del cordón de soldadura; el parámetro *c* disminuye un 70 % con respecto al material base.

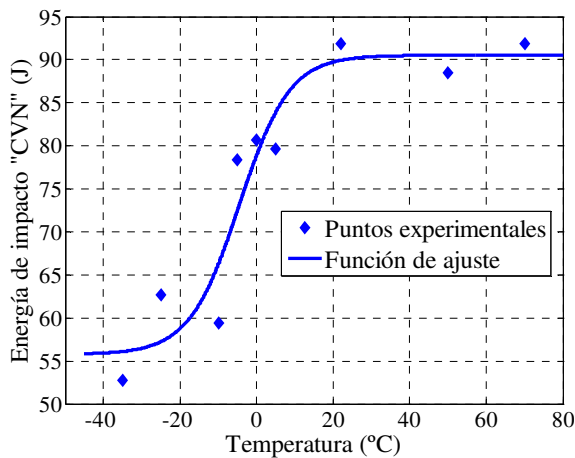


Figura 3. Energía de impacto versus temperatura (material base).

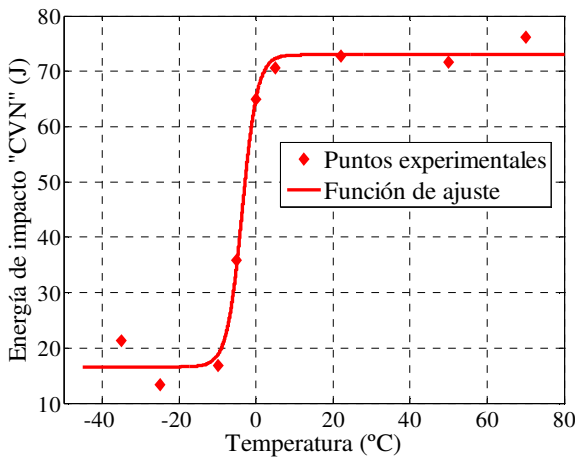


Figura 4. Energía de impacto versus temperatura (cordón de soldadura).

A partir de las funciones de ajuste calculadas se obtuvieron como temperaturas de transición dúctil-frágil, -4,5 °C para el material base y -3,6 °C para el cordón de soldadura. Se consideró que la temperatura de transición dúctil-frágil es la temperatura que corresponde al valor de energía promedio entre las regiones dúctil y frágil [12].

Estos valores coinciden con el parámetro *b* de la Tabla 6.

Tabla 6. Parámetros que ajustan la curva CVN versus T.

Parámetro	Material base	Cordón de soldadura	% cambio Cs-Mb
<i>a</i>	55,78 ± 4,97	16,58 ± 2,02	-70
<i>b</i>	-4,49 ± 3,67	-3,63 ± 0,52	-19
<i>c</i>	13,08 ± 7,59	3,94 ± 0,86	-70
<i>d</i>	90,52 ± 3,40	72,98 ± 1,67	-19

3.3 Cálculo de la tenacidad a la fractura

Para aplicar la metodología descrita en la sección 2.3 resulta necesario conocer el módulo de Young (*E*) y el límite convencional de fluencia ($R_{p0,2}$) del material estudiado; *E* aparece en la ecuación (4) y $R_{p0,2}$ en las expresiones (5) y (6). Se utilizaron los valores de $R_{p0,2}$ que se muestran en la Tabla 2, obtenidos de los ensayos realizados. Para el material base y el cordón de soldadura, se adoptó un valor de $E = 207$ GPa (30015 ksi) que corresponde a un acero similar [10].

En las Tablas 7 y 8 se muestran los valores calculados de K_{Ic} para el material base y el cordón de soldadura. Se indican con F, T y D las zonas frágil, de transición y dúctil, respectivamente. La metodología de Barsom y Rolfe [2] no es aplicable a la parte media superior de la zona de transición de la curva CVN versus temperatura. Los resultados de las Tablas 7 y 8 se encuentran graficados en las Figuras 5 y 6. Se aprecia también en dichas figuras, los valores de tenacidad a la fractura K_{Ic} que se obtienen al interpolar los valores de energía CVN mediante la función (8).

Como se aprecia en las Figuras 5 y 6, los valores tenacidad a la fractura para el material del cuerpo del caño y su cordón de soldadura son similares en la región de comportamiento dúctil. No ocurre lo mismo para la región de comportamiento frágil, donde se observa una disminución considerable (45 %) de la tenacidad a la fractura del material del cordón de soldadura con respecto a la del material base. Esta diferencia en las propiedades fractomecánicas se atribuye al proceso de soldadura ERW de baja frecuencia [5]. En la actualidad, se utilizan gasoductos fabricados con el proceso de soldadura ERW de alta frecuencia, que no tiene estos inconvenientes [5].

Tabla 7. Tenacidad a la fractura (material base).

Temperatura [°C]	Zona	K_{Ic} [MPa√m] (ksi√in)	Corrimiento de temperaturas entre K_{Ic} y K_{Id} [°C]
-35	F	83,5 (76,0)	61
-25	F	91,1 (82,9)	61
-10	F	88,7 (80,7)	61
-5	T	-	-
0	T	-	-
5	T	-	-
22	D	139,4 (126,9)	0
50	D	136,7 (124,4)	0
70	D	139,4 (126,9)	0

Tabla 8. Tenacidad a la fractura (cordón de soldadura).

Temperatura [°C]	Zona	K_{Ic} [MPa√m] (ksi√in)	Corrimiento de temperaturas entre K_{Ic} y K_{Id} [°C]
-35	F	53,1 (48,3)	51
-25	F	42,2 (38,4)	51
-10	F	47,2 (42,9)	51
-5	T	68,9 (62,7)	51
0	T	-	-
5	D	134,8 (122,7)	0
22	D	137,1 (124,7)	0
50	D	135,9 (123,7)	0
70	D	140,4 (127,8)	0

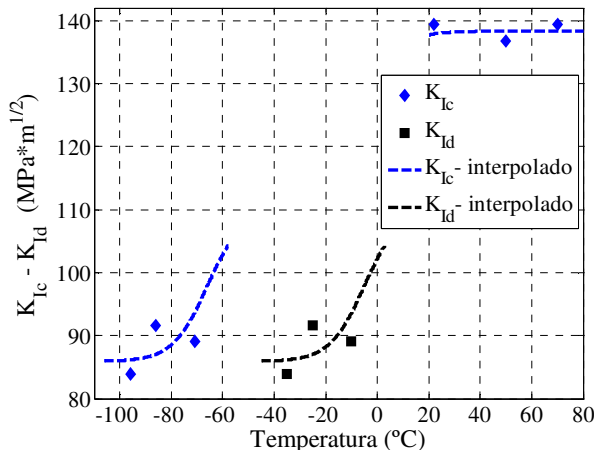


Figura 5. $K_{Ic} - K_{Id}$ versus temperatura (material base).

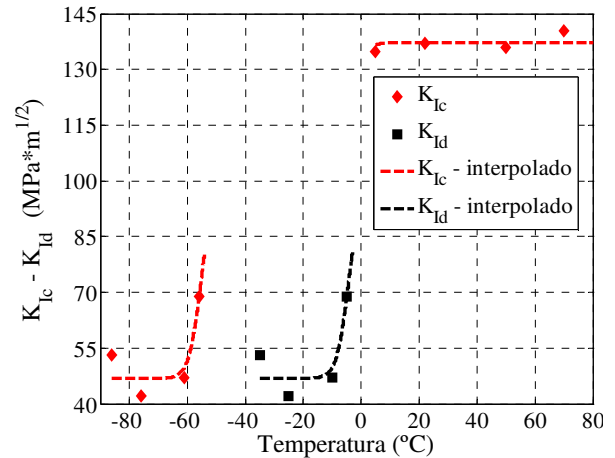


Figura 6. $K_{Ic} - K_{Id}$ versus temperatura (cordón de soldadura).

4. CONCLUSIONES

A través de correlaciones empíricas conocidas entre el factor K_{Ic} y la energía de impacto CVN, se evaluó la tenacidad a la fractura del material de un gasoducto. Se obtuvieron los gráficos de K_{Ic} en función de la temperatura, para los materiales del cordón de soldadura y del cuerpo del caño. Para el rango de temperaturas que corresponde a la región de comportamiento frágil de ambos materiales, la tenacidad a la fractura del material del cordón de soldadura resultó ser un 45 % inferior que la tenacidad a la fractura del material base.

Se demostró en este trabajo que el proceso de soldadura ERW de baja frecuencia confiere propiedades fractomecánicas pobres, a bajas temperaturas, con respecto a las del material base.

Por último, gracias a la utilización de un ajuste de los resultados de la energía CVN en función de la temperatura de ensayo, se pudo obtener la tenacidad a la fractura para cualquier temperatura, dentro de los rangos de validez de las correlaciones empíricas entre K_{Ic} y CVN. Se obtuvo de esta manera una función continua entre K_{Ic} y la temperatura en los rangos de validez mencionados.

5. AGRADECIMIENTOS

Agradecemos a Julio Costa, técnico del Laboratorio de Ensayos Mecánicos de INTI-Córdoba, que realizó el trabajo experimental.

6. REFERENCIAS

[1]. Eiber R, Bubenik T, Maxey W, Fracture control technology for natural gas pipelines, American Gas Association, Project PR-3-9113, Report NG-

18 No. 208, 1993.

- [2]. Barsom J, Rolfe S, Fracture and fatigue control in structures. Applications of fracture mechanics, 3ra Ed, Filadelfia (EE.UU.): American Society for Testing and Materials, 1999.
- [3]. Norma ASTM E 399-09^{e2}, Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials, Filadelfia (EE.UU.): American Society for Testing and Materials, 2009.
- [4]. Norma ASTM E23-07a^{e1}, Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials, Filadelfia (EE.UU.): American Society for Testing and Materials, 2007.
- [5]. Baker, Inc., Kiefner and Associates, Inc., TTO Number 5, Integrity management program. Low frequency ERW and lap welded longitudinal seam evaluation, Department of Transportation OPS, 2003.
- [6]. Massa J, Giudici A. Revista Internacional de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil. 2009; 9: 143-162.
- [7]. Norma ASTM E8-09, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, Filadelfia (EE.UU.): American Society for Testing and Materials, 2009.
- [8]. Norma ANSI/API Specification 5L, Specification for Line Pipe, Washington (EE.UU.): American Petroleum Institute, 2007.
- [9]. Schubert L., Kumar A, Rosinski S, Hamilton M. J. Nucl. Mater. 1995; 225: 231-237.
- [10]. Chao, Y, Ward Jr. J, Sands R. Mater. Des. 2007; 28: 551-557.
- [11]. Disponible en Internet: <http://www.mpmtechnologies.com/CharpyFit.htm>
- [12]. Dieter G, Mechanical Metallurgy, 3ra Ed Nueva York (EE.UU.): McGraw Hill Company, 1986, Cap. 14.