

Influencia del precalentamiento en las propiedades de uniones soldadas de acero API 5L-X80 soldadas con alambre tubular autoprotegido^(*)

R. Cooper*, J.H.F. Silva* y R.E. Trevisan*

Resumen

Este trabajo presenta un estudio sobre la caracterización de las propiedades mecánicas de uniones soldadas con alambre tubular autoprotegido, de acero API 5L-X80. En este sentido, se evalúa la influencia de la temperatura de precalentamiento, manteniendo el aporte de calor uniforme. Todas las uniones soldadas se realizaron en la posición plana (1G), con la antorcha fija y la tubería girando. Se utilizó un tubo de 762 mm de diámetro exterior y 16 mm de espesor. Las soldaduras se aplicaron sobre una unión de tope con bisel en V simple, utilizando 6 pasadas, con tres niveles de temperatura de precalentamiento (ambiente, 100 °C y 160 °C). Estas temperaturas se mantuvieron como temperatura entre pasadas. El metal de aporte, del tipo E71T8-K6, se utilizó en la condición *undermatched*. La caracterización de las uniones se presenta en función de los resultados de los ensayos mecánicos de resistencia a la tracción, dureza e impacto. Estos ensayos se realizaron de acuerdo a las normas API 1104, AWS y ASTM. Las normas API 1104 y API 5L se emplearon como criterio de aceptación. A partir de los análisis realizados fue posible observar que se pueden soldar tuberías de acero API 5L-X80 con alambre tubular autoprotegido, atendiendo a los requisitos de calidad especificados por las normas de referencia, sin necesidad de utilizar temperatura de precalentamiento.

Palabras clave API 5L - X80. Alambre tubular. Propiedades mecánicas. Precalentamiento.

Influence of preheating on API 5L-X80 pipeline joint welding with self shielded flux-cored wire

Abstract

The present work refers to the characterization of API 5L-X80 pipeline joints welded with self-shielded flux cored wire. This process was evaluated under preheating conditions, with an uniform and steady heat input. All joints were welded in flat position (1G), with the pipe turning and the torch still. Tube dimensions were 762 mm in external diameter and 16 mm in thickness. Welds were applied on single V-groove, with six weld beads, along with three levels of preheating temperatures (room temperature, 100 °C, 160 °C). These temperatures were maintained as interpass temperature. The filler metal E71T8-K6 with mechanical properties different from parent metal was used in undermatched conditions. The weld characterization is presented according to the mechanical test results of tensile strength, hardness and impact test. The mechanical tests were conducted according to API 1104, AWS and ASTM standards. API 1104 and API 5L were used as screening criteria. According to the results obtained, it was possible to remark that it is appropriate to weld API 5L-X80 steel ducts with Self-shielded Flux Cored wires, in conformance to the API standards and no preheat temperature is necessary.

Keywords

API 5L-X80. Flux cored wire. Mechanical properties. Preheating.

1. INTRODUCCIÓN

En el desarrollo de los procesos de fabricación del acero, la introducción del enfriamiento acelerado después de la laminación controlada o proceso termomecánico controlado (TMCP), permitió la producción de aceros para tuberías con mayor resis-

tenencia^[1]. La tendencia actual es la de utilizar aceros con límite de fluencia mínimo de 551 MPa, como es el caso del acero API 5L-X80^[2]. El desarrollo de estos nuevos aceros con propiedades mecánicas mejoradas y la necesidad de mayor productividad en las labores de montaje, han llevado a investigadores y productores de la industria petroquímica a buscar

(*) Trabajo recibido el día 9 de marzo de 2004 y aceptado en su forma final el día 4 de agosto de 2004.

(*) Universidade Estadual de Campinas. DEF/FEM, Barão Geraldo. Campinas, São Paulo, Brasil. CEP: 13081-970. CP: 6122. E-mail: roseana@fem.unicamp.br

alternativas para la soldadura de tuberías. El uso del proceso de soldadura de arco con alambre tubular (FCAW) se contempla como una opción para soldar tuberías en campo, considerándose prometedor para reemplazar al electrodo revestido. Una de las dificultades encontradas en proyectos que usan el proceso FCAW es el escaso conocimiento sobre las propiedades mecánicas de la unión soldada formada por las regiones de cordón de soldadura (CS), zona térmicamente afectada (ZTA) y metal base (MB), donde lo que se busca es el menor grado de discontinuidad entre ellas.

El desempeño de las uniones depende en gran parte del nivel de equivalencia entre las propiedades mecánicas del metal base y del metal de adición. Loureiro^[3], afirma que es usual clasificar las soldaduras como *overmatched*, *matched* y *undermatched*, si el límite elástico o la resistencia máxima a la tensión del metal de adición es, respectivamente, superior, igual o inferior al límite elástico o de resistencia del metal base. Algunos autores^[3 y 4] afirman que la condición *undermatched* se utiliza, algunas veces, en aceros del tipo HSLA (*High Strength Low Alloy*) con el propósito de minimizar la tendencia a la aparición de grietas inducidas por hidrógeno, reduciendo o, hasta, evitando el uso de temperatura de precalentamiento.

En lo que se refiere al proceso de soldadura, la temperatura de precalentamiento y el aporte de calor proveniente del proceso de soldadura son los factores que determinan las propiedades de la unión soldada, por medio de los ciclos térmicos y de las tasas de enfriamiento resultantes. La necesidad o no de utilizar temperatura de precalentamiento para soldar los nuevos aceros HSLA es controvertida debido a que la misma puede calcularse por varios métodos^[5-7], basados en diferentes modelos de cálculo de carbono equivalente (CE), generando divergencias sobre el método más apro-

piado y sobre la necesidad de precalentar o no el material antes de ser soldado. Desde el punto de vista práctico, la mayor parte de las soldaduras aplicadas requiere o puede beneficiarse del uso de la temperatura de precalentamiento^[8].

Desde la publicación de la primera fórmula para calcular el CE, por parte de Dearden & O'Neill, en 1940, se ha publicado un gran número de fórmulas similares. Esas fórmulas desarrolladas son utilizadas, en la práctica, como un indicador de la soldabilidad del material o como indicador del nivel de endurecimiento de la ZTA. La mayoría de ellas se establecen por medio de relaciones empíricas y tienen validez limitada dependiendo de la composición química, siendo aplicables solamente al tipo de acero para el cual fueron desarrolladas.

Considerando lo expuesto anteriormente, este trabajo tiene como objetivo el estudio del efecto de la temperatura de precalentamiento, utilizada también entre pasadas, sobre las propiedades mecánicas de resistencia a la tracción, dureza y tenacidad, de uniones soldadas de acero API 5L X80 para tuberías, soldadas por el proceso alambre tubular autoprotegido. Además, este trabajo pretende ser un aporte para la utilización de este proceso en la soldadura de tuberías, reglamentada por las normas y especificaciones API (American Petroleum Institute)^[9 y 10].

2. MATERIALES Y MÉTODOS

El metal base utilizado para el desarrollo experimental de este trabajo fue el acero del tipo API 5L-X80. El material se recibió en forma de tubo con diámetro externo de 760 mm y espesor de 16 mm. La composición química y las propiedades mecánicas del material, suministradas por el fabricante, se muestran en la tabla I. Este material corresponde a uno de los nuevos sistemas Nb-Cr-Mo,

Tabla I. Composición química y propiedades mecánicas del acero API 5L X80

Table I. Chemical composition and mechanical properties of the API X80 steel

Composición química (% en peso)															
C	Si	Mn	P	S	Al	Cu	Nb	Ti	Cr	Ni	Mo	V	B	Ca	Sb
0,04	0,17	1,75	0,019	0,004	0,032	0,01	0,073	0,013	0,21	0,02	0,16	0,005	0,0002	0,0014	0,01
Propiedades mecánicas															
Límite elástico - L _E (MPa)				Límite de resistencia - L _R (MPa)				Elongación - ε (%)				Dureza (HV 10)		Tenacidad -20 °C (J)	
561				674				27				206		155	

utilizados para la producción de aceros HSLA, en Brasil.

Como metal de adición, se utilizó el alambre tubular autoprotegido (FCAW-S) E71T8-K6, clasificado según la norma AWS A5.29-98 [11], con diámetro de 1,7 mm. Este alambre está especificado por el fabricante para soldadura de tuberías en todas las posiciones. La tabla II muestra las propiedades mecánicas del alambre tubular.

Como puede observarse, comparando las tablas I y II, las propiedades mecánicas del metal de adición son diferentes a las del metal base. La selección del alambre utilizando la condición *undermatched* se basó en que el metal base tiene un límite elástico, L_E , superior a 485 Mpa [12], lo que permite la utilización de metales de adición con menor resistencia que el metal base.

La soldadura de las uniones se realizó en el laboratorio de investigación en procesos de Soldadura de la Facultad de Ingeniería Mecánica de UNICAMP. Se usó una instalación compuesta por una fuente de soldadura de arco microprocesada, multiproceso y sinérgica MTE DIGITEC 450/600, un soporte para fijación de la antorcha y un dispositivo mecánico para girar los tubos, equipado con un inversor de frecuencia para control de la velocidad de rotación. La fuente de soldadura se ajustó a tensión constante y en modo corriente continua, electrodo negativo (CCEN).

Para el proceso de soldadura se adoptó, como valor de control, el aporte de calor nominal generado por el arco. Este aporte de calor se calcula en función de la corriente (I), de la tensión (U) y de la velocidad de soldadura (V_s), como se muestra en la ecuación (1). La corriente y la tensión se registraron mediante un sistema de adquisición de datos computarizado, constituido por una placa A/D en el *software* OSCILOS 4

$$E_s = \frac{60 \cdot I \cdot U}{1000 \cdot V_s} \quad (1)$$

Tabla II. Propiedades mecánicas del alambre tubular E71T8-K6

Table II. Mechanical properties of the E71T8-K6 flux-cored wire

Propiedades mecánicas					
Límite elástico - L_E (MPa)	Límite de resistencia - L_R (MPa)	Elongación - ϵ (%)	Dureza (HV)	Tenacidad a -20 °C (J)	
				Requisito mínimo AWS	Obtenido
420	525	25	159	27	90

Se depositaron seis pasadas para cada unión, formando la región de cordón de soldadura (CS), como se observa en la figura 1, donde P_R es la pasada de raíz aplicada desde el interior del tubo y, desde P_1 hasta P_5 , son las pasadas de relleno aplicadas desde la parte externa de la tubería. La geometría del bisel se definió basándose en el comportamiento del alambre respecto a la penetración axial y a la influencia de la dilatación térmica de la unión en la abertura de raíz. Se definió una unión de tope en "V" simple, con ángulo total de bisel de 60°, altura de nariz de 2,0 mm y abertura de raíz de 1,6 mm.

Los parámetros de soldadura utilizados durante el experimento para las diferentes pasadas aparecen descritos en la tabla III. Estos parámetros se utilizaron para las tres diferentes temperaturas de precalentamiento.

La práctica experimental consistió en la soldadura de los tubos en la posición plana 1G, con la antorcha fija y perpendicular al plano tangente de los tubos, que giraban sobre un dispositivo mecánico, como puede observarse en el montaje de la figura 2.

El precalentamiento se realizó con una llama de oxiacetileno. La monitorización y adquisición de los ciclos térmicos de soldadura se realizó

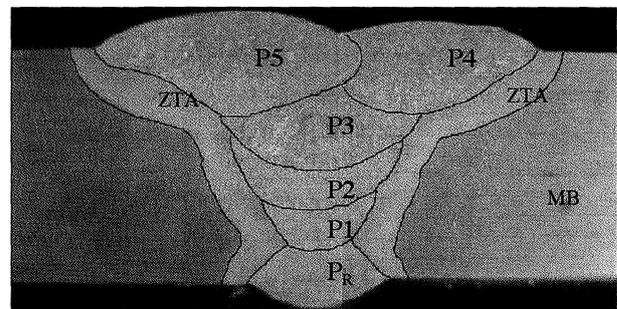


Figura 1. Secuencia de cordones de soldadura y regiones de la unión soldada.

Figure 1. Pass sequence of welding and regions of the welded joint.

Tabla III. Parámetros de soldadura utilizados

Table III. Welding parameters

Parámetros de soldadura	Pasadas de soldadura		
	PR	P1	P2, P3, P4, P5
I (A)	110	170	230
U (V)	19	20	21
V _S (mm/min)	230	190	190
DBCP (mm)	25	25	25
E _S (kJ/mm)	0,6	1,1	1,5

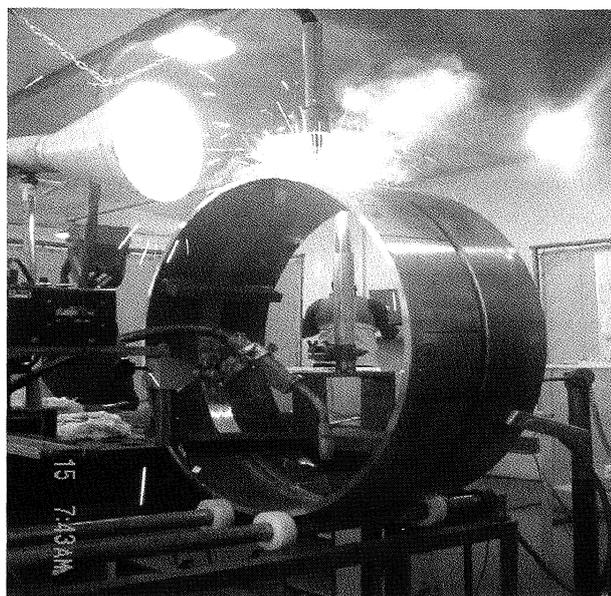


Figura 2. Montaje realizado para soldar los tuberías.

Figure 2. Installation executed to weld the pipelines.

mediante un sistema compuesto por el programa AQDADOS de LYNX TECHNOLOGY, instalado en un computador, con una placa de conversión A/D, y un termopar mineral, tipo "K", con diámetro de 1,6 mm, localizado lo más próximo posible de la región de la ZTA de cada unión soldada.

Las dimensiones para las probetas de ensayo, obtenidos de las uniones soldadas pertenecientes a cada condición, se determinaron siguiendo las indicaciones de la norma API 1104, para el ensayo de tracción y AWS D1.1 [13] para el ensayo de impacto Charpy. El ensayo de tracción de las probetas de ensayo se realizó utilizando un equipo modelo MOHR & FEDERHAFF con capacidad máxima de 40 t. Los ensayos de impacto Charpy se realizaron en un equipo INSTRON WOLPERT PW30, acoplado a un sistema de microcomputador, con softwares INSTRON y NATIONAL para la lectu-

ra y adquisición de los datos. Las fractografías se realizaron en un microscopio óptico de barrido marca JEOL modelo JXA-840A, con aumento de 600 X.

La dureza de la unión se midió por medio del ensayo de macrodureza, utilizando un medidor del tipo Vickers/Brinell, modelo HPD250, marca HECKERT-WPM, análogo, con diámetro de esfera de 2,5 mm y 62,5 Kgf de carga. El tiempo de permanencia de la carga fue de 15 s para cada medición. La preparación de las probetas de ensayo para el análisis de la dureza siguió las recomendaciones de la norma ASTM-E3 [14]. Las probetas de ensayo se obtuvieron de las uniones realizadas en los tubos que, posteriormente, fueron sometidos a un corte con disco abrasivo para obtener un tamaño de muestra de 40 mm de largo, 15 mm espesor y altura como la obtenida del proceso de soldadura. En cada probeta de ensayo se realizó un ataque macrográfico para facilitar la visualización de las regiones, realizar las mediciones de dureza y ubicar el entalle en el caso del ensayo de impacto Charpy. El ataque químico se realizó por inmersión, con reactivo Nital 4 % durante 30 s.

Las propiedades mecánicas estudiadas fueron la resistencia a la tracción, dureza y tenacidad de la unión soldada. La variable de influencia fue la temperatura de precalentamiento en tres niveles. Para analizar el efecto de la variable de influencia sobre las propiedades mecánicas se consideraron los requisitos mínimos establecidos por la norma API 5L para evaluar la resistencia a la tracción de la unión soldada. Para evaluar la influencia de la temperatura de precalentamiento sobre la tenacidad de la unión soldada se consideró el requisito mínimo establecido para este trabajo, de 27 J, a una temperatura de ensayo de -20 °C. El comportamiento de la dureza en la unión soldada se evaluó considerando los diferentes ciclos térmicos a que es sometida una soldadura de múltiples pasadas. En el caso de la dureza, se realizó tratamiento estadístico [15] de los resultados, por el método de análisis de varianza, para un modelo de efectos fijos. Para todos los análisis estadísticos de este trabajo se adoptó un nivel de significación (α) igual a 5 % y un nivel de confianza de los resultados del 95 %.

3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

Para la selección de las temperaturas de precalentamiento utilizadas en este trabajo se consideró parte del estudio realizado por Yurioka [16] (Fig. 3). Como el alambre tubular utilizado posee un

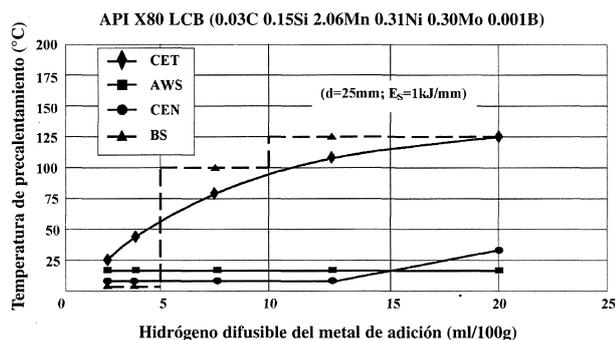


Figura 3. Temperaturas de precalentamiento predichas versus hidrógeno difusible del metal de adición (acero API X80)^[16].

Figure 3. Predicted preheat temperatures against weld metal hydrogen (API X80 steel)^[16].

contenido de hidrógeno difusible de 7,6 ml/100 g, el diagrama muestra que, para ese valor, existen 4 temperaturas diferentes. Así, la temperatura ambiente se definió considerando el método CE_N, la temperatura de 100 °C corresponde al método BS, que es el más conservador de los cuatro presentados, y la temperatura de 160 °C se estableció atendiendo a la recomendación de un fabricante de alambres tubulares, para soldadura de tuberías en campo^[17].

Inicialmente, se presenta la tabla IV, donde se muestran los resultados del ensayo de tracción y los valores obtenidos de las propiedades de límite elástico (L_E), límite de resistencia (L_R) y elongación total de la probeta de ensayo (ϵ). Cada valor presentado en la tabla IV es la media aritmética de 4 réplicas. Estos valores están por encima de los requisitos mínimos especificados por la norma API 5L, que son 621 MPa para el L_R , 552 MPa para el L_E , y 14,7 % para la elongación total de las probetas sometidas a ensayo.

En todos los casos, la fractura por tracción ocurrió en la región del MB como puede observarse en la macrografía de la figura 4. Así, los ensayos realizados muestran que se cumplieron los requisitos especificados por la norma API 1104.

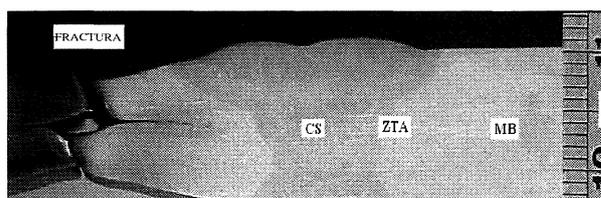


Figura 4. Macrografía representativa de la ruptura de las probetas de ensayo traccionadas.

Figure 4. Representative macrograph of the tensile test specimens fracture.

Las mediciones de dureza Brinell (HB) mostraron que el metal base tuvo la tendencia de ser más duro que las regiones del cordón de soldadura y ZTA. Esta tendencia puede observarse en la figura 5.

Al realizarse el análisis estadístico para determinar la influencia de la temperatura de precalentamiento sobre la dureza de la unión se observó que no hubo una influencia significativa sobre el comportamiento de la dureza. En términos estadísticos, esto quiere decir que las medias de cada una de las regiones de la unión soldada (CS, ZTA, MB) no presentaron diferencias significativas. La tendencia del MB a ser más duro que las otras dos regiones es debida, muy probablemente, a la utilización del metal de adición en la condición

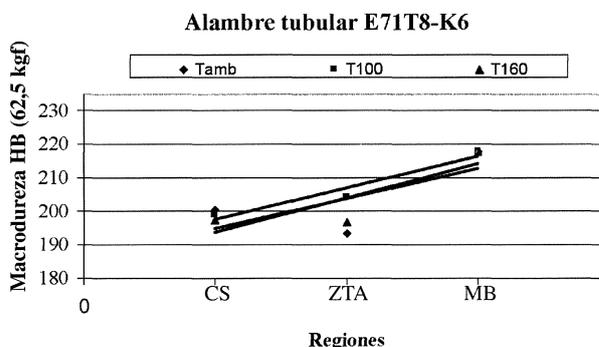


Figura 5. Comportamiento de la dureza en las tres regiones, influenciada por la temperatura de precalentamiento.

Figure 5. Behaviors of the hardness in the three regions versus preheat temperature.

Tabla IV. Resultados de los ensayos de tracción

Table IV. Results of the tensile strength tests

Alambre tubular	Tamb			T100			T160		
	L_E (MPa)	L_R (MPa)	ϵ (%)	L_E (MPa)	L_R (MPa)	ϵ (%)	L_E (MPa)	L_R (MPa)	ϵ (%)
E71T8-K6	557	663	24,0	567	673	26,2	570	667	24,0

undermatched, como puede notarse al comparar las tablas I y II. Esta tendencia en el comportamiento de la dureza es benéfica, puesto que ayuda a disminuir la formación de zonas de elevada dureza en el cordón de soldadura y en la ZTA.

En la tabla V se presentan los resultados del ensayo de impacto *Charpy* para medir la tenacidad de la región del CS y de la ZTA. Los valores entre paréntesis representan la desviación estándar calculada para cada una de las medias aritméticas de tres réplicas. El metal base presentó una tenacidad de 183,5 J, con una desviación estándar de 2,0. El valor definido como mínimo para este trabajo fue de 27 J, a una temperatura de ensayo de $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Este valor se determinó considerando el requisito mínimo de la norma AWS A5.29-98 para el alambre tubular E71T8-K6.

Considerando el valor mínimo de 27 J, puede verse en la tabla anterior, que todos los valores estuvieron por encima de este requisito. También, los valores obtenidos para medir la tenacidad en el CS y en la ZTA tuvieron un alto grado de desviación estándar, lo que no permitió definir una tendencia clara de la influencia de la temperatura de precalentamiento sobre esta propiedad de la unión soldada. Este nivel de dispersión resultó independiente del nivel de temperatura de precalentamiento utilizado y de la región de la unión soldada.

Continuando con el análisis de la tabla V, se observa que, aunque el nivel de dispersión de los resultados fue alto, los valores de tenacidad de la ZTA siempre fueron mayores que los valores del CS. El hecho de obtener mayores valores de tenacidad en la región de la ZTA contradice lo expuesto por algunos autores^[18 y 19], que afirman que la pérdida de la tenacidad de la unión ocurre con más frecuencia

en la región de la ZTA, como resultado del ciclo térmico inducido por el proceso de soldadura, que ocasiona crecimiento del tamaño de grano, afectando adversamente las propiedades mecánicas de esta zona. Entre tanto, otros autores^[20 y 21], encontraron resultados similares de mayor tenacidad en la región de la ZTA, soldando tubos de acero API 5L X80. Estos últimos, observaron que el efecto nocivo no está asociado sólo a la morfología del microconstituyente austenita-martensita (AM), sino más también al tamaño y distribución de éste en la matriz. Como resultado del ciclo térmico impuesto por el proceso de soldadura, la ZTA presenta una fracción volumétrica de AM más alta que el metal base, lo que le confiere alta resistencia, ayudada por una separación mayor y tamaño menor de este microconstituyente dentro de la matriz.

Debido a la alta dispersión de los resultados de tenacidad, manifestada por medio de la desviación estándar, y en la tentativa de justificar los resultados obtenidos, se optó por hacer un estudio fractográfico por Microscopía Electrónica de Barredura (MEB) del micromecanismo de fractura presente en la superficie de las probetas sometidos al ensayo de impacto *Charpy*. Los diferentes micromecanismos de fractura presentes en las superficies ensayadas de las probetas, se aprecian en las fractografías de las figuras 6, 7 y 8, para las regiones del CS, ZTA y MB, respectivamente.

En la figura 6 puede apreciarse que el micromecanismo que describe el comportamiento de la fractura en la región del CS es del tipo *clivagem*^[22]. Este aspecto de la fractura representa un comportamiento frágil del material, lo que denota la baja

Tabla V. Tenacidad de las regiones CS y ZTA de la unión soldadas

Table V. Results of toughness test

Temperatura precalentamiento ($^{\circ}\text{C}$)	Tenacidad (J)	
	CS	ZTA
(18 - 25)	43,69	216,73
	(18,11)	(71,26)
100	73,85	232,24
	(30,24)	(40,77)
160	38,34	210,73
	(23,83)	(15,89)

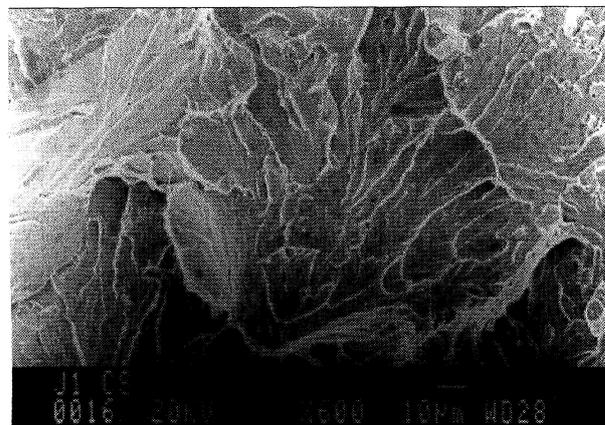


Figura 6. Micrografía por MEB, mostrando el modo de fractura por *clivagem*. Aspecto típico del micromecanismo de fractura presentado en la región del CS.

Figure 6. SEM fractograph of a cleavage rupture mode. Typical aspect of fracture micro mechanism presented in the weld bead.

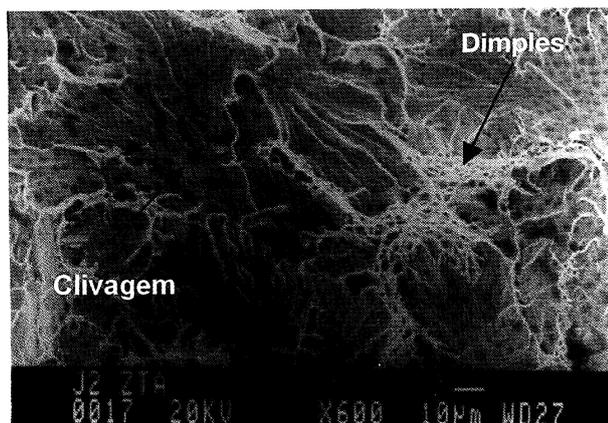


Figura 7. Micrografía por MEB, mostrando el modo de fractura por *clivagem* y *dimples*. Aspecto típico del micro-mecanismo de fractura presentado en la región de la ZTA.

Figure 7. SEM fractograph of a cleavage and dimples rupture mode. Typical aspect of fracture micro mechanism presented in the ZTA.

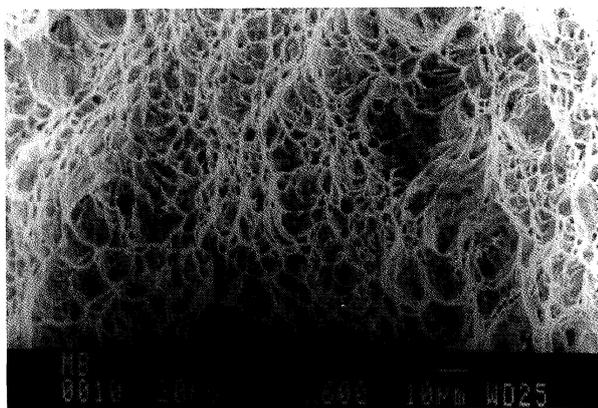


Figura 8. Micrografía por MEB, mostrando el tipo de fractura por *dimples*. Aspecto típico del micromecanismo de fractura presente en la región del MB.

Figure 8. SEM fractograph of a dimples rupture mode. Typical aspect of fracture micro mechanism presented in the parent metal.

energía de impacto que absorbió la probeta de ensayo en esta región de la unión.

En la región de la ZTA (Fig. 7), se observó una mezcla de micromecanismos de fractura, presentando al mismo tiempo fractura por *clivagem* y fractura por *dimples*. Esto se debe, probablemente, a la presencia del microconstituyente AM, en mayor cantidad en esta región, lo cual aumenta la resistencia mecánica, tal y como lo expuso Castello Branco^[21].

El micromecanismo que describe el tipo de fractura actuante en la región del metal base fue del tipo *dimples*, típico de una fractura con elevada capacidad para absorción de energía durante el im-

pacto y que denota un elevado valor de tenacidad. Este aspecto de la fractura se muestra en la micrografía de la figura 8.

4. CONCLUSIONES

A partir de los resultados obtenidos y de los análisis realizados, para las condiciones experimentales del presente trabajo, se puede afirmar que:

- Es posible la obtención de uniones soldadas con calidad, utilizando alambre tubular autoprotegido, dentro de los requisitos establecidos por las normas API.
- Los niveles de temperatura de precalentamiento/interpasada utilizados no tuvieron una influencia significativa sobre las propiedades mecánicas de la unión, lo que indica que no es necesario utilizar temperatura de precalentamiento.
- El uso de alambres tubulares con propiedades mecánicas diferentes a las del metal base (técnica *undermatched*) resultó apropiado para la aplicación en tuberías.
- En base al estudio fractográfico, se puede afirmar que la región del cordón de soldadura fue más frágil que las otras regiones.

Agradecimientos

Los autores manifiestan sus agradecimientos a la Fundação de Amparo a Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) y a la Fundación para el futuro de Colombia (COLFUTURO) por el apoyo financiero para el desarrollo de esta investigación y a la empresa TenarisConfab por el suministro de los tubos.

REFERENCIAS

- [1] G.Z. BATISTA *et al.*, 58º Congresso Anual da ABM, Rio de Janeiro, Brasil, (2003) pp. 2.957-2.965.
- [2] I.S. BOTT, *Mater. Sci. Forum*, 426-432 (2003) 1.463-1.468.
- [3] A.J.R. LOUREIRO, *J. Mater. Process. Technol.* 128 (2002) 240-249.
- [4] A. UMEKUNI y K. MASUBUCHI, *Weld. J.* 76 (1997) 256s-262s.
- [5] T. KASUYA y N. YURIOKA, *ISIJ Int.* 35 (1995) 1.183-1.189.
- [6] B. MEESTER, *ISIJ Int.* 37 (1997) 537-551.
- [7] N. YURIOKA, *ISIJ Int.* 41 (2001) 566-570.

- [8] J.E. JONES y Y. LUO, *In Welding: Theory and Practice*, Vol. 8, North-Holland, Amsterdam, Holland, 1989, pp. 293-323.
- [9] API 5 L: *Specification for Line Pipe*, 42nd ed., Washington, USA, 2000.
- [10] API 1104: *Welding of pipelines and related facilities*, 19th ed., Washington, USA, 1999.
- [11] ANSI/AWS A5.29-98: *Specification for Low-Alloy Steel Electrodes for Flux Cored Arc Welding*, Miami, USA, 1998.
- [11] N. YURIOKA, *Comparison of preheat predictive methods*, IIW Document (IX-2.025-02).
- [12] D.K. MILLER, J. HIETPAS y R. DEPUE, *Weld. J.* 81 (2002) 40-45.
- [13] AWS D1.1: *Structural Welding Code - Steel*. Miami, 2000.
- [14] ASTM E3-01: *Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens*, Philadelphia, USA, 2001.
- [15] D.C. MONTGOMERY, *Design and analysis of experiments*, John Wiley & Sons, 4th ed., New York, 1996.
- [16] N. YURIOKA, *IIW Doc. No. IX-2025-02*.
- [17] V. MARTAWIBAWA, *Manual de soldagem duto Leste-Oeste China*, ITW Hobart Brothers Company, Troy, USA, 2002.
- [18] H. QIU *et al.*, *Metall. Mater. Trans. A* 31A (2000) 2.785-2.791.
- [19] D.P. FAIRCHILD *et al.*, *Weld. J.* 70 (1991) 321s-329s.
- [20] G.Z. BATISTA *et al.*, *Proc. Int. Conf. Therm. Mech. Process.*, Sheffield, UK, 2002, pp. 240-244.
- [21] J.F. CASTELLO-BRANCO *et al.*, *Rio Pipeline Conference & Exposition*, Instituto Brasileiro de Petróleo e Gás, Rio de Janeiro, Brasil, 2003.
- [22] H.C.F. FALS y R.E. TREVISAN, *Rev. Metal. Madrid* 38 (1999) 233-241.