

Efecto del procedimiento de soldadura sobre las propiedades de uniones soldadas de aceros microaleados para cañería

(Welding Procedure Effect on the Properties of Microalloyed Steel Welded Joints for Metal Fabrication)

Mónica Zalazar¹, N. Mabel Ramini de Rissone², Estela S. Surian³, Roberto Bruna⁴, Esteban Baralla⁵

¹ Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional del Comahue, Neuquén, Argentina.

² Facultad Regional San Nicolás, Universidad Tecnológica Nacional, Buenos Aires, Argentina.

³ Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de Lomas de Zamora, Buenos Aires y Facultad Regional San Nicolás, Universidad Tecnológica Nacional, Buenos Aires, Argentina.

⁴ Ternium Siderar, Gerencia de Calidad, Ramallo, Buenos Aires, Argentina

⁵ Tenaris Siat, Gerencia de Producto Soldado, Buenos Aires, Argentina

Resumen

El objetivo del trabajo fue, en esta primera etapa, comparar las propiedades mecánicas y la microestructura del acero HIC, aleado al Nb-Ti-Cu-Ni, resistente a la corrosión, con las del acero normal NOR, microaleado con Nb-V-Ti, ambos caracterizados mediante análisis químico, mediciones de dureza, estudios metalográficos y ensayos de tracción e impacto. Con el fin de establecer la temperatura de precalentamiento óptima se realizaron ensayos de soldabilidad Tekken a distintas temperaturas y de acuerdo con la Norma JIS Z 3158. Luego se llevaron a cabo soldaduras circunferenciales de cañerías fabricadas con ambos aceros diseñándose procedimientos para la utilización, por un lado, de electrodos revestidos (SMAW: shielded metal arc welding, electrodos de distintos proveedores) para todas las pasadas y por el otro, la primera pasada usando soldadura automática con alambre macizo bajo CO₂ (GMAW: gas metal arc welding) y el resto de las mismas con alambre tubular autoprotectido (FCAW-S: flux cored arc welding-selfshielded). Las soldaduras fueron calificadas de acuerdo con el Código API 1104. Los resultados de los análisis metalográficos y los ensayos mecánicos de tracción, dureza e impacto de las juntas soldadas revelaron la influencia de los consumibles de soldadura y del metal base en las propiedades de las uniones. Se observaron diferencias en las propiedades de las uniones soldadas con consumibles de igual especificación y distintos proveedores. De las diferentes combinaciones ensayadas se definieron valores óptimos para la soldadura de estos aceros.

Palabras-clave: Aceros microaleados; soldabilidad; cañerías; SMAW; FCAW-S

Abstract: The objective of this work was, in this first step, to compare mechanical property and microstructure of the steel HIC, alloyed with Nb-Ti-Cu-Ni, corrosion resistant, to those of a normal steel NOR, microalloyed with Nb-V-Ti, characterized through chemical analysis, hardness measurements, metallographic studies and tensile and Charpy-V properties. The preheating temperature was established through Tekken tests at different temperatures, according to JIS Z 3158 standard. Pipes of these materials were used to carry out girth weldments utilizing different welding processes. Two welding procedures were designed: a) all the welds with SMAW; b) first bead with GMAW-CO₂ shielding and the rest of them with FCAW-S. The welding procedures were qualified according to API 1104 Code. The results of metallographic studies and mechanical tests (tensile properties, Charpy-V and hardness) showed welding consumable influence as well as that of the base metal on the properties of the joints. Consumables from different origins and same specification also generated different results. From the combinations used optimal conditions were determined for welding of these steels.

Key-words: Microalloyed steel; weldability; piping; SMAW; FCAW-S

1. Introducción

El desarrollo de los aceros de alta resistencia y baja aleación (HSLA: high strength low alloy) para la construcción de cañerías soldadas requiere de la disminución en el porcentaje de carbono, la adición de elementos microaleantes como refinadores de grano y endurecedores por precipitación y la aplicación de una práctica de laminación controlada en caliente (TMCP: thermo-mechanically controlled process). La sinergia entre el diseño de aleación y el TMCP permite alcanzar simultáneamente alta

resistencia y excelente tenacidad a la fractura en las condiciones más exigidas [1-2]. Es de esperar, entonces que estos aceros tengan buena soldabilidad y baja susceptibilidad a la fisuración por hidrógeno [3]. Por lo tanto, la soldabilidad de estos aceros es motivo de investigación permanente.

Las fallas en uniones soldadas son frecuentemente causadas por procesos de soldadura inapropiados, o bien, por un estado de tensiones elevado. Sin embargo, también pueden generarse fisuras de soldadura relacionadas con el diseño del acero. Para evitar las mismas es necesario tener en cuenta la metalurgia física del proceso ya que como resultado del calor aportado en el proceso de soldadura la unión soldada (incluido el metal base) sufre distintos ciclos térmicos. Otro mecanismo de generación de fisuras es la corrosión, en sus diversos modos. La corrosión

(Recebido em 25/11/2007; Texto Final em 16/12/2008).

asistida por hidrógeno, favorecida por la presencia de H_2S (SCC: stress corrosion cracking o HIC: hydrogen induced cracking), es un problema presente en las líneas de conducción de fluidos. El desarrollo de aceros resistentes a estos tipos de corrosión, constituye una necesidad como así también el estudio de su soldabilidad.

Dado el avance acelerado del diseño de nuevos aceros, no siempre se dispone de los conocimientos necesarios para predecir el comportamiento de los mismos como componentes de una junta soldada. El criterio que se utiliza para realizar una especificación de procedimiento de soldadura es la compatibilidad en las propiedades mecánicas y metalúrgicas del metal de aporte con el metal base; esto implica la utilización de metales de aporte puro de alta resistencia mecánica [4-7]. Su elección debe considerar que el metal de soldadura disuelve un porcentaje del metal base y que elementos microaleantes presentes en el acero base, por ejemplo niobio y vanadio, influyen en sus propiedades mecánicas.

En la soldadura de aceros de cañería en líneas de transporte se utilizan principalmente electrodos celulósicos con progresión descendente, soldándose la raíz con un electrodo de menor resistencia mecánica que en las pasadas siguientes; esto permite buena ductilidad en la unión y mejores condiciones operativas para el soldador. Existen numerosos métodos propuestos para determinar o estimar, a través de cálculos y normas, la necesidad de precalentar en una soldadura. En ellos se consideran algunos o todos los factores que influyen en la susceptibilidad a la fisuración en frío, como son: composición química, nivel de hidrógeno difusible del metal de aporte, espesor y diseño de la junta, aporte térmico, tensiones residuales y grado de restricción. Estos métodos consideran la formación de microestructuras frágiles en la zona afectada por el calor (ZAC) de la soldadura y su comportamiento ante la presencia de hidrógeno en la misma [8-12].

En este trabajo se estudió el comportamiento de la soldadura de dos aceros HSLA denominados aquí como a) normal, (acero NOR) y b) resistente a la fisuración por hidrógeno-HIC, (acero

HIC), ambos soldados con distintos procesos y consumibles. Se contempló el análisis desde el punto de vista microestructural y las propiedades mecánicas resultantes, de soldaduras realizadas mediante los procesos de soldadura con electrodos manuales revestidos (SMAW: shielded metal arc welding) y alambre tubular auto protegido (FCAW- S: self shielding flux cored arc welding). El objetivo del trabajo fue, en esta primera etapa, comparar las propiedades mecánicas y la microestructura del acero HIC, resistente a la corrosión, con el acero normal NOR. La segunda etapa de este trabajo es analizar la resistencia a la corrosión (SCC y HIC) de los metales base y las juntas soldadas con estos procedimientos.

2. Desarrollo experimental

2.1. Selección de aceros

La Tabla 1 muestra la composición química y las propiedades mecánicas de los aceros utilizados. Los mismos presentan diferencias en cuanto a resistencia mecánica, susceptibilidad a la fisuración en frío (%Ce_q, P_{cm}) y sistemas de microaleación. NOR es un acero peritéctico (0.12%C) endurecido por refinamiento de grano y precipitación (Nb-V-Ti); mientras que HIC un acero de bajo carbono (0.05%C), modificado para servicio agro con adiciones de Cu y Ni, y microaleado con Nb y Ti para alcanzar la resistencia requerida. Ambos fueron desulfurados a niveles muy bajos y tratados con calcio para evitar la formación de inclusiones que puedan afectar la tenacidad del material.

2.2. Determinación de la temperatura de precalentamiento

Con el fin de establecer la temperatura de precalentamiento mínima se realizaron ensayos de soldabilidad Tekken a distintas temperaturas y de acuerdo con la Norma JIS Z 3158 [13]. Este ensayo establece la condición “fisura/no fisura” para una dada temperatura de precalentamiento. Los depósitos de soldadura fueron realizados en una sola pasada sobre piezas de los aceros NOR y HIC según se indica en la Figura 1.

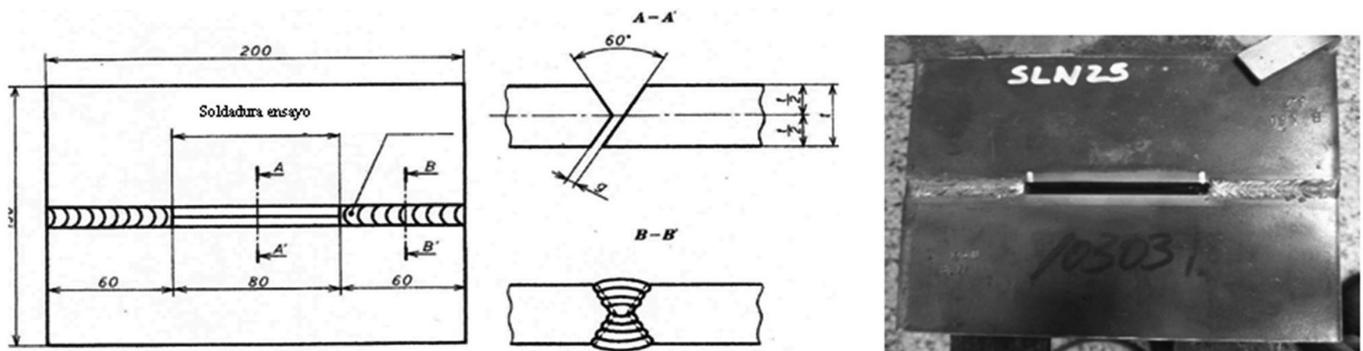


Figura 1. Esquema de la probeta utilizada y vista de la misma (dimensiones en mm).

El ensayo requiere realizar tres cortes transversales para cada probeta ensayada. A través de ensayos no destructivos y macrografías se determinó la presencia de fisuras para la temperatura de precalentamiento seleccionada.

Los ensayos se realizaron con dos procesos de soldadura tradicionalmente utilizados en cañerías: a) SMAW, analizando

dos consumibles de diferente procedencia (A y L) y b) FCAW-S y un solo tipo de consumible (L). Los ensayos se realizaron a temperatura ambiente y con 75 °C de temperatura de precalentamiento.

Las probetas fueron identificadas según muestra la Tabla 2.

Tabla 1. Composición química y propiedades mecánicas de los metales base.

Elementos	Acero	
	HIC	NOR
% C	0,05	0,12
% Mn	1,00	1,27
% Si	0,21	0,18
% P	0,013	0,008
% S	0,002	0,003
% Al	0,036	0,045
% Nb	0,042	0,037
% V	0,003	0,075
% Ti	0,019	0,024
% Cr	0,021	0,021
% Cu	0,18	0,018
% Mo	0,006	0,010
% Ni	0,16	0,019
ppm N	58	80
ppm O	32	30
ppm Ca	25	20
C _{eq}	0,24	0,38
P _{cm}	0,12	0,20
RT (MPa)	582	664
LF (MPa)	537	564
A (%)	40	37

RT: resistencia a la tracción, LF: límite de fluencia; A: alargamiento; C_{eq}: carbono equivalente; P_{cm}: parámetro de fisuración

Tabla 2. Identificación de las probetas para ensayos de soldabilidad Tekken.

Identificación	Acero	Proceso	Consumibles
SAH	HIC	SMAW	A
SLH	HIC	SMAW	L
FLH	HIC	FCAW-S	L
SAN	NOR	SMAW	A
SLN	NOR	SMAW	L
FLN	NOR	FCAW-S	L

2.3. Soldadura de las probetas circunferenciales

Las soldaduras circunferenciales se realizaron sobre dos diámetros y espesores de cañerías: 323,9 mm x 8,7 mm para el acero NOR y 406,4 mm x 6,35 mm para el acero HIC. Los consumibles utilizados fueron: electrodos manuales revestidos E7010-A1 y E8010-G (consumibles L y A), según norma AWS A5.5/A5.5M:2006; alambre macizo ER70S-6, bajo protección

de CO₂, según norma AWS A5.18/A5.18M:2001 y alambre tubular E91T8-G, según norma AWS A5.29/A5.29M:2005. Se utilizó un diseño de junta en “V” con espaciado de raíz y talón de 2 mm. Los parámetros utilizados se muestran en la Tabla 3.

Para la calificación del procedimiento se realizaron ensayos no destructivos de radiografía, inspección visual de la junta y los ensayos mecánicos requeridos (tracción, plegado y nick-break) por la Norma API 1104-99 [14] para cada diámetro de cañería.

Tabla 3. Parámetros de soldadura.

PROBETA	1° PASADA			PASADAS SIGUIENTES		
	consumible	diámetro (mm)	calor aportado (kJ/mm)	consumible	diámetro (mm)	calor aportado (kJ/mm)
SAH	E7010-A1	3	0,95	E8010-G	5	1,3
SLH	E7010-A1	3	0,63	E8010-G	4	1,3
FLH	ER70S-6	1,2	0,45	E91T8-G	2	1,2
SAN	E7010-A1	3	0,61	E8010-G	5	1,5
SLN	E7010-A1	3	0,65	E8010-G	4	1,3
FLN	ER70S-6	1,2	0,45	E91T8-G	2	1,2

2.4. Análisis químico

La Tabla 4 muestra la composición química del metal de soldadura de las distintas probetas. Pueden observarse dos grupos de resultados provenientes de consumibles diseñados con diferente metalurgia.

Por un lado los MS obtenidos con electrodos manuales revestidos que responden a la metalurgia tradicional del sistema ferrítico de baja aleación. Los electrodos A depositan un metal aleado al Mo sin Ni ni Cr y los electrodos L depositan un metal aleado al Ni, sin Mo.

Los depósitos realizados con el alambre tubular autoprotectido, por otro lado, presentan la típica composición química de aquellos obtenidos con este tipo de alambre en el que la protección de la pileta líquida, a fin de eliminar o reducir los contenidos de oxígeno y nitrógeno libre del depósito, se realiza sin campana de gas externo. La desoxidación y denitrificación se logra por reacciones químicas con Al, Mg y Li, sin que se descompongan las materias primas del relleno, razón por la cual los valores de Mn y Al son altos.

Tabla 4. Composición química metal de soldadura.

PROBETA	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Mo	V	Cu	Ti	Al
SAH	0,12	0,23	0,13	0,009	0,009	0,04	0,19	0,42	0,01	0,02	<0,01	0,01
SLH	0,13	0,74	0,14	0,009	0,006	0,09	0,62	0,06	0,01	0,05	0,01	0,01
FLH	0,04	1,98	0,29	0,006	0,009	0,05	0,65	0,01	0,01	0,08	<0,01	0,31
SAN	0,13	0,28	0,14	0,01	0,009	0,04	0,18	0,43	0,01	0,01	0,01	0,01
SLN	0,13	0,76	0,14	0,009	0,006	0,10	0,63	0,06	0,01	0,03	0,01	0,01
FLN	0,06	2,13	0,31	0,006	0,008	0,05	0,69	0,02	0,01	0,04	0,01	0,31

2.5. Ensayos mecánicos

Además de los ensayos de tracción para calificar los procedimientos, se realizaron perfiles de dureza Vickers con 1 kg de carga, a partir de la zona central del último cordón de soldadura, hacia uno de los lados, pasando por las distintas zonas afectadas por el calor (ZAC) y llegando al metal base (MB). Las mediciones se realizaron a 1,2 mm de la superficie y cada 0,5 mm.

Se ensayaron probetas de impacto Charpy-V a -60, -20, 0 y 20 °C, con la entalla en el centro del cordón y a 4 mm del mismo.

2.6. Estudio metalográfico de las uniones

De cada probeta soldada se extrajeron muestras en sentido transversal para su caracterización microestructural, que se realizó utilizando como reactivos de ataque Nital 4% y Nital seguido del reactivo Le Pera (mezcla 1:1 de solución acuosa al 1% de metabisulfito de sodio y de picral al 4%). Se analizaron

las distintas ZAC: de grano grueso (ZAC-GG), de grano fino (ZAC-GF), intercrítica (ZAC-IC) y subcrítica (ZAC-SC) [15]. Se midió el tamaño de grano en la ZAC-GF y en el MB según la Norma ASTM E112-9 [16].

3. Resultados y discusión

3.1. Determinación de la temperatura de precalentamiento

Los resultados del ensayo Tekken permitieron establecer que la temperatura de precalentamiento a la cual no se observaron fisuras fue de 75 °C para todos los casos, tal como se observa en la Tabla 5.

En la Figura 2 se muestran las macrografías de una probeta sin fisura y otra con fisura en el metal de soldadura (MS). Se observa que la fisura se genera en la raíz de la soldadura que es la región de mayor concentración de tensiones y es el objetivo de la probeta propuesta por la Norma. La fisura avanza hacia el MS siguiendo la región segregada de los granos columnares. Este comportamiento fue observado en todas las probetas que

presentaron fisuras.

Tabla 5. Resultados del ensayo Tekken.

TEMPERATURA AMBIENTE											
SAN		SAH		SLN		SLH		FLN		FLH	
prueba	fisura	prueba	fisura	prueba	fisura	prueba	fisura	prueba	fisura	prueba	fisura
1	Sí	1	Sí	1	Sí	1	Sí	1	No	1	No
2	Sí	2	Sí	2	Sí	2	Sí	2	No	2	No
3	Sí	3	Sí	3	Sí	3	Sí	3	Sí	3	No

TEMPERATURA DE ENSAYO 75° C											
SAN		SAH		SLN		SLH		FLN		FLH	
prueba	fisura	prueba	fisura	prueba	Fisura	prueba	fisura	prueba	fisura	prueba	fisura
1	No	1	No	1	No(*)	1	No	1	No	1	No
2	No	2	No	2	No(**)	2	No	2	No	2	No
3	No(*)	3	No(*)	3	No(*)	3	No	3	No	3	No

(*) presentaron falta de fusión; (**) dudosa

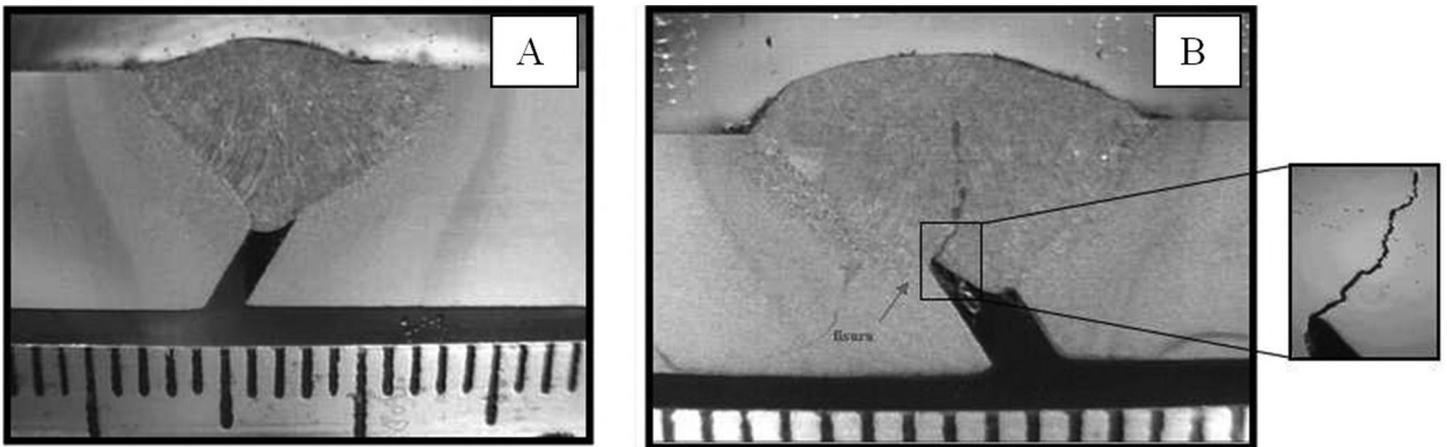


Figura 2. Resultados del ensayo Tekken. (A): probeta sin fisura y (B): probeta fisurada.

3.2. Calificación del procedimiento de soldadura y ensayos mecánicos

La calificación de los procedimientos se efectuó de acuerdo con la Norma API 1104-99 [14], resultando todos los procedimientos aprobados.

El gráfico de la Figura 3 muestra los valores de resistencia a la tracción de las probetas soldadas en las distintas condiciones. Se observa que las probetas soldadas con el acero HIC con distintos procesos y distintos consumibles alcanzaron los valores de resistencia a la tracción mínimos requeridos por el Código API 1104-99 para un acero API 5L X65 y las probetas soldadas con el acero NOR superaron los valores requeridos para un acero API 5L X70. En todos los casos ensayados la rotura se produjo en el MB.

3.3. Microestructura y microdureza

Los resultados de las mediciones de dureza y las micrografías de las distintas zonas asociadas a la junta soldada, se presentan en la Figura 4.

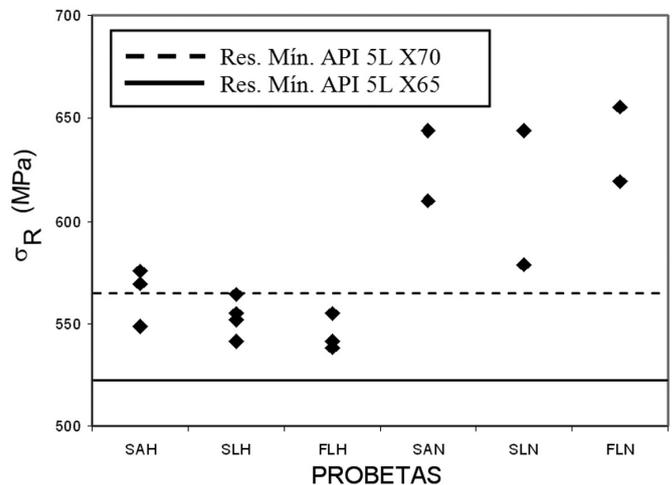
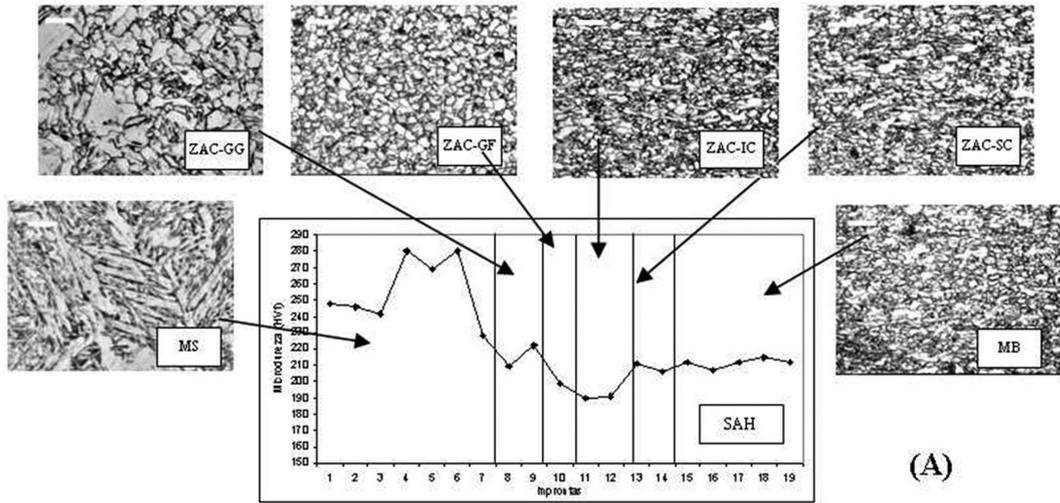
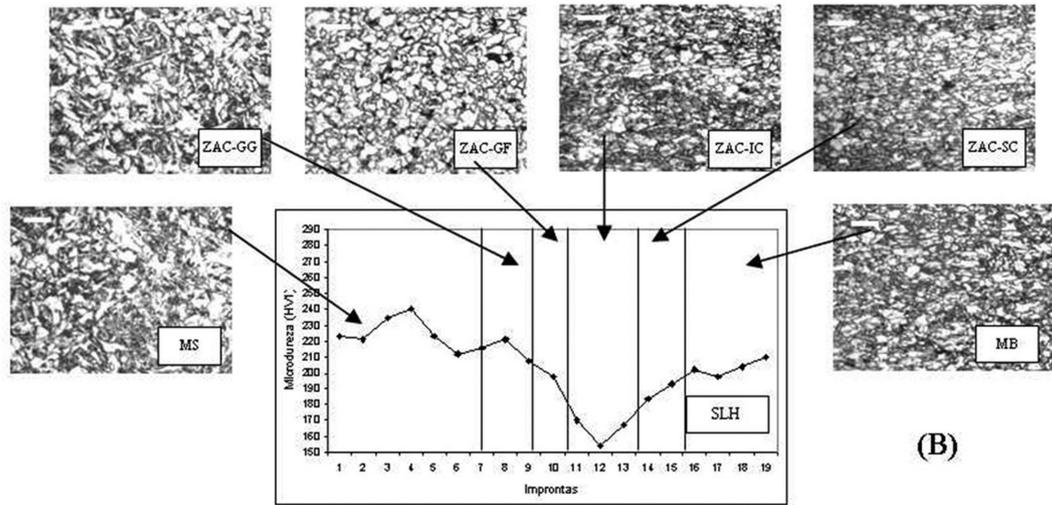


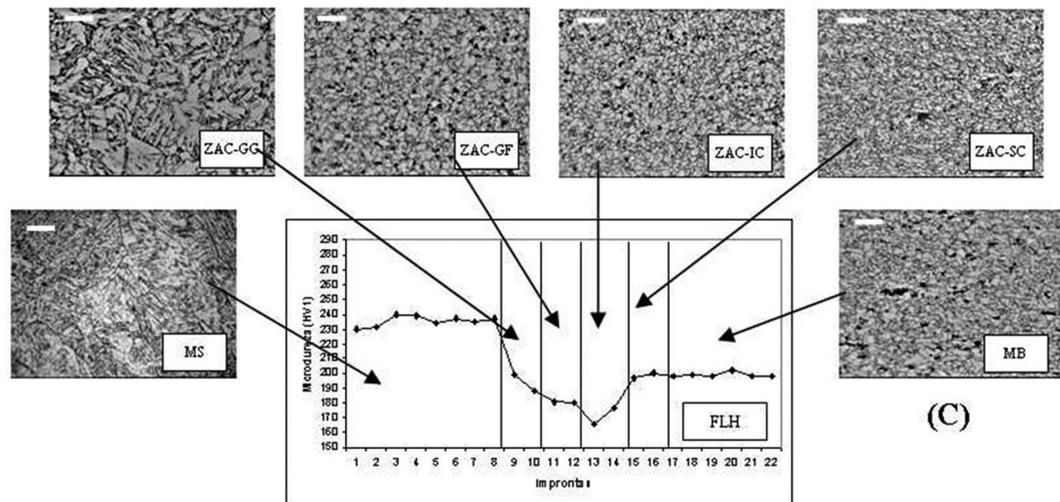
Figura 3. Resultados del ensayo de tracción.



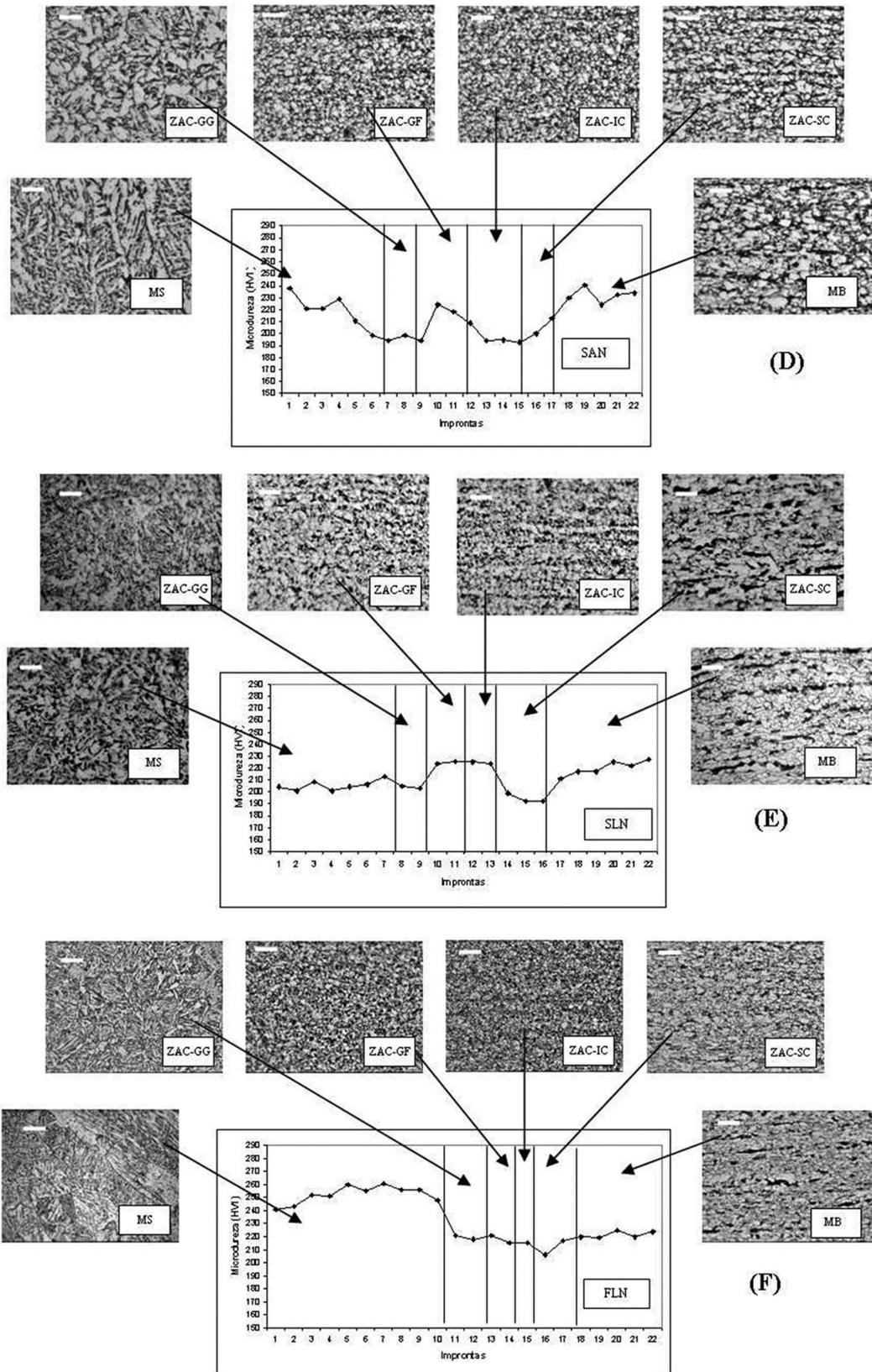
(A)



(B)



(C)



MS: metal de soldadura; GG: ZAC de grano grueso; GF: ZAC de grano fino; IC: ZAC zona intercritica; SC: ZAC zona subcritica y MB: metal base

Figura 4. Perfiles de dureza y micrografias (20 μm).

En las micrografías de la Figura 4 correspondientes a la ZAC-GG se observa la presencia de ferrita en borde de grano y bainita superior, en los aceros soldados con el proceso FCAW-S se observa además ferrita con segundas fases alineadas, las cuales se originan por la mayor dilución y el mayor aporte térmico de este proceso de soldadura. A continuación de la ZAC-GG se observa una región de grano fino (ZAC-GF) con la formación de ferrita con segundas fase en el acero NOR. En la ZAC-IC,

donde la temperatura alcanzada se encuentra comprendida entre las temperaturas críticas A_1 y A_3 se observa, para el acero NOR, la formación de fases M-A (martensita – austenita).

La Tabla 6 presenta los valores de microdureza correspondientes a las distintas zonas analizadas para todas las condiciones.

Tabla 6. Resultados de Microdureza HV1

Probetas	Zonas Analizadas					
	MS	GG	GF	ZI	ZS	MB
SAH	(248-246-242-280-269-280-228)	(209-222)	(199)	(190-191)	(211-206)	(212-207-212-215-212)
	256*	215*	199*	190*	208*	211*
SLH	(223-221-235-240-223-212-216)	(221-208)	(198)	(170-154-167)	(184-193)	(202-198-204-210)
	224*	214*	198*	164*	188*	203*
SAN	(238-221-221-229-211-199-194)	(199) (194)	(224-218-209)	(194-195-193)	(200-213)	(230-241-224-233-234)
	216*	199*	217*	194*	206*	232*
SLN	(204-201-208-201-204-206-213)	(205-203)	(224-226-225-224)	(199)	(192-192)	(211-217-217-225-222-227)
	205*	204*	225*	199*	192*	220*
FLH	(230-231-240-239-234-237-235-237)	(199-188)	(181-180)	(166-177)	(197-200)	(198-199-198-202-198)
	235*	193*	180*	171*	198*	199*
FLN	(241-243-252-251-260-255-261-256-256-248)	(221-218)	(221-215)	(215)	(206-217)	(220-219-225-220-224)
	252*	219*	218*	215*	211*	221*

* promedio

Comparando el MS de las distintas juntas soldadas producidas con electrodos manuales se observaron mayores valores de dureza en el depósito correspondiente a los consumibles A, como se muestra en la Figura 5, que además presentaron mayores proporciones de ferrita con segundas fases alineadas, para ambos aceros, Figuras 4A, 4B, 4D y 4E. Un mayor contenido de Mo y menor porcentaje de Ni en el MS correspondiente al consumible A, justificaría este aumento en la dureza. (Tabla 4).

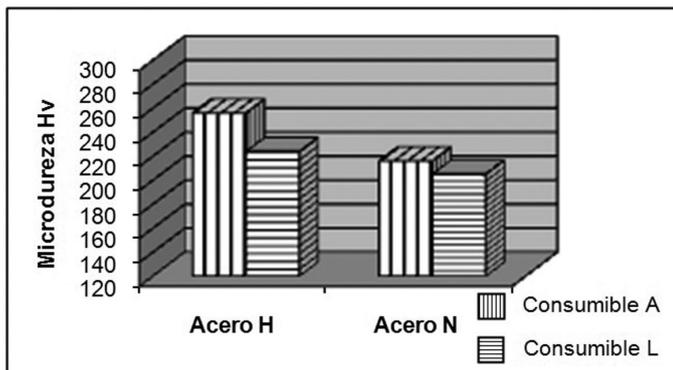


Figura 5. Microdureza del metal de soldadura.

Los promedios de los valores de dureza de cada zona analizada para las distintas condiciones se muestran en las

Figuras 6A y 6B. Para el acero HIC, en la Figura 6A, se observa que se produjo un ablandamiento más pronunciado en la ZAC-IC. La transformación austenítica parcial seguida de un enfriamiento más lento provoca una estructura heterogénea que para estos aceros resulta más blanda que el resto de las zonas analizadas. Resultados similares han sido reportados por varios autores, [17-19]. En general, para el acero NOR se observó un ablandamiento en la ZAC, mientras que en la región de la ZAC-GF se mantuvieron los valores de dureza del MB (Figura 6B). La diferencia de comportamiento de la ZAC de los aceros analizados se debe a la diferencia en la composición química y en las rutas de fabricación.

En todos los casos los valores de dureza de la ZAC correspondientes al acero NOR fueron mayores que los del acero HIC, con excepción de la ZAC-GG de las probetas soldadas por el proceso SMAW. Estos resultados son coherentes con los valores de resistencia a la tracción (Figura 3) y con la composición química; un C_{eq} y un P_{cm} mayor justifican este comportamiento. Como comportamiento general se observa que los valores de dureza del MS fueron superiores a los medidos en el resto de la junta soldada.

En todos los casos los valores de dureza de la ZAC no superaron los 22 HRC (248 Hv) que exigen las normas vinculadas con la resistencia a la corrosión: NACE MR0175-2002 [20].

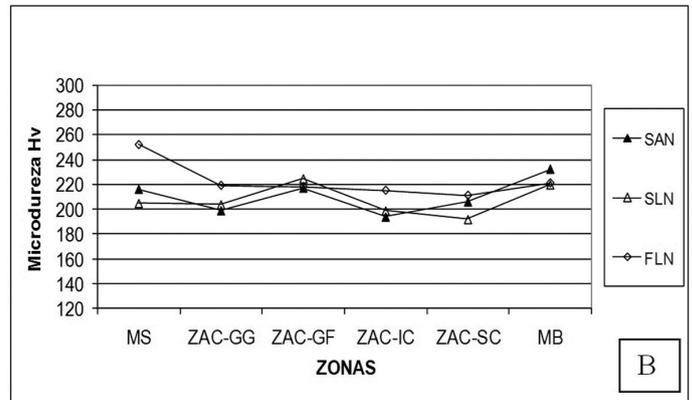
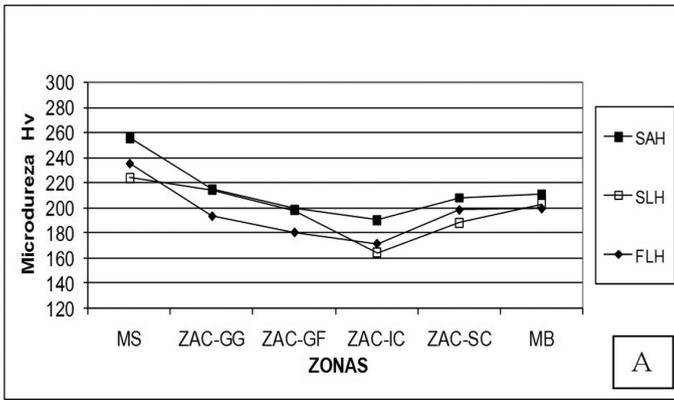


Figura 6. Microdureza de las distintas zonas de la junta soldada. A: Acero HIC, B: Acero NOR.

La Tabla 7 muestra el resultado de la medición del tamaño de grano del MB y de la ZAC-GF. Puede observarse que en todos los casos las probetas correspondientes al acero HIC presentaron un tamaño de grano recristalizado fino más grande que las correspondientes al acero NOR; este efecto justificaría, entre otros factores la obtención de mayores durezas en la ZAC-GF para el acero NOR. Comparando con los tamaños de grano de los materiales base, se observa que el efecto del ciclo térmico de la soldadura provocó en el acero NOR un mayor refinamiento de grano. Este acero tiene una relación Ti/N subestequiométrica (= 3,0) menor que la del acero HIC (= 3,28), lo cual habría favorecido la formación de partículas de TiN a menor temperatura, más finas y de distribución más uniforme, las cuales son más efectivas para el control de crecimiento de grano austenítico [21].

Tabla 7. Tamaño de grano de la ZAC-GF y del MB

PROBETAS	Tamaño de Grano (μm)	
	ZAC-GF	MB
SAH	4,4	5,7
SLH	4,5	
FLH	5,8	
SAN	4,3	6,0
SLN	4,1	
FLN	5,1	

3.4. Ensayo de impacto Charpy-V

Los resultados del ensayo de impacto Charpy-V se presentan en los gráficos de la Figura 7 y en la Tabla 8.

Puede observarse que para el metal de soldadura los valores de energía absorbida a -60°C son todos muy bajos. Para el resto de las temperaturas las probetas soldadas por el proceso FCAW-S presentaron los mayores valores de energía absorbida, aún mayores que los del metal base de ambos aceros [22], Tabla 8. Un mayor contenido de Mn en el MS de las probetas FLH y FLN, justificaría los mayores valores de energía absorbida, comparados con las probetas soldadas por SMAW. (Tabla 4).

En las probetas ensayadas con la entalla ubicada en el MS, a -20°C el consumible A mostró valores de impacto levemente mayores que el consumible L, ocurriendo lo opuesto para 20°C .

En la ZAC los valores de energía absorbida para todas las temperaturas de ensayo fueron superiores para el acero HIC, con excepción de la probeta FLH que tuvo un comportamiento fuera de lo esperado. En la referencia 20 se caracterizaron las fracturas en los ensayos Charpy-V de estas soldaduras y se encontró que en esta probeta, la entalla avanzó hacia el metal base, en lugar de la ZAC.

La mayor tenacidad obtenida con el acero HIC está en concordancia con el menor C_{eq} , el mayor contenido de Ni y las menores durezas y resistencia a la tracción asociadas a la junta soldada. Los valores de impacto del metal de soldadura son menores a los de la ZAC en todos los casos.

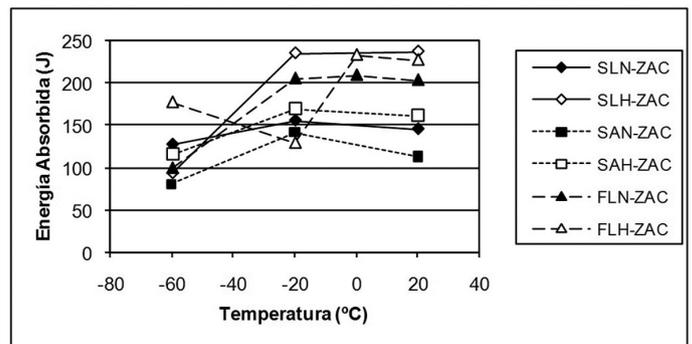
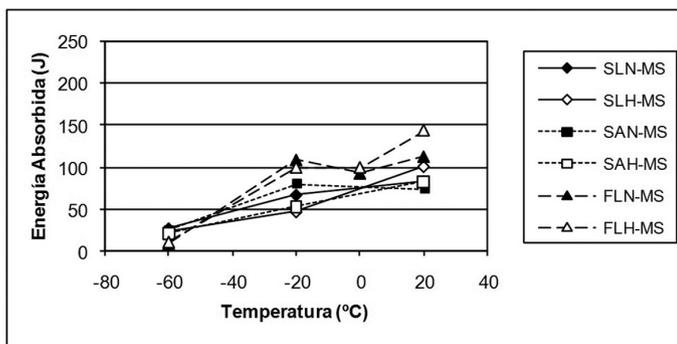


Figura 7. Energía absorbida en el ensayo de impacto Charpy-V vs. temperatura de ensayo.

Tabla 8. Resultados del ensayo Charpy –V

Probeta	Temperatura de ensayo (°C)				
	20	0	-20	-40	-60
HIC MB	90-88-88 89*	88-96-98 94*	88-80-84 84*	87-78-84 81*	74-78-76 76*
NOR MB	88-85-86 86*	84-86-84 84*	83-82-81 82*	80-79-80 80*	75-76-74 75*
SAH MS	69-85-95 83*		56-53-22 43*		24-10-29 21*
SLH MS	101-106-101 102*		63-37-42 47*		24-28-17 23*
FLH MS	179-152-100 143*	74-120-104 99*	122-78-98 99*		18-8-12 13*
SAN MS	69-85-95 83*		56-53-22 43*		24-10-29 21*
SLN MS	87-85-83 85*		78-83-42 63*		28-26-32 29*
FLN MS	116-90-138 115*	90-108-86 95*	114-108-108 110*		14-10-6 10*
SAH ZAC	130-205-152 162*		161-181-167 170*		114-179-56 116*
SLH ZAC	241-197-274 238*		292-259-159 237*		95-127-62 95*
FLH ZAC	226-178-282 229*	288-124-292 235*	18-128-132 93*		260-254-20 178*
SAN ZAC	112-125-108 115*		123-109-194 142*		36-101-111 83*
SLN ZAC	174-141-125 146*		174-167-129 157*		112-168-101 127*
FLN ZAC	206-202-204 204*	208-204-220 211*	210-206-200 205*		176-24-6 69*

*promedio

4. Conclusiones

- Todos los procedimientos pudieron calificarse satisfactoriamente en ambos aceros, de acuerdo con el Código API 1104, habiéndose utilizado una temperatura de precalentamiento de 75 °C, determinada a través de ensayos de soldabilidad Tekken, que responden a la norma JIS Z 3158. Todas las probetas soldadas alcanzaron los valores de resistencia a la tracción mínimos requeridos por el Código API 1104 para un acero API 5L X65, y las probetas soldadas con el acero NOR superaron los requisitos mínimos de tracción del Código API 1104 para un acero API 5L X70.
- Las diferencias de composición química entre los dos aceros, basadas en un menor contenido de carbono, agregado de cobre y níquel, con menor Pcm y Ceq, del acero HIC, se vieron reflejadas en menores valores de propiedades de tracción y dureza de los aceros, conservándose en las ZAC una vez

soldados con los distintos procedimientos.

- Para los dos aceros las probetas soldadas por el proceso FCAW-S presentaron los mayores valores de energía absorbida en el ensayo de impacto Charpy-V, mayores incluso que los valores del MB, para ambos aceros. Las probetas soldadas con el acero HIC, con ambos procesos dieron valores de tenacidad mayores a las soldadas con el acero NOR.
- En todos los casos los valores de dureza de la ZAC no superaron los 22 HRc (248 Hv) que exigen las normas vinculadas con la resistencia a la corrosión.

5. Agradecimientos

Los autores están profundamente agradecidos a Air Liquide Argentina y The Lincoln Electric Company Argentina, por la donación de los consumibles.

6. Referencias

- [1] Bruna, R. et al. "Development of High Strength Nb-V-Ti Steels for ERW Pipes by Thermo-Mechanical Controlled Processing at Siderar". Anales del 59º Congresso Annual da Associação Brasileira de Metalurgia e Metais-ABM, São Paulo, Brasil, 2004.
- [2] Tamehiro, H. "Properties of High-Toughness X80 Line Pipe Steels", Anales del International Symposium on Accelerated Cooling of Rolled Steels", Canadá, Agosto 23-26, 1987.
- [3] Hulka, K. et al. "Weldability of high strength large diameter pipe steel, HSLA", Proceedings of the Second International Conference on HSLA steels, p. 495-500, 1990.
- [4] Twelis, G. "Pipeline Welds-effects of Pipe Material and Consumables Composition", *Joining and Materials*, p. 25, January 1989.
- [5] Ramini de Rissone, N. M. et al. "Effect of welding procedure (welding position, number of layers, arc energy, and shielding gas type) on ANSI/AWS A5.20-95 E71T1 flux cored wire deposits", *Science and Technology of Welding and Joining*, v. 8, n.2, 2003.
- [6] Svoboda H. G. et al. The effect of welding procedure on ANSI/AWS A5.29-98 E81T1-Ni1 flux cored wire deposits, IIW- International Institute of Welding Doc. II-A-136-04 and *Welding Journal*, 83 (11), 301s-307s, 2004.
- [7] Surian, E. S.; Ramini de Rissone, N. M.; de Vedia L. A. "Influence of Molybdenum on Ferritic High-Strength SMAW All-Weld Metal Properties". *Welding Journal*, 84 (4), 53-s a 62-s, 2005.
- [8] Quesada, H. J.; Zalazar, M. "Métodos para calcular el precalentamiento en uniones soldadas", Cuaderno FI 013/02-Universidad Nacional del Comahue, Argentina, 2002.
- [9] Yurioka, N. et al. "Carbon equivalents to assess cold cracking sensitivity and hardness of steel welds", *Nippon Steel Technical Report*, N° 20, diciembre 1982.
- [10] Funderburk, R. "Fundamentals of preheat", *Welding Innovation*, v. XIV, N° 2, 1997.
- [11] Chawla, K. K. Hydrogen-induced cracking in two linepipe steels, *Journal of Materials Science* 21, p. 3777-3782, 1986.
- [12] Yurioka, N. "TMCP steels and their welding", *Welding in the World*, v. 35, N° 6, p. 375-390, 1995.
- [13] Method of Y-groove weld cracking test, JIS Z 3158 (1993).
- [14] API standard 1104, "Welding of pipelines and related facilities". 19º Edition, 1999.
- [15] Lomozik, M. "Effect of the welding thermal cycles on the structural changes in the heat affected zone and on its properties in joints welded in low-alloy steels", *Welding International*, 14 (11), p. 845 -850, 2000.
- [16] "Standard Test Methods for Determining Average Grain Size", ASTM E112-9, 1996.
- [17] Omweg, G. M. et al. "Effect of welding parameters and H₂S partial pressure on the susceptibility of welded HSLA steels to sulfide stress cracking". *Welding Journal*, USA, 82(6), p. 136-s -144-s, 2003.
- [18] Hayashi, K., Araki, K. and Abe, T. "High performance steel plates for tank and pressure vessel use high strength steel plates with excellent weldability and superior toughness for the energy industry" *JFE Technical report*, n 5. March 2005.
- [19] Li, Y., Wang, J. and Liu, P. "Fine structure in the inter-critical heat-affected zone of HQ130 super-high strength steel" *Bull. Mater. Sci.*, Vol 26, N 2, pp. 273-278, 2003.
- [20] NACE Standard MR0175. "Standard material requirements. Sulfide stress cracking resistant metallic materials for oilfield equipment", 2002.
- [21] Heisterkamp F., Hulka K., Gray J.M "Metallurgical Concept And Full-Scale Testing of High Toughness, H₂S Resistant 0.03%C - 0.10%Nb Steel". *Niobium Technical Report, CBMM*, Sao Paulo, February 1993.
- [22] Zalazar M., Ramini de Rissone, N. M., Surian, E. S. "Caracterización de la fractura de impactos Charpy-V en soldaduras circunferenciales de tuberías de alta presión". Presentado en el XVI Congreso de Soldadura y First Internacional Symposium of Materials Joining and Related Technologies, Villahermosa, México, 2006.