

Análisis de falla por fractura en tuberías de conducción de petróleo

HECTOR HERNANDEZ A.
Profesor Asociado,
Departamento de Ingeniería Mecánica,
Universidad Nacional

INTRODUCCION

Una sobrepresión en una tubería puede ser tal que se presente una falla por inestabilidad plástica. Para cuando se encuentra una discontinuidad la presión de falla se puede reducir ostensiblemente en especial cuando se tienen fenómenos de fragilidad lo cual no es extraño en uniones soldadas. Las discontinuidades pueden provenir del material, como son las deslaminaciones, o generadas en procesos de soldadura como son inclusiones de escoria y porosidades. Con un tiempo prolongado de servicio una falta de penetración en una soldadura puede producir fenómenos de corrosión por estancamiento reduciéndose la sección resistente hasta obtenerse una condición crítica de falla por fractura.

En este trabajo en primer término se presentan conceptos teóricos de falla por inestabilidad plástica en recipientes a presión de pared delgada los cuales son confrontados con los resultados de modelo experimental de laboratorio y en segundo término mediante conceptos de mecánica de fractura se presenta la condición de falla para cuando se cuenta con la presencia de un defecto tipo grieta. Con un modelo de tubería de aluminio se muestra que con una presión fluctuante baja una grieta puede crecer a un tamaño crítico de falla después de un determinado número de ciclos de presión.

En una tubería se puede presentar una fractura a una presión menor que la presión de falla por inestabilidad plástica por una combinación de fragilidad local y presencia de defectos tipo grieta. La fragilidad, por ejemplo en una soldadura, se puede evaluar por el ensayo de impacto o ensayos de CTOD y así poder controlarla en una tubería para que ésta pueda tolerar la presencia de ciertos defectos.

FALLA POR INESTABILIDAD PLASTICA

La condición de inestabilidad plástica se da cuando un

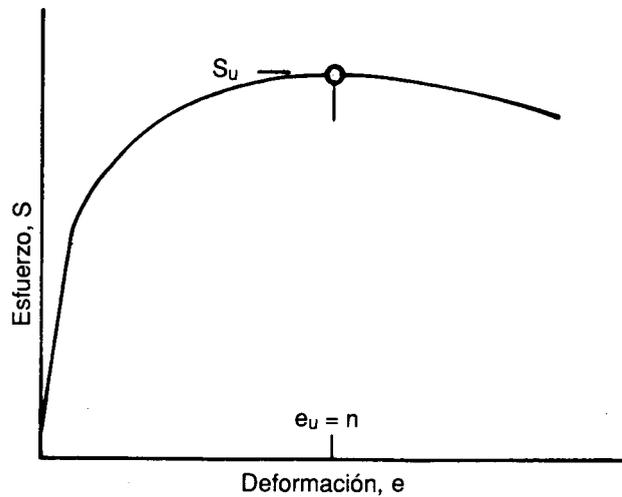


FIGURA 1. Curva convencional de esfuerzo-deformación en ensayo de tracción.

material se deforma plásticamente hasta tal punto que la deformación continúa sin un aumento de carga. Por ejemplo en un ensayo de tracción la inestabilidad plástica se presenta en el punto de esfuerzo último S_u y deformación última e_u , Figura 1.

A partir del punto S_u, e_u se presenta un proceso de deformación inestable que finaliza con la fractura.

1. Relación entre esfuerzo y deformación plástica

Con base en el criterio de fluencia de Von Mises, se define como esfuerzo efectivo, $\bar{\sigma}$:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad (2.1)$$

Donde σ_1, σ_2 y σ_3 son los esfuerzos principales para un estado general de esfuerzos.

La deformación efectiva se define tal que un incremento de trabajo de deformación por unidad de volumen es:

$$dW = \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} = \sigma_1 d\epsilon_1 + \sigma_2 d\epsilon_2 + \sigma_3 d\epsilon_3 \quad (2.2)$$

Donde $\bar{\epsilon}$ es la deformación efectiva y ϵ_1, ϵ_2 y ϵ_3 son las deformaciones principales correspondientes a los esfuerzos principales.

Considerando las ecuaciones de flujo plástico de Lévy-Mises:

$$\begin{aligned} (a) \quad d\epsilon_1 &= \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} [\sigma_1 - 1/2 (\sigma_2 + \sigma_3)] \\ (b) \quad d\epsilon_2 &= \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} [\sigma_2 - 1/2 (\sigma_1 + \sigma_3)] \\ (c) \quad d\epsilon_3 &= \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} [\sigma_3 - 1/2 (\sigma_1 + \sigma_2)] \end{aligned} \quad (2.3)$$

Se demuestra que [*]:

$$d\bar{\epsilon} = \left[\frac{2}{3} (d\epsilon_1^2 + d\epsilon_2^2 + d\epsilon_3^2) \right]^{1/2} \quad (2.4)$$

Por constancia de volumen en procesos de deformación plástica se tiene que:

$$d\epsilon_1 + d\epsilon_2 + d\epsilon_3 = 0 \quad (2.5)$$

2. Presión máxima de inestabilidad plástica

En un recipiente a presión de pared delgada se tiene el estado de esfuerzos, Figura 2:

$$\begin{aligned} (a) \quad \sigma_1 &= pD / 2t \\ (b) \quad \sigma_2 &= pD / 4t \\ (c) \quad \sigma_3 &\approx 0 \end{aligned} \quad (2.6)$$

Reemplazado (2.6) en (2.1) se tiene que:

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{3}}{2} \sigma_1 \quad (2.7)$$

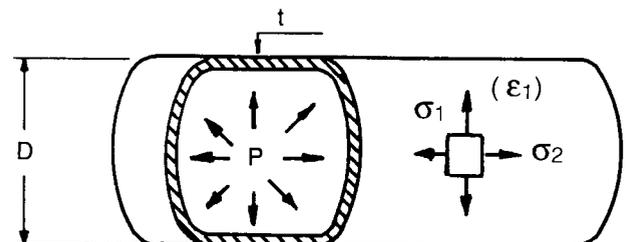


FIGURA 2. Recipiente de pared delgada sujeto a una presión interna.

[*] W.F. Hosford, Metal Forming, Prentice-Hall, 1983.

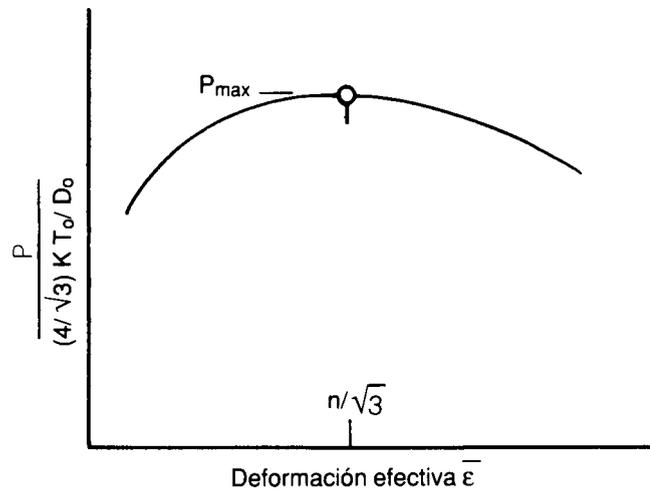


FIGURA 3. Variación de la presión interna con la deformación efectiva para un recipiente a presión de pared delgada.

De las ecuaciones de Lévy-Mises:

$$\begin{aligned} (a) \quad d\epsilon_1 &= \frac{3}{4} \sigma_1 \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \\ (b) \quad d\epsilon_2 &= 0 \end{aligned} \quad (2.8)$$

$$(c) \quad d\epsilon_3 = -d\epsilon_1$$

De (2.6) (a) se tiene que:

$$p = 2\sigma_1 t / D \quad (2.9)$$

Ocurre inestabilidad cuando $dP=0$, luego de (2.9):

$$dp = \frac{2t \cdot d\sigma_1}{D} + \frac{2\sigma_1 \cdot dt}{D} - \frac{2t\sigma_1 \cdot dD}{D^2} = 0 \quad (2.10)$$

Reorganizando términos, (2.10) se puede escribir como:

$$d\sigma_1 / \sigma_1 = dD / D - dt / t \quad (2.11)$$

Reconociendo que

$$dD / D = d\epsilon_1 \text{ y que } dt / t = d\epsilon_3 = -d\epsilon_1,$$

la ecuación (2.11) viene a ser:

$$d\sigma_1 / \sigma_1 = 2 d\epsilon_1 \quad (2.12)$$

Reemplazando (2.7) y (2.8) (a) en (2.12) se llega a que:

$$d\bar{\sigma} / \bar{\sigma} = \sqrt{3} d\bar{\epsilon} \quad \text{o} \quad d\bar{\sigma} / d\bar{\epsilon} = \sqrt{3} \bar{\sigma} \quad (2.13)$$

Para tracción simple $\bar{\sigma} = \sigma$ y $d\bar{\epsilon} = d\epsilon$. Luego asumiendo una relación plástica en tracción simple como $\sigma = K\epsilon^n$ se tiene que:

$$\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^n \quad (2.14)$$

Donde K es el factor de resistencia y n es el exponente de endurecimiento por deformación determinados ex-

perimentalmente en el comportamiento plástico en el ensayo de tracción.

$$\text{De (2.14)} \quad d\bar{\sigma} / d\bar{\epsilon} = n K \bar{\epsilon}^{(n-1)} = n \bar{\sigma} / \bar{\epsilon} \quad (2.15)$$

Reemplazando (2.15) en (2.13) y teniendo en cuenta la relación (2.8) (a), ocurre inestabilidad cuando:

$$\bar{\epsilon} = n / \sqrt{3} \quad \text{o} \quad \epsilon_1 = n / 2 \quad (2.16)$$

De la definición de deformación:

$$\epsilon_1 = \ln D / D_0 \quad \text{luego} \quad D = D_0 e^{\epsilon_1} \quad (2.17)$$

$$\epsilon_3 = -\epsilon_1 = \ln t / t_0 \quad \text{luego} \quad t = t_0 e^{-\epsilon_1} \quad (2.18)$$

Donde: D_0 =diámetro medio inicial, t_0 =espesor inicial. D y t = diámetro medio y espesor correspondientes a una determinada deformación.

Reemplazando (2.17) y (2.18) en (2.9) se tiene que:

$$p = 2 \sigma_1 \frac{t_0}{D_0} e^{-2\epsilon_1} \quad (2.19)$$

De (2.7) y (2.8) (a) se tiene: $\sigma_1 = 2 / \sqrt{3} \bar{\sigma}$ y $\epsilon_1 = \sqrt{3} / 2 \bar{\epsilon}$, y puesto que $\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^n$, luego (figura 2.3):

$$p = \frac{4}{\sqrt{3}} K \bar{\epsilon}^n \frac{t_0}{D_0} e^{-\sqrt{3} \bar{\epsilon}} \quad (2.20)$$

Puesto que la presión máxima p_{max} de inestabilidad plástica ocurre cuando $\bar{\epsilon} = n / \sqrt{3}$, entonces:

$$p_{max} = \frac{4}{\sqrt{3}} K \frac{t_0}{D_0} \left(\frac{n}{\sqrt{3}} \right)^n e^{-n} \quad (2.21)$$

3. Modelo experimental de inestabilidad plástica

Para verificar el criterio anteriormente considerado en que se asume un material homogéneo, isotrópico y uniforme en espesor de pared y para ver experimentalmen-

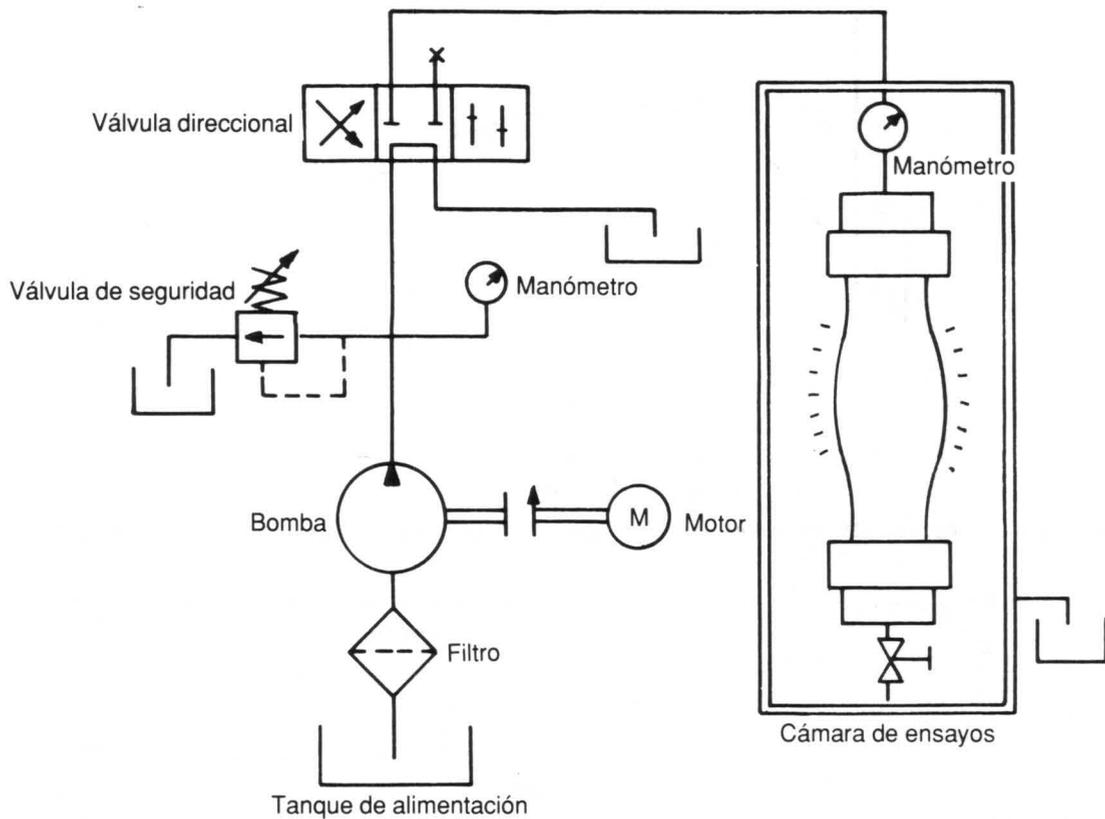


FIGURA 4. Circuito oleohidráulico en ensayos de presión.

te el posible efecto de abolladuras en una tubería, se han realizado ensayos de presión en tubos de aluminio AL 6013 de pared delgada con dimensiones apropiadas para alcanzar la falla en el banco de presión con que se dispone en los laboratorios del Instituto de Ensayos e Investigación de la Universidad Nacional, figura 4.

Para evaluar las propiedades mecánicas del material se elaborarán probetas longitudinales de tracción de un tramo de tubería obteniéndose los resultados consigna-

dos en la tabla 1.

A los tubos de ensayo se le instalaron deformímetros eléctricos para medir la deformación transversal ϵ_1 lo cual permite determinar experimentalmente la presión d fluencia. Similar al ensayo de tracción, para determinar la presión de fluencia, con una deformación efectiva $\Delta\bar{\epsilon} = 0.002$ se calcula la deformación correspondiente ϵ_1 , aplicando la relación (2.4) tal que $\Delta\epsilon_1 = (\sqrt{3}/2) \Delta\bar{\epsilon} = 1.73 \times 10^{-3} = 1730 \mu E$, a partir de esta deformación se

Tabla 1
Propiedades en ensayo de tracción de aluminio AL 6013

Probeta No.	E(1) Ksi	Su (2) Ksi	Sys(3) Ksi	K(4) Ksi	n (4)
1	8.9×10^3	31.4	27.8	46.2	0.101
2	8.8	31.7	29.1	38.5	0.050
3	9.3	30.4	25.8	37.2	0.070
4	9.4	32.2	28.8	41.3	0.071
5	9.5	31.2	28.1	36.6	0.046
6	9.2	31.4	28.0	38.9	0.060

(1) E= módulo de elasticidad.

(2) S_u = resistencia a tracción.

(3) S_{ys} = resistencia a fluencia.

(4) $K_y n$ = constantes de la relación plástica $\sigma = K \epsilon^n$.

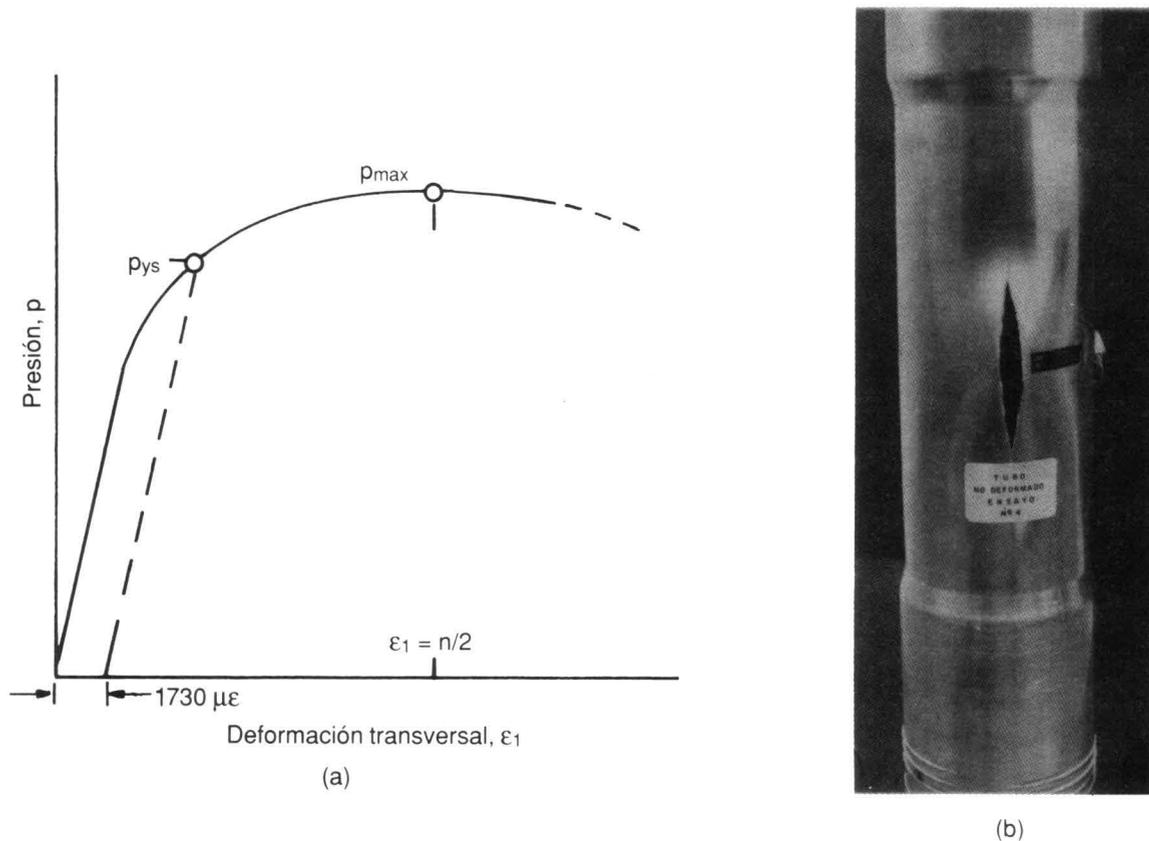


FIGURA 4. a (a) curva de presión Interna vs. deformación transversal. (b) fractura en tubo sometido a presión de falla. Se observa deformímetro eléctrico con el cual se mide la deformación transversal.

traza una paralela a la trayectoria elástica inicial hasta interceptar la curva. El punto de intercepción define la presión de fluencia, figura 4.

Aplicando el criterio de fluencia de Von Mises se tiene que:

$$p_{ys} = \frac{4}{\sqrt{3}} S_{ys} \frac{t_0}{D_0} \tag{2.22}$$

En la tabla 2 se cosignan las presiones máximas de falla y las presiones de falla por fluencia encontradas experimentalmente,

y las presiones teóricas de falla calculadas con las ecuaciones (2.21) y (2.22) respectivamente a partir de resultados de ensayo de tracción.

También se realizaron dos ensayos con tramos de tuberías abolladas en las que se observó una presión máxima de falla similar a las tuberías no abolladas, mediante deformímetros instalados en estas tuberías se encontraron sitios donde se generan esfuerzos de compresión (deformaciones negativas) debido a la presión de ensayo.

Tabla 2
Presión de fluencia y presión de máxima de inestabilidad plástica

Presión de fluencia Pys, psi		Presión máxima de inestabilidad plástica Pmax, psi	
Experimental	Teórica	Experimental	Teórica
1580	1555	1872	1749
1700	1626	1807	1713
1450	1444	1777	1548
1510	1611	1770	1654
		1820(*)	
		1700(*)	

Dimensiones de los tramos de tubería de ensayo $t_0 = 0.0826$ in.

[*] Ensayos con abolladuras.

$D_0 = 3.417$ in. longitud = 20 in.

Tabla 3
Propiedades convencionales en tracción de acero API 5L X-65.

Probeta	Sys Ksi	Su Ksi	Ductilidad	
			% alargamiento en 2 pulg.	% Reduc. de área
A-1	75.5	82.9	37.6	57.5
A-2	82.5	86.3	34.0	61.7
B-1	92.3	98.8	25.8	55.2
B-2	91.6	101.5	29.4	53.0

De los resultados de los ensayos de presión en modelos de tuberías de aluminio se concluye que tanto la presión de fluencia determinada según el criterio de fluencia de Von Mises, como la presión máxima de falla determinada por criterio de inestabilidad plástica ofrecen resultados satisfactorios como criterios de falla por fluencia y por inestabilidad plástica.

Cuando en una tubería sólo se genera el esfuerzo transversal $\sigma_1 = pD / 2t$ y $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, de las ecuaciones (2.1) y (2.3) se tiene que $\sigma = \bar{\sigma}_1$ y $d\bar{\epsilon} = d\epsilon_1$, resolviendo como en el caso anterior se llega a que la presión máxima de inestabilidad plástica es dada por:

$$p_{max} = 2K \frac{D_o}{t_o} (2n/3)^n e^{-n} \tag{2.23}$$

Por ejemplo en el acero API 5L X-65 del oleoducto Caño Limón-Coveñas se encuentra un factor de resistencia $K=142$ Ksi y un exponente de endurecimiento por deformación $n=0.10$ y demás mecánicas en tracción con-

signadas en la tabla 3. Aplicando la ecuación (2.23) se tiene que la presión máxima de falla por inestabilidad plástica es 4900 psi para un diámetro $D_o=20$ in y un espesor de pared $t_o=0.5$ in. Para este caso el código API 5L especifica una presión de 3000 psi en la prueba hidrostática.

Según el criterio de fluencia de Von Mises en este caso la presión de fluencia es dada por:

$$P_{ys} = \frac{2 t_o Sys}{D_o} \tag{2.24}$$

Para el acero API 5L X-65 con una resistencia a fluencia promedio de 85.5 Ksi, $D_o = 20$ in y $t_o= 0.5$ in, $P_{ys}=4.275$ psi.

FALLA POR PROPAGACION DE GRIETA

En una tubería se pueden encontrar defectos tipo grieta

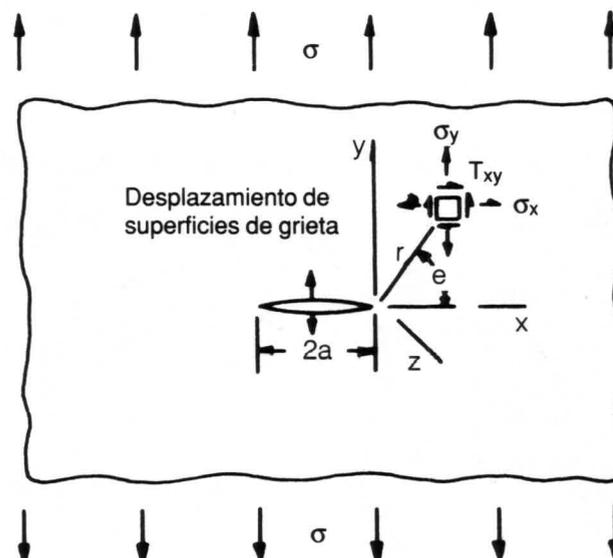


FIGURA 6. Coordenadas del campo de esfuerzos en la vecindad de una grieta bajo carga de tensión perpendicular al plano de grieta.

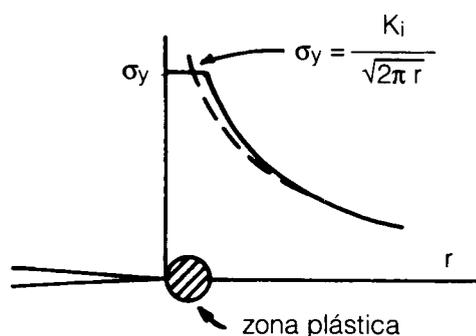


FIGURA 7. Distribución elástica y elástico-plástica del esfuerzo y para $\theta = 0^\circ$.

como son ampollas, delaminación, pliegues, costuras y en tuberías soldadas inclusiones de escoria, fusión incompleta y en general grietas en la zona de soldadura.

Cuando un esfuerzo de tensión remoto actúa perpendicularmente al plano de una grieta, figura 6, se demuestra que el campo de esfuerzos elásticos cerca del frente de grieta es dado por:

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \theta/2 (1 + \sin \theta/2 \sin 3\theta/2)$$

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \theta/2 (1 - \sin \theta/2 \sin 3\theta/2) \quad (3.1)$$

$$T_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \theta/2 \cos \theta/2 \cos 3\theta/2$$

Donde $[r, \theta]$ son las coordenadas polares de un elemento en la vecindad del frente de grieta (figura 6) y K_I es un factor de escala del campo de esfuerzos elásticos conocido como *factor de intensidad de esfuerzo* que en general es de la forma:

$$K_I = \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.2)$$

Donde: σ = esfuerzo nominal remoto, calculado sin tener en cuenta la presencia de grieta.

a = tamaño de grieta

β = factor adimensional que depende de parámetros geométricos, forma y tamaño de grieta.

En las expresiones (3.1) se observa que al disminuir r aumentan los esfuerzos, de tal forma que, en los extremos de grietas se tiene una deformación plástica local por los altos esfuerzos generados, produciéndose una redistribución de esfuerzos (elástico-plásticos) como se ilustra en la figura 7.

1. Tenacidad de fractura

Para cuando en el frente de grieta se tiene un tamaño de zona plástica pequeña (comparada al espesor, tamaño de grieta o cualquier otra dimensión) se encuentra que se tiene un crecimiento de grieta cuando el factor de intensidad de esfuerzo se hace igual a un valor crítico K_c conocido como tenacidad de fractura. La tenacidad de fractura es influenciada por el espesor, microestructura, composición química, temperatura, velocidad de aplicación de la carga y orientación de grieta respecto a la dirección de laminación. En la figura 8 se ilustra esquemáticamente el efecto del espesor en la tenacidad de fractura.

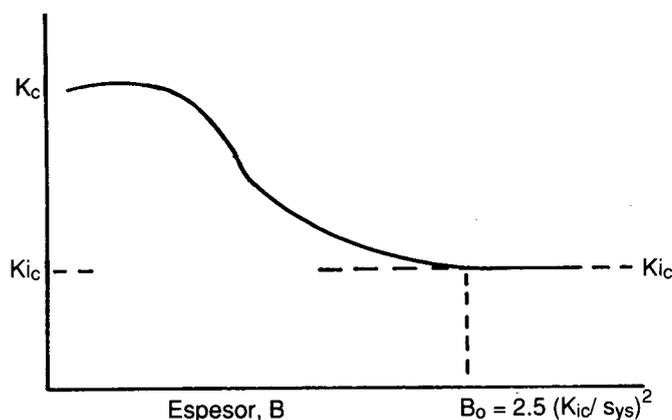


FIGURA 8. Variación de K_c con el espesor en una placa de ensayo.

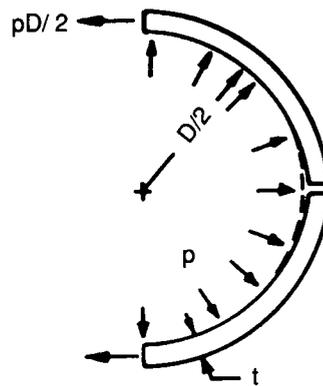


FIGURA 9. Abombamiento en la zona de fractura.

En un elemento estructural para cuando se tiene una tenacidad elevada y espesores delgados como normalmente se tiene en tuberías de conducción de petróleo cuando se cumple con las especificaciones dadas por los códigos de fabricación, por ejemplo API 5L y API 1104, antes de alcanzarse la condición crítica de falla en el frente de grieta se puede presentar una deformación plástica masiva provocando una redistribución de esfuerzos reduciéndose los gradientes de esfuerzo. Pero si se encuentran zonas frágiles de baja tenacidad, por ejemplo por soldadura, con la presencia de discontinuidades tipo grieta las cargas límites de falla son gobernadas por la ecuación:

$$K_i(\sigma, a, D) = K_c(B, T, d \sigma / dt) \quad (3.3)$$

Por ejemplo en una tubería con una grieta superficial con una longitud mucho mayor que su profundidad se tiene que el factor de intensidad de esfuerzo es aproximadamente dado por:

$$K_i = 1.12 \sigma_h \sqrt{\pi c} = 1.12 (pD/2t) \sqrt{\pi c} \quad (3.4)$$

Donde σ_h = esfuerzo transversal = $(pD/2t)$

p = presión interna

D = diámetro promedio de la tubería

t = espesor de la tubería

C = profundidad de grieta

La falla por propagación de grietas se tendrá cuando $K_i = K_c$, luego la presión de falla es dada por:

$$p = (2t/D) K_c / 1.12 \sqrt{\pi c} \quad (3.5)$$

Para cuando se tiene una tubería una grieta longitudinal pasante de longitud $2a$ con efecto de abombamiento, figura 9 el factor de intensidad de esfuerzo es dado por:

$$K_i = [1 + 3.22 a^2 / Dt]^{1/2} pD / 2t \sqrt{\pi a} \quad (3.6)$$

Para cuando se tiene una tenacidad elevada se puede presentar un crecimiento estable de una grieta, por ejemplo por fluctuaciones de presión, hasta cuando la grieta alcance un tamaño que permita la fuga del fluido que circula por la tubería causando una descompresión reduciéndose así el esfuerzo de operación.

2. Desplazamiento de abertura en punta de grieta (CTOD)

Cuando un esfuerzo de tracción actúa perpendicularmente al plano de una grieta, ésta se abre producién-

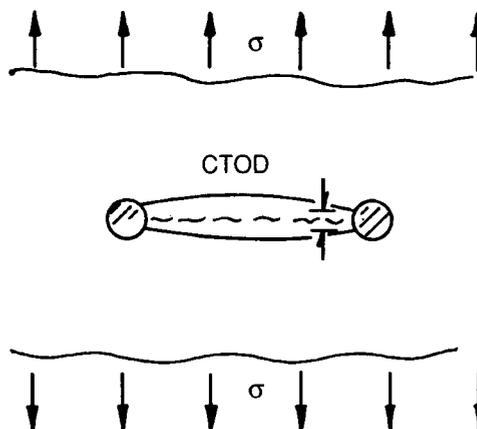


FIGURA 10. Desplazamiento por abertura de grieta.

Tabla 4
Valores de CTOD para carga máxima de ensayo para el metal base, los diferentes procesos de soldadura involucrados en tubería API 5L X-65 y soldadura con poscalentamiento.

	[CTOD] _c pulg
Metal base (acero API 5L X-65)	8.2×10^{-3}
Soldadura longitudinal en tramo anexo a la falla	9.8
Soldadura transversal de campo	4.3
Soldadura en zona de falla	1.4
Zona de soldadura de falla con poscalentamiento	10.6

dose un desplazamiento entre superficies de grieta como se ilustra en la figura 10. En el frente original de grieta también se tiene un desplazamiento por la deformación elástico plástica entorno de la punta de grieta al cual se le da la notación CTOD.

Bajo condiciones estándar de ensayo (por ejemplo norma ASTM E-1290) se puede determinar el CTOD crítico ya sea de propagación frágil e inestable de grieta, de iniciación de crecimiento estable de grieta o de carga máxima de ensayo.

El CTOD se considera como un parámetro que mide la resistencia al crecimiento de grieta. Por ejemplo en una falla por fractura de tubería de conducción de petróleo de acero API 5L X-65 con diámetro nominal de 20 pulg y espesor de 1/2 pulg figura 11 se realizaron ensayos

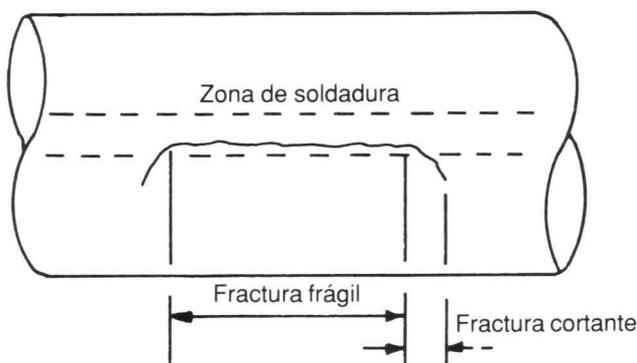


FIGURA 11. Esquema de fractura en línea de tubería de acero API 5L x -65.

de CTOD siguiendo el procedimiento dado en la norma ASTM E1290-89, encontrándose los valores [CTOD]_c de carga máxima de ensayo consignados en la tabla 4.

De los datos de la tabla 4 se puede observar una fragilidad notoria en la zona de soldadura longitudinal de falla la cual conjuntamente con discontinuidades probablemente ha sido el origen de la falla por fractura longitudinal en zona de soldadura con una presión de 1100

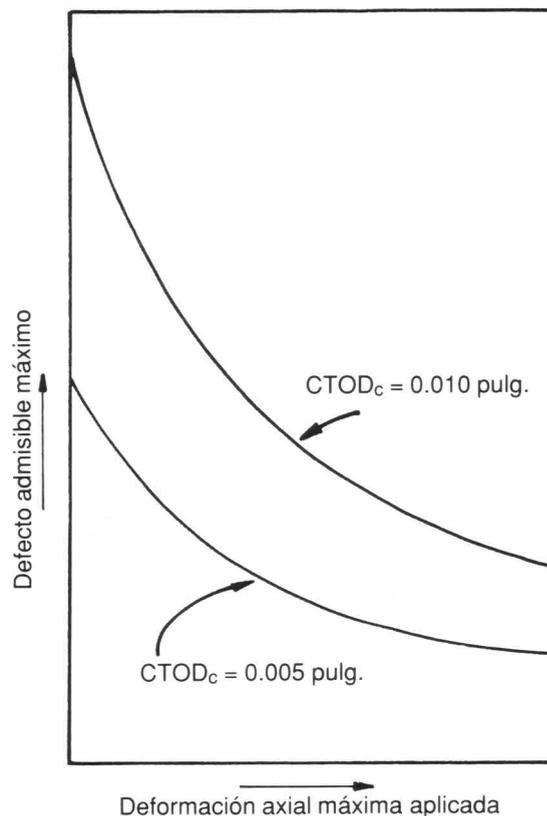


FIGURA 12. Criterio de aceptación de defectos planos circunferenciales según código API 1104.

psi cuando la presión de prueba especificada es de 2560 psi, figura 11.

Cuando una grieta se propaga a partir de una zona frágil el crecimiento de grieta puede avanzar hasta cuando el frente de grieta encuentra un material de tenacidad elevada lo cual puede detener el crecimiento de grieta. Por ejemplo en la falla anteriormente mencionada se encuentra que en el sitio de falla se tiene una tenacidad baja con un $[CTOD]_c$ de 1.4×10^{-3} pulg, mientras que en sitios anexos al frente de fractura se tiene una tenacidad elevada con un $[CTOD]_c$ de 9.8×10^{-3} pulg.

El tamaño de defecto tolerable en una tubería depende de la tenacidad del material, por ejemplo en el código de soldadura de tuberías de conducción de petróleo API 1104 contempla un $[CTOD]_c$ mínimo de 5×10^{-3} pulg. o 10×10^{-3} pulg, de acuerdo a éstos valores se especifica el tamaño admisible de defecto plano circunferencial según la deformación axial máxima aplicada de la forma como se ilustra esquemáticamente en la figura 12.

3. Energía de impacto

La energía absorbida en la fractura de una probeta estandarizada en el ensayo de impacto puede interpretarse como un índice de tenacidad, por ejemplo en la falla relacionada anteriormente se encuentra los valores de energía de impacto reportados en la tabla 5.

Como en los ensayos de CTOD en los ensayos de impacto es notoria la fragilidad en la zona de soldadura de falla, sin embargo, no se encuentra una correlación estrecha entre los resultados dados por estos dos tipos de ensayos de tenacidad puesto que el ensayo de impacto es un ensayo dinámico con entalla mientras que el ensayo de CTOD es un ensayo estático que se realiza con una grieta.

Estudios adelantados con el acero API 5L X-65 mostraron que un enfriamiento al aire a partir de una temperatura elevada (1100°C) se reduce la energía de impacto Charpy a 28 lb. pie y con un posterior calentamiento a 700°C y enfriamiento lento (al horno) aumenta la energía de impacto a un valor mayor de 203 lb. pie. Este comportamiento sugiere que la tenacidad de fractura en la zona afectada por el valor en un proceso de soldadura se puede mejorar con un poscalentamiento a una temperatura del orden de 700°C seguido de enfriamiento lento.

4. Crecimiento subcrítico de grietas

Por fluctuaciones de presión se puede presentar un crecimiento de grietas hasta llegar a un tamaño crítico de falla. Por ejemplo en un modelo de tubería de aluminio AL 6013 con espesor de 0.08 pulg y diámetro nominal de 3.4 pulg se encuentra que con 5000 ciclos de presión fluctuante entre 0 y 500 psi una grieta longitudinal de 0.335 pulg, crece a 2.02 pulg, figura 13. Para esta tubería la presión de inestabilidad plástica es de 1818 psi.

En general la rata de crecimiento de una grieta por fluctuación de un esfuerzo se ha encontrado que depende primordialmente del intervalo de la correspondiente fluctuación del factor de intensidad de esfuerzo de la forma:

$$da / dN = C(\Delta K_i)^n \tag{3.7}$$

Donde:

da/dN = crecimiento de grieta por ciclo de fluctuación de presión.

ΔK_i = intervalo de fluctuación de intensidad de esfuerzo.

Tabla 5
Energía de fractura en ensayos de impacto en probetas transversales

	Energía de impacto Charpy		
	lb.pie		
Metal base	122	118	124
Zona de soldadura de falla	5	5	4.7
Soldadura de campo	78	95	86
Zona de soldadura de falla con poscalentamiento a 700°C, por un tiempo de 1 hora ⁽¹⁾	208*	209*	209*

(1) Calentamiento y enfriamiento lento (al horno)

(*) No presentó fractura total. Norma ASTM-E-23-74.

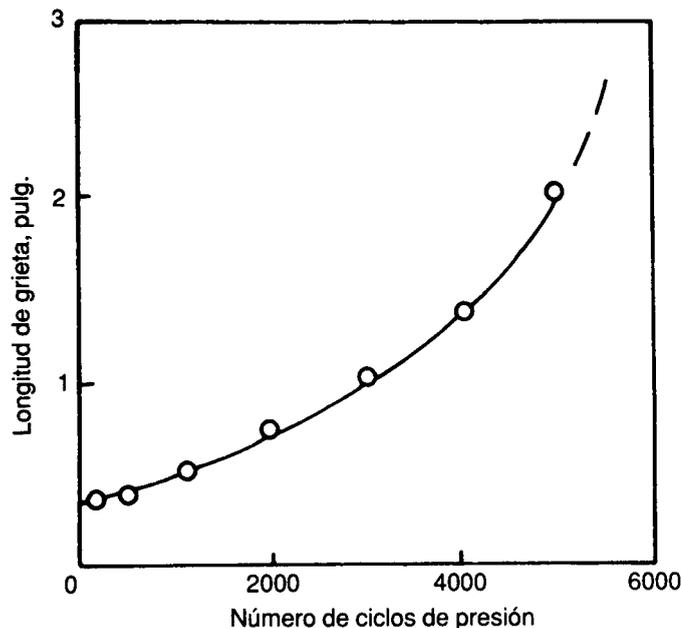


FIGURA 13. Régimen de crecimiento de grieta longitudinal por fluctuación de presión entre 0 y 500 psi en tubería de aluminio AL 6013.

C y m = constantes determinadas experimentalmente.

Para aceros ferríticos-perlíticos (estructura usual en aceros de tuberías de conducción de petróleo) se encuentra que $C = 3.6 \times 10^{-10}$ y $m=3$ para cuando $\Delta K_i = Ksi \sqrt{p \cdot \text{pulg}}$ [J. Barsom y S. Rolfe, Fracture and Fatigue Control in Structure, Prentice-Hall, 1987].

CONCLUSIONES

La presión máxima de falla en una tubería es dada por la presión de inestabilidad plástica la cual se puede calcular mediante el factor de resistencia $[K]$ y el exponente de endurecimiento por deformación $[n]$ los cuales se determinan a base de los datos de esfuerzo-deformación plástica en el ensayo de tracción. En forma similar la presión de fluencia se determina fácilmente con base en la resistencia a fluencia determinada también en el ensayo de tensión. Según los resultados experimentales de verificación del modelo teórico de falla se tiene una consistencia bastante buena entre los valores teóricos de presión de falla y los valores experimentales. Los principios de inestabilidad plástica son aplicables a cualquier recipiente a presión de pared delgada.

En el análisis de inestabilidad plástica se asume un material homogéneo continuo e isotrópico, pero en una tubería de conducción de Petróleo frecuentemente en la zona de soldadura se tiene una alteración de características metalúrgicas lo que se puede reflejar en una

alteración de las propiedades mecánicas. Por otra parte, además de los defectos propios del material, en la zona de soldadura se pueden inducir defectos como son inclusiones de escoria, porosidades y grietas. Estos defectos además de reducir la sección neta resistente actúan como elevadores locales de esfuerzo lo cual puede reducir ostensiblemente la presión de falla especialmente cuando se encuentran en un medio o zonas de comportamiento frágil de baja tenacidad. El control de la tenacidad o fragilidad se puede hacer mediante ensayos de impacto (Chapry o Izod) o ensayos de CTOD.

La tenacidad de una soldadura se puede mejorar con un poscalentamiento y enfriamiento lento apropiado, por ejemplo para soldadura de acero API 5L X-65 sin metal de aporte, la temperatura de poscalentamiento es cerca de 700°C y un enfriamiento equivalente a un enfriamiento al horno.

El efecto de una grieta en la presión de falla depende por una parte de la tenacidad de fractura del material y por otra de la forma, tamaño y orientación de la grieta. Con un material de tenacidad elevada los gradientes de esfuerzos elásticos debidos a la presencia de una grieta pueden ser relevados por deformación plástica local mientras que con un material frágil de tenacidad baja los gradientes de esfuerzos elásticos en el frente de grieta se mantienen esencialmente hasta la fractura lo que se traduce en una reducción significativa de la presión de falla. En este último caso la presión de falla se

puede estimar vía tenacidad de fractura.

Por fluctuaciones de presión y/o agrietamiento por corrosión bajo tensión se puede presentar un crecimiento

estable de grieta hasta obtener un tamaño crítico de falla con una presión menor que la presión de falla por inestabilidad plástica o menor que la presión de falla por fluencia.

APENDICE A

Composición química acero API 5L X-65, %

C	P	S	Cr	Co	Cu
0.072	0.02	0.007	0.02	0.01	0.01
Ti	Si	Mn	AL	Nb	Pb
0.04	0.24	1.29	0.035	0.054	0.0003

Composición química de metal de aporte de soldadura de campo, %

C	P	S	Cr	Co	V	W
0.126	0.011	0.01	0.12	0.01	0.01	0.8
Cu	Ti	Si	Mn	AL	Nb	Pb
0.01	0.01	0.13	1.06	0.012	0.007	0.003

BIBLIOGRAFIA

1. W.A. Backofen, Deformation Processing, Addison-Wesley, 1972
2. G.E. Dieter, Mechanical Metallurgy, McGraw-Hill, 3 ed, 1986
3. C.R. Calladine, Plasticity for Engineers, Ellis Horwood, 1985
4. W.F. Hosford, Metal forming, Prentice - Hall, 1983
5. D. Broek, Elementary Engineering Fracture Mechanics, Nijhff, 3 ed., 1983
6. A.P. Parker, The Mechanics of fracture and Fatigue, SPON, 1981
7. M.F. Kanninen, Advanced Fracture Mechanics, Oxford U., 1985
8. API, Imperfection Technology, API, 1985
9. J.A. Collins, Failure of Materials in Mechanical Design, John Wiley, 1981.
10. L. Cely y T. Soto, Análisis Tenacidad de Fractura del Acero API 5L X-65 U. NAL, 1990.
11. API, API Specification Line Pipe, API, 1983.
12. API, Welding of pipelines and related facilities, API, 1988.