

## DETERMINACIÓN DEL FACTOR “ $\eta$ ” PLÁSTICO PARA PROBETAS NO NORMALIZADAS TIPO SE(T)

Iván Aguirre\*\*, I. Ferreira\*\*, Francisco Aguirre

Universidad Privada Boliviana

\*\*Unicamp

iaguirre@upb.edu

(Recibido el 4 de agosto 2006, aceptado para publicación el 20 de octubre 2006)

### RESUMEN

La determinación de los parámetros de la mecánica de fractura Elástico-Plástica a partir de probetas no normalizadas tipo tracción con entalla lateral *Single Edge notch Tensile*, SE(T), viene ganando importancia. Trabajos publicados recientemente muestran que este tipo de probetas tiene condiciones de restricción del flujo plástico en la punta de la fisura muy semejantes a lo que ocurre en poliductos que presentan fisuras. Para probetas no normalizadas del tipo SE(T) existe poca información sistematizada relatada en la bibliografía de cómo determinar este factor. En este trabajo se determina el factor  $\eta$  plástico para probetas SE(T) a partir de datos obtenidos del método analítico EPRI y por modelado numérico basado en el método de elementos finitos para mediciones del desplazamiento de abertura en la boca de la fisura CMOD y en la línea de carga LLD. La validación de las metodologías propuestas fue realizada por el modelado de probetas normalizadas tipo SE(B), y los resultados comparados con los encontrados en la literatura. Los resultados del factor  $\eta$  plástico para probetas SE(T) calculados numéricamente en este trabajo, son comparados con los obtenidos a través de datos proporcionados por el método analítico EPRI, en ambos casos se obtuvo valores del factor  $\eta$  plástico cercanos a uno para mediciones de CMOD, siendo estos valores casi independientes del tamaño relativo de la fisura y del exponente de acritud. Finalmente, este resultado fue utilizado para la determinación experimental de la integral  $J$  con probetas SE(T) fabricadas de acero API 5L X65, que es un acero utilizado en la fabricación de tuberías industriales.

**Palabras Clave:** Factor H Plástico, SE(T), Acero API 5L X65, Tenacidad de Fractura.

### 1. INTRODUCCIÓN

Proyectos de poliductos de bajo costo exigen una evaluación de discontinuidades y defectos muy precisa, especialmente en la industria petrolera donde una falla del poliducto puede ocasionar daños y pérdidas de gran cuantía. Los resultados de la tenacidad a la fractura determinada por ensayos experimentales con probetas normalizadas, como por ejemplo el de flexión en tres puntos *Single Edge Bending* – SE(B), son demasiado conservadores para ser usados en la estimación del tamaño de defectos críticos, aplicando conceptos de *Engineering Critical Assessment* - ECA.

Las condiciones de restricción al flujo plástico en la punta de una fisura aguda existente en un poliducto, son reproducidas con mayor similaridad por los ensayos con probetas tipo tracción con entalla lateral *Single Edge Tension* – SE(T) o *Single Edge Notched Tension* -SENT. Esta similaridad, del campo de tensiones y deformaciones en la punta de una fisura aguda entre poliductos y la probeta del tipo SE(T), ha despertado recientemente gran interés en el desarrollo de los ensayos SE(T) para la obtención de la tenacidad a la fractura elástico-plástica [1], [2].

El concepto del factor adimensional ( $\eta$ ) para la estimativa de la *integral J* fue introducido por Turner en 1973. Rice, Paris y Merkle propusieron para el cálculo de la *integral J* la separación de la misma en dos partes, una parte elástica y una parte plástica, definiendo el factor  $\eta$  elástico ( $\eta_{el}$ ) para el cálculo de la parte elástica de la *integral J* y el factor  $\eta$  plástico ( $\eta_{pl}$ ) para el cálculo de la parte plástica de la *integral J*. Sumpter y Turner, en 1976, definen la parte plástica de la *integral J* en función de la energía de deformación plástica en la fisura, el espesor de la probeta y el factor  $\eta_{pl}$ , este concepto es usado actualmente para la determinación experimental de  $J_{pl}$ . Existe poca información sistematizada en la bibliografía especializada sobre la utilización de probetas SE(T) que no están normalizadas para la obtención de las propiedades de fractura. Lee & Parks en 1993, estudiaron estas probetas sometidas a tensiones combinadas de tracción y flexión analíticamente y por elementos finitos. En 2001 Kim y Budden [3], usando conceptos analíticos y modelado por elementos finitos 2D, determinaron el factor plástico  $\eta_{pl}$  para probetas SE(T). Kim *et al.*, en 2004 [4], publicaron un estudio numérico utilizando elementos finitos 3D, sistematizando soluciones para la determinación del factor  $\eta_{pl}$  para probetas normalizadas y no normalizadas, entre ellos las probetas tipo SE(T).

El factor  $\eta_{pl}$  es usado en la obtención experimental de los parámetros de campo *integral J* y *integral C\**. La *integral J* es uno de los más importantes parámetros de campo de la mecánica de fractura elástico-plástica, que entre otros permite

calcular las tensiones ocurrentes en los alrededores de una fisura aguda y predecir comportamiento de estas fisuras. La integral  $C^*$  permite analizar el crecimiento de fisuras en piezas o estructuras sometidas al fenómeno de la fluencia lenta, *creep*, siendo considerado un importante parámetro de la mecánica de la fractura.

Los aceros normalizados según normas API 5L son utilizados en la fabricación de poliductos para la industria petrolera. El acero API 5L X65 pertenece a la familia de aceros de alta resistencia y baja aleación (ARBA), micro aleados con Ti y Nb, y tienen una resistencia de fluencia mínima de 65 ksi (450 MPa).

En este trabajo se realizó la determinación analítica del factor  $\eta$  plástico, usando datos proporcionados por el método EPRI y datos numéricos obtenidos por modelado con elementos finitos para probetas no normalizadas tipo tracción con entalla lateral, SE(T). Con los resultados del factor  $\eta$  plástico calculado, fue posible la obtención experimental de la tenacidad a la fractura elástico-plástica del acero API 5L X65, usando probetas no normalizadas tipo SE(T).

## 2. MATERIAL

El material usado en este trabajo de investigación consiste en planchas de acero API 5L X65 de ½ pulgada de espesor fabricado por el proceso de laminación controlada; la composición química de este acero es mostrada en la Tabla 1.

**TABLA 1 - COMPOSICIÓN QUÍMICA DEL ACERO API 5L X65.**

Elemento	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ti	Nb	Al
% en peso	0,12	1,61	0,26	0,023	0,014	0,04	0,07	0,05	0,06

Las propiedades de tracción y tenacidad a la fractura fueron determinadas a partir de ensayos realizados en una máquina MTS (“Material Testing System”), modelo TestStar II, con capacidad de 10 toneladas. Las probetas de tracción fueron mecanizadas en la dirección de laminación, según la norma ASTM 8M-01, con dimensiones de la parte útil de  $\varnothing 5 \times 25$  mm. Las propiedades mecánicas básicas del material están presentadas en la Tabla 2; se observa que el acero cumple con los requisitos de resistencia mecánica especificados por la norma API 5L X65.

Para el modelado del material por la relación de Ramberg-Osgood, se estimó el exponente  $n$  y el coeficiente  $\alpha$  de acritud, en  $n=7,7$  y  $\alpha=0,93$ . Los valores de las propiedades elásticas adoptadas en este trabajo fueron: Módulo de elasticidad  $E=211,4$  GPa y coeficiente de Poisson  $\mu=0,293$  (Hertzberg, 1996). La preparación de las muestras para el análisis metalográfico fue basada en la norma ASTM E3-01 (2003), las muestras fueron atacadas con el reactivo Nital 2% y se usó un microscópico óptico Neopot 32 para realizar el análisis. El tamaño de grano del acero es 11 y fue determinada por el método de la intersección de Abrams aplicando la norma ASTM E 112-96 (2003).

**TABLA 2 - PROPIEDADES MECÁNICAS BÁSICAS DEL ACERO API 5L X65.**

Límite de resistencia a la tracción [MPa]	Límite de fluencia [MPa]	Reducción de área [%]	Alongamiento en 25 mm [%]	Dureza Vickers
605	504	58	30	205

## 3. FORMULACIÓN

### 3.1 Integral J

Análiticamente la *integral J* está definida por la integral (1),

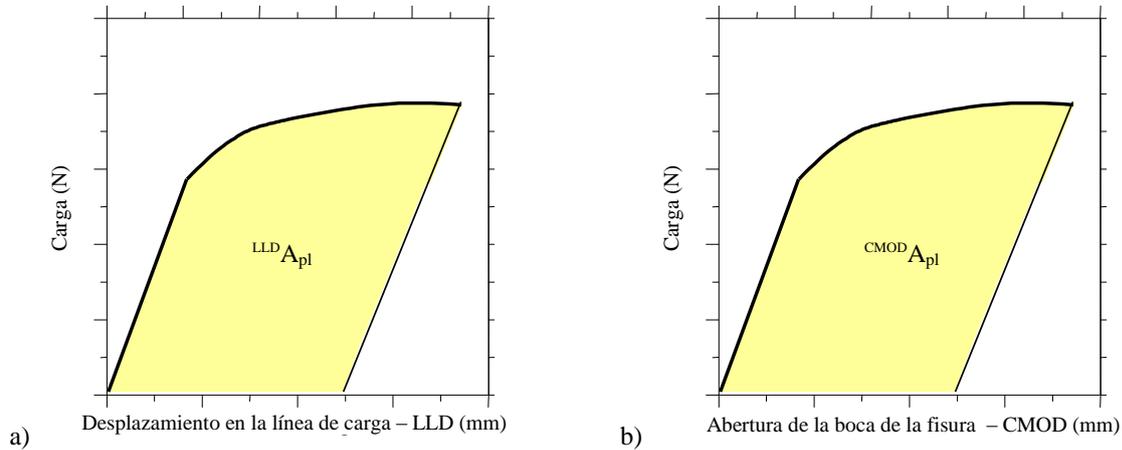
$$J = \int_{\Gamma} (w \cdot dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds), \quad (1)$$

donde  $w$  es la densidad de energía de deformación,  $T_i$  las componentes del vector de fuerzas de superficie,  $u_i$  las componentes del vector de desplazamientos y  $ds$  representa un incremento diferencial a lo largo del contorno  $\Gamma$  que es definido arbitrariamente alrededor de la punta de la fisura.

Según la norma ASTM E 1820-01, la estimación experimental de la *integral J* puede ser realizada con la relación (2),

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2}{E'} + \eta_{pl} \frac{A_{pl}}{(W-a)B}, \quad (2)$$

donde  $K$  es el factor de intensidad de tensiones elástico-lineal,  $E'$  es el módulo de elasticidad ( $E$ ) para el estado de tensión plano, para el caso de deformación plana es igual a  $E/(1-\mu^2)$ .  $\eta_{pl}$  es el factor  $\eta$  plástico,  $a$  la longitud de la fisura,  $W$  y  $B$  son el ancho y espesor de la probeta, respectivamente,  $A_{pl}$  es la energía de deformación plástica que corresponde al área plástica bajo las curvas experimentales carga-desplazamiento, Figura 1.



**Figura 1-** Definición del área plástica de las curvas experimentales carga-desplazamiento.

Existen dos técnicas experimentales para el levantamiento de las curvas carga-desplazamiento, la primera está basada en la medición de los desplazamientos en la línea de carga, *Load line displacement - LLD*, esta técnica es la adoptada por las normas ASTM; la segunda técnica está basada en la medición del desplazamiento de abertura de la boca de la fisura, *Crack Mouth Opening Displacement - CMOD*, trabajos recientes reportan esta última técnica como más estable y precisa que la LLD [3], [4] y [5].

### 3.2 Integral $C^*$

La *integral*  $C^*$  está definida analíticamente por la integral (3),

$$C^* = \int_{\Gamma} (\dot{w} \cdot dy - T_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x} ds), \quad (3)$$

donde  $\dot{w}$  es la densidad de la tasa de energía de deformación (potencia),  $T_i$  es la matriz de fuerzas de superficie y  $\dot{u}_i$  representa a los componentes del vector de la tasa de desplazamientos.

La tasa de crecimiento de la fisura  $\dot{a}$  inducida por el fenómeno de la fluencia lenta puede ser expresada por la siguiente ley exponencial [6]:

$$\dot{a} = \gamma^* (C^*)^{\frac{n^*}{n^*+1}}, \quad (4)$$

donde  $n^*$  es el exponente de fluencia lenta y  $\gamma^*$  es una constante típica del material.

La norma ASTM E 1457-00[7] define la relación (5) para la estimación experimental de la *integral*  $C^*$ ,

$$C^* = \frac{n^*}{n^*+1} \times \frac{LLD \eta_{pl}}{(W-a)B} P \cdot \dot{\Delta}, \quad (5)$$

donde  $\dot{\Delta}$  es la tasa de deformación de la fluencia lenta en la línea de carga y  $P$  es la carga externa aplicada.

### 3.3 Método EPRI

El método analítico EPRI, *Electric Power Research Institute*, para la determinación de la componente plástica de la integral  $J$ , es considerado un método clásico; este método modela los materiales por el modelo de acritud exponencial representado por la relación (6).

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n, \quad (6)$$

donde  $n$  es el exponente de la ley exponencial de acritud ( $n=1$  comportamiento elástico,  $n=\infty$  material perfectamente plástico),  $\alpha$  es el coeficiente de acritud,  $\sigma_0$  es el límite de fluencia y  $\varepsilon_0$  la deformación de referencia normalmente definida como  $\sigma_0/E$ .

Según el método EPRI, la parcela plástica de la integral  $J$  es:

$$J_{pl} = \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot \sigma_0 \cdot b \cdot g_1 \cdot h_1 \left( \frac{P}{P_0} \right)^{n+1}, \quad (7)$$

donde  $b$  es el *ligament* definido como  $W-a$ ,  $g_1$  es una función adimensional dependiente del tipo de probeta,  $h_1$  es una función de calibración dependiente del tipo de probeta y de los parámetros  $n$  y  $a/W$ , los valores tabulados de  $h_1$  pueden ser encontrados en la referencia [8], y  $P_0$  es la carga de referencia de fluencia en la punta de la fisura que también depende del tipo de probeta.

Para probetas tipo SE(T), tenemos:

$$g_1 = \frac{a}{W} \quad (8)$$

Para deformación plana:

$$P_0 = 1,455\beta \cdot b \cdot \sigma_0 \quad (9)$$

Para tensión plana:

$$P_0 = 1,072\beta \cdot b \cdot \sigma_0, \quad (10)$$

donde  $\beta$  está definida por:

$$\beta = \left[ 1 + \left( \frac{a}{b} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - \frac{a}{b} \quad (11)$$

El método EPRI permite estimar el desplazamiento plástico total en la línea de carga  $\Delta_{pl}$  por la siguiente relación:

$$\Delta_{pl} = \Delta_c + \Delta_{nc}, \quad (12)$$

donde  $\Delta_c$  está definido por la relación (13) y  $\Delta_{nc}$  por la relación (14) para deformación plana y por la relación (15) para el estado de tensión plana.

$$\Delta_c = \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot a \cdot h_3 \left( \frac{P}{P_0} \right)^n, \quad (13)$$

$$\Delta_{nc} = \frac{\sqrt{3}}{2} \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot L \left( \frac{\sqrt{3}P_0}{4B \cdot W \cdot \sigma_0} \right)^n \left( \frac{P}{P_0} \right)^n, \quad (14)$$

$$\Delta_{nc} = \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot L \left( \frac{P_0}{2B \cdot W \cdot \sigma_0} \right)^n \left( \frac{P}{P_0} \right)^n, \quad (15)$$

$h_3$  es una función dependiente del tipo de probeta y de los parámetros  $n$  y  $a/W$ . Los valores tabulados de  $h_3$  pueden ser encontrados en [8].  $L$  y  $B$  son la longitud y espesor de la probeta, respectivamente.

### 3.4 Factor $\eta$ plástico para probetas SE(T)

La energía de deformación plástica, está definida por:

$$A_{pl} = \int_0^{\Delta_{pl}} P \cdot d(\Delta_{pl}) \quad (16)$$

De la relación (12) es posible poner en evidencia la carga  $P$ , llegándose a las relaciones (17) para tensión plana y (18) para deformación plana.

$$P = \left[ \frac{\Delta_{pl}}{\alpha \cdot \varepsilon_0 \left( a \cdot h_3 \left( \frac{1}{P_0} \right)^n + L \left( \frac{1}{2B \cdot W \cdot \sigma_0} \right)^n \right)} \right]^{\frac{1}{n}} \quad (17)$$

$$P = \left[ \frac{\Delta_{pl}}{\alpha \cdot \varepsilon_0 \left( a \cdot h_3 \left( \frac{1}{P_0} \right)^n + \frac{\sqrt{3}}{2} L \left( \frac{\sqrt{3}}{4} \frac{1}{B \cdot W \cdot \sigma_0} \right)^n \right)} \right]^{\frac{1}{n}} \quad (18)$$

Con los valores de la carga  $P$ , la integral (16) puede ser resuelta analíticamente. Igualando la parcela plástica de la relación (2) con la relación (7), es posible obtener una relación analítica para el cálculo del factor  $\eta$  plástico. Para el estado de tensión plana se tiene:

$${}^{LLD}\eta_{pl} = \frac{(n+1)}{n} \frac{1}{1,072\beta} \frac{ab}{W} \frac{h_1}{ah_3 + L \left( \frac{1,072\beta b}{2W} \right)^n}, \quad (19)$$

y para el estado de deformación plana se tiene:

$${}^{LLD}\eta_{pl} = \frac{(n+1)}{n} \frac{1}{1,455\beta} \frac{a \cdot b}{W} \frac{h_1}{a \cdot h_3 + \frac{\sqrt{3}}{2} L \left( \frac{\sqrt{3}}{4} \times \frac{1,455\beta \cdot b}{W} \right)^n} \quad (20)$$

La componente plástica de la abertura de la boca de la fisura  $v_{pl}$  está definida por la relación (21),

$$v_{pl} = \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot a \cdot h_2 \left( \frac{P}{P_0} \right)^n, \quad (21)$$

donde  $h_2$  es una función dependiente del tipo de probeta, el estado de tensión y de los parámetros  $n$  y  $a/W$ . Los valores de  $h_2$  pueden ser encontrados en la referencia [8].

Utilizando el procedimiento anterior, se obtiene la relación analítica para el cálculo del factor  $\eta$  plástico para mediciones experimentales de la abertura de la boca de la fisura – CMOD, *Crack Mouth Opening Displacement*, definido en la relación (22) para deformación plana y en la relación (23) para tensión plana.

$${}^{CMOD}\eta_{pl} = \frac{(n+1)}{n} \frac{1}{1,455\beta} \frac{(W-a)}{W} \frac{h_1}{h_2}, \quad (22)$$

$${}^{CMOD}\eta_{pl} = \frac{(n+1)}{n} \frac{1}{1,072\beta} \frac{(W-a)}{W} \frac{h_1}{h_2}. \quad (23)$$

## 4. MODELADO POR ELEMENTOS FINITOS

### 4.1 Calibración de $h_1$

Existen reportes en la literatura de que los valores tabulados de la función de calibración  $h_1$  proporcionados por el manual EPRI están subestimados y presentan fluctuaciones por algunas instabilidades numéricas [3, 5, 9]. En este trabajo, la calibración de  $h_1$  se realizó por un estudio paramétrico, variando la carga  $P$  aplicada a la probeta se determinó el valor de la integral  $J$  por elementos finitos con el programa comercial Abaqus, representado por  $J_{FEM}$ . Luego, aplicando la relación (24), se calculó el valor de  $J_{pl}$ .

$$J_{pl} = J_{FEM} - J_{el}(a_{eff}), \quad (24)$$

donde  $J_{el}$  es una función de la longitud efectiva de la fisura  $a_{eff}$ .

Graficando los resultados de  $J_{pl}$  en función de  $(P/P_0)^{n+1}$ , Figura 2, es posible ajustar una línea recta, cuya pendiente  $m$  es determinada por la relación (25),

$$m = \frac{\Delta J_{pl}}{\Delta \left( \frac{P}{P_0} \right)^{n+1}} \quad (25)$$

Entonces, la función de calibración será:

$$h_1(FEM) = \frac{m}{\alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot b \cdot \sigma_0} \times \frac{1}{g_1} \quad (26)$$

Para validar el método, se reprodujo el ejemplo numérico presentado en el trabajo de Lei & Ainswoth [9], donde se estudia un probeta de flexión en tres puntos – SE(B) con  $\sigma_0 = 413$  MPa,  $E = 207\,000$  MPa,  $\alpha = 1$ ,  $\varepsilon_0 = 0,002$ ,  $a/W = 0,5$  y  $n$  tomando valores de 2, 3, 5, 7 y 10. En la Figura 2 se realiza una comparación de los resultados de la pendiente para  $n = 10$ ; observase una buena correlación entre los resultados publicados en [9] y los encontrados en este trabajo. En la Tabla 3 se muestra los resultados encontrados por modelado con Elementos Finitos y comparados con el método EPRI; los resultados del método EPRI son muy conservadores, siendo inaceptables para  $n$  mayores a 5.

La Figura 3 muestra los resultados obtenidos del factor de calibración -  $h_1$  y los compara con los resultados tabulados del método EPRI y los resultados del trabajo de Lei & Ainswoth [9]; se observa que el método EPRI proporciona factores  $h_1$  muy conservadores y los valores encontrados en este trabajo tienen buena correlación con los publicados en [9].

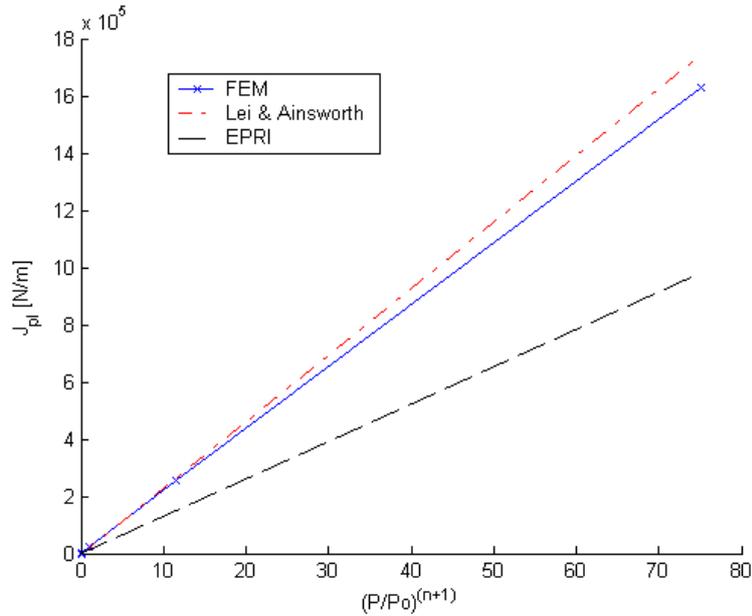


Figura 2 – Ajuste por mínimos cuadrados para el cálculo de la pendiente,  $n=10$ ,  $a/W=0,5$ , SE(B).

TABLA 3 - COMPARACIÓN DE RESULTADOS DE LA INTEGRAL  $J$  – SE(B)

n	P [N/mm]	$J_{FEM}$ [N/mm]	$J_{Lei}^{(1)}$ [N/mm]	$J_{EPRI}^{(2)}$ [N/mm]	$(J_{EPRI}-J_{FEM})/J_{FEM}$ %
2	5339	312,6	297	292,6	-6,4
3	5339	363,4	336	343,5	-5,5
5	5339	523,8	500	456,6	-12,8
7	5339	818,6	818	633,2	-22,6
10	5339	1816	1868	1167	-35,7

<sup>(1)</sup> Lei & Ainswoth [9].

<sup>(2)</sup>  $J_{pl} + J_{el}(a_{eff})$

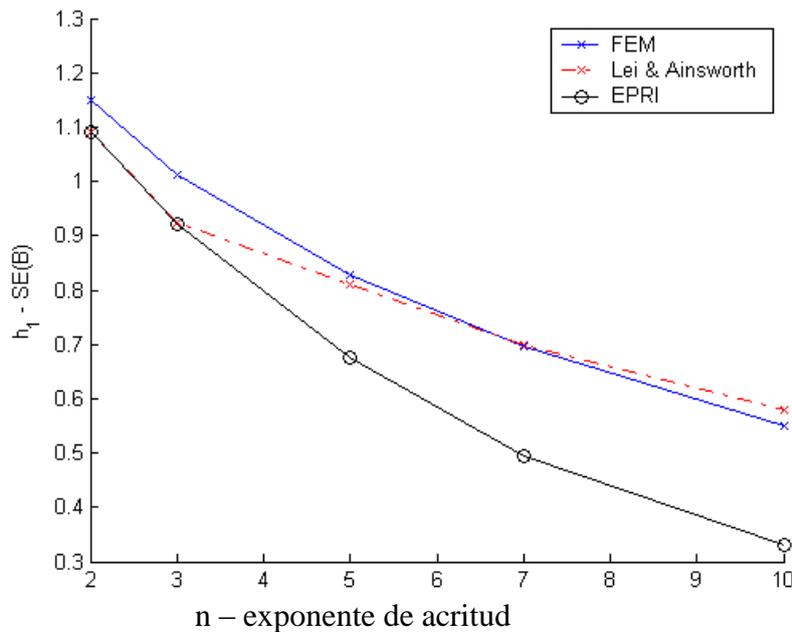


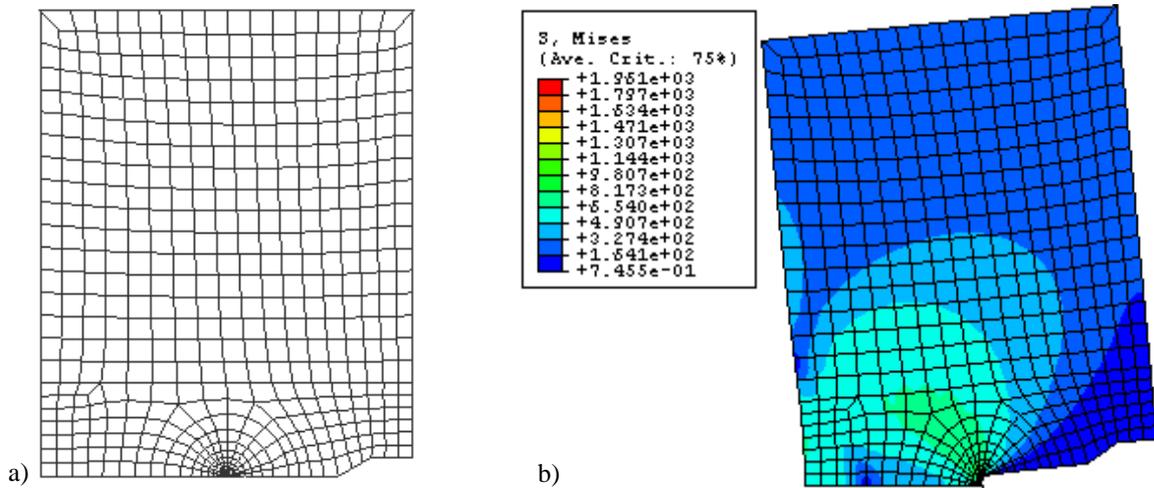
Figura 3 – Coeficiente de calibración  $h_1$ ,  $a/W=0,5$  - SE(B).

**4.2 Modelo SE(T)**

El modelado numérico fue realizado con el programa comercial de elementos finitos Abaqus. En todas las probetas SE(T) modeladas, se fijaron los parámetros  $B=0,5W$  y  $L=2,5W$ . Para obtener el factor de calibración  $h_1$ , se realizó un estudio paramétrico variando el exponente de acritud  $n$  de 1 a 20, la relación  $a/W$  de 0.25 a 0.75 y la carga  $P$  entre 0 y 40 000 N. Para el modelado 2D se usó elementos cuadráticos sólidos de ocho nodos, siendo el tipo CPE8R para deformación plana y CPS8R para tensión plana.

Por simetría, es suficiente modelar la mitad de las probetas. En la Figura 4 se muestra una malla típica usada en el modelado por elementos finitos, la malla tiene 584 elementos. Para modelar la punta de la fisura, se utilizó elementos singulares degenerados con nodo a un cuarto, la malla está centralizada alrededor de la punta de la fisura usando la opción *swept meshing*, el tamaño de los elementos de la punta de la fisura es de 0.8  $\mu\text{m}$ .

En la Tabla 4 están representados los resultados obtenidos por la aplicación de la relación (26) del factor de calibración  $h_1$  para el estado de deformación plana.



**Figura 4** – Modelado FEM de la probeta SE(T),  $a/W = 0,5$ : a) Malla típica b) Resultado de análisis – Deformación plana

**TABLA 4 - FACTOR DE CALIBRACIÓN –  $H_1$ , DETERMINADO POR MODELADO NUMÉRICO, DEFORMACIÓN PLANA – SE(T).**

$a/W$	$n=1$	$n=2$	$n=3$	$n=5$	$n=7$	$n=10$	$n=13$	$n=16$	$n=20$
<b>1/4</b>	4,521	5,1387	5,4753	5,3919	4,8105	3,7189	2,7842	2,104	1,5087
<b>3/8</b>	4,0883	3,4083	2,9719	2,1437	1,4409	0,76	0,4089	0,2272	0,1071
<b>1/2</b>	3,5153	2,414	1,9238	1,2749	0,811	0,3965	0,1935	0,0966	0,0393
<b>5/8</b>	2,8795	1,9315	1,5454	0,9947	0,6962	0,3829	0,2151	0,1225	0,0586
<b>3/4</b>	2,224	1,5491	1,2686	0,9503	0,7299	0,4886	0,3278	0,2221	0,1333

Para el cálculo del factor  $\eta$  plástico  $^{CMOD} \eta_{pl}$ , es necesario recalibrar el factor  $h_2$ , para esto fue aplicado un procedimiento semejante al aplicado para la determinación del factor  $h_1$ , aplicando las relaciones (27) y (28). Los resultados para el estado de deformación plana están dados en la Tabla 5. Los resultados encontrados para los factores  $h_1$  y  $h_2$  son mayores que los proporcionados por el método EPRI, esta diferencia es mayor para coeficientes de acritud grandes,

$$m_{h2} = \frac{\Delta v_{pl}}{\Delta \left( \frac{P}{P_0} \right)^n} \tag{27}$$

$$h_2(FEM) = \frac{m_{h2}}{\alpha \cdot \epsilon_0 \cdot a} \tag{28}$$

**TABLA 5 - FACTOR  $H_2$ , DETERMINADO POR MODELADO NUMÉRICO, DEFORMACIÓN PLANA – SE(T)**

a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/4	4,8991	5,394	5,5619	5,2132	4,4802	3,3121	2,3862	1,7438	1,2054
3/8	4,698	4,0045	3,3387	2,1754	1,3538	0,65683	0,33226	0,17648	0,07989
1/2	4,5887	3,2252	2,4263	1,4019	0,8073	0,3617	0,1705	0,0839	0,0338
5/8	4,49	2,9166	2,1401	1,2483	0,77104	0,40454	0,22435	0,12765	0,06130
3/4	4,3685	2,8495	2,2212	1,5198	1,0764	0,65919	0,41702	0,27207	0,1586

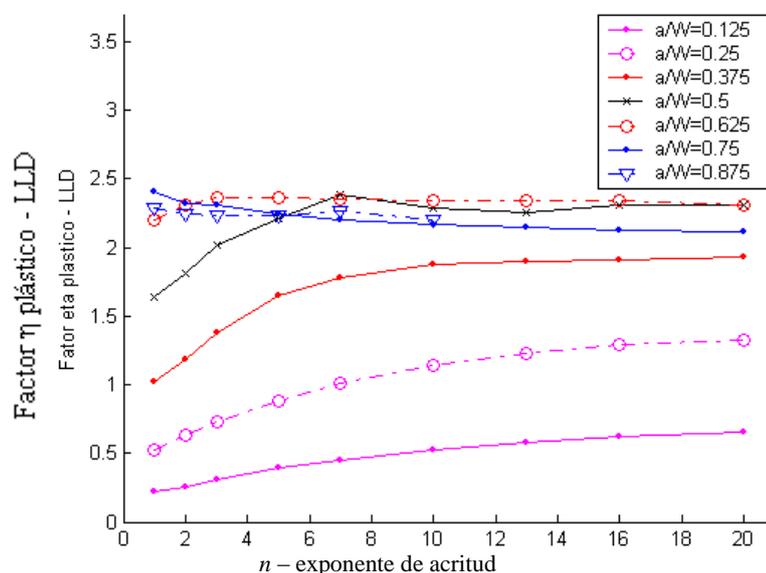
**5. RESULTADOS**

Por la aplicación del método propuesto en este trabajo, fue posible obtener el factor  $\eta$  plástico usando los valores tabulados por el método EPRI y las relaciones (20) y (22). Los valores tanto para la deformación plana como para la tensión plana de los factores de calibración  $h_1$ ,  $h_2$  y  $h_3$ , pueden ser encontrados en la referencia [9].

En la Tabla 6 se presenta los valores del factor  $\eta$  plástico para mediciones del desplazamiento en la línea de carga – LLD para el estado de deformación plana, estos resultados están mostrados gráficamente en la Figura 5.

**TABLA 6 - FACTOR  $\eta$  PLÁSTICO -  $^{LLD}\eta_{PL}$ , DETERMINADO A PARTIR DEL MÉTODO EPRI, DEFORMACIÓN PLANA**

a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/8	0,17226	0,2243	0,28067	0,38441	0,45029	0,52891	0,58253	0,62386	0,65126
1/4	0,41332	0,55336	0,68946	0,87109	1,0055	1,1378	1,2307	1,2897	1,3234
3/8	0,81774	1,0723	1,3286	1,648	1,7837	1,8742	1,895	1,9077	1,9268
1/2	1,3916	1,7263	1,9985	2,2141	2,3813	2,2868	2,2511	2,3086	2,3139
5/8	1,9914	2,2762	2,363	2,3655	2,3507	2,3373	2,3369	2,3435	2,3093
3/4	2,3176	2,3182	2,3065	2,2461	2,2031	2,171	2,1438	2,1274	2,1153
7/8	2,2724	2,2414	2,235	2,238	2,2658	2,2016			

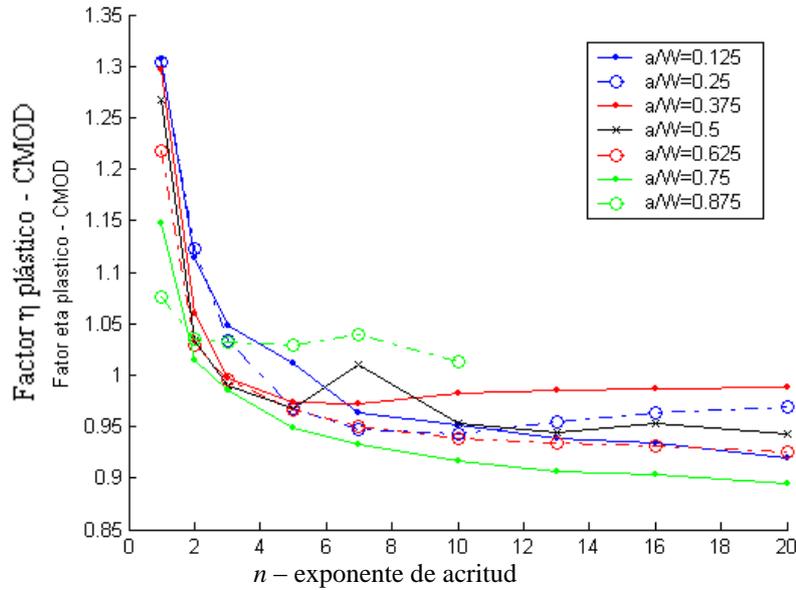


**Figura 5** – Curvas del factor  $\eta$  plástico en función de  $n$ , obtenidos a partir de datos proporcionados por el método EPRI, SE(T) para LLD.

En la Tabla 7 se presentan los valores del factor  $\eta$  plástico para mediciones de la abertura de la boca de la fisura CMOD, para el estado de deformación plana, estos resultados están graficados en la Figura 6.

**TABLA 7 - FACTOR  $\eta$  PLÁSTICO -  $^{CMOD}\eta_{PL}$ , DETERMINADO A PARTIR DEL MÉTODO EPRI. DEFORMACIÓN PLANA**

a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/8	1,3075	1,114	1,048	1,0115	0,96379	0,95193	0,9386	0,93381	0,91874
1/4	1,3041	1,1222	1,0338	0,96706	0,94737	0,94315	0,95502	0,96394	0,96859
3/8	1,2968	1,0598	0,99641	0,97419	0,97154	0,98213	0,98472	0,98677	0,98746
1/2	1,2677	1,0333	0,98911	0,96842	1,0099	0,95285	0,94366	0,95328	0,94238
5/8	1,2179	1,0296	0,99559	0,96559	0,95029	0,93774	0,93337	0,93049	0,92597
3/4	1,1470	1,0147	0,98586	0,94861	0,93248	0,9168	0,90596	0,90305	0,89523
7/8	1,0764	1,0352	1,0319	1,0295	1,0390	1,0135			



**Figura 6** – Curvas del factor  $\eta$  plástico en función de  $n$ , obtenidos a partir de datos proporcionados por el método EPRI, SE(T) para CMOD.

Para validar los resultados obtenidos con los datos proporcionados por el método EPRI, se procedió al cálculo del factor  $\eta$  plástico  $^{CMOD}\eta_{pl}$  usando los valores de los factores de calibración  $h_1$  y  $h_2$  obtenidos por modelado numérico con elementos finitos, valores mostrados en las Tablas 4 y 5, respectivamente.

En la Tabla 8 se muestran los valores del factor  $\eta$  plástico para mediciones de la abertura de la boca de la fisura CMOD para el estado de deformación plana.

**TABLA 8 - FACTOR ETA PLÁSTICO -  $^{CMOD}\eta_{PL}$ , DETERMINADO POR MODELADO NUMÉRICO, DEFORMACIÓN PLANA**

a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/4	1,3199	1,022	0,93871	0,88761	0,8776	0,88331	0,89865	0,91683	0,93988
3/8	1,3211	0,96916	0,90096	0,89767	0,92342	0,96622	1,0061	1,0381	1,0687
1/2	1,2695	0,93809	0,88213	0,89339	0,92734	0,96842	0,99099	1,0014	1,0072
5/8	1,1927	0,92376	0,89538	0,88921	0,95961	0,96827	0,9604	0,94789	0,9329
3/4	1,078	0,86341	0,80628	0,79452	0,82053	0,86333	0,89619	0,91844	0,93453

La Figura 7 muestra gráficamente las diferencias de los resultados del factor  $\eta$  plástico obtenidos con datos de modelado numérico por elementos finitos y los obtenidos con los datos proporcionados por el método EPRI, para la relación de profundidad de la fisura  $a/W = 0,5$ .

Para la determinación de la tenacidad a la fractura usando el concepto de la *integral J* del acero API 5L X65, se usó probetas no normalizadas tipo SE(T), la forma y dimensiones de los cuerpos están mostrados en la Figura 8a, se adoptó un factor  $\eta$  plástico  $^{CMOD}\eta_{pl} = 1$ . Para el modelado numérico por elementos finitos en 3D se usó la malla mostrada en la Figura 8b, esta malla tiene 2972 elementos, la región de la fisura fue modelada con elementos cuadráticos sólidos

tridimensionales de 20 nodos, en la punta de la fisura se usó elementos degenerados con nodo en la mitad y de lado de 35  $\mu\text{m}$ . Para el modelado se aplicó la carga por intermedio del contacto de un pasador aplicado en el centro de la perforación de la probeta.

En la Tabla 9 se resume los resultados de la tenacidad a la fractura obtenidos por los métodos: Experimental, analítico y numérico.

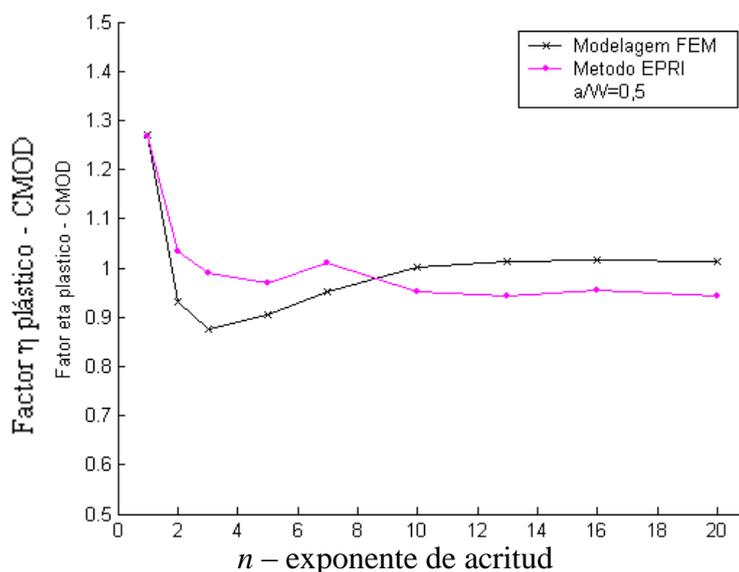


Figura 7 – Comparación del factor  $\eta$  plástico obtenido por modelado numérico con el obtenido con datos proporcionados por el método EPRI,  $a/W = 0,5$ , SE(T).

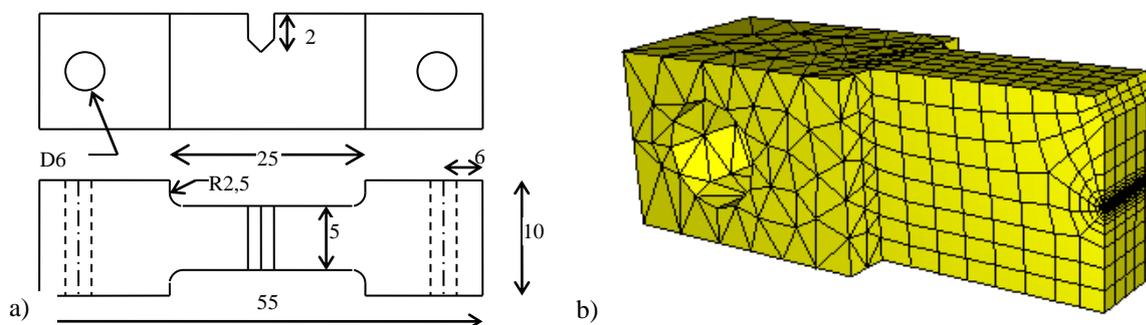


Figura 8 – Probeta SE(T): a) Dimensiones de la probeta b) Malla 3D típica.

TABLA 9 - COMPARACIÓN DE RESULTADOS DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA, ACERO API 5L X65

Tipo de probeta <sup>(1)</sup>		$a_0$ [mm]	$P_{max}$ [kN]	J [kJ/m <sup>2</sup> ]	Diferencia relativa <sup>(5)</sup>
Experimental	SE(T) #3 <sup>(2)</sup>	5,1	12,65	794	9,4 %
	SE(T) #7 <sup>(2)</sup>	5,0	12,41	777	7,0 %
Numérico y analítico	2D FEM–Tension plana	5,0	12,50	2188	201 %
	EPRI - Tensión plana	5,0	12,50	1345	85,3 %
	2D FEM – Def. plana	5,0	12,50	183	-74,8 %
	EPRI – Def. plana	5,0	12,50	144	-80,2 %
	modelo 3D - FEM	5,1	12,50	726 <sup>(4)</sup>	0 %
	modelo 3D - FEM	5,1	12,50	996 <sup>(3)</sup>	-

<sup>(1)</sup> Todas las probetas con 5 mm de espesor; <sup>(2)</sup> Aguirre & Ferreira [1]; <sup>(3)</sup> Valor máximo en el medio del espesor; <sup>(4)</sup> Valor promedio; <sup>(5)</sup> Comparados con el valor promedio del modelado numérico 3D.

## 6. CONCLUSIONES

Los valores del factor de calibración  $h_I$  proporcionados por el método EPRI para las probetas tipo SE(T) están subestimados, lo que lleva a valores de  $J_{pl}$  muy conservadores. No obstante, el uso de los factores de calibración  $h_1$ ,  $h_2$  y  $h_3$  proporcionados por el método EPRI en la aplicación del método propuesto en este trabajo para el cálculo del factor  $\eta$  plástico, lleva a resultados coherentes y con buena correlación con los encontrados por Kim & Budden [3], como también con los resultados obtenidos por el modelado numérico con elementos finitos realizado en este trabajo.

Se verifica la ventaja del uso de la técnica de medición de la abertura de la boca de la fisura - CMOD en la obtención experimental de la tenacidad a la fractura, ya que el factor  $^{CMOD}\eta_{pl}$  es menos sensible a variaciones de la relación de profundidad de la fisura  $a/W$ , en tanto que el factor  $^{LLD}\eta_{pl}$  es muy sensible a variaciones de este parámetro, ver gráficos de las Figuras 5 y 6.

Para materiales con exponente de acritud mayor a 2, el factor  $^{CMOD}\eta_{pl}$  permanece prácticamente estable en las proximidades del valor 1, motivo por el cual se recomienda el uso del valor de  $^{CMOD}\eta_{pl}=1$ , independientemente del valor de  $a/W$  y de  $n$ .

Los resultados del modelado realizado con elementos finitos de un tubo con presión interna confirma la similaridad del campo de tensiones y deformaciones alrededor de la punta de una fisura aguda con los presentados en probetas del tipo SE(T).

## 7. AGRADECIMIENTOS

Los autores expresan su gratitud a la “Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) – Brasil” por el soporte financiero para la realización de este trabajo de investigación, y a PETROBRAS (Brasil) por la donación del material API 5L X65.

## 8. REFERENCIAS

- [1] I. F. Aguirre y I. Ferreir. *Experimental and Numerical Analysis for SE(B) and SE(T) J-Integral Fracture Toughness Testing*. 18th International Congress of Mechanical Engineering COBEM, Brazil, 2005.
- [2] B. Nyhus et al. *SENT specimens an alternative to SENB specimens for fracture mechanics testing of pipelines*, Proceedings of OMAE, Mexico, 2003.
- [3] J. Kim and P. J. Budden. “Plastic  $\eta$  factor solutions of homogeneous and bi-material SE(T) specimens for toughness and creep crack growth testing” in *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, vol. 24, 2001, pp. 751-760.
- [4] Kim, Yun-Jae *et al.* “3-D constrain effects on J testing and crack tip constraint in M(T), SE(T) and C(T) specimens: numerical study,” in *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 71, 2004, pp. 1203-1218.
- [5] Y. G. Matvienko. “Separable functions in load separation for the  $\eta_{pl}$  and  $\eta^{CMOD}$  plastic factors estimation,” *International Journal of Fracture*, vol.129, 2004, pp. 265-278.
- [6] M. R. Kabiri. *Fissuration des aciers a haute temperature: Effet de la geometrie sur la transferabilite des lois de propagation*, Tesis de Doctorado, Ecole des Mines de Paris/Francia, 2003.
- [7] ASTM Standard. *E1457-98: Standard test methods for measurement of creep crack growth rates in metals*, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA, 1998.
- [8] T. L. Anderson. *Fracture Mechanics: Fundamentals and applications*, CRC Press LLC. Florida, USA, 1995.
- [9] Y. Lei and R. A. Ainsworth. “The estimation of J in three-point-bend specimens with a crack in a mismatched weld,” *International Journal Press, Vessel & Piping*, vol. 70, 1997, pp. 247-257.