

Caracterización fracto-mecánica de soldaduras usadas en la recuperación de ejes

Cesar Cerón Bolaños¹, John Sandro Rivas¹, John Jairo Coronado²

Recibido el 8 de marzo de 2005 – Aceptado el 6 de junio de 2005

RESUMEN

En este proyecto de investigación se analizaron fracto-mecánicamente cuatro procedimientos de soldadura usados para la reconstrucción de ejes de molinos de caña de azúcar: dos de arco sumergido (SAW) y dos de electrodo tubular con núcleo de fundente (FCAW). Se determinó la fracto-tenacidad CTOD (Crack Tip Opening Displacement) de los procedimientos, de acuerdo con lo establecido en la norma ASTM E 1290 – 89. Previamente al ensayo de CTOD se usó un dispositivo prefisurador para generar fisuras por fatiga en probetas tipo flexión en tres puntos SE (B). Los datos de carga y desplazamiento de apertura en punta de grieta se registraron usando dos sistemas de adquisición de datos. Se seleccionó el procedimiento con mejores propiedades fractomecánicas (CTOD crítico) y menos defectos en los depósitos de soldadura.

Palabras claves: Tenacidad de fractura, soldadura de arco sumergido, soldadura de electrodo tubular con núcleo de fundente, recuperación de piezas por soldadura.

Fracto-Mechanic characterization of welding used to rebuild mill shafts

ABSTRACT

In this research project four welding procedures used to rebuild worn shafts in sugar cane mills were analyzed: two of submerged arc welding (SAW) and two of flux cored arc welding (FCAW). Crack tip opening displacement (CTOD) for all weldings were determined according to ASTM E 1290 – 89. In CTOD tests pre-cracking stage a fatigue device was used to generate cracks in three points bend specimens SE (B). Load and displacement data were registered using two data acquisition systems. Critical crack tip opening displacement (CTOD_c) of the welding procedure was determined and the one with better properties and smaller welding defects was pointed out like the best choice.

Keywords: Fracture toughness, submerged arc welding, flux cored arc welding, welding rebuild process.

¹ Grupo de Investigación en Mejoramiento Industrial. Escuela de Ingeniería Mecánica. Universidad del Valle, Colombia. cesarce@univalle.edu.co

² Profesor, Escuela de Ingeniería Mecánica. Universidad del Valle, Colombia. johncoro@univalle.edu.co

INTRODUCCIÓN

Una de las estrategias usadas en los ingenios azucareros colombianos para extender la vida en servicio de los ejes de maza de los molinos de caña que han desarrollado fisuras o que han sufrido excesivo desgaste en sus zonas de apoyo (denominadas guijos), consiste en la reconstrucción de estos usando soldadura. Los procedimientos de soldadura tradicionalmente empleados para esto, son: el proceso de arco sumergido (SAW), el proceso de electrodo tubular con núcleo de fundente (FCAW) y el proceso de electro manual (SMAW). El primero y el segundo son usados ampliamente por sus características de automatización, mientras que el tercero se ha reservado a condiciones muy particulares por ser más lento y más susceptible de presentar defectos que pueden acelerar la falla en operación del eje (AWS, 1996).

Los diferentes procedimientos de reconstrucción involucran el uso de diversos tipos de materiales con el objetivo de generar en la superficie del eje un conjunto de propiedades que reduzcan el riesgo de desarrollo de fisuras. Por esto se planteó como objetivo de esta investigación evaluar cuatro procedimientos de reconstrucción de ejes usados en la industria azucarera colombiana. El estudio se realizó desde el punto de vista fracto-mecánico, empleando el ensayo estándar de *crack tip opening displacement (CTOD)*, como herramienta de comparación, así

como la caracterización de los defectos de soldadura que pueden presentarse y ser decisivos en la vida en servicio del componente.

METODOLOGÍA

Se aplicaron cuatro procedimientos de soldadura en un eje de maza superior fracturado de 0.406 m de diámetro. Los procedimientos de reconstrucción por soldadura que se seleccionaron fueron los usados en los ingenios azucareros de la región. Estos procedimientos se designaron bajo los siguientes nombres: procedimiento de reconstrucción A, B, C y D. Los procedimientos A y B usaron dos materiales de aporte con el proceso de soldadura de arco sumergido (SAW), mientras que C y D usaron un solo material de aporte con el proceso de soldadura electrodo tubular con núcleo de fundente (FCAW). La Figura 1 muestra la zona del eje de maza (guijo) donde se mecanizaron cuatro ranuras que serían rellenas con las soldaduras a evaluar. La tabla 1 resume las propiedades de aplicación de las soldaduras escogidas. La composición química en los depósitos de soldadura se muestra en la Tabla 2. El calentamiento del eje se realizó a una temperatura superior a 250 °C en el área del guiño, para lo cual se construyó un horno de gas propano. Se manipuló el flujo de gas para mantener la temperatura aproximadamente constante y finalmente se realizó un tratamiento térmico de reducción de esfuerzos.

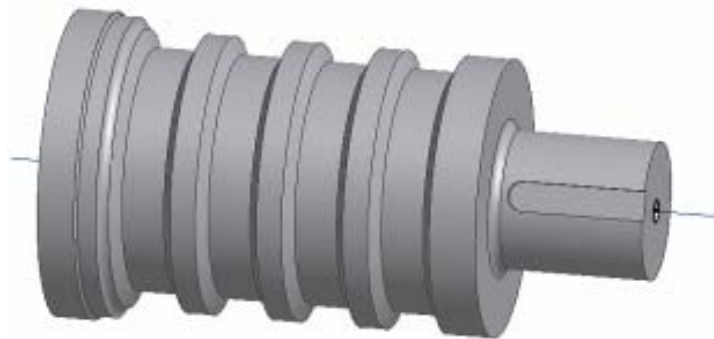


Figura 1. Guijo con ranuras mecanizadas

Procedimiento	Características del consumible			Características de aplicación			
	Material de aporte	Tipo de alambre	Diámetro (mm)	Volt	Amp	Velocidad periférica	Stick out
A	A - MA 1	Tubular + Fundente	2.38	29 V	490 A	65 cm/min	3.8 cm
	A - MA 2	Tubular + Fundente	2.38	29 V	490 A	65 cm/min	3.8 cm
B	B - MA 1	Sólido + Fundente	2.38	30 V	400 A	31.75 cm/min	3.8 cm
	B - MA 2	Tubular + Fundente	2.38	30 V	400 A	31.75 cm/min	3.8 cm
C	C - MA 1	Tubular - Flux cored	2.38	24 V	290 A	14.5 cm/min	2.54 cm
D	D - MA 1	Tubular - Flux cored	1.6	24 V	220 A	14.5 cm/min	3.5 cm

Tabla 1. Características y propiedades de aplicación de las soldaduras seleccionadas

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
A - MA 1	0.13	0.27	0.78	0.011	<0.019	0.41	0.47	0.16
A - MA 2	0.11	0.35	0.90	0.013	<0.010	4.27	0.37	0.10
B - MA 1	0.16	0.17	0.80	0.017	0.011	0.09	0.03	0.02
B - MA 2	0.10	0.71	2.80	0.026	0.010	1.24	0.01	<0.01
C - MA 1	0.17	0.58	2.48	0.022	<0.010	1.31	0.02	<0.01
Acero 1045	0.52	0.26	0.70	0.013	0.021	0.21	0.08	0.02

Tabla 2. Composición química de los depósitos de soldadura y metal base

Análisis macroscópico de las soldaduras. Se efectuaron cortes transversales de las soldaduras para determinar su apariencia macroscópica. La Figura 2 muestra la apariencia de la soldadura del procedimiento de reconstrucción A. En esta soldadura no se presentaron defectos considerables, solo se detectó un poro de tamaño muy pequeño (alrededor de 1 mm de diámetro), al lado izquierdo de la ranura mecanizada. La apariencia sana de esta soldadura está caracterizada por cordones de poca altura y mucha uniformidad y por la generación de una zona térmicamente afectada por el calor (ZAC) de aproximadamente 2 mm. En la parte inferior de la figura se aprecia el material de aporte 1 (A-MA 1) y en la parte superior el material de aporte 2 (A-MA 2).

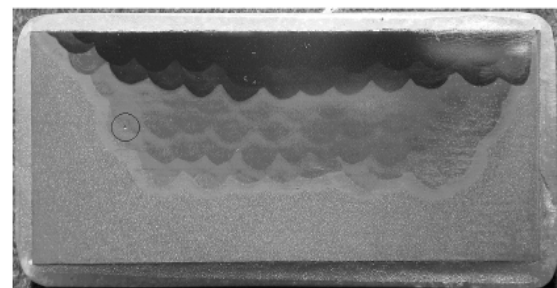


Figura 2. Procedimiento de recuperación A

La apariencia de la soldadura del procedimiento B se muestra en la Figura 3, en esta soldadura se presentan muchos defectos en los cordones de la base. Se presentó una gran socavación en el material base, lo que facilitó la generación de fisuras en la zona central de los cordones. Dichas fisuras se producen por los esfuerzos generados durante la solidificación del cordón y hacen que la parte central (la última en

solidificar) se fracture (AWS, 1996). Esta fisuración se conoce como agrietamiento en caliente y la AWS (American Welding Society) la relaciona con la formación de compuestos de azufre y eventualmente de fósforo de bajo punto de fusión, debido a fenómenos de segregación ayudados por contaminación (AWS, 1996). Este problema, se debe también a un mal manejo de las variables de la

soldadura, se puede corregir este problema reduciendo tanto la velocidad de desplazamiento, como la corriente de soldadura (AWS, 1996). La socavación producida por los cordones de base hizo que entre ellos se generara una gran zona de grano recocido (3.18 mm), la ZAC de este procedimiento, medida bajo los cordones base, alcanzó 1.12 mm. En la parte inferior se encuentra el material de aporte 1 (B-MA 1) y en la parte superior el material de aporte 2 (B-MA 2).

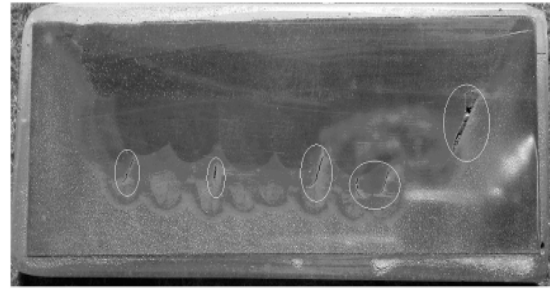


Figura 3. Procedimiento de recuperación B

Estos defectos son críticos ya que las condiciones de operación del eje colocan estas fisuras en un estado de cargas óptimo para su propagación por fatiga, se encuentran en planos perpendiculares a los esfuerzos generados por la flexión del eje (figura 4), en mecánica de fractura se denomina Modo I de apertura (Barson, 1990). Se presentó además en la soldadura depositada falta de fusión en uno de los flancos del canal mecanizado, el cual es tan crítico como las fisuras de los cordones inferiores y evidencia una dificultad para la correcta aplicación de las soldaduras

en lados inclinados. Cuando se planea la reconstrucción de un eje, es frecuente que los extremos del apoyo (zona de los hombros del eje) se mecanicen dejando flancos inclinados para después generar nuevamente los radios de acuerdo. Las fisuras presentes en la soldadura tienen longitudes entre 3.29 y 5.18 mm, la zona de falta de fusión tiene un longitud de 9.9 mm.

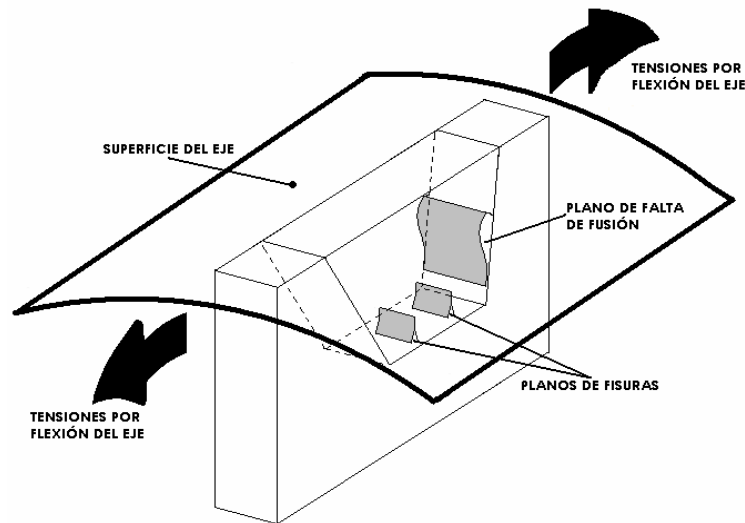


Figura 4. Defectos en planos perpendiculares a las tensiones generadas por flexión del eje

La Figura 5 muestra el procedimiento de reconstrucción C, que presenta una serie de pequeños poros y puntos de escoria atrapada alcanzando hasta 1.5 mm de diámetro, que no representan defectos críticos como los defectos tipos fisura, pero provocan una intensificación del esfuerzo aplicado y se

recomienda evitarlos. En general, la apariencia de la soldadura es sana, los cordones son bajos y extendidos. Este procedimiento de soldadura generó una ZAC de 6.54 mm. La soldadura fue designada como C MA-1

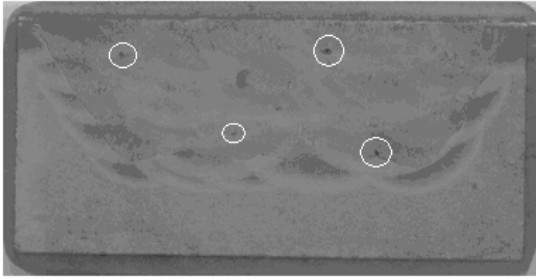


Figura 5. Procedimiento de reconstrucción C

La Figura 6 muestra la fotografía del procedimiento de reconstrucción D, se observa que la adherencia del material de aporte al metal base y entre cordones de soldadura es muy deficiente, observándose a simple vista una fusión (penetración) incompleta, que es debida según la AWS a el inapropiado uso de los

parámetros de soldadura, que se puede corregir, incrementado la corriente, reduciendo la velocidad de desplazamiento o usando un alambre más delgado (AWS, 1996). Este tipo de discontinuidades crean grandes concentraciones de esfuerzos, que por su gran tamaño y elevado número, permiten generar las condiciones propicias para la rápida propagación de grietas cuando se aplican las cargas. Se observa también una marcada socavación de la soldadura en el material base, ocasionada por un incorrecto manejo de las variables de operación cuando la corriente o el voltaje son muy elevados para una determinada velocidad de desplazamiento (AWS, 1996). La escoria atrapada se debe a una deficiente evacuación de la escoria solidificada sobre la franja de soldadura terminada, ya que esta se hace en forma manual. Debido a la gran cantidad de defectos originados en este procedimiento de soldadura no fue posible obtener probetas para análisis fracto-mecánicos y no se consideró para el resto del estudio.



Figura 6. Procedimiento de reconstrucción D

Probetas para ensayos CTOD. Las probetas seleccionadas para la determinación de la tenacidad de fractura de las soldaduras en el ensayo CTOD fueron probetas del tipo flexión en tres puntos, SE (B)

(Figura 7), puesto que los depósitos de soldadura solo alcanzaban espesores de 25.4 mm, cuando se aplicó un solo tipo de soldadura, y 12.5 mm, cuando se aplicaron dos materiales.

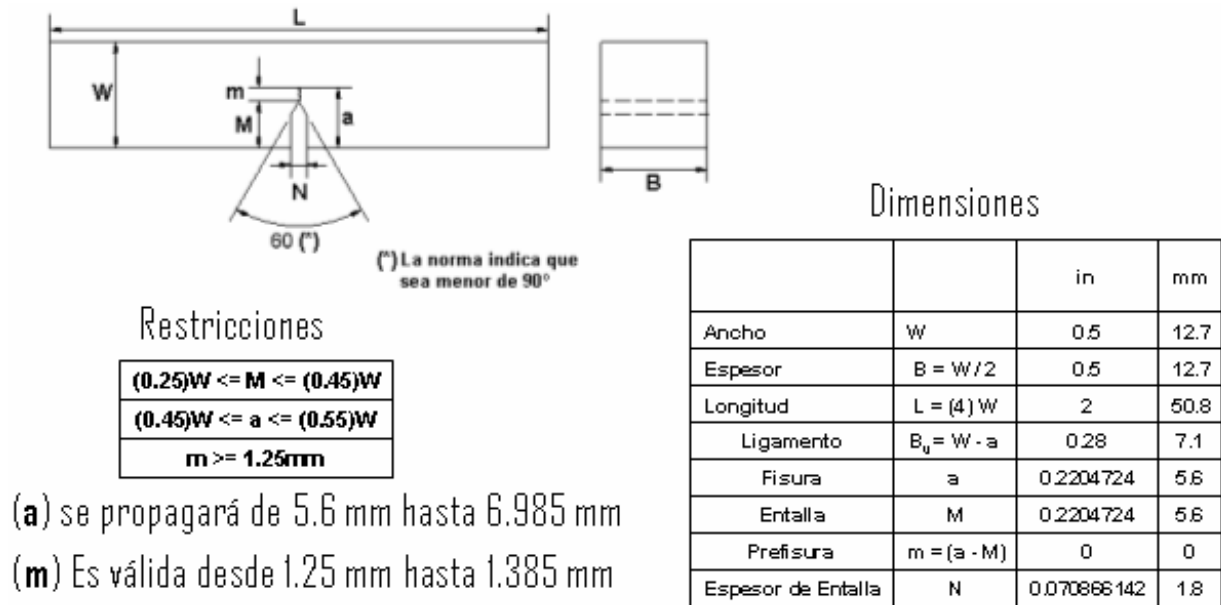


Figura 7. Probeta de flexión en tres puntos SE (B), dimensiones y restricciones.

Fase de prefisuración. El objetivo de esta fase del ensayo es generar un frente de fisura agudo en la probeta; esto no puede lograrse empleando una herramienta de corte. Uno de los métodos recomendados para generar la fisura es la de producir un estado de fatiga en la probeta de modo que se propague una pequeña fisura, esto se conoce como prefisuración por fatiga (Hernández, 2002). Los parámetros para la prefisuración son: carga máxima permisible para prefisurar, carga mínima y máxima para el ensayo y número de ciclos para la prefisuración. Para estimar cada parámetro se usaron las expresiones contenidas en la Norma ASTM E1290-89 Text Method for Crack - Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement.

El dispositivo de prefisuración se muestra en las figuras 8 y 9. El dispositivo funciona aplicando una carga variable a una probeta de flexión en tres puntos

de modo que se presente un estado de fatiga en el vértice de la entalla maquinada. La fuerza es aplicada como resultado del movimiento radial de un rodamiento rígido de bolas, el cual está montado en un mecanismo de doble excéntrica, donde cada una de las excéntricas tiene una excentricidad de 0.3 mm, lo que posibilita obtener un rango de excentricidades entre 0 y 0.6 mm. De aquí se deberá escoger el rango de excentricidades que brinde la máxima y la mínima carga aplicada en la probeta, a fin de obtener el valor de factor de intensidad de esfuerzos exigido por la norma ASTM E1290 – 89, por su funcionamiento el dispositivo es de desplazamiento controlado. El dispositivo prefisurador es accionado por un motor de corriente continua de 4 hp de potencia de una fresadora universal, la transmisión de potencia es por medio de un acople rígido entre el husillo principal de la fresadora y el eje prefisurador (Hinestroza, 2004).

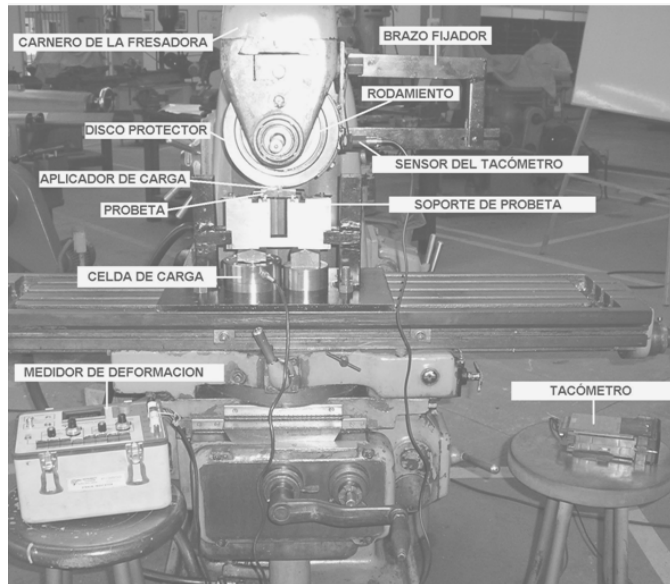


Figura 8. Montaje de la prefisuradora

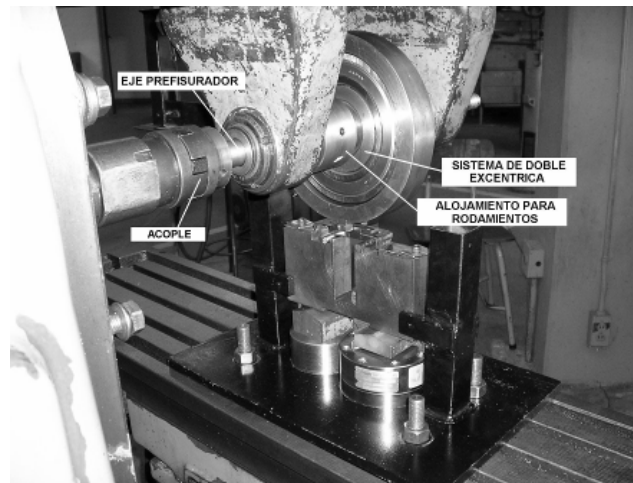


Figura 9. Acercamiento de la prefisuradora

La Norma ASTM E1290 – 89 recomienda que las probetas se deben prefisurar con una carga máxima de fatiga menor o igual a un valor P_F , dado por:

$$P_F = (1/2) [B(b_0)^2 S_{EF} / L] \quad (1)$$

Donde: b_0 , B y L son dimensiones de la probeta (figura 7), S_{EF} es la tensión de flujo del material de interés:

$$S_{EF} = 0.5(S_U + S_Y) \quad (2)$$

Siendo: S_U y S_Y , los esfuerzos último y de fluencia para cada material.

La norma ASTM E1290 – 89 presenta una expresión para calcular el factor de intensidad de esfuerzos en

función de la carga aplicada P, ésta es:

$$K = \frac{YP}{BW^{1/2}} \quad (3)$$

$$Y = \frac{6(a/W)^{1/2} \{1.99 - (a/W)(1 - a/W)[2.15 - 3.93(a/W) + 2.7(a/W)^2]\}}{(1 + 2a/W)(1 - a/W)^{3/2}} \quad (4)$$

Donde:

B, a y W son dimensiones de la probeta. Se escogió como carga máxima de ensayo a la carga máxima permisible para prefisurar. La carga mínima se determina experimentalmente al cargar la probeta con

la carga máxima y girar la excéntrica hasta una posición de carga mínima que es registrada por la celda de carga. La Tabla 3 muestra las cargas de prefisuración para las soldaduras estudiadas.

Material/Procedimiento	Mat. Base	A		B		C
		Mat. Aporte 1	Mat. Aporte 2	Mat. Aporte 1	Mat. Aporte 2	Mat. Aporte 1
P_F (lb)	657.71	588.04	725.49	530.9	674.65	735.40
P_F (kN)	2.93	2.62	3.23	2.37	3.00	3.28

Tabla 3. Cargas máximas permisibles para prefisurar

Número de ciclos para prefisurar. La norma ASTM E1290 – 89 establece que se debe generar una fisura de 1.27 mm para la realización del ensayo de CTOD.

La determinación del número de ciclos de carga que propagarían una fisura de esa longitud se determinó empleando la *Ley de Paris*:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^n \quad (5)$$

Donde:

C y n son constantes que dependen del material. Se tomaron las constantes $C = 6.89 \times 10^{-12}$ y $n = 3$, (Hernández, 2002).

$\Delta K = K_{max} - K_{min}$ es la amplitud de intensidad de esfuerzos. Resolviendo la ecuación diferencial de Paris se despeja el número de ciclos N:

$$N = \left(\int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(\Delta K)^n} \right) \left(\frac{1}{C} \right) \quad (6)$$

Donde:

$a_0 = 5.6$ mm y $a_f = 6.9$ mm, magnitudes de crecimiento de la grieta. Con la relación de cargas máximas y mínimas a medida que la fisura se incrementa en cada material de aporte, se pudo conocer a su vez la relación de amplitud de intensidad de esfuerzos a medida que aumenta la

grieta (ΔK vs. a) y encontrar una expresión en función de ΔK (amplitud de intensidad de tensiones) y a (profundidad de fisura) que se remplazará en la ecuación diferencial de Paris, para calcular el número de ciclos N que debe durar el ensayo para producir un tamaño de grieta $m = 1,27$ mm en cada material de aporte, ver Tabla 4.

MATERIAL	CICLOS N	DURACIÓN (min)
Mat. Base Acero 1045	230826	255.34
A – MA 1	162351	179.59
A – MA 2	130489	144.35
B – MA 1	258080	285.49
B – MA 2	170846	188.99
C – MA 1	123100	136.17

Tabla 4. Ciclos y tiempo de prefisuración

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

En el ensayo se aplica una carga incremental a la probeta de flexión en tres puntos SE (B) previamente prefisurada a medida que se registra el desplazamiento de apertura de dos puntos localizados simétricamente en el plano de la grieta. El ensayo culmina cuando la grieta se propaga en forma inestable ocasionando fractura de la probeta. Al finalizar el ensayo se obtienen registros de carga (P), desplazamiento (v) y curvas (P-v) que sirven para calcular el desplazamiento de apertura de grieta crítico (parámetro fractomecánico CTOD crítico), que es una medida de la tenacidad de fractura en

deformación ideal para materiales con alta tenacidad y baja resistencia como las soldaduras en estudio (Hernández, 2002). Los parámetros del experimento fueron: velocidad de aplicación de la carga: 2 mm / min, intervalo de muestreo para los equipos de adquisición de datos (carga y desplazamiento de apertura en punta de grieta): 0.1 segundos y temperatura del ensayo: 28 °C. En la Figura 10 muestra los registros de carga desplazamiento para cada material, con el fin de comparar el comportamiento de fractura. La Figura 11 presenta una vista de las caras laterales de una probeta SE (B) para todos los materiales en evaluación después del ensayo de flexión en tres puntos.

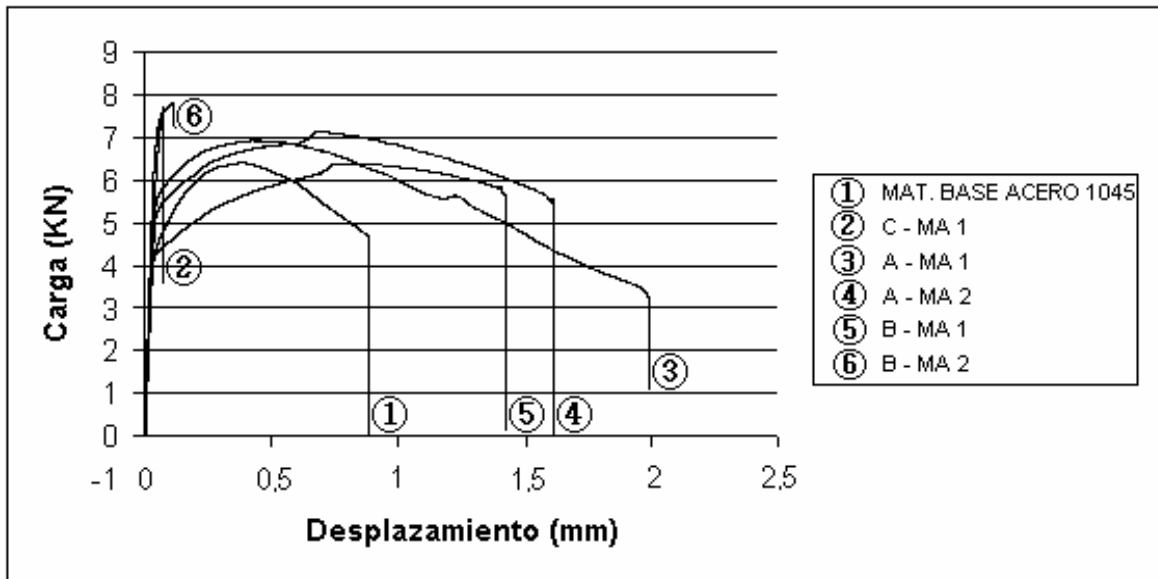


Figura 10. Registros de los ensayos de fractura para todos los materiales de aporte

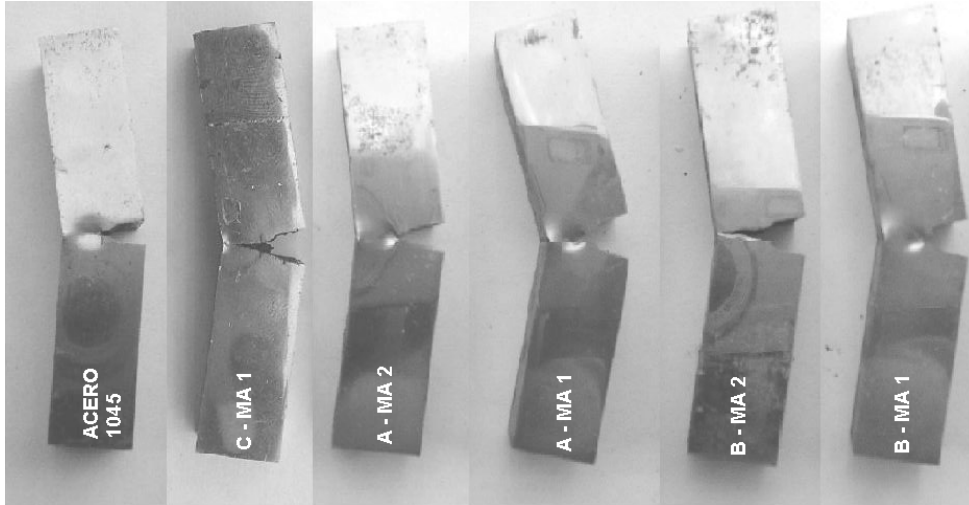


Figura 11. Apariencia de las probetas después del ensayo de Fractura

Se pueden catalogar los eventos de crecimiento de grieta para los materiales ensayados como:

- C – MA 1 y B – MA 2: crecimiento inestable de grieta precedido de un crecimiento estable de ésta.
- Material base acero AISI 1045, A – MA 2, A – MA 1 y B – MA 1: crecimiento estable de grieta con una plataforma de carga máxima de comportamiento plástico generalizado.

El CTOD es un desplazamiento normal entre las superficies de una grieta cuando está tiende a abrirse por la acción de un esfuerzo de tensión perpendicular a su plano. Una falla por propagación de una grieta se inicia cuando el CTOD alcanza un valor crítico $CTOD_c$, el cual se determina experimentalmente. Mientras más alto sea el CTOD crítico, el material es menos propenso al crecimiento de grietas. El

concepto de abertura crítica no es limitado por condiciones de linealidad y ni de plasticidad restringida, si no que puede extenderse a plasticidad generalizada para materiales de alta tenacidad (Morhain, 2001).

El CTOD crítico se determina experimentalmente hallando el desplazamiento plástico v_p con base en las curvas de carga aplicada (P) contra desplazamiento de abertura de grieta (v). El desplazamiento plástico v_p es el punto de intersección en el eje de la abscisa de una línea que tiene su origen en la carga máxima de las curvas P-v. Conocido el desplazamiento plástico v_p se puede calcular el CTOD crítico (Norma ASTM E1290-89) y para probetas estandarizadas de flexión en tres puntos, indica la siguiente relación para calcular CTOD crítico (δ_I) en función del desplazamiento plástico v_p .

$$\delta_I = \frac{K_I^2(1-\nu^2)}{2S_y E} + \frac{0.4(w-a)v_p}{0.4w + 0.6a} \quad (7)$$

Donde:

a: longitud de grieta

B: espesor de probeta

w: ancho de probeta

E: módulo de elasticidad

ν : relación de Poisson

v_p : componente plástico de desplazamiento

K_I : factor de intensidad de esfuerzo calculado con la carga máxima (P_{max}) del evento de crecimiento de grieta correspondiente.

La ecuación 7 permitió calcular el CTOD crítico para cada uno de las soldaduras bajo análisis. En la Tabla 4 se resumen los valores de CTOD críticos para los depósitos de soldadura en estudio. El material de aporte que presentó el mayor $CTOD_c$ es el procedimiento B-MA1 seguido del A-MA2 y A-MA1. Los menores $CTOD_c$ correspondieron a: C-MA1 y B-MA2. Es decir, que el mejor comportamiento fractomecánico CTOD, considerando todos los depósitos corresponde al procedimiento de soldadura “A”.

MATERIAL	Mat. Base Acero 1045	A-MA 1	A-MA 2	B-MA 1	B-MA 2	C-MA 1
CTOD crítico (mm)	0.09245	0.12379	0.13961	0.19493	0.06034	0.04060

Tabla 5. Parámetro fracto-mecánico CTOD crítico para los materiales de aporte

CONCLUSIONES

El procedimiento A presentó depósitos de soldadura con muy pocos defectos, mientras que los demás procedimientos presentaron: poros, escoria atrapada, fisuras y socavación. Esto fue debido principalmente al control que ejerció el proveedor de la soldadura durante el procedimiento de aplicación; no obstante, los defectos presentes en las demás soldaduras pueden presentarse siempre que no se ejerza el debido control de los procedimientos de recuperación.

El material que presentó mayor CTOD crítico fue el material de aporte 1 del procedimiento B (B – MA 1) con 0.195 mm, seguido por el material de aporte 2 del procedimiento A (A – MA 2) con 0.139 mm.

El procedimiento de soldadura A, es el recomendado para realizar la reconstrucción de los apoyos (guijos) de los ejes de molino de caña, ya que posee las mejores propiedades fractomecánicas en el material de la superficie, donde éste debe soportar elevados esfuerzos generados por las altas cargas aplicadas a las chumaceras. Además, presentó muy pocos defectos de solidificación.

AGRADECIMIENTOS

El Grupo de Investigación en Mejoramiento Industrial de la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad del Valle, desarrolló este trabajo en el marco del “Proyecto Cooperativo Agroindustrial para Reducir el Desgaste en Equipos de Preparación y Molienda” con la colaboración del personal del

Ingenio Manuelita S.A., el Centro de Investigaciones de la Caña de Azúcar de Colombia (CENICAÑA) y con el apoyo financiero del Instituto Colombiano para el Desarrollo de la Ciencia y la Tecnología “Francisco José de Caldas” (COLCIENCIAS). A todos ellos les debemos mucho por su apoyo.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ASTM E 399. (1984). “Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials”.
2. ASTM E 1290 – 89. (1984). “Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement”.
3. AWS. American Welding Society. (1996). “Manual de soldadura”. Editorial Mac Graw Hill.
4. Barsom J., Rolfe S. (1990). “Fracture and Fatigue control in Structures”, USA.
5. Hernández H., Espejo E. (2002). “Mecánica de fractura y análisis de falla”. Universidad Nacional Colección Sede.
6. Hinestroza O. (2004). “Diseño y construcción de un banco prefisurador de probetas de flexión en tres puntos para ensayos CTOD”. Tesis de pregrado, Universidad del Valle, Cali, Colombia.
7. Morhain, C. (2001). “Microestructura y Propiedades Mecánicas de Compuestos de Polipropileno con Hidróxido de Magnesio y de Aluminio Moldeados por Inyección”. Tesis de doctorado, Universidad Politécnica de Cataluña. Cataluña. España.