

CONTROL DE FRACTURAS EN GASODUCTOS

José Stuardi, Leonardo Cocco, Guillermo Chiappero, Alejandro Giudici

Facultad de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales - Universidad Nacional de Córdoba, Av. Vélez Sársfield 1611, X5016GCA, Córdoba, Argentina
jstuardi@gmail.com – ajjudici@gmail.com – guillermochiappero@arnet.com.ar – leococco@hotmail.com

Palabras clave: Fractura, Gasoductos, Fisuras, Elementos Finitos.

Resumen

El control de la integridad de gasoductos es un objetivo básico de todos sus operadores. La presencia de defectos y fisuras es un aspecto fundamental a tener en cuenta en el aseguramiento de la vida útil de la cañería, libre de pérdidas o rupturas, a partir del momento de su inauguración y durante décadas de funcionamiento. Por este motivo es usual especificar la realización de monitoreos y controles de fractura en función de las condiciones de carga, propiedades de la línea y de los materiales empleados.

El presente trabajo resume los estudios de fractura mecánica realizados en la cañería de un gasoducto próximo a la Ciudad de Córdoba, Argentina, basándose en datos técnicos y resultados de ensayos de muestras obtenidas con este fin. La cañería fue construida en los años 60 mediante tubos construidos mediante soldadura SAW de arco sumergido en forma helicoidal. De acuerdo con estudios actuales realizados sobre las muestras obtenidas del gasoducto, presenta tramos con defectos internos en la zona de soldadura por falta de penetración y fisuras.

Partiendo del objetivo primario que motiva el trabajo, esto es, la verificación de la seguridad de la cañería, se abordan aspectos técnicos del problema desde una visión general y se discuten distintas formas de enfocar la situación de fatiga y fractura. Estos enfoques comprenden un análisis de falla por fractura mecánica de la cañería a partir de los defectos observados en las muestras y su modelación por el método de elementos finitos, y un estudio de la posibilidad de propagación de fisuras existentes hasta llegar a condición de falla debida a la acción de cargas fluctuantes. En el enfoque de análisis de falla por fractura, se utilizan modelos planos y tridimensionales de complejidad creciente, definidos a partir de los resultados parciales obtenidos. Se compara además con casos típicos de la literatura, para investigar la validez de las hipótesis realizadas y la aplicabilidad de soluciones prácticas de diseño. Además se realiza una serie de análisis paramétricos que ayudan a comprender la relevancia relativa de la gran cantidad de factores involucrados.

A pesar de las limitaciones impuestas por la dificultad en conocer exhaustivamente la magnitud de los defectos existentes en la cañería, el estudio constituye en una herramienta que permite la toma de decisiones respecto de la factibilidad de iniciación de fractura y la eventual necesidad de la ejecución de tareas de mantenimiento y protección de la cañería.

1. Introducción

Con el objetivo de lograr seguridad en las instalaciones de gasoductos, los diseños de este tipo de estructuras se basan en códigos, normas y leyes que regulan la actividad con el fin de garantizar la integridad de los ciudadanos y sus bienes [1, 2, 13]. La presencia de defectos [10, 9, 11] y fisuras [17, 6, 5] es un aspecto fundamental a tener en cuenta en el aseguramiento de la vida útil de la cañería. Los procedimientos de control de fisuras permiten una vida útil libre de pérdidas o rupturas, a partir del momento de su inauguración y durante décadas de funcionamiento. Se deben especificar y actualizar con este propósito las tolerancias de los defectos en función de las condiciones de carga y propiedades de la línea y de los materiales empleados [12].

1.1 Objetivos y alcances del trabajo

El presente artículo resume los estudios de fractura mecánica realizados en sectores de la cañería de un gasoducto próximo a la Ciudad de Córdoba basándose en datos técnicos provistos por el operador del ducto y resultados de ensayos de muestras obtenidas. Esta cañería fue construida en los años 60 mediante tubo de chapa y soldadura SAW de arco sumergido en forma helicoidal. De acuerdo con estudios previos realizados sobre muestras obtenidas de gasoductos similares y otros informes que se mencionan en el apartado 1.3, la cañería presenta tramos con defectos internos en la zona de soldadura por falta de penetración y fisuras.

El objetivo de este trabajo es cuantificar el efecto de los defectos observados en la seguridad de la cañería. Para ello se efectúa un análisis de falla por fractura mecánica de la cañería a partir de los defectos actualmente observados en las muestras y mediante su modelación por el método de elementos finitos. Se abordan aspectos técnicos del problema desde una visión general y se discute la capacidad de servicio de la instalación y la posibilidad de propagación de fisuras existentes hasta llegar a condición de falla. Se pretende así detectar la causa de los defectos y su peligrosidad actual y futura.

Se utilizan modelos planos y tridimensionales de complejidad creciente, realizados en función de los resultados parciales obtenidos, además se realiza una serie de análisis paramétricos que ayudan a comprender la relevancia relativa de la gran cantidad de factores involucrados.

1.2 Antecedentes

Los datos con los que se realizó este trabajo se obtuvieron de estudios y ensayos mecánicos a partir de muestras específicamente obtenidas en la zona crítica de la soldadura y en distintos tramos de cañería. Los informes correspondientes a propiedades de los materiales son análisis químico, ensayo de tracción y ensayo de impacto Charpy, mientras que los defectos fueron relevados en distintas progresivas de la cañería. La determinación de las discontinuidades internas en la soldadura helicoidal del caño se realizó por medio de técnicas radiográficas, mientras que la profundidad de defectos fue cuantificada mediante partículas magnetizables.

Las dimensiones del material base y del material de aporte en la zona de soldadura según especificado en la documentación obrante del tubo del gasoducto los que se reproducen gráficamente en la Figura 1, donde se muestra una sección transversal al eje de soldadura.



Figura 1: Esquema de la sección transversal del material base (a) y del cordón de soldadura sin defectos (b)

La presión de trabajo presenta una variación diaria que oscila entre 20.5 kg/cm² en horas nocturnas hasta 18.5 kg/cm² en los horarios picos de consumo durante horas diurnas. En época invernal y sólo en pocos días del año la presión mínima cae aproximadamente a 15 kg/cm². Además la instalación ha estado en operación desde la década de los años 60.

Otros datos significativos aportados para estos estudios se incluyen a continuación:

- Cañería: diámetro exterior: 273 mm, espesor 4.8 mm, material acero API 5L G^oA, propiedades del material de base: Tensión de fluencia: 275.2 MPa, Tensión de rotura: 355.7 MPa, Tensión de fluencia mínima especificada (TFME) 206.8 MPa,
- Soldadura: ángulo de la costura: 30° respecto al eje de la cañería,
- Material de aporte: Tensión de fluencia: 349.5 MPa, Tensión de rotura: 432.5 MPa.

El factor de intensidad de tensiones crítico K_{IC} se calculó por medio de correlaciones empíricas a partir de datos experimentales en el material base y en la zona de soldadura. Si bien en esta última zona existen dispersiones del K_{IC} debido

a la heterogeneidad creada por el material de base junto con el aporte, los valores son en general mayores a los del material base. Por esta razón se adoptan los factores de intensidad de tensiones crítico que corresponden al material base en forma conservativa. Estos valores están en el rango $K_{IC} = 56.1 \text{ MPa m}^{0.5}$ para $-108,4 \text{ }^\circ\text{C}$ hasta $K_{IC} = 45.4 \text{ MPa m}^{0.5}$ para $-138.4 \text{ }^\circ\text{C}$. Para el resto de los cálculos se considera $K_{IC} = 50 \text{ MPa m}^{0.5}$ en forma conservativa, admitiendo que este valor corresponde a una temperatura aún menor que $-100 \text{ }^\circ\text{C}$, y que no se corresponde con la temperatura de operación. Téngase en cuenta que un acero al carbono puede incrementar su K_{IC} en un 250–300% desde $-100 \text{ }^\circ\text{C}$ hasta temperatura ambiente. De acuerdo con esta afirmación el valor de K_{IC} para temperatura ambiente puede estimarse en aproximadamente en $K_{IC} \sim 150 \text{ MPa m}^{0.5}$, el que sería un valor lógico para considerar para el crecimiento del defecto hasta el punto de penetrar el espesor produciendo fuga o ruptura, luego de la cual la temperatura debe descender por efecto de la descompresión del gas.

1.3 Dimensiones de las fisuras encontradas y modelación de la soldadura con defectos

A lo largo de distintas progresivas de la cañería se extrajeron muestras de zonas de longitud axial comprendidas entre 20 y 310 mm. Los estudios realizados revelan defectos incluyendo poros, escorias, falta de penetración, socavaduras, etc. De los informes de estudios radiográficos no es posible extraer información respecto de longitud y profundidad de fisuras. Las profundidades de fisuras observadas fueron medidas mediante partículas magnetizables en 18 muestras consecutivas a lo largo de la soldadura extrayendo especímenes que fueron cortados con una longitud promedio de aproximadamente 10 mm. Las magnitudes de las profundidades de las fisuras estuvieron comprendidas entre 0.3 y 3 mm medidas en su dirección de propagación, la que coincide con la interfaz del material de aporte con el material base.

Sólo en cuatro especímenes la fisura pudo ser observada en ambos planos seccionales de la muestra, lo que se puede interpretar como continuidad de la fisura a lo largo de los aproximadamente 10 mm de longitud axial del espécimen. Tres de las muestras obtenidas con estas características eran colindantes y la restante resultó aislada del grupo. Lo anteriormente expuesto se resume como el relevamiento efectivo de una longitud máxima de fisura de unos 30 mm de longitud con una máxima profundidad oblicua de 3 mm. Bajo consideración de los defectos adicionales de falta de penetración de la soldadura y corrosión de la sobremonta del cordón en la cañería, es posible considerar la posibilidad de un universo amplio de combinación de magnitudes de daños, cuya ocurrencia real en el gasoducto no puede ser exhaustivamente investigada. Debido a esta causa, se propone una estrategia de análisis, que considera a las fisuras en el marco de la existencia de los otros defectos de falta de penetración y corrosión de sobremonta, estos últimos considerados con una magnitud máxima factible, de manera de conseguir resultados conservativos. Se asume a estos efectos una falta de penetración máxima de 1.6 mm en la dirección radial del caño (correspondiendo con la cota de la arista en el chaflán de la sección, Figura 1.a), mientras que la corrosión máxima de la sobremonta considerada es total, esto es la superficie externa del tubo considerada corresponde con la del un caño ideal sin costura.

Dos variantes de localización de fisuras son consideradas a partir de la combinación de defectos observados, que pueden ser sintetizadas de la siguiente forma: a) fisuras generadas en zonas sin defectos de penetración de la soldadura, b) fisuras generadas en zonas con defecto de penetración de soldadura. En la Figura 2.a se muestra una sección transversal del material base y de la soldadura sin defecto alguno. En la Figura 2.b se muestra una fisura de profundidad variable que tiene su origen en la superficie interna del caño sin defectos de penetración y se propaga hacia la cara externa con un ángulo de 43° respecto a la normal a la superficie, esta última además no se encuentra con signos de corrosión. En la Figura 2.c en cambio se ha supuesto una falta de penetración máxima de 1.6 mm de profundidad y una fisura de profundidad variable con un ángulo de 37.5° respecto a la dirección radial, esto es propagándose con la dirección del chaflán preparatorio para la soldadura.

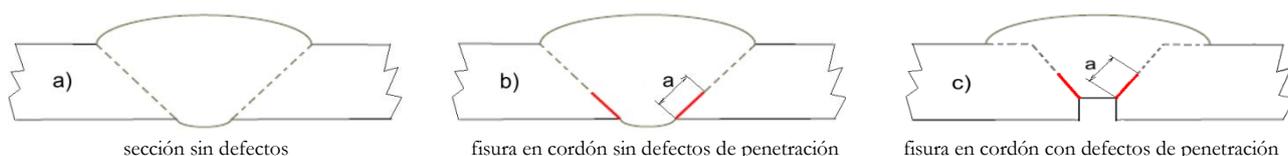


Figura 2: Posicionamiento de fisuras en modelos de la sección transversal

El caso de defectos de corrosión de sobremonta es analizado finalmente mediante variaciones de las figuras b) y c).

2. Metodología de análisis

Partiendo del objetivo primario que motiva este trabajo, esto es, la verificación de la seguridad de la cañería en cuestión, se presentan en esta sección algunos aspectos técnicos del problema desde una visión general del problema de seguridad de la cañería, el que se resume en distintas formas de enfocar la situación de fatiga y fractura. Estos distintos enfoques se describen a continuación.

2.1 Análisis de la fractura mecánica

Basándose en las dimensiones de las fisuras máximas detectadas y tomando como punto de partida la presión de trabajo de la cañería se analiza la posibilidad de falla del tubo mediante técnicas de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica, comparando el factor de intensidad de tensiones K_I en servicio con el valor de factor de intensidad de tensiones crítico del material ensayado K_{IC} . Como la presión máxima es aproximadamente constante, y ya que las fisuras pueden ser relevadas en la cañería sólo en forma parcial, se opta además por conservar como variable de estudio a la profundidad de la fisura y evaluar en los distintos modelos y por medio de este parámetro la posibilidad de falla. El análisis de la fractura mecánica realizado se detalla en la sección 3. El factor de intensidad de tensiones en servicio es calculado mediante elementos finitos utilizando software comercial y mediante la técnica de la integral J . Se utilizan para este efecto modelos planos y tridimensionales de complejidad creciente, diseñados interactivamente a partir de los resultados parciales encontrados. El propósito de esta etapa es la reducción de parámetros de estudio a partir de la información de su relevancia en el resultado obtenido. De este estudio, donde se determina el factor de intensidad de tensiones en servicio para distintos escenarios, se consigue información valiosa para la cuantificación del potencial de peligrosidad de combinaciones de daños arbitrarias, lo que constituye una herramienta de verificación estructural futura.

2.2 Análisis de la capacidad de servicio

Se incluyen aquí estudios para determinar la tipificación del modo de falla, verificación del estado de servicio y pronósticos para la vida útil futura. Respecto de este último punto, y admitiendo una población de fisuras en la cañería se analiza mediante esta metodología la posibilidad de propagación de las fisuras existentes y su posible velocidad de crecimiento por fatiga hasta generar una condición de falla. Este análisis se sustenta en que la vida de miembros estructurales con fallas puede estar regida por la velocidad de propagación de fisuras, que depende de la variación por fatiga del factor de intensidad ΔK_I . En este caso, las variaciones del factor de intensidad son generadas por las oscilaciones diarias de presión de trabajo de la línea. El análisis de la capacidad de servicio se realiza en la sección 4.

3. Análisis de fractura mecánica

Los valores típicos de K_{IC} son obtenidos bajo condiciones de estado de deformación plana elástica de acuerdo con el estándar ASTM [3]. Para que la comparación sea válida, el estado tensional del miembro estructural en la punta de fisura debe corresponder con deformación plana, o al menos en la mayor parte de ella. De acuerdo con la norma, se comprueba que la profundidad de la fisura a y la longitud axial b del miembro estructural sea mayor que una magnitud B , de manera que

$$a, b, (t - a) > B \quad B = 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{S_y} \right)^2 \quad (1)$$

donde t es el espesor del caño y S_y la tensión de fluencia del material. Mientras que los requerimientos especificados en el plano de fisura ($a, t-a$) garantizan el comportamiento lineal elástico, la dimensión fuera del plano (b) asegura un estado de deformación plana. En el presente caso de estudio se obtiene $B \approx 750$ mm partiendo de la tensión de fluencia 275 MPa y del valor de $K_{IC} \approx 150$ (valor estimado para temperatura ambiente). La longitud axial de la cañería, puede ser considerada muy larga y por lo tanto se cumple la condición antedicha de deformación plana. Sin embargo el largo de la fisura a resulta varias veces menor que el valor B por lo que se puede anticipar plastificación de importancia en la punta de fisura, y la necesidad de extender el rango de validez de K_{IC} utilizando conceptos de la Mecánica de Fractura Elastoplástica.

Para el análisis del escenario de daños probable del caño se utilizaron modelos computacionales planos y tridimensionales. En el primer caso se modeló la sección transversal del caño conteniendo la soldadura. Este primer modelo sirvió para el análisis de la influencia de la profundidad de la fisura, su inclinación respecto de la dirección radial, los defectos de corrosión de la sobremonta y falta de penetración. Los modelos tridimensionales fueron dedicados para algunos análisis más detallados, especialmente para tener en cuenta la longitud axial de la fisura y la presencia de una soldadura desarrollada en forma de hélice. Los resultados de estos últimos modelos fueron contrastados con soluciones en forma de ecuaciones disponibles en la literatura [14, 15, 5] aplicables a casos geométricos sencillos.

3.1 Modelos planos de de anillo circunferencial

El objetivo de los modelos de anillo plano realizados fue cuantificar la importancia relativa de los defectos seccionales, esto es la falta de penetración, el deterioro de la sobremonta por corrosión y el ángulo de inclinación de la fisura respecto a la dirección radial. Se consideraron los siguientes modelos con las variaciones que se indican en la Tabla 1.

Tabla 1: Modelos planos utilizados

Modelo	Fisura inclinada	Falta de penetración	Corrosión de sobremonta
A	43°	No	No
B	37.5°	Si	No
C	43°	No	Si
D	0°	No	Si

Notar que de acuerdo con lo expresado en el apartado 1.3 los modelos C y D corresponden con el tubo ideal sin costura, al que se hará referencia más adelante. A continuación, y a modo de ejemplo, se muestra (Figura 3) la malla del modelo de elementos finitos utilizada para los Modelos A y B.

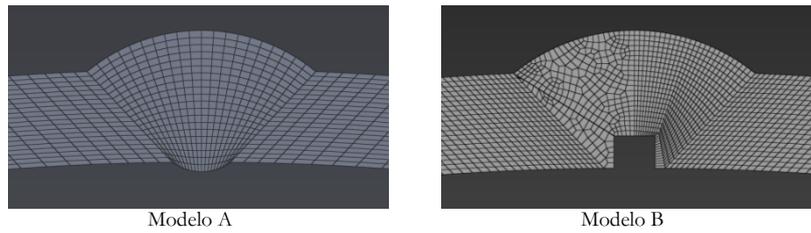


Figura 3: Mallas de Elementos Finitos

Para cada modelo se graficó (Figura 4) la variación del factor de intensidad de tensiones K_I calculado mediante el método de la Integral J , para una fisura que se propaga desde la superficie interna y con una profundidad creciente con intervalos de 0.5 mm.

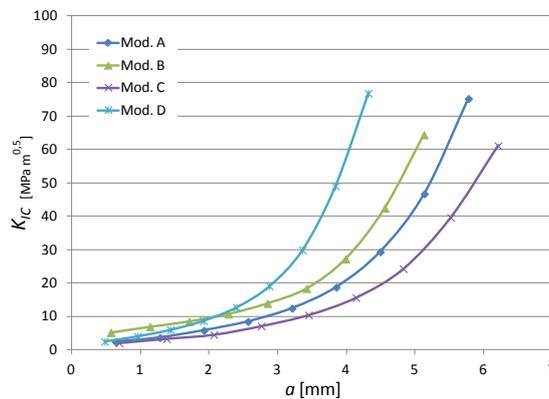


Figura 4: Variación de K_I con la profundidad oblicua de la fisura

Para el análisis de los resultados y a efectos de facilitar las comparaciones de los modelos utilizados se adoptan las siguientes simplificaciones, de modo de obtener curvas de referencia que sirvan para la evaluación aproximada de combinaciones de defectos:

- 1) se considera una profundidad radial asociada a la profundidad en dirección oblicua de cada fisura, como su proyección en la dirección radial.
- 2) la falta de penetración se considera conservativamente como una disminución uniforme de todo el espesor del caño.

Las hipótesis anteriores permiten reducir la multiplicidad de escenarios de fallas a un conjunto pequeño de variables, lo que además posibilita una modelación sencilla de los casos más complejos tridimensionales.

En la Figura 5 se graficó el factor de intensidad K_I en función de la profundidad radial asociada de la fractura y relativa al espesor (a/t). Se observa que las curvas de los distintos modelos, que en la Fig. 4 presentan una dispersión creciente con el aumento de profundidad de fisura, se han agrupado en la Fig. 5 convenientemente. Además de esta figura es posible observar que:

- para una fisura de profundidad oblicua de 3 mm (poco menos que 50% del espesor) los valores de K_I están comprendidos entre 10 y 14 para todos los casos.
- Los valores de profundidad adimensional a/t para comienzo de fractura son mayores que el 80% si se considera un K_{Ic} de 50 MPa m^{0.5}.

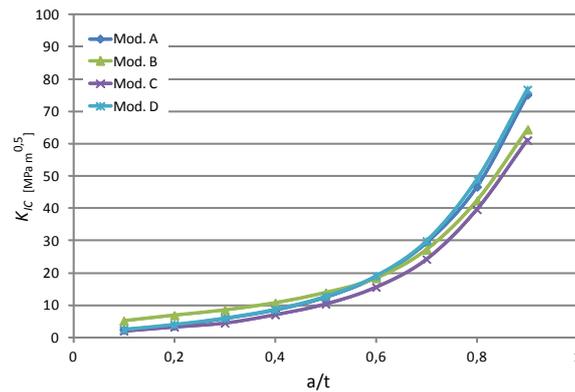


Figura 5: Variación de K_I con la profundidad adimensional de la fisura

En la Figura 5 se muestran los coeficientes de intensidad de tensiones en función de la profundidad de fisura normalizada por el espesor del tubo, considerando un modelo elasto-plástico perfecto para el acero y sin endurecimiento. Los resultados han sido obtenidos para profundidades de fisura crecientes hasta la plastificación total del ligamento, esto es para profundidades entre el 60 y 70 % del espesor. Los valores de los coeficientes de intensidad de tensiones elasto-plásticos son lógicamente mayores que los calculados considerando un modelo lineal elástico, mostrando una dispersión creciente con el aumento de las profundidades de fisura para los distintos modelos, véase Figura 6.

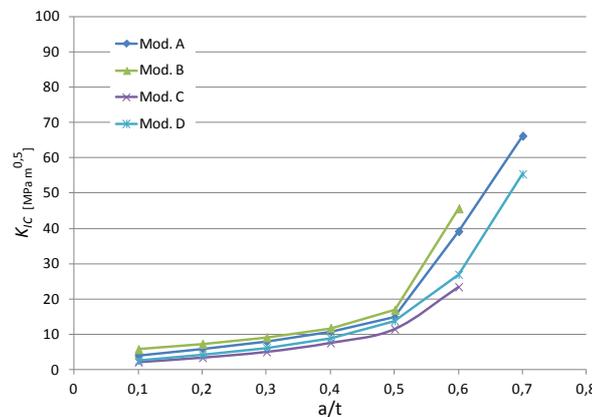


Figura 6: Variación de K_I elasto-plástico con la profundidad adimensional de fisura

3.2 Modelos tridimensionales

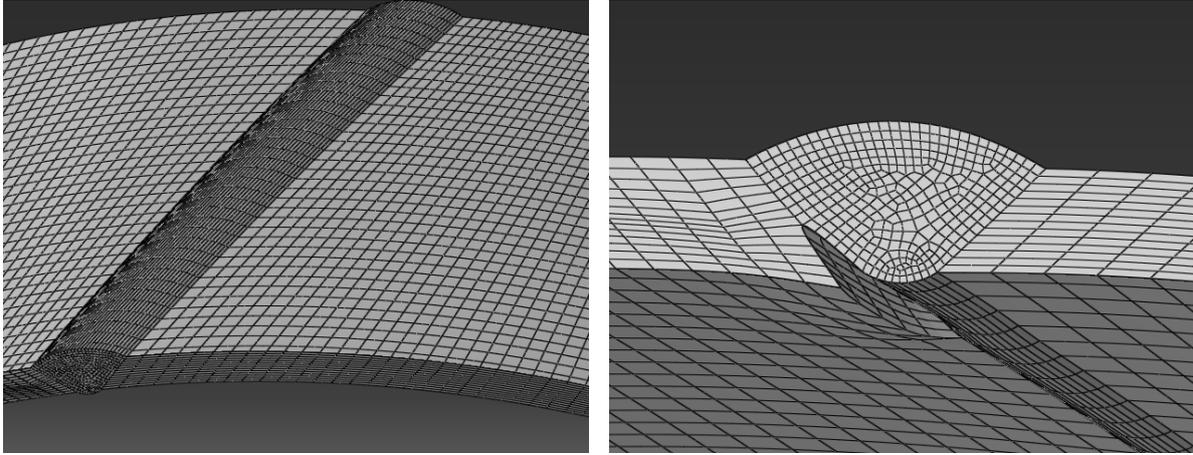
Los modelos tridimensionales permiten considerar el escenario real, esto es, adicionar la influencia de la longitud axial de la fisura considerada en lo siguiente como $2c$ y el efecto de la soldadura en desarrollo de espiral. Representando los modelos planos una prolongación de la sección plana con defectos en la dirección axial, deben obtenerse valores conservativos de K_I respecto a la situación tridimensional real. Por otro lado, y de la experiencia realizada con los modelos 2D se desprende que, sin pérdida importante de exactitud y teniendo en cuenta las aproximaciones realizadas, puede simplificarse la modelación del conjunto de defectos a un caso de fisuras longitudinales no pasantes que penetran al tubo en dirección radial. Además, los valores de los coeficientes de intensidad de tensiones de las combinaciones de defectos modelados han resultado en general menores que el valor crítico, por lo que teniendo en cuenta el costo computacional de los modelos tridimensionales, con estos cálculos no se realiza aquí un análisis paramétrico exhaustivo, sino que sólo se conserva como parámetro de estudio a la longitud de fisura. Además como se verá más adelante se hará uso de soluciones analíticas de verificación de los modelos.

Se utilizaron dos tipos de modelos 3D a saber: El *Modelo E* (Fig. 7) es un tubo de 200 mm de longitud axial, que se diferencia de un tubo ideal por la presencia de la costura de soldadura desarrollada en forma helicoidal, con una fisura de longitud y profundidad variable y una dirección oblicua de 43° respecto a la dirección radial. El *Modelo F* en cambio, es un tubo ideal de similares dimensiones, pero que modela fisuras propagadas en dirección radial y ha sido utilizado para contrastar con soluciones analíticas. En todos los casos las fisuras están situadas axialmente en la zona central del modelo. Las longitudes axiales de fisuras consideradas fueron de 10, 60, 100 y 200 mm. Respecto a la profundidad de las fisuras se consideraron en el Modelo F dos casos: $a = 2$ mm y $a = 3.8$ mm (radial). El primero de los casos representa aproximadamente al máximo observado, esto es la proyección radial de la fisura oblicua de 3 mm, que es por otro lado el caso considerado en el Modelo E. La profundidad de fisura radial $a = 3.8$ mm corresponde con el comienzo de una plastificación generalizada del ligamento.

En la Tabla 2 se muestran los coeficientes de intensidad de tensiones calculados utilizando los modelos tridimensionales. Se puede notar una relativamente buena aproximación lograda por el Modelo F equivalente con fisura radial de 2 mm simulando al caso más realista que configura el Modelo E, con fisura oblicua de $a=3$ mm. Esta afirmación posibilita la consideración directa del Modelo F como representativo del caso estudiado, teniendo en cuenta las simplificaciones realizadas con anterioridad.

Tabla 2: K_{IC} obtenido de las variaciones de los modelos tridimensionales utilizados

Long. de fisura $2c$ [mm]	Modelo E	Modelo F	
	fisura oblicua $a = 3$ mm	fisura radial $a = 2$ mm	fisura radial $a = 3.8$ mm
10	4.18	4.59	6.10
60	6.91	6.86	17.02
100	7.30	7.27	23.94
200	7.61	7.63	36.39



a) Vista externa indeformada del cordón

b) sección fisura deformada amplificada x 400

Figura 7: Vista (a) y sección (b) de la malla correspondiente al Modelo E.

El tipo de defecto tenido en cuenta por el Modelo F en esta instancia del trabajo constituye daños estándar que han sido ya estudiados convenientemente [14] de manera que se dispone de soluciones analíticas, producto de un minucioso trabajo de modelación con elementos finitos y posterior posprocesamiento. Las ecuaciones utilizadas para obtener los factores de intensidad de tensiones en el caso de una fisura semi-elíptica en una cara una placa finita, sometida a tensión remota y cargas de flexión son las siguientes

$$K_I = (S_t + H_s S_b) \sqrt{\pi a / Q} F_s \quad (2)$$

donde S_t es la tensión de tracción, S_b la tensión de flexión en la fibra externa, H_s es un multiplicador para la flexión en fisuras superficiales, Q un factor de forma de la fisura elíptica y F_s un factor de corrección de borde para fisuras superficiales. Las aproximaciones de la ec.(2) y sus coeficientes aquí reproducidas resultan válidas para

$$\begin{aligned} 0 < a/c < 1 \\ c/b < 0.5 \\ 0 < \varphi < \pi \end{aligned} \quad (3)$$

donde φ es el ángulo paramétrico de la elipse (90° corresponde con el eje radial que define al punto más profundo de la fisura) mientras que a/t debe cumplir con la relaciones

$$\begin{aligned} a/t < 1.25(a/c + 0.6) \text{ para } 0 < a/c < 0.2 \\ a/t < 1 \text{ para } a/c > 0.2 \end{aligned} \quad (4)$$

El factor de forma de fisura es expresado como

$$Q = 1 + 1.464 (a/c)^{1.65} \quad (5)$$

Además el multiplicador para la flexión resulta

$$H_s = H_1 + (H_2 - H_1) \sin(\varphi)^p \quad (6)$$

donde

$$\begin{aligned} H_1 &= 1 - 0.34 a/t - 0.11 (a/c) (a/t) \\ H_2 &= 1 + G_{21} a/t + G_{22} (a/t)^2 \end{aligned} \quad (7)$$

En la ec. (7) es

$$\begin{aligned} G_{21} &= -1.22 - 0.12 a / c \\ G_{22} &= 0.55 - 1.05 (a / c)^{0.75} + 0.47(a / c)^{1.5} \end{aligned} \quad (8)$$

mientras que

$$p = 0.2 + a / c + 0.6 a / t \quad (9)$$

La función F_s puede ser calculada como

$$F_s = \left(M_1 + M_2 (a / t)^2 + M_3 (a / t)^4 \right) g f_\varphi f_w \quad (10)$$

Para $a / c < 1$ son los coeficientes

$$\begin{aligned} M1 &= 1.13 - 0.09 (a / c) \\ M2 &= -0.54 + 0.89 / (0.2 + a / c) \\ M3 &= 0.5 - 1 / (0.65 + a / c) + 14 (1 - a / c)^{24} \end{aligned} \quad (11)$$

mientras que las funciones g, f_φ, f_w son calculadas como

$$\begin{aligned} g &= 1 + (0.1 + 0.35 (a / t)^2) (1 - \sin(\varphi))^2 \\ f_\varphi &= \left((a / c)^2 \cos(\varphi)^2 + \sin(\varphi)^2 \right)^{0.25} \\ f_w &= \sqrt{\sec \left(\frac{\pi c}{2b} \sqrt{a / t} \right)} \end{aligned} \quad (12)$$

En otro trabajo de Newman y Raju [15] el factor de intensidad de tensiones fue aproximado para el caso de un cilindro hueco con una fisura semi-elíptica ubicada internamente y sometido a presión interna. Para el punto más profundo de la grieta se tiene que

$$K_I = 0.97 S_i \sqrt{\pi a} Y f_f \quad (13)$$

donde

$$Y = \sqrt{1 / Q} \left(M_1 + M_2 (a / t)^2 + M_3 (a / t)^4 \right) \quad (14)$$

$$f_f = \frac{t}{R_i} \left(\frac{R_e^2 + R_i^2}{R_e^2 - R_i^2} + 1 - 0.5 \sqrt{a / t} \right) \quad (15)$$

representando en esta ecuación R_e el radio externo y R_i el radio interno.

Por otro lado Eiber et al. [5] publicó en 1993 un reporte donde se obtiene una ecuación semi-empírica que puede ser usada para predecir la falla de tubos de gasoductos, basada en la experimentación con 48 ejemplares ensayados con fisuras superficiales externas en tubos sometidos a presión interior. Las fórmulas se basan en el modelo de Dugdale, que tiene en cuenta la plastificación en la punta de la fisura asociada con el valor relativamente alto de la resiliencia en aceros de uso normal en este tipo de aplicaciones. La aproximación fue ajustada con los resultados de las experimentaciones y contempla el uso del factor de protuberancia para grieta superficial M_p definido como

$$M_p = \frac{1 - d / (t M_T)}{1 - d / t} \quad (16)$$

donde M_T es el factor de Folias

$$M_T = \sqrt{1 + 2.55 (c^2 / R_e t) - 0.0135 (c^2 / R_e t)^2} \quad (17)$$

El factor de intensidad de tensiones se calcula finalmente como

$$K_I = \sqrt{\frac{8}{\pi} a S_\beta^2 \ln \sec \left(\frac{\pi M_p S_\beta}{2 S_\beta} \right)} \quad (18)$$

donde S_β es la tensión de flujo y S_b es la tensión circunferencial equivalente a la tensión S_r . Teniendo en cuenta que la concentración de tensiones aumenta debido a la protuberancia y esta a su vez se incrementa con el aumento de la longitud de la fisura y decrece con el radio del tubo y su espesor, la ec. (18) debe ser utilizada con limitación de fisuras relativamente cortas, según la referencia [5].

La Fig. 8 muestra los coeficientes de intensidad de tensiones calculados por E.F. (Modelo F) y los obtenidos mediante las fórmulas de Newman–Raju (N.a.R.) para fisuras que se propagan desde la superficie interior o desde la superficie exterior de una placa finita. Se observa una adecuada coincidencia de los valores, excepto para valores altos de la profundidad y longitud de fisura, donde las discrepancias empiezan a ser de relativa importancia. Téngase además en cuenta que la longitud de fisura aquí considerada debe ser la longitud equivalente a una sección rectangular. Debido a que las fórmulas consideran fisuras semi-elípticas, en la construcción de las curvas provenientes de fórmulas analíticas se redujo la longitud de fisura con el criterio de áreas equivalentes.

La Fig. 9 compara los resultados del Modelo F de E.F. con las fórmulas de Eiber et al., que corresponden con aproximaciones realizadas en tubos y admitiendo cierta plastificación. Las aproximaciones mostradas resultan razonables en función de las dispersiones observadas en la referencia [5] y la malla de E. F. utilizada en este caso. Obsérvese las diferencias en la apreciación del coeficiente de intensidad de tensiones que pueden obtenerse considerando profundidades y longitudes

de fisuras elevadas, esto se corresponde con la limitación en la aproximación de la función secante trigonométrica en la ecuación (18).

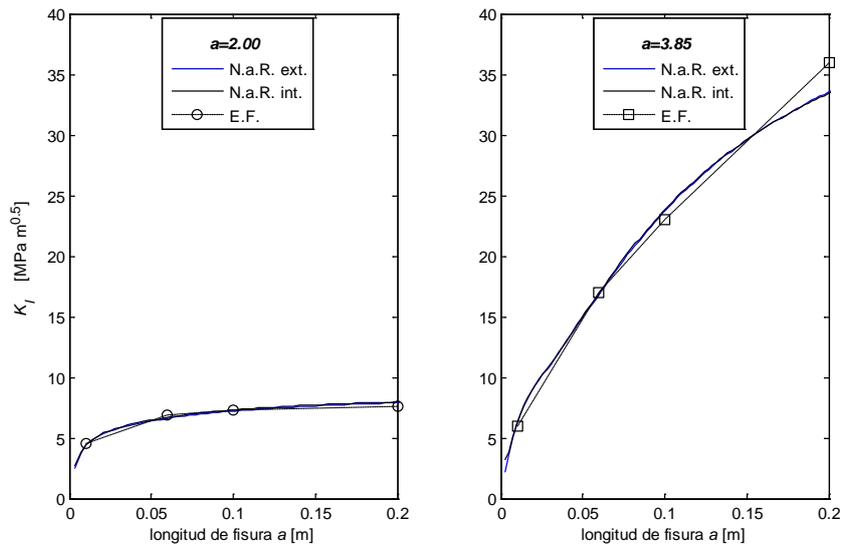


Figura 8: Coeficiente de intensidad de tensiones en función de la longitud de la fisura

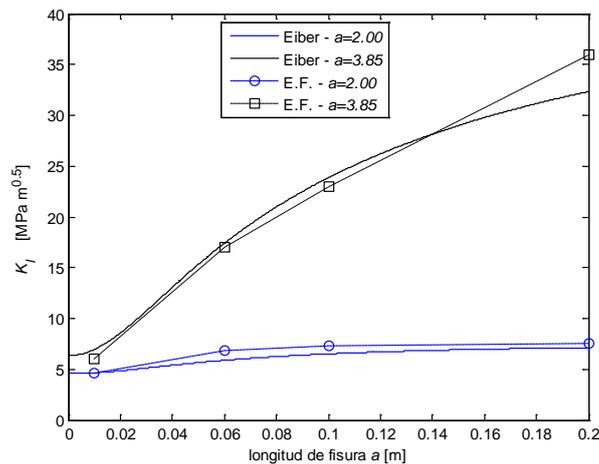


Figura 9: Coeficiente de intensidad de tensiones en función de la longitud de la fisura

4. Capacidad de servicio

4.1 Criterio de pérdida antes de rotura (leak before break)

El criterio de pérdida antes de rotura se verifica aquí mediante la siguiente ecuación

$$\frac{\pi S^2}{1 - \frac{1}{2} \left(\frac{S}{S_y} \right)^2} = \frac{K_{IC}^2}{B} \left(1 + 1.4 \frac{K_{IC}^4}{B^2 S_y^4} \right) \quad (19)$$

De la igualdad anterior se obtiene que la condición para que el gasoducto pierda gas antes de romperse está dada por

$$K_{IC} > 6.3 \text{ MPa m}^{0.5} \quad (20)$$

En el presente caso se considera entonces esta condición largamente superada. De manera similar se utiliza el criterio de “fluencia a través del espesor” que estableciera Hahn and Roosenfield [7] verificando que

$$\left(\frac{K_{IC}}{S_y} \right)^2 \frac{1}{t} > 1 \quad (21)$$

ya que en este caso el valor de comparación resulta aproximadamente igual a 13.

4.2 Diagrama FAD

El Diagrama de Verificación a Falla (FAD) constituye una herramienta básica de verificación y control de los gasoductos. Asume que la falla ocurrirá bien cuando el factor de intensidad de tensiones en la cañería exceda la resiliencia en términos de K_{IC} , o cuando la carga aplicada exceda la carga de colapso plástico de la sección neta que contiene a la fisura (ligamento). Se construye entonces una curva de interacción entre las variables adimensionales K_r y S_r como

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} \quad S_r = \frac{S_{net}}{S_y} \quad (22)$$

donde S_{net} es la tensión en la sección neta. El diagrama FAD se construye según R6 Revisión 1 [8] como en la Fig. 10 indicando la zona sombreada operación segura, mientras que la línea azul divide esta zona de la zona de falla.

A partir del diagrama queda en evidencia la que la situación del gasoducto para la fisura máxima observada (indicado por el punto $a = 2.00$ mm radial) es segura y que la forma de falla está asociada a la plastificación.

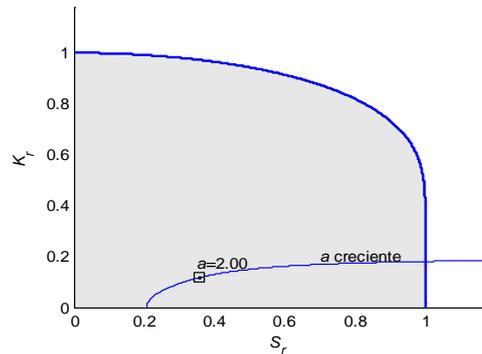


Figura 10: Diagrama de Verificación de Falla

4.3 Posibilidad de propagación de fisuras existentes debido a cargas fluctuantes

Si se supone un medio ambiente relativamente benigno para la cañería, y que no interactúa con el fenómeno de crecimiento de fisuras, existen en el comportamiento de propagación de fisuras por fatiga tres comportamientos definidos por zonas diferenciadas: Una Zona 1 ubicada por debajo de un límite de propagación de fisuras por fatiga, este último expresado en forma de una variación de factor de intensidad ΔK_{I_0} , en la que no existe propagación de las fisuras, por lo que se considera que estas permanecen estables en el tiempo. Otra Zona 2 existe ubicada por encima del límite de propagación de fisuras por fatiga ΔK_{I_0} , en las que las fisuras se propagan con una velocidad que puede ser representada por una función exponencial de las variaciones del factor de intensidad. Finalmente es posible definir una Zona 3, en la que dependiendo del material y en general poco antes de llegar al factor de intensidad crítico, se verifica un aumento muy grande de la velocidad de propagación de fisuras que termina en la fractura. A continuación se realizan algunos comentarios respecto de la posibilidad de propagación de fisuras en el caso en particular que motiva este trabajo:

Respecto de la Zona 1: El límite de propagación de fisuras por fatiga ΔK_{I_0} , que es la transición entre Zona 1 y Zona 2, depende fundamentalmente de la relación de tensión mínima a tensión máxima de fatiga, denominado R . En el caso analizado la presión de trabajo en horas nocturnas (máxima) es 20.5 kg/cm^2 y 18.5 kg/cm^2 en los horarios picos de consumo (mínima), de modo que $R=0.9$. Un valor orientativo de ΔK_{I_0} , puede ser estimado según [16] a partir de la ecuación

$$\Delta K_{I_0} = 7(1 - 0.85 R) \quad (23)$$

resultando $\Delta K_{I_0} = 1.64 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, aunque debe considerarse cierta dispersión en este valor ya que el parámetro presenta una variación considerable según sea el tipo de acero. La variación del factor de intensidad en servicio resulta $\Delta K_I = 10\%$ de K_I por ser $R=0.9$. A partir de los resultados de la sección 3.2 (admitiendo valores de K_I del orden de 6) se tiene que $\Delta K_I < \Delta K_{I_0}$ ya que $0.6 < 1.64 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Esto implica que la cañería está en condiciones de servicio actuales por debajo del límite de inicio de propagación de fisuras.

Respecto de la Zona 2: La propagación de fisuras por fatiga en servicio presenta una velocidad, esto es un incremento de la longitud a por ciclo transcurrido (donde N es el número de ciclos)

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_I^n \quad (24)$$

donde ΔK_I es el rango del factor de intensidad de tensiones, C y n son propiedades del material. Típicamente para aceros al carbono $C = 3.6 \times 10^{-11}$ y $n=3$ para unidades de ΔK_I en $\text{ksi in}^{0.5}$. Ya se mostró al analizar la Zona 1 que el estado actual de grietas no puede progresar por el efecto de las cargas fluctuantes devenidas de la fluctuación diaria de un 10 % en la presión de operación del gasoducto. Como $\Delta K_I \approx 0.6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ó $\Delta K_I \approx 0.54 \text{ ksi}\sqrt{\text{in}}$ resulta que $da/dN = 5.82 \cdot 10^{-11} \text{ in/ciclo}$ ó

$da/dN = 1.5 \cdot 10^{-9}$ mm/ciclo. Por otro lado se considera que el número de ciclos total soportado por la cañería - inaugurada en el año 1960 - es menor a 20.000 ciclos, y considerando un ciclo diario, indicaría que aún si la cañería estuviese en condiciones de propagación, esta sería del orden de $30E-3$ mm en 50 años, esto es, aunque esta velocidad no es aplicable según las consideraciones anteriores, se verifica por cálculo como extremadamente baja como para generar daño. Lo anteriormente expuesto exime de mayores comentarios para la Zona 3.

5. Conclusiones

Del trabajo realizado se extraen las conclusiones que siguen:

a) Respetto de la metodología y del análisis de la mecánica de fracturas

El análisis de fractura mecánica se realizó basándose en la existencia de una condición de daño determinístico de la cañería. Se tuvo en cuenta la existencia de defectos tales como falta de penetración y deterioro de la sobremonta por corrosión y la coexistencia de fisuras definidas por su largo axial y profundidad. Debido a que las combinaciones y correlaciones de estos parámetros pueden dar lugar a una gran cantidad de escenarios, en el presente trabajo se utilizaron modelos computacionales de complejidad creciente, que fueron construidos teniendo en cuenta los resultados parciales y que permitieron llegar a modelos tridimensionales relativamente sencillos. A continuación se resumen los resultados más importantes obtenidos en este estudio:

- De los modelos planos realizados se concluye que frente a un escenario de combinación de fallas se puede asumir sin pérdida significativa de precisión: a) que la falta de penetración sea tratada conservativamente como una reducción del espesor de la sección resistente, b) que la fisura superficial -no pasante- e inclinada respecto a la dirección radial sea tratada como una fisura radial con una profundidad igual a su proyección en esa dirección, c) que la corrosión de la sobremonta no tiene una influencia notable en los resultados, por lo que puede ser en ignorada, siempre que el defecto no exceda la superficie del tubo sin defectos.
- De los modelos tridimensionales realizados se puede asumir que: d) el efecto del ángulo de la hélice de la soldadura puede ser despreciado sin error apreciable, de manera que la soldadura se considera ubicada sobre una generatriz del tubo, d) para las dimensiones del tubo considerado la fisura puede ser considerada ubicada tanto interna como externa sin error apreciable.
- De las consideraciones anteriores se desprende que el caso objeto de este estudio puede ser aproximado al de un tubo de sección reducida por la falta de penetración, con una fisura superficial en dirección radial ubicada en la superficie interna -o bien externa- de profundidad equivalente a la fisura inclinada.
- De los modelos tridimensionales también se concluye que las mallas de elementos finitos utilizadas proveen soluciones de buena calidad en comparación con las fórmulas analíticas utilizadas para aproximar el coeficiente de intensidad de tensiones -estas últimas en casos suficientemente verificadas por otros investigadores-. Además los resultados obtenidos de mallas relativamente sencillas no pueden proveer una referencia de calibración de las curvas. Por otro lado el rango de validez de cada aproximación analítica debe ser tenido en cuenta y verificado convenientemente.

b) Respetto a la verificación de la capacidad de servicio del caso estudiado

- Considerando los defectos máximos observados, la cañería posee un coeficiente de seguridad a fractura superior a 5. Esto suponiendo una fisura máxima observada de 3 mm en dirección oblicua, propagada con un ángulo de aproximadamente 40° con respecto a la dirección radial y con una longitud axial de 30 mm. Téngase además en cuenta que el coeficiente de seguridad es tradicionalmente calculado como el cociente entre el coeficiente de intensidad de tensión crítico y el de servicio.
- De la aplicación del criterio de “pérdida antes de rotura” se desprende que supuesta una fisura superficial suficientemente importante (no observada) el gasoducto fallará como pérdida antes de provocar explosión. Por otro lado es demostrable que la fisura pasante generada debería tener una longitud de alrededor de 90 mm para que falle en forma de rotura propagándose en dirección axial.
- Del Diagrama de Verificación de Fallas se puede concluir que una falla generada por fisura creciente falla por plastificación de la sección del ligamento.
- Del estudio efectuado se llega a la conclusión que la cañería en las condiciones de servicio actuales está por debajo del límite de inicio de propagación de fisuras, esto es, la velocidad de propagación de fisuras actual puede considerarse nula, no existiendo así posibilidad de falla en el futuro próximo debido al incremento (por cargas fluctuantes) de la profundidad de las fisuras hoy existentes.

Referencias

- [1] ASME B31.8, Gas Transmission and Distribution Piping Systems, 2007.
- [2] ASME B31.8S, Managing System Integrity of Gas Pipelines, 2004.
- [3] ASTM E399-05, Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{IC} of Metallic Materials, 2005.
- [4] Barsom, J. M. "Fatigue Behavior of Pressure-Vessel Steels," WRC Bulletin, No. 194, Welding Research Council, New York, May 1974.
- [5] Eiber R.J., Bubenik T.A. and Maxey W.A. "Fracture control technology for natural gas pipelines", American Gas Association, Project PR-3-9113, Report NG-18 No. 208, 1993.
- [6] Giudici A.J., Matusевич A.E. y Giró J.F. "Coeficiente de seguridad y acondicionamiento de la presión operativa en gasoductos con fisuras", Memorias del Segundo Congreso Argentino de Ingeniería Mecánica – CAIM 2010, ISBN 978-950-605-633-9, San Juan, Argentina, 16 al 19 de noviembre de 2010.
- [7] Hahn, G. T. and Rosenfield, A. R., "Source of Fracture Toughness: The Relation Between K_{IC} and the Ordinary Tensile Properties of Metals," ASTM STP 432, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 5-32, 1968.
- [8] Harrison, R.P., Loosemore, K. and Milne, I., Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, CEGB, CEGB ReportR/H/R6, 1976.
- [9] Kiefner J.F. and Vieth P.H. "Evaluating pipe: New method corrects criterion for evaluating corroded pipe", Oil and Gas Journal. Vol. 32, pp 56-59, 1990.
- [10] Massa J.C. y Giudici A.J. "Daño por efectos de oxidación en gasoductos", Revista Internacional de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil (ISSN 1535-0088), vol. 10(2), pp. 119-138, Año 2010.
- [11] Massa J.C., Giudici, A.J. y Jorge Muract J. "Comportamiento de gasoductos con defectos volumétricos", Memorias del Congreso Sobre Integridad en Instalaciones de Gas y Petróleo. Organizado por la IAPG (Instituto Argentino del Petróleo y Gas), Bs. As., 13 al 15 de Julio 2010.
- [12] Matusевич A.E., Mancini R.A. y Giudici A.J. "Determinación de la tenacidad a la fractura del material de un gasoducto", Revista Latinoamericana de Metalurgia y Materiales (RLMM). Vol. 32 (2) pp. 253-260, 2012.
- [13] NAG 100, Normas Argentinas mínimas de seguridad para el transporte y distribución de gas natural y otros gases por cañerías, 1993.
- [14] Newman, J.C. and Raju, I.S., Stress intensity factors for internal surface cracks in cylindrical pressure vessels, Trans. ASME, J. Press. Vess. Tech. 102, pp. 342–9, 1980.
- [15] Newman, J.C. and Raju, I.S., Stress intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads, Nasa Technical Memorandum 85793, pp. 9-13, 1984.
- [16] Rolfe S.T. and Barsom J.M. Fracture and fatigue control in structures. Applications of fracture mechanics, ASTM, 1999.
- [17] Silva F.C. and Hryciuk P.M. "Utilización de la tecnología de control de fracturas para la determinación de presiones operativas", Memorias del IAPG Latin American Congress of Gas and Oil Pipelines Integrity DUCTOS 2000, Buenos Aires, Argentina, 2000.