

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ
ESCUELA DE POSGRADO



PONTIFICIA
UNIVERSIDAD
CATÓLICA
DEL PERÚ

TÍTULO:

**ANÁLISIS DE MECÁNICA DE FRACTURA EN TUBERÍAS
SOLDADAS DE GASODUCTOS MEDIANTE SIMULACIÓN
NUMÉRICA POR ELEMENTOS FINITOS**

TESIS PARA OPTAR EL GRADO DE MAGÍSTER EN INGENIERÍA DE
SOLDADURA

PRESENTADA POR:

Ing. Herbert Yépez Castillo

ASESOR:

Dr. Rosendo Franco Rodríguez

Lima, mayo de 2015



©2015, Herbert Yépez Castillo - PUCP

La reproducción total o parcial está permitida solamente con fines académicos, con la respectiva cita bibliográfica y referencia.

Resumen

Los siniestros que se han presentado en los sistemas de transporte del yacimiento de gas en Camisea - Perú, evidencian la alta susceptibilidad de los ductos de presentar fallas durante el servicio, lo cual exige la urgente necesidad de estudiar los fenómenos físicos que envuelven a este tipo de fallas y proponer soluciones ingenieriles. Por ello, el presente trabajo tiene como objetivo el desarrollo de un modelo basado en normas internacionales y simulación numérica para la evaluación del fenómeno de fractura en tuberías soldadas de gasoductos. Para lograr el cumplimiento del objetivo planteado, inicialmente se realiza el estudio del estado de la cuestión de la mecánica de la fractura para el análisis del comportamiento de fisuras y de los procedimientos de evaluación de gasoductos en servicio. A continuación, se procede a analizar el comportamiento de fisuras superficiales en tuberías considerando diferentes ubicaciones (interior y exterior) y orientaciones (axial y transversal) de las mismas. Luego, se evalúa las particularidades que caracterizan a una unión soldada, identificando a las tensiones residuales como la particularidad más influyente en el comportamiento de una fisura. Posteriormente, se realiza simulaciones para evaluar el comportamiento a la fractura en tuberías soldadas mediante la determinación de factor de intensidad de tensiones. Los resultados obtenidos por simulación son comparados con resultados de métodos analíticos. Finalmente, se emplea procedimientos propuestos por el estándar API 579 para evaluar la integridad estructural de un caso de estudio construido a partir de información técnica del primer incidente de falla ocurrido en la línea de transporte de LGN del proyecto de Camisea, donde los resultados de la evaluación indican que si una carga variable, producto de la fluctuación de la presión y del desalineamiento de la tubería, alcanza los $1.48 (10^5)$ ciclos, una fisura inicial de 0.9 mm lograría la penetración completa del espesor de pared del componente.

Índice

Resumen	II
Índice	III
Introducción	1
1. Capítulo 1. Estado de la cuestión.	4
1.1 Introducción	4
1.2 Mecánica de Fractura	6
1.2.1 Mecánica de Fractura Elástica Lineal MFEL	6
1.2.2 El Criterio de Griffith	7
1.2.3 El Factor de Intensidad de Tensiones	9
1.2.4 Determinación del Factor de Intensidad de Tensiones FIT	12
1.2.5 Tenacidad a la Fractura	14
1.2.6 Limitaciones de la MFEL	14
1.3 Evaluación de componentes fisurados	15
1.3.1 Estándar API RP 579-1 / ASME FFS-1	16
1.3.2 Procedimiento de evaluación de fisuras – API 579 FFS	17
1.3.2.1 Determinación del Factor de Intensidad de Tensiones FIT	20
1.3.2.2 Determinación de la Distribución de Esfuerzos Residuales	27
1.3.2.3 Determinación de la Propagación de la Fisura	31
1.4 Mecánica de Fractura Computacional	32
2. Capítulo 2. Simulación del mecanismo de fractura en tuberías.	36
2.1 Introducción	36
2.2 Metodología	36
2.3 Simulación de una plancha plana con una fisura semi elíptica central	37
2.3.1 Descripción del caso	37
2.3.2 Modelos computacionales de simulación	39
2.3.3 Comparación y validación de los resultados obtenidos por simulación.	40
2.3.3.1 Expresiones analíticas	41
2.3.3.2 Resultados del estudio	43

2.4 Simulación de una tubería con fisura semi elíptica superficial	46
2.4.1 Descripción del estudio	46
2.4.2 Tubería con fisura superficial semi elíptica (interna/externa) en dirección axial bajo presión interna	47
2.4.3 Tubería con fisura superficial semi elíptica (interna/externa) en dirección transversal bajo carga axial	49
2.4.4 Comparar los resultados obtenidos de la simulación de una tubería fisurada	51
2.5 Objetivos específicos logrados	54
2.6 Hallazgos y Conclusiones preliminares	54
3. Capítulo 3. Particularidades de la simulación de fisuras de tuberías soldadas.	56
3.1 Introducción	56
3.2 Descripción del caso	56
3.3 Metodología	57
3.4 Particularidades de una unión soldada	58
3.4.1 Propiedades mecánicas del material base y del cordón de soldadura	59
3.4.2 Aspectos geométricos	59
3.4.3 Cambios microestructurales	60
3.4.4 Tensiones residuales	60
3.5 Evaluación de fisuras superficiales semi elípticas en una tubería con soldadura circunferencia	62
3.5.1 Determinación analítica de la DTR producto de la soldadura en tuberías	62
3.5.1.1 Distribución de Tensiones Residuales Superficiales	62
3.5.1.2 Distribución de Tensiones Residuales a través del espesor	62
3.5.1.3 Cálculo analítico — DTR	63
3.5.2 Determinación analítica del FIT bajo una DTR	78
3.5.3 Determinación de la DTR mediante simulación	76
3.5.3.1 Estudio térmico transitorio	78
3.5.3.2 Estudio estructural transitorio.	80
3.6 Resultados obtenidos mediante simulación y por expresiones analíticas	82

3.6.1 Resultados de los campos de temperatura	82
3.6.2 Resultados de la distribución de tensiones residuales	84
3.6.3 Resultados del factor de intensidad de tensiones	86
3.7 Objetivos específicos logrados	85
3.8 Hallazgos y Conclusiones preliminares	85
4. Capítulo 4. Evaluación de la integridad estructural de una tubería con fisura superficial semi elíptica en las inmediaciones de un cordón de soldadura circunferencial sometida a cargas externas no previstas.	87
4.1 Introducción	87
4.2 Descripción del caso	88
4.3 Metodología	91
4.4 Evaluación de la integridad estructural de tuberías fisuradas según el estándar API 579	91
4.4.1 Generalidades	92
4.4.2 Procedimiento de evaluación	93
4.4.3 Cálculos analíticos	101
4.5 Resultados de la evaluación de la integridad estructural	108
4.5.1 Evaluación FAD mediante procedimientos analíticos	108
4.5.2 Evaluación de la propagación de fisuras mediante simulación numérica	110
4.6 Objetivos específicos logrados	114
4.7 Hallazgos y Conclusiones preliminares	114
Conclusiones	116
Bibliografía	
Anexos	

Introducción

Tradicionalmente el diseño estructural de un componente es realizado bajo la consideración que el material es continuo, homogéneo y sin defectos y que su resistencia sea superior a los esfuerzos admisibles. Sin embargo, innumerables incidentes han demostrado que los criterios de diseño que suponen la ausencia de defectos podrían ocasionar desastres con lamentables consecuencias.

En el país se pudo observar el impacto económico, social y ambiental debido a los incidentes ocurridos en los ductos del sistema de transporte de líquido de gas natural LGN del yacimiento en Camisea. El 20 de agosto de 2004 las líneas de transporte de gas entraron en operación y después de tan solo 5 meses de funcionamiento, el 22 de diciembre del mismo año, se produjo la rotura de un ducto de 14 pulgadas de diámetro en las inmediaciones del asentamiento rural de Colonos Túpac Amaru, la cual ocasionó el derrame de más de 70 metros cúbicos de líquido de gas natural. El Estado Peruano a través del Organismo Supervisor de la Inversión en Energía y Minería (OSINERGMIN) ha publicado el informe ejecutivo y técnico de auditoría del proyecto Camisea, que le fuera encargada a Germanischer Lloyd Perú y Lloyd Germánico de México, donde se señala que desde el inicio de las operaciones hasta septiembre de 2007, el ducto de LGN ha reportado seis (06) incidentes de falla.

Incidentes ocurridos en las líneas de transporte de hidrocarburos han generado la necesidad de contar con fundamentos teóricos y criterios técnicos para la evaluación de la integridad de componentes en servicio. En la actualidad, se cuenta con normas y recomendaciones internacionales que colaboran en el diagnóstico y la toma de decisiones de un determinado componente que presenta algún tipo de defecto durante su funcionamiento. API 579 es una de las normas más reconocidas que describe las técnicas de evaluación de equipos a presión utilizados en la industria petroquímica, cuya finalidad es proporcionar procedimientos de evaluación de la integridad estructural.

Por otro lado, el método de los Elementos Finitos (MFE) constituye un método numérico para el análisis de problemas físicos. El método consiste en la discretización de un continuo en elementos interconectados por una serie de puntos llamados nodos, de tal manera que las ecuaciones que rigen el comportamiento del continuo rigen también el comportamiento de cada elemento. La aplicación del método de los Elementos Finitos en la mecánica de la fractura es una herramienta bastante utilizada para el estudio del comportamiento de una fisura en el rango elástico para materiales frágiles y en el rango elasto plástico para materiales dúctiles.

Por todo lo expuesto, el presente proyecto de investigación propone el desarrollo de un modelo basado en normas internacionales y simulación mediante métodos numéricos para evaluar el fenómeno de fractura en ductos de transporte de gas, cuyos resultados obtenidos de la simulación numérica tendrán en cuenta los procedimientos descritos en prácticas y normas internacionales.

Objetivo General

Desarrollar un modelo basado en normas internacionales y simulación numérica para evaluar el fenómeno de fractura en tuberías soldadas de gasoductos.

Objetivos Específicos

- Realizar una evaluación preliminar del comportamiento de tuberías fisuradas, considerando diferentes ubicaciones y alineaciones de la grieta.
- Realizar la simulación por elementos finitos de fisuras en tuberías teniendo en cuenta las particularidades de la unión soldada.
- Validar los resultados de la simulación de fisuras en uniones soldadas mediante expresiones analíticas.
- Evaluar la integridad estructural de una tubería fisurada en las inmediaciones del cordón de soldadura en el marco del estándar API 579 complementada con simulación numérica.

Metodología

Inicialmente se realiza el estudio del estado de la cuestión de la mecánica de la fractura para el estudio del comportamiento de fisuras y de las consideraciones técnicas acerca de la adecuación al servicio de sistemas de tuberías que en la actualidad forman parte de la práctica de la ingeniería. Esta etapa permitirá determinar los requerimientos y procedimientos de evaluación de integridad. Luego, se procede con el desarrollo de modelos computacionales de fisuras en la unión soldada de tuberías. Se evalúa las particularidades de la presencia de la unión soldada, identificando a la más influyente en el comportamiento de una fisura para ser incluida en el modelo computacional. Posteriormente, se realiza la simulación de los modelos para evaluar el comportamiento a la fractura en tuberías mediante la determinación de factor de intensidad de tensiones. Los resultados obtenidos por simulación son contrastados con resultados de métodos analíticos. Finalmente, se analiza un caso de estudio de una tubería fisurada en condiciones de operación mediante procedimientos de integridad estructural descritos en prácticas y normas internacionales. La metodología del trabajo está contenida en las siguientes etapas:

- Estado de la cuestión.
- Simulación del mecanismo de fractura en tuberías.
- Particularidades de la simulación de fisuras en tuberías soldadas.
- Evaluación de la integridad estructural de una tubería fisurada en las inmediaciones del cordón de soldadura.

Estado de la cuestión

1.1 Introducción

Los componentes metálicos siempre han sido acompañados del riesgo de fractura, la cual de ocurrir podría ocasionar pérdidas materiales, económicas e inclusive pérdidas humanas. Un caso muy sonado en el país fue los incidentes ocurridos en las líneas de transporte de gas de Camisea, las cuales entraron en operación el 20 de agosto de 2004 y después 5 meses de funcionamiento, el 22 de diciembre del mismo año, se produjo la rotura del poliducto de 14 pulgadas de diámetro en la progresiva 8+800, en las inmediaciones del asentamiento rural de Colonos Túpac Amaru, la cual ocasionó el derrame de aproximadamente 70 metros cúbicos de líquido de gas natural.

Se entiende como fractura al fenómeno de separar un sólido generando nuevas superficies bajo la acción de una carga externa. La fractura de un material sucede con el incremento de la carga hasta la generación del proceso de nucleación de microfisuras. Además, la falla de un componente o estructura metálica puede iniciarse en regiones muy localizadas y bajo esfuerzos muy por debajo de los admisibles, haciendo que la falla adquiera un carácter súbito, inesperado y catastrófico. Por ello, existe el interés de ampliar el conocimiento del fenómeno con la finalidad de comprender, prevenir y predecir el comportamiento de las fisuras.

La mecánica de la fractura provee de bases conceptuales y metodologías para la evaluación de componentes agrietados con el objetivo de obtener criterios de aceptación, frecuencia de inspección y límites de operación. Como cualquier disciplina, la mecánica de fractura continúa en desarrollo y es posible encontrar diversas investigaciones en el mundo que estudian el comportamiento de las fisuras en diferentes componentes, materiales y condiciones de carga.

Tradicionalmente el diseño estructural de un componente es realizado bajo la consideración que el material es continuo, sin defectos y que su resistencia sea superior a los esfuerzos

admisibles. Sin embargo, con el transcurso de los años ha quedado demostrado que los criterios de diseño que suponen la ausencia de defectos muchas veces acaban en desastres, debido a que la consideración de un factor de seguridad basado únicamente en el estado de esfuerzos no es suficiente. Un caso que demuestra lo mencionado es lo ocurrido a un buque americano durante la segunda guerra mundial. El Schenectady, una embarcación de 152 metros de largo con un peso en vacío aproximadamente de 15 000 toneladas, se partió en dos partes producto del crecimiento de una grieta que se generó en la cubierta y se abrió paso por las planchas laterales del casco (Arana, 2002).

Si un componente es diseñado bajo el enfoque del análisis estático tradicional y durante su fabricación o funcionamiento presenta una fisura, su comportamiento cambia significativamente. Los desplazamientos y deformaciones en las inmediaciones de la discontinuidad se incrementan generando concentración de esfuerzos en la cabeza de la fisura. Además, la fisura es una puerta abierta para agentes agresivos del medio de trabajo, comprometiendo aún más la integridad del componente, incrementando el riesgo de falla y reduciendo la capacidad de carga y la vida útil del componente.

En la actualidad, existe el esfuerzo por incorporar el concepto de integridad estructural durante las prácticas de diseño, debido a la inevitable presencia de defectos en los diversos componentes metálicos. Este concepto se define como *el nivel de desempeño de un componente estructural en función de su contenido de defectos*, y para medir tal desempeño se requiere de un análisis de integridad que consta de tres tareas:

- *Inspección* para identificar la presencia de defectos.
- *Recopilación* de datos de diseño y condiciones de operación
- *Análisis* del comportamiento de los defectos encontrados.

Ésta última tarea se apoya de la mecánica de fractura y busca determinar la *resistencia residual* y predecir la *vida residual*. La resistencia residual es la capacidad del componente con defectos de soportar una determinada carga máxima o también se define como la capacidad de contener un tamaño máximo de defecto bajo cargas de operación sin que el

componente falle. Mientras que, la vida residual es el tiempo que puede seguir operando un componente conocidos los defectos que posee (González, 2004).

1.2 Mecánica de Fractura

La mecánica de fractura es la disciplina que vincula mediante expresiones analíticas la geometría del componente fisurado y las cargas a las cuales se encuentra sometido con el tamaño y forma de la grieta; para ello, se basa en el estudio de desplazamientos, deformaciones y esfuerzos en las inmediaciones de la cabeza de la fisura. Además, se conoce que todos los materiales, incluso cerámicos y vidrios, son capaces de desarrollar un cierto grado de plasticidad en el frente de la fisura, el cual mejora la resistencia frente a la fractura frágil. La región plástica desarrollada es conocida como la zona plástica del frente de grieta y de acuerdo a su extensión puede ser abordada por tres diferentes sub disciplinas, las cuales son (González, 2004):

- Mecánica de fractura *elástica lineal*, es aquella disciplina empleada cuando la extensión de la deformación plástica está confinada a una pequeña zona sobre la cabeza de la fisura y la deformación del resto del cuerpo tiene un comportamiento elástico.
- Mecánica de fractura *elástica-plástica*, es aplicada cuando la zona plástica sobre la cabeza de la fisura tiene una extensión considerable.
- Mecánica de fractura *plástica*, es utilizada cuando la fractura es precedida de deformación plástica generalizada.

1.2.1 Mecánica de Fractura Elástica Lineal MFEL

La mecánica de fractura elástico lineal ha sido desarrollada para materiales con un comportamiento elástico, es decir para materiales que obedecen a la ley de Hooke. Sin embargo, la concentración de tensión en los alrededores de la cabeza de la fisura provoca que en estas zonas los esfuerzos superen el valor de fluencia del material generando deformaciones plásticas. Si la zona de la deformación plástica es lo suficientemente

pequeña para que el comportamiento global del material siga siendo elástico, es factible aplicar la mecánica de fractura elástica lineal (Morhain, 2001).

La MFEL es abordada por dos enfoques, ambos diferentes en su concepción, sin embargo existe vinculación entre ellos. El primer criterio se define en términos de un balance energético y el segundo está basado en el campo de tensiones existente en la cabeza de la fisura (Ávila, 2005).

1.2.2 El Criterio de Griffith

Los primeros trabajos analíticos del fenómeno de fractura fueron llevados a cabo por A. Griffith (1920), quien generó una expresión para determinar los esfuerzos en materiales frágiles. El enfoque de Griffith indica que un cuerpo deformando elásticamente almacena energía potencial, la cual es la impulsora de la propagación de la fisura siempre y cuando su conversión satisfaga la demanda de energía para la extensión de la fisura.

La energía elástica almacenada U puede ser definida mediante la expresión 1.1, donde una placa de espesor constante que posee una fisura central pasante es deformada elásticamente, como se muestra en la figura 1.1.

$$U = \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} \quad (1.1)$$

Donde, σ es el esfuerzo normal aplicada en los extremos sobre la sección transversal de la placa, $2a$ es la longitud de la fisura y E es el módulo de elasticidad o Young. Por otro lado, la energía de fractura es aquella energía necesaria para generar dos superficies de fractura, una por cada cara de la fisura, de modo que durante el proceso de fractura del componente, la energía almacenada se convierte en energía de superficie W , la cual se define como:

$$W = 2a\gamma_s \quad (1.2)$$

Donde, γ_s es la energía específica de superficie

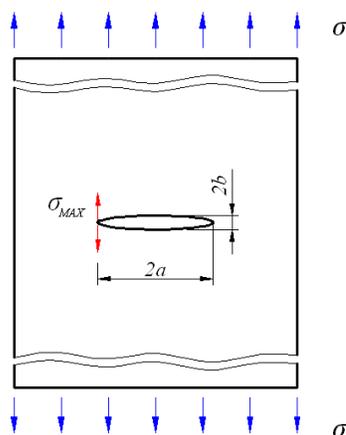


Fig. 1.1. Placa de espesor constante con fisura central pasante deformada elásticamente (modelo de Griffith).

Cuando la fisura empieza a incrementar su longitud, entra en un estado de equilibrio inestable bajo las cargas aplicadas, y se transfiere energía de la zona sin fracturar a la zona fractura a través de un proceso de conversión entre energía elástica y energía de superficie. El equilibrio de energías puede expresarse matemáticamente de la siguiente forma (Ávila, 2005):

$$\frac{dU}{da} = \frac{dW}{da} \quad (1.3)$$

Derivando las expresiones (1.1) y (1.2) con respecto al incremento de la longitud de la fisura da , se obtiene:

$$\frac{dU}{da} = \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \quad (1.4)$$

$$\frac{dW}{da} = 2\gamma_s \quad (1.5)$$

Reemplazando las expresiones (1.4) y (1.5) en (1.3), y despejando σ , se obtiene el esfuerzo con el cual se inicia la propagación de la fisura, denominado como tensión de fractura de Griffith, σ_c (Ávila, 2005), (Anderson, 2005):

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \quad (1.6)$$

La mayoría de los metales experimentan en alguna medida una deformación plástica antes de la fractura. G.R. Irwin y E. Orowan (1948) trabajaron cada uno de forma independiente logrando aportar a la expresión de tensión de fractura de Griffith (1.6) un término que contemple la energía de deformación plástica γ_p asociada a la propagación de la fisura, tal como se expresa en la siguiente relación (Anderson, 2005), (Sánchez, 2000):

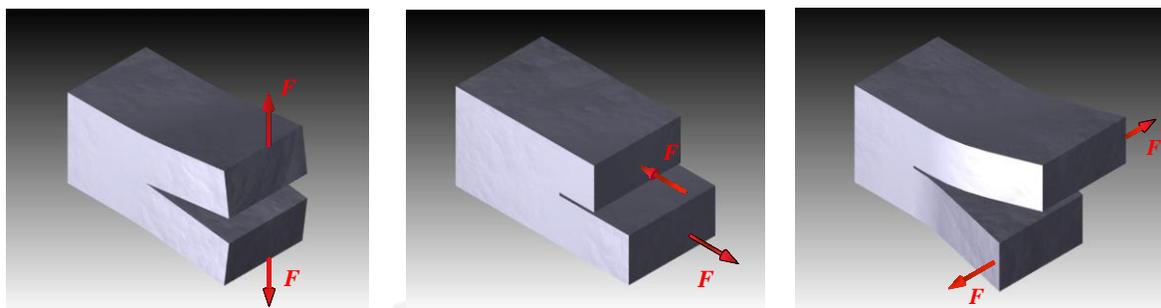
$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a}} \quad (1.7)$$

Existen dos aportes fundamentales del trabajo de Griffith. Primero, ofrecer un enfoque donde la fractura es vinculada como resultado de un proceso de conversión energético que no depende solamente de la carga aplicada, sino también del tamaño de la fisura (Anderson, 2005), (Ávila, 2005), (Sánchez, 2000). Segundo, la propuesta de A. Griffith sentó las bases de la mecánica de fractura moderna y es por ello que es considerado por muchos autores como “*el padre la mecánica de fractura*”.

1.2.3 El Factor de Intensidad de Tensiones

G.R. Irwin en 1956 publicó un trabajo llamado “*Analysis of stress and strain near the end of the crack traversing a plate*”, donde introdujo y definió tres modos básicos de la fractura (I, II y III) de un cuerpo agrietado (ver figura 1.2). El modo I, *modo de apertura*, es aquel en el cual las caras de la fisura se separan debido a la aplicación de cargas normales al plano de fractura; el modo II, *modo de deslizamiento*, es aquel en el cual las caras de la fisura se deslizan una respecto a la otra y las cargas son paralelas al plano de fractura; y el modo III, *modo de deslizamiento lateral*, es aquel donde las caras de la fisura se deslizan lateralmente una respecto de la otra y las cargas son perpendiculares a la dirección de la propagación de la fisura (Oller, 2001). La situación más compleja corresponde a una

combinación de los tres modos, pero afortunadamente la mayoría de los casos prácticos corresponden al modo I. La combinación del modo I y II se presenta en fisuras inclinadas, mientras el modo III aparece en fracturas por torsión pura (González, 2004).



Modo I
Modo Apertura

Modo II
Modo de deslizamiento

Modo III
Modo de deslizamiento lateral

Fig. 1.2 Modos de básicos de fractura

Además, se atribuye a Irwin uno de los aportes más importantes de la mecánica de fractura, el cual consiste en haber formulado una expresión analítica que caracteriza a la fisura mediante un factor en términos del estado de esfuerzos en la zona próxima a la cabeza de la fisura, dicho factor es conocido como el Factor de Intensidad de Tensiones FIT. Irwin concluyó que el fenómeno de la fractura no podría concentrarse en un solo punto, sino que existe una pequeña zona plástica en la cabeza de la fisura, la cual por el efecto de la deformación absorbe gran cantidad de energía manteniendo a los esfuerzos dentro de valores finitos (Oller, 2001), (Anderson, 2005).

Puesto en otros términos, el FIT, simbolizado por K , representa la amplitud de la singularidad tensional en la cabeza de fisura que depende de la geometría del componente, del tamaño de la fisura y de la carga aplicada (Saxena, 2010). Asimismo, el FIT está vinculado al modo de fractura dando lugar a tres tipos básicos K_I , K_{II} y K_{III} (Oller, 2001).

Una expresión general para estudiar el estado de esfuerzos alrededor de la cabeza de una fisura bajo el modo I de fractura, ver figura 1.3, es descrita mediante las expresiones 1.8 y 1.9 (Morhain, 2001):

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (1.8)$$

$$\tau_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (1.9)$$

Donde

$$f_{xx}(\theta) = \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$$

$$f_{yy}(\theta) = \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$$

Siendo, σ_{ij} y τ_{ij} los componentes de esfuerzo de un punto cualquiera de la placa, $f_{ij}(\theta)$ funciones trigonométricas conocidas, K_I el Factor de Intensidad de Tensiones bajo el modo I de fractura, r y θ las coordenadas polares tomando a la cabeza de la fisura como origen.

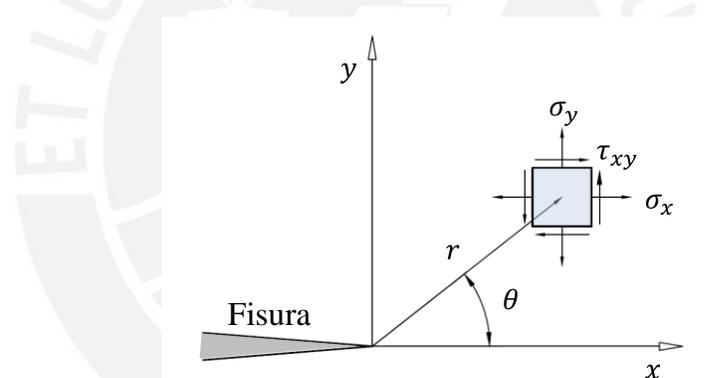


Fig. 1.3 Placa sometida a un estado de esfuerzos en las proximidades de una fisura.

Por otro lado, debido a la innumerable cantidad de configuraciones geométricas que podrían poseer los componentes fisurados, diferentes autores han desarrollado compendios de expresiones para estimar el valor de K_I , sin embargo para un cierto tipo de especímenes clásicos de la mecánica de fractura, K_I puede ser definida por la expresión 1.10 (Saxena, 2010).

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} F(a/b) \quad (1.10)$$

Donde σ representa la carga aplicada, a es la longitud de fisura y $F(a/b)$ un factor geométrico adimensional que define una relación entre la longitud de fisura y ancho del espécimen.

1.2.4 Determinación del Factor de Intensidad de Tensiones FIT

En la actualidad se cuenta con una variedad de métodos para determinar el FIT que pueden ser agrupadas en: expresiones analíticas, métodos numéricos (elementos finitos, diferencias finitas, elementos de contorno, etc.) y métodos experimentales (resiliencia, deformación plana, indentación, etc.). La selección de un método dependerá de su disponibilidad, el tiempo, los recursos y el nivel de precisión deseada. Acerca de las expresiones analíticas, como ya fue mencionado, en la literatura del tema es posible encontrar compendios propuestos por diferentes autores, tales como Tada, Sih, Anderson, API579, entre otros. A continuación se describe tres de los especímenes más tratados por la mecánica de fractura (Tada, 2000):

Center Cracked Tension (CCT).

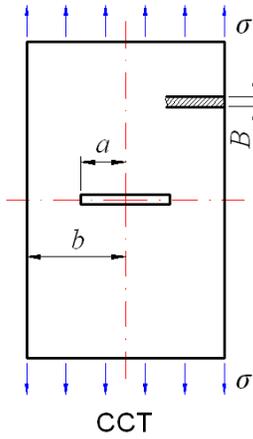
Placa plana que contiene en la parte central una fisura pasante a lo largo de su espesor B . Siendo a la semi-longitud de la fisura y b la semi-longitud del ancho del espécimen (ver figura 1.4).

Single Edge Notch Tension (SENT).

Placa plana de espesor B con una fisura pasante localizada en uno de los bordes laterales. Siendo a la longitud de la fisura y b el ancho del espécimen (ver figura 1.5).

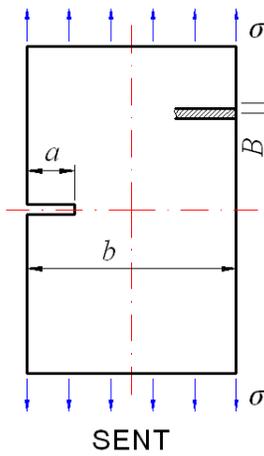
Double Edge Notch Tension (DENT).

Placa plana de espesor B que contiene dos fisuras pasantes localizadas en sus bordes laterales. Siendo a la longitud de la fisura y b la semi-longitud del ancho del espécimen (ver figura 1.6).



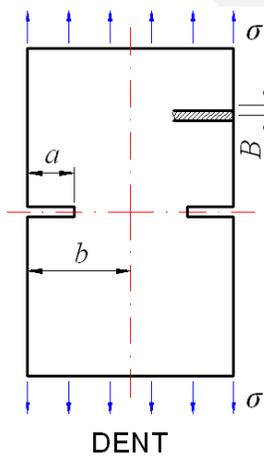
$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} F(a/b) = \sigma\sqrt{\pi a} \left[\sqrt{\sec \frac{\pi a}{2b}} \right] \quad (1.11)$$

Fig. 1.4 Espécimen “Center Cracked Tension” (CCT)



$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \left[0.265 \left(1 - \frac{a}{b}\right)^4 + \frac{0.857 + 0.265 \frac{a}{b}}{\left(1 - \frac{a}{b}\right)^{3/2}} \right] \quad (1.12)$$

Fig. 1.5 Espécimen “Single Edge Notch Tension” (SENT).



$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} F(a/b) = \sigma\sqrt{\pi a} \left[\frac{2b}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2b} \right] \quad (1.13)$$

Fig. 1.6 Espécimen “Double Edge Notch Tension” (DENT).

1.2.5 Tenacidad a la Fractura

La MFEL se fundamenta en la caracterización del componente fisurado mediante el FIT, el cual estima la magnitud de esfuerzos en la cabeza de la grieta, si la deformación del material es principalmente elástica. Por otro lado, cuando el FIT alcanza un valor crítico, se le conoce como *Tenacidad a la Fractura* y es simbolizado como K_C .

La tenacidad a la fractura se constituye como una propiedad del material, determinada mediante pruebas en laboratorio, se define como la capacidad del material para resistir a la propagación de grietas (Anderson, 2005). La MFEL establece que:

- Si $K < K_C$, no hay extensión de la fisura (estable).
- Si $K = K_C$, posible extensión cuasi-estática de fisura.
- Si $K > K_C$, crecimiento dinámico de la fisura (inestable).

Los procedimientos de los ensayos de laboratorio para determinar la tenacidad a la fractura están tratados en normas, tales como ASTM E399 (ASTM E399, 2006) y BS 7448-2 (BS 7448-2, 1997). Dichos procedimientos indican que durante las pruebas se debe aplicar una determinada carga hasta alcanzar la fractura de una probeta, la cual debe contener una entalla mecanizada con una pequeña grieta pre-fisurada por fatiga. Durante el ensayo se registra la información necesaria para elaborar una curva de carga aplicada versus el desplazamiento de la abertura de la entalla, hasta alcanzar la carga máxima antes de la falla. Las probetas más recomendadas son la *Compact Tension CT* y la *Single Edge Notched Beam SENB*, cuyas dimensiones geométricas están normadas.

1.2.6 Limitaciones de la MFEL

La MFEL está basada en el comportamiento elástico del material, lo cual limita su aplicación a situaciones donde se exhiba una significativa zona de deformación plástica alrededor de la cabeza de la grieta. Por ende, la MFEL no se aplica a todo tipo de materiales, sobre todo a aquellos que experimentan grandes deformaciones.

Adicionalmente, durante los ensayos experimentales para determinar la tenacidad a la fractura se ha determinado que ésta depende del espesor de la probeta, estableciendo un valor mínimo para el espesor en condiciones de deformación plana que cumpla con la siguiente relación:

$$B > 2.5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_f} \right)^2 \quad (1.14)$$

Donde B representa el espesor de la probeta y σ_f el esfuerzo de fluencia del material.

Aceros de bajo carbono que poseen un esfuerzo de fluencia cerca a los 240 MPa alcanzan valores de tenacidad de fractura hasta de $220 \text{ MPa}\sqrt{m}$, de manera que para alcanzar las condiciones de validez de deformación plana se requieren de probetas con un espesor de 3 m , haciendo que la probeta y el ensayo sean difíciles de llevar a cabo. En estos casos la caracterización de la tenacidad estará basada en mecanismos de fractura diferentes que el elástico lineal (González, 2008).

1.3 Evaluación de componentes fisurados

El diseño de un componente tiene como objetivo que éste se desempeñe de forma segura durante la prestación de servicio, sin embargo, el material del componente sufre deterioro con el paso del tiempo y crece el riesgo de producirse una falla o la incertidumbre de un buen desempeño. En los últimos años, ha surgido el término de *evaluación de la integridad estructural*, que consiste en realizar el análisis de un componente para demostrar la idoneidad para el servicio, *fitness for service*, a lo largo de su vida operativa. El análisis de la integridad estructural contribuye a la toma de decisiones y a la programación de reparaciones absolutamente necesarias, fomentando un buen equilibrio entre la parte económica y la de seguridad. Si bien es cierto que existen avances significativos en este campo, hay una falta de difusión de estas técnicas en nuestro medio.

Sucede que en Europa no se contaba con un único documento que contenga metodologías para el análisis de la integridad estructural, pero existían procedimientos de evaluación de diferentes nacionalidades, las cuales poseían sus propias particularidades, como BS 7910 y RCC-MR de origen británico y francés, respectivamente. Entonces, debido a la necesidad de satisfacer criterios de uniformidad y globalización, la comunidad europea ha elaborado un documento, denominado “*FITNET FFS Procedure*”, que recoge procedimientos de evaluación de la integridad estructural. Por su parte, Estados Unidos dispone de un estándar que proporciona métodos para el análisis de distintos mecanismos de falla, que en la actualidad cuentan con un gran respaldo y una aceptación mundial. API 579 es el estándar americano que contiene procedimientos elaborados para atender las necesidades del sector petrolífero y evalúa el desempeño en funcionamiento de equipos presurizados (Cicero, 2010).

1.3.1 Estándar API RP 579-1 / ASME FFS-1

ASME y API han normalizado la construcción de equipos presurizados, tales como recipientes a presión, sistemas de tuberías y tanques de almacenamiento, proporcionando directrices de diseño, fabricación, inspección y ensayos; sin embargo, estos códigos de construcción no ofrecen recomendaciones para la evaluación de los equipos ante la presencia de algún tipo de defecto durante su funcionamiento.

En el año 2007 se publica el estándar API 579 FFS *Fitness-For-Services* (API 579, 2007), el cual provee de recomendaciones para la evaluación de la integridad estructural empleando procedimientos específicos para los diferentes equipos de la industria petroquímica. La evaluación de la integridad estructural permite determinar la aptitud para el servicio y colabora con la toma de decisión de continuar, monitorear, reparar o reemplazar el equipo evaluado.

Los procedimientos de evaluación FFS son actualmente reconocidos y referenciados por otros códigos y estándares, como medios adecuados para la evaluación de recipientes bajo

presión, sistemas de tuberías y tanques de almacenamiento, donde actividades de inspección han revelado el deterioro o la presencia de algún defecto.

1.3.2 Procedimiento de evaluación de fisuras – API 579 FFS

Se considera a las fisuras como discontinuidades planas de radio agudo en sus extremos y se caracterizan predominantemente por su longitud y profundidad. Las fisuras pueden ser superficiales, incrustadas y penetrantes, y en muchas ocasiones están asociadas a corrosión localizada y a la falta de fusión o penetración en uniones soldadas. En la actualidad, el estándar API 579 cuenta con procedimientos de evaluación de componentes fisurados, los cuales son utilizados para estimar la relativa tolerancia a las grietas y evaluar el riesgo de fractura de un componente mediante tres niveles de evaluación que dependen de la cantidad de la información técnica, capacidades del personal evaluador y complejidad del análisis.

El nivel 1 consiste en un análisis de tipo conservador con un mínimo de información técnica disponible. La evaluación requiere de un conocimiento básico del componente fisurado, el cual puede ser una placa plana, un cilindro o una esfera, y la presión interna es la única carga sobre el componente que produce únicamente esfuerzos de membrana. En el caso de evaluar fisuras en uniones soldadas, las tensiones residuales producto de la soldadura deben ser estimadas en base a las expresiones proporcionadas en el Anexo E del propio estándar.

La evaluación nivel 2 requiere de métodos y técnicas analíticas basados en la mecánica de la fractura y la resistencia de materiales. Además, el nivel 2 requiere la determinación del FIT obtenido del compendio de expresiones analíticas contenidas en el Anexo C del estándar y el empleo del Diagrama de Evaluación de Fallo FAD *Failure Assessment Diagram*. La figura 1.7 ilustra de forma esquemática el concepto del empleo del diagrama FAD, el cual es considerado como un análisis gráfico que define una línea de falla limite a través de la siguiente expresión:

$$K_r = [1 - 0.14(L_r)^2]\{0.3 + 0.7 \exp[-0.65(L_r)^6]\} \quad (1.15)$$

Donde K_r representa el ratio de la tenacidad a la fractura y L_r el ratio de carga definidos en las expresiones 1.16 y 1.17, respectivamente.

$$K_r = \frac{(K_I^P + \phi K_I^{SR})}{K_{mat}} \quad (1.16)$$

Siendo K_I^P el factor de intensidad de tensiones debido a cargas principales, K_I^{SR} es el factor de intensidad de tensiones debido a cargas secundarias y esfuerzos residuales, ϕ es el factor de corrección por plasticidad, y K_{mat} la tenacidad a la fractura del material.

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ys}} \quad (1.17)$$

Siendo σ_{ref} el esfuerzo de referencia y σ_{ys} representa el esfuerzo de fluencia del material. El diagrama FAD tiene una línea de corte en la zona de colapso definida mediante la resistencia a tracción del material σ_u .

$$L_{r(max)} = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{\sigma_u}{\sigma_{ys}} \right) \quad (1.18)$$

Finalmente, el nivel 3 exige información detallada del caso a analizar y se recomienda el empleo de técnicas avanzadas por ingenieros especialistas para el cálculo de esfuerzos. Dichas técnicas pueden estar basadas en métodos numéricos, como los Elementos Finitos. Además, el nivel 3 evalúa fisuras en una fase activa de crecimiento sub crítico o que presenten señales de una potencial activación debido a las condiciones variables de carga mediante cinco métodos, los cuales son descritos a continuación (Arana, 2002).

- Método A: Consiste en el empleo del nivel 2 con coeficientes de seguridad ajustados por el propio usuario del método.

- Método B: Consiste en la determinación de un diagrama FAD específico del material evaluado.
- Método C: Consiste en el empleo del diagrama FAD basado en la Integral J, un parámetro de caracterización de la fractura bajo consideraciones elasto-plásticas.
- Método D: Consiste en la evaluación mediante propiedades de desgarro dúctil.
- Método E: Consiste en el empleo de otro procedimiento de evaluación reconocido.

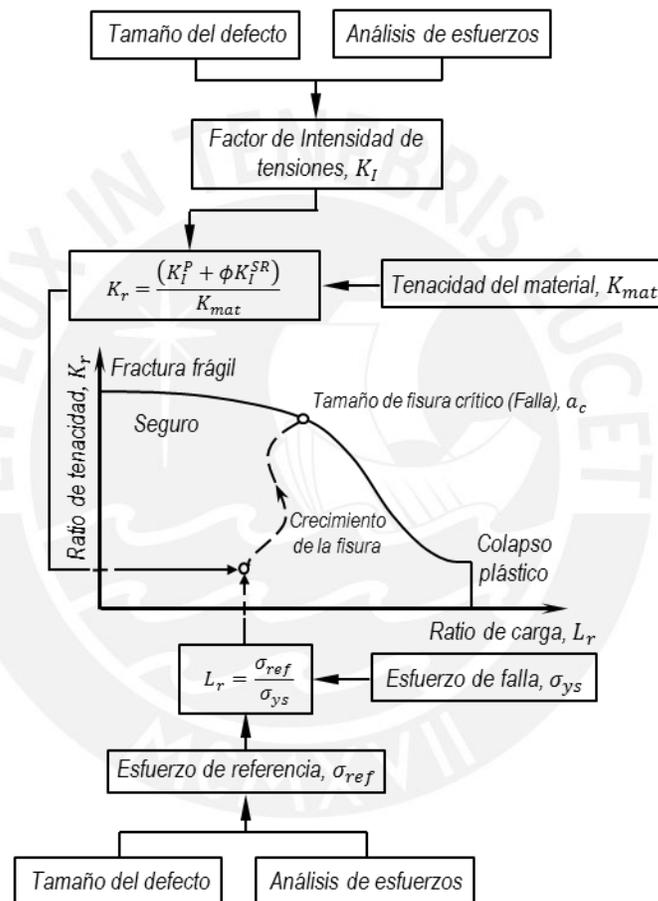


Fig. 1.7 Esquema para la evaluación de la integridad estructural mediante el diagrama FAD (Alegre, 2009)

Como ya se ha mencionado la evaluación de la integridad estructural permite determinar la aptitud para el servicio de un componente mediante información técnica, procedimientos y la estimación de parámetros característicos. Acerca de estos últimos, a continuación se describen expresiones analíticas para tres parámetros importantes: factor de intensidad de tensiones, distribución de esfuerzos residuales y propagación de fisuras.

1.3.2.1 Determinación del Factor de Intensidad de Tensiones FIT - API 579 FFS

El Anexo C del estándar proporciona expresiones que permiten estimar el FIT para una variedad de configuraciones geométrías fisuradas que muy probablemente puedan presentarse en la realidad. Expresiones analíticas para determinar el FIT de configuraciones que no estén incluidas en el estándar pueden ser obtenidas del trabajo de autores, tales como (Rooke, 1974), (Fu, 1993), (Newman, 1999), (Niu, 1990), (Anderson, 2005) y (Tada, 2000). Además, cabe señalar que de no encontrar expresiones analíticas para alguna configuración particular, el propio estándar sugiere recurrir al cálculo mediante métodos numéricos, tal como el método de los Elementos Finitos.

La determinación del FIT bajo el modo de fractura I depende de la estimación de la distribución de esfuerzos, lineal o no lineal, en dirección normal a las caras de la fisura. La distribución de esfuerzos depende a su vez de la geometría del componente y de las condiciones de carga a las que se encuentra sometido, las cuales pueden ser determinadas por técnicas analíticas o por el Método de los Elementos Finitos.

De acuerdo al estándar, las expresiones para determinar el FIT están formuladas en términos del tipo de distribución de esfuerzos, los cuales son:

- Distribución de esfuerzos lineales (esfuerzos de membrana y flexión).
- Distribución de esfuerzos polinomial de orden 4.
- Distribución de esfuerzos general (funciones ponderadas).

El esfuerzo de membrana es un esfuerzo normal constante, mientras que el esfuerzo de flexión es un esfuerzo normal que varía linealmente, ambos esfuerzos actúan a través del espesor de la pared del componente y representan el tipo de distribución más común.

A continuación se describen las expresiones analíticas necesarias para evaluar una placa y un componente cilíndrico que presentan fisuras superficiales del tipo semi elípticas bajo diferentes tipos de carga.

Placa con fisura superficial semi elíptica sometida a esfuerzos de membrana y flexión.

La figura 1.8 muestra una vista seccionada de una placa que contiene una fisura superficial centrada de forma semi elíptica, donde la profundidad de la fisura es representada a y su semi longitud por c . W y t son parámetros dimensiones de la sección de la placa y φ es el ángulo de la elipse que define el punto de evaluación sobre el frente de propagación de la fisura. Si φ es igual a cero, se evalúa la propagación superficial, mientras que si es igual a 90° , la propagación es a través del espesor.

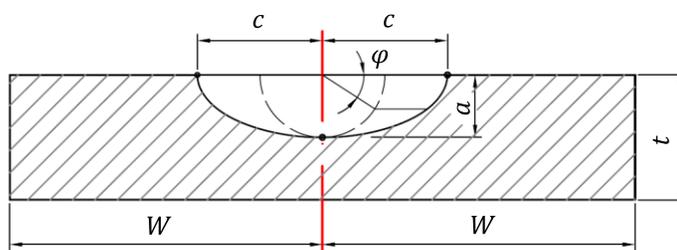


Fig. 1.8. Vista seccionada de una placa plana con fisura superficial semi elíptica.

La expresión 1.19 permite determinar el FIT de una fisura superficial de forma semi elíptica, contenida en una placa plana sometida a esfuerzos normales de membrana y flexión.

$$K_I = (M_m \sigma_m + M_b \sigma_b) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad (1.19)$$

Donde, σ_m y σ_b representan los esfuerzos de membrana y de flexión, respectivamente. M_m y M_b son factores de corrección de los esfuerzos, mientras que Q es una variable que relaciona la profundidad a y la semi longitud c de la fisura, como se aprecia en las siguientes expresiones:

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65} \quad \frac{a}{c} \leq 1 \quad (1.20)$$

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1.65} \quad \frac{a}{c} > 1 \quad (1.21)$$

El factor de corrección del esfuerzo de membrana M_m , se define por:

$$M_m = M_s \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] g f_\varphi f_w \quad (1.22)$$

Donde,

$$M_s = 1 \quad (1.23)$$

$$f_w = \left[\sec \left(\frac{\pi c}{2W} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right]^{0.5} \quad (1.24)$$

Para $a/c \leq 1$, los coeficientes son iguales a:

$$M_1 = 1.13 - 0.09 \left(\frac{a}{c} \right) \quad (1.25)$$

$$M_2 = \frac{0.89}{0.2 + \left(\frac{a}{c} \right)} - 0.54 \quad (1.26)$$

$$M_3 = 0.5 - \frac{1}{0.65 + \left(\frac{a}{c} \right)} + 14 \left[1 - \left(\frac{a}{c} \right) \right]^{24} \quad (1.27)$$

$$g = 1 + \left[0.1 + 0.35 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin \varphi)^2 \quad (1.28)$$

$$f_\varphi = \left[\left(\frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi \right]^{0.25} \quad (1.29)$$

Para $a/c > 1$, los coeficientes son iguales a:

$$M_1 = \left(\frac{c}{a} \right)^{0.5} \left[1 + 0.04 \left(\frac{c}{a} \right) \right] \quad (1.30)$$

$$M_2 = 0.2 \left(\frac{c}{a} \right)^4 \quad (1.31)$$

$$M_3 = -0.11 \left(\frac{c}{a} \right)^4 \quad (1.32)$$

$$g = 1 + \left[0.1 + 0.35 \left(\frac{c}{a} \right) \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin \varphi)^2 \quad (1.33)$$

$$f_\varphi = \left[\left(\frac{c}{a} \right)^2 \sin^2 \varphi + \cos^2 \varphi \right]^{0.25} \quad (1.34)$$

El factor de corrección del esfuerzo de flexión M_b , se define por:

$$M_b = M_m H f_w \quad (1.35)$$

Donde,

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^q \varphi \quad (1.36)$$

$$H_2 = 1 + G_1 \left(\frac{a}{t}\right) + G_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 \quad (1.37)$$

Para $a/c \leq 1$, los coeficientes son iguales a:

$$q = 0.2 + \left(\frac{a}{c}\right) + 0.6 \left(\frac{a}{t}\right) \quad (1.38)$$

$$H_1 = 1 - 0.34 \left(\frac{a}{t}\right) - 0.11 \left(\frac{a}{c}\right) \left(\frac{a}{t}\right) \quad (1.39)$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12 \left(\frac{a}{c}\right) \quad (1.40)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05 \left(\frac{a}{c}\right)^{0.75} + 0.47 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.5} \quad (1.41)$$

Para $a/c > 1$, los coeficientes son iguales a:

$$q = 0.2 + \left(\frac{c}{a}\right) + 0.6 \left(\frac{a}{t}\right) \quad (1.42)$$

$$H_1 = 1 - \left(0.04 + 0.41 \frac{c}{a}\right) \frac{a}{t} + \left(0.55 - 1.93 \left(\frac{c}{a}\right)^{\frac{3}{4}} + 1.38 \left(\frac{c}{a}\right)^{\frac{3}{2}}\right) \left(\frac{a}{t}\right)^2 \quad (1.43)$$

$$G_1 = -2.11 + 0.77 \left(\frac{c}{a}\right) \quad (1.44)$$

$$G_2 = 0.55 - 0.72 \left(\frac{c}{a}\right)^{0.75} + 0.14 \left(\frac{c}{a}\right)^{1.5} \quad (1.45)$$

Las expresiones descritas son válidas si la geometría de la fisura se encuentran dentro de los siguientes límites:

$$\begin{aligned}
 0 \leq a/t \leq 0.8 & \quad \text{para } 0 \leq a/c \leq 0.2 \\
 0 \leq a/t \leq 1.0 & \quad \text{para } 0.2 \leq a/c \leq 2.0 \\
 0 \leq a/c \leq 2.0 \\
 0 \leq c/W < 1.0 \\
 0 \leq \varphi \leq \pi
 \end{aligned}$$

Cilindro con fisura superficial semi elíptica (interna y externa) en dirección circunferencial bajo presión interna y carga axial.

La expresión 1.46 permite determinar FIT de un componente cilíndrico de radio externo R_0 y radio interno R_i , que contiene una fisura superficial semi elíptica en dirección transversal.

$$\begin{aligned}
 K_{I \text{ int}} &= G_0 \left(\frac{p R_0^2}{R_0^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_0^2 - R_i^2)} \right) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \\
 K_{I \text{ ext}} &= G_0 \left(\frac{p R_i^2}{R_0^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_0^2 - R_i^2)} \right) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}
 \end{aligned} \tag{1.46}$$

Donde, p y F representan a la presión interna y fuerza axial a las cuales está sometido el componente, respectivamente. Q es la misma variable definida por las expresiones 1.20 y 1.21, mientras que el coeficiente G_0 se define mediante la siguiente expresión:

$$G_0 = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6 \tag{1.47}$$

Donde β es una variable proporcionada por la expresión 1.48, mientras que los valores de A_{i0} son coeficientes que figuran en tablas del Anexo C del estándar.

$$\beta = (2 \varphi)/\pi \tag{1.48}$$

Cabe recordar que φ es el ángulo de la elipse que evalúa el frente de la fisura desde la superficie, cuando es igual a cero, penetrando a través del espesor hasta alcanzar el punto más profundo, cuando es igual a $\pi/2$.

Cilindro con fisura superficial semi elíptica (interna y externa) en dirección axial bajo presión interna.

La expresión 1.49 permite determinar FIT de un componente cilíndrico de radio externo R_0 y radio interno R_i , que contiene una fisura superficial externa semi elíptica en dirección axial o longitudinal.

$$\begin{aligned}
 K_{I \text{ int}} &= \frac{pR_0^2}{R_0^2 - R_i^2} \left[2G_0 - 2G_1 \left(\frac{a}{R_0} \right) + 3G_2 \left(\frac{a}{R_0} \right)^2 - 4G_3 \left(\frac{a}{R_0} \right)^3 \right. \\
 &\quad \left. + 5G_4 \left(\frac{a}{R_0} \right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \\
 K_{I \text{ ext}} &= \frac{pR_i^2}{R_0^2 - R_i^2} \left[2G_0 - 2G_1 \left(\frac{a}{R_0} \right) + 3G_2 \left(\frac{a}{R_0} \right)^2 - 4G_3 \left(\frac{a}{R_0} \right)^3 \right. \\
 &\quad \left. + 5G_4 \left(\frac{a}{R_0} \right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}
 \end{aligned} \tag{1.49}$$

Donde Q , G_0 y β ya fueron definidos por las expresiones 1.20, 1.21, 1.47 y 1.48. Mientras que G_1 es un coeficiente definido por la expresión 1.50.

$$G_1 = A_{0,1} + A_{1,1}\beta + A_{2,1}\beta^2 + A_{3,1}\beta^3 + A_{4,1}\beta^4 + A_{5,1}\beta^5 + A_{6,1}\beta^6 \tag{1.50}$$

Los parámetros A_{i1} son proporcionados por tablas contenidas en el Anexo C del estándar.

Para el frente de propagación sobre la superficie del componente, cuando $\varphi = 0$, los coeficientes G_2 , G_3 y G_4 son iguales a:

$$G_2 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{5} + \frac{2}{3}N_1 + \frac{4}{7}N_2 + \frac{1}{2}N_3 \right) \quad (1.51)$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{7} + \frac{1}{2}N_1 + \frac{4}{9}N_2 + \frac{2}{5}N_3 \right) \quad (1.52)$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{9} + \frac{2}{5}N_1 + \frac{4}{11}N_2 + \frac{1}{3}N_3 \right) \quad (1.53)$$

Donde,

$$N_1 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} (2G_0 - 5G_1) - 8 \quad (1.54)$$

$$N_2 = \frac{15\pi}{\sqrt{Q}} (3G_1 - G_0) + 15 \quad (1.55)$$

$$N_3 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} (3G_0 - 10G_1) - 8 \quad (1.56)$$

Mientras que para el frente de propagación a través del espesor de pared del componente, cuando $\varphi = \pi/2$, los coeficientes G_2 , G_3 y G_4 son iguales a:

$$G_2 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{16}{15} + \frac{1}{3}M_1 + \frac{16}{105}M_2 + \frac{1}{12}M_3 \right) \quad (1.57)$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{32}{35} + \frac{1}{4}M_1 + \frac{32}{315}M_2 + \frac{1}{20}M_3 \right) \quad (1.58)$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{256}{315} + \frac{1}{5}M_1 + \frac{256}{3465}M_2 + \frac{1}{30}M_3 \right) \quad (1.59)$$

Donde,

$$M_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{2Q}} (3G_1 - G_0) - \frac{24}{5} \quad (1.60)$$

$$M_2 = 3 \quad (1.61)$$

$$M_3 = \frac{6\pi}{\sqrt{2Q}} (G_0 - 2G_1) + \frac{8}{5} \quad (1.62)$$

Cabe señalar que las expresiones planteadas son válidas para cilindros con fisuras superficiales semi elípticas (interna y externa) en dirección circunferencial y axial, si la se cumplen con las siguientes restricciones:

$$0.2 \leq a/t \leq 0.8$$

$$1.0 \leq c/a \leq 32.0$$

$$0 \leq \varphi \leq \pi$$

$$5 \leq R_i/t \leq \infty$$

1.3.2.2 Determinación de la Distribución de Esfuerzos Residuales - API 579 FFS

Los esfuerzos residuales o también conocidos como tensiones residuales son esfuerzos que permanecen en un componente en ausencia de cargas externas y se originan en procesos de fabricación como la soldadura. Durante los procesos de soldadura es inevitable su generación debido a una serie de factores como dilatación y contracción de los componentes, grado de embridamiento, calor de aporte, espesor de los materiales involucrados, entre otros. Adicionalmente, los esfuerzos residuales son identificados como un factor que contribuye al deterioro de componentes soldados, por ello han sido estudiados con la finalidad proponer mecanismos para su atenuación.

El Anexo E del estándar API 579 es una guía que proporciona expresiones para determinar la Distribución de Esfuerzos Residuales (DER) presentes en las inmediaciones de las uniones soldadas con penetración completa de equipos recientemente fabricados y de aquellos que prestan servicio, tales como: tuberías, recipientes a presión, tanques de almacenamiento, etc.

Las expresiones analíticas proporcionadas están definidas para esfuerzos superficiales y a través del espesor del componente, y se basan en extensos análisis numéricos y resultados experimentales publicados por diferentes autores. Cabe señalar que el estándar indica que los resultados de los autores presentan diferencias significativas, dando lugar al desarrollo de una solución de límite superior contemplado en las expresiones del Anexo E.

Los requerimientos y variables que se necesitan para realizar la estimación de la DER en un componente son mencionados a continuación:

- Especificación del material
- Esfuerzo a la fluencia mínima o real del material
- El espesor de pared del componente
- Aporte de calor utilizado en el proceso de soldadura
- Tipo de unión soldada (circunferencial, longitudinal, etc.)
- Configuración de la unión soldada (simple V, doble V, etc.)
- Si el componente soldado ha sido sometido algún pos tratamiento térmico o prueba de presión.

Con la finalidad de determinar la magnitud de la DER es importante estimar el valor del esfuerzo a la fluencia real o efectivo del material del componente evaluado. Si el valor real no puede ser determinado, las expresiones 1.63 y 1.64 pueden ser utilizadas para calcular dicho valor.

$$\sigma_{ys}^r = \sigma_{ys} + 69 \text{ MPa} \quad (1.63)$$

$$\sigma_{ys}^r = \sigma_{ys} + 10 \text{ ksi} \quad (1.64)$$

Donde, σ_{ys}^r es el esfuerzo a la fluencia real y σ_{ys} es el esfuerzo a la fluencia mínimo especificado del material.

El parámetro aporte de calor es definido mediante las expresiones 1.65 y 1.66, cuyo límite están definido mediante la expresión 1.67.

$$\hat{Q} = 0.7441 \left(\frac{\dot{q}}{t^2} \right) \quad \left[\frac{J}{mm^3} \right] = \frac{[J/mm]}{[mm^2]} \quad (1.65)$$

$$\hat{Q} = 4.541 \times 10^{-5} \left(\frac{\dot{q}}{t^2} \right) \quad \left[\frac{J}{in^3} \right] = \frac{[J/in]}{[in^2]} \quad (1.66)$$

$$\hat{Q} = 1.5 \quad \text{para } \hat{Q} < 1.5 \quad (1.67)$$

$$\hat{Q} = 25.0 \quad \text{para } \hat{Q} > 25.0$$

Existe una relación entre el radio medio y espesor de pared del componente definido como \hat{R} , el cual posee un límite que debe ser tomado en cuenta si se hace uso de las expresiones para determinar la DER. Dicha limitación se describe a continuación:

$$\hat{R} = 30.0 \quad \text{para } \frac{r}{t} < 30 \quad (1.68)$$

\dot{q} es el aporte de calor lineal el cual es determinado mediante la siguiente expresión:

$$\dot{q} = \frac{I \cdot V \cdot \eta}{u} \quad \left[\frac{J}{mm} \right] = \frac{[A \cdot V]}{[mm/s]} \quad (1.69)$$

Donde, I y V son la corriente y el voltaje del proceso de soldeo, respectivamente; η es la eficiencia del arco de soldadura y u es la velocidad de soldeo. Cabe señalar que el aporte de calor lineal referencial utilizado para definir las expresiones del Anexo E del estándar, está basado en los parámetros mostrados a continuación:

$$I = 280 \text{ A}$$

$$V = 30 \text{ V}$$

$$\eta = 0.80$$

$$u = 5 \text{ mm/s}$$

A continuación se describen las expresiones generales para determinar la DER superficiales y a través del espesor de pared de componentes cilíndricos. Algunas de las variables de las expresiones tomarán diferentes valores dependiendo el tipo de unión soldada (circunferencial, longitudinal, etc.) o configuración geométrica de la unión (simple V, doble V, etc.).

Distribución de Esfuerzos Residuales Superficiales

El estándar ofrece expresiones que estiman la DER Superficiales en dirección perpendicular y longitudinal al cordón de soldadura para uniones soldadas circunferenciales y de costura. Las expresiones generales son las siguientes:

$$\sigma_{(y)}^r = \sigma_{ys}^r \cdot R_r \quad \text{Si } \|y\| \leq w/2 \quad (1.70)$$

$$\sigma_{(y)}^r = \left(\frac{1 - \left(\frac{\|y\| - w/2}{c} \right)^2}{1 + \left(\frac{\|y\| + w/2}{c} \right)^{2n}} \right) \sigma_{ys}^r \cdot R_r \quad \text{Si } \|y\| > w/2 \quad (1.71)$$

La coordenada y representa la distancia interior o exterior de la superficie medida desde el centro del cordón y perpendicular a la dirección del mismo. La variable c es un parámetro de longitud característica proporcional a \sqrt{rt} , donde r es el radio medio del componente cilíndrico y t es su espesor de pared nominal. La variable n es una constante entera que puede tomar los valores de 2, 3, 4 o 5; dependiendo del tipo de unión y la dirección de los esfuerzos residuales. Finalmente, R_r es un factor de reducción de los esfuerzos residuales que depende del esfuerzo de membrana del componente generado durante pruebas de presión.

Distribución de Esfuerzos Residuales a través del Espesor

La DER a través del espesor de pared del componente cilíndrico es descrita por el estándar tanto en la dirección longitudinal como en la transversal para uniones soldadas circunferenciales y de costura. A continuación se presentan las expresiones generales de la DER:

$$\sigma_{(\zeta)}^r = E \cdot \sigma_{ys}^r \cdot R_r \quad (1.72)$$

$$E = \min[D, K] \quad \text{para } D \geq 0 \quad (1.73)$$

$$E = \max[D, -K] \quad \text{para } D < 0$$

$$D = \bar{\sigma}_m^r + \bar{\sigma}_b^r(2\zeta - 1) + A - B \quad (1.74)$$

$$A = \left(\frac{s_o^r - s_i^r}{2} \right) (2\zeta - 1)^3 \quad (1.75)$$

$$B = (s_o^r + s_i^r) \left(\frac{\sin [\pi (2\zeta - 1) + C]}{2 \sin[C]} \right) \quad (1.76)$$

$$C = \arctan \left[\frac{5 \left(\frac{s_o^r + s_i^r}{s_o^r - s_i^r} \right)}{\pi} \right] \quad (1.77)$$

$$\zeta = \frac{x}{t} \quad (1.78)$$

$$K = 1.2 \quad \text{para TR perpendicular a la sold.} \quad (1.79)$$

$$K = 1.5 \quad \text{para TR paralela a la sold.}$$

La variable ζ es la coordenada normalizada local definida a través del espesor de pared del componente expresada como x/t , donde x es una coordenada local definida en la misma dirección de ζ . A, B, C, D y E son parámetros utilizados para determinar la parte autoequilibrante de la distribución de esfuerzos a través del espesor. K es un factor de esfuerzos residuales, $\bar{\sigma}_m^r$ y $\bar{\sigma}_b^r$ son componentes normales de los esfuerzos residuales de membrana y flexión, respectivamente. Finalmente, s_o^r y s_i^r son porciones de esfuerzos residuales en la superficie externa e interna que excluyen las componentes de membrana y flexión.

1.3.2.3 Determinación de la Propagación de la Fisura - API 579 FFS

La propagación de una fisura se debe a una serie de mecanismos y uno de los más frecuentes se produce cuando un componente se encuentra sometido a fatiga. La fatiga es un proceso de acumulación de daño, agrietamiento y fractura de un componente sometido a cargas fluctuantes, variables o cíclicas (González, 2004). Si un cuerpo posee fisuras preexistentes o concentradores de esfuerzos agudos, la etapa de acumulación de daño se suprime y eventualmente la fisura podría propagarse desde las primeras variaciones de carga hasta alcanzar un tamaño crítico causando la fractura final del componente.

Otra consideración que debe ser tomada en cuenta es que la propagación de fisuras por fatiga ocurre en condiciones sub críticas, es decir antes de satisfacer los criterios de Irwin

(ver párrafo 2.5). Por otro lado, como la gran mayoría de componentes estructurales trabaja en un régimen por debajo del esfuerzo de fluencia, la fisura se propaga en un material gobernado por deformaciones elásticas, por ello la mecánica de fractura elástica lineal ha sido validada para describir el comportamiento de la propagación (González, 2004).

Una forma simple y muy conocida para estudiar la propagación de fisuras es el modelo de Paris. Paris determinó que para la gran mayoría de los materiales se cumple la siguiente relación (API 579, 2007):

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (1.80)$$

Donde da/dN representa la velocidad de propagación proporcional a la amplitud de los valores factores de intensidad de tensiones ΔK , mientras que C y m son constantes empíricas.

1.4 Mecánica de Fractura Computacional

Las herramientas computacionales han tenido una enorme influencia en todas las ramas de la ingeniería, y la mecánica de la fractura no ha sido la excepción. La simulación numérica es un medio importante en el estudio de la mecánica de la fractura ya que facilita la resolución de problemas y economiza el tiempo de ejecución (Ávila, 2005).

Una variedad de técnicas numéricas han sido aplicadas para problemas de la mecánica del sólido, como son las diferencias finitas (Lapidus, 1982), elementos finitos (Zienkiewicz, 1989) y elementos de contorno (Rizzo, 1967). En años recientes la mayoría de investigaciones han abordado el estudio de la mecánica de fractura mediante el método de los elementos finitos (Anderson, 2005).

El método de los elementos finitos consiste en dividir el componente que se desea estudiar en discretas formas llamadas elementos. Existen una variedad de elementos como los elementos tipo viga de una dimensión (beam), elementos de esfuerzo plano o deformación

plana de dos dimensiones (shell) y elementos ladrillo de tres dimensiones (brick). Los elementos están interconectados por una serie de puntos llamados nodos, los cuales garantizan la continuidad del campo de desplazamientos. Las ecuaciones que rigen el comportamiento del continuo rigen también el comportamiento de cada elemento. De esta forma se consigue pasar de un sistema continuo con infinitos grados de libertad, a un sistema discreto con un número finito de grados de libertad (Franco, 2003).

La figura 1.9 muestra los elementos más comunes utilizados para el análisis mediante el método de los elementos finitos. Los elementos con nodos en los vértices son considerados elementos de primer orden o lineales y aquellos con nodos tanto en los vértices como en el punto medio de las aristas y caras son denominados elementos de segundo orden o cuadráticos.

Un típico análisis de fisuras utiliza elementos cuadriláteros y hexaédricos para problemas en dos y tres dimensiones, respectivamente. Además, Shih, recomienda elementos cuadráticos langrangianos de 8 y 9 nodos para problemas bidimensionales, y de 20 y 27 nodos para problemas tridimensionales. Los elementos de primer orden de 4 y 8 nodos para problemas bi y tridimensionales, respectivamente, son también utilizados; pero requieren mallas refinadas para alcanzar los mismos niveles de precisión de una malla con elementos cuadráticos (Shih, 1986).

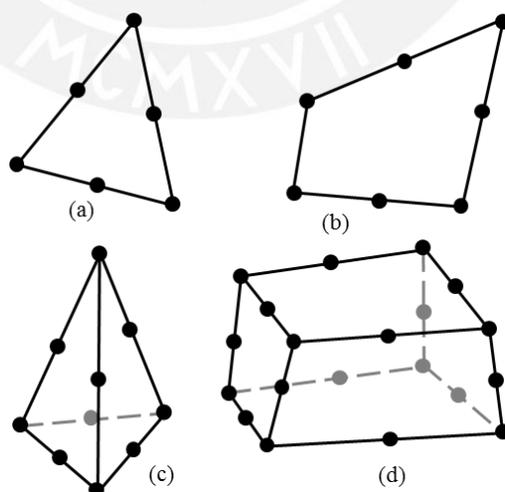


Fig. 1.9. Elementos finitos comunes de primer y segundo orden: a) triangular, b) cuadrilátero, c) tetraédrico y d) hexaédrico.

Los elementos cuadriláteros alrededor de la cabeza de fisura son usualmente modificados en elementos triangulares, logrando que tres nodos ocupen el mismo punto en el espacio. Una situación análoga para los problemas tridimensionales, donde un elemento ladrillo es modificado en un elemento cuña, como se aprecia en la figura 1.10.

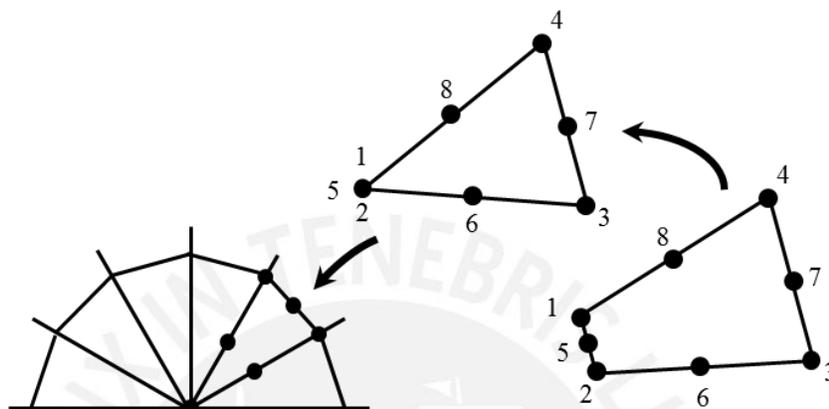


Fig. 1.10. Modificación de elementos alrededor de la cabeza de la fisura para problemas en 2 y 3 dimensiones.

Problemas elásticos bidimensionales requieren que los nodos en la cabeza de la fisura sean unidos y los nodos medios sean movidos a un cuarto de longitud del lado medido desde la cabeza de la fisura, con la finalidad de representar la singularidad deformacional $1/\sqrt{r}$ en el elemento mejorando la precisión numérica. Mientras que para problemas elasto-plásticos, la singularidad $1/\sqrt{r}$ no es representativa y los elementos elásticos singulares no son los más apropiados para el análisis. Si un elemento cuadrilátero es colapsado en un triángulo, pero sus nodos en la cabeza de la fisura no son unidos y los nodos medios no cambian de ubicación, el elemento será capaz de reproducir una singularidad deformacional de $1/r$, la cual corresponde al real campo de deformaciones de la zona plástica.

La figura 1.11 muestra elementos que exhiben la singularidad deformacional para condiciones elásticas y elasto-plásticas.

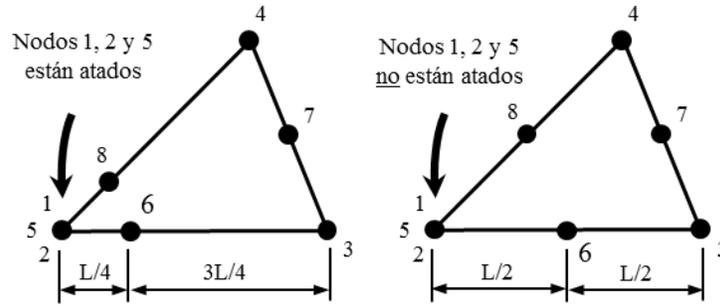


Fig. 1.11. Elementos singulares en la cabeza de la fisura bajo condiciones a) elásticas y b) elasto-plásticas.

La discretización o el diseño de la malla de elementos finitos es un arte como una ciencia (Anderson, 2005) y en la actualidad existen software comerciales que han automatizado la generación de la malla. El más eficiente diseño de malla para la región alrededor de la cabeza de la fisura ha demostrado ser la configuración “spider web”, la cual consiste en anillos concéntricos de elementos ordenados de forma concéntrica alrededor de la cabeza de la fisura, cuyo primer anillo está conformado por elementos singulares. El diseño de la configuración telaraña posibilita una transición suave de una malla fina en las inmediaciones de la fisura a una malla gruesa en el resto del componente.

Simulación del mecanismo de fractura en tuberías

2.1 Introducción

Los derrames y roturas de ductos ocurridos en las líneas de transporte de líquido de gas natural (LGN) en Camisea dan evidencia de la alta susceptibilidad de estos componentes de presentar fallas mientras prestan servicio y han generado incertidumbre acerca de su integridad estructural. Se presume que una de las principales causas es el deslizamiento de tierra, la cual asociada a la presentación de discontinuidades (fisuras, falta de penetración, escorias, etc.) generadas durante la fabricación o en servicio, alterarían de forma negativa la resistencia mecánica del material de la tubería acortando su tiempo útil. Una tubería fisurada sometida a una sobrecarga por el deslizamiento de suelos generaría el incremento de las tensiones en la cabeza de la grieta, lo cual podría producir una propagación inevitable de la misma hasta la ruptura del componente. Por ello, disciplinas como la mecánica de la fractura ofrecen parámetros como el Factor de Intensidad de Tensiones (FIT) que cuantifica el estado tensional en las inmediaciones de la cabeza de una fisura.

El presente capítulo pretende que mediante la simulación por elementos finitos, a partir del dominio de una herramienta de software apropiada, es posible determinar el factor de intensidad de tensiones de fisuras superficiales en tuberías.

2.2 Metodología

- Desarrollar modelos computacionales de planchas planas con fisuras semi elípticas centradas.
- Determinar el factor de intensidad de tensiones de modelos de placas planas fisuradas mediante la simulación numérica por elementos finitos.
- Comparar y validar los resultados obtenidos mediante la simulación de fisuras en placas planas con resultados obtenidos por métodos analíticos.

- Desarrollar modelos computacionales de tuberías con fisuras semi elípticas superficiales internas y externas, en dirección axial y transversal.
- Determinar el factor de intensidad de tensiones de modelos de tuberías fisuradas mediante la simulación numérica por elementos finitos.
- Comparar y validar los resultados obtenidos mediante la simulación de fisuras en tuberías fisuradas con resultados obtenidos por métodos analíticos.
- Obtener una metodología, ordenada y coherente, para estudiar el comportamiento de las fisuras mediante la simulación por elementos finitos.

2.3 Simulación de una plancha plana con una fisura semi elíptica central.

La primera parte del estudio está dirigido a la determinación, mediante simulación por elementos finitos, del factor de intensidad de tensiones como principal parámetro para la caracterización de la tenacidad de la fractura elasto-lineal de una placa plana con fisura semi elíptica central, cuya configuración es conocida y muy tratada en el ámbito de la mecánica de la fractura.

2.3.1 Descripción del caso

Una plancha fisurada está sometida a campos de esfuerzos de membrana y de flexión aplicados en sus extremos (ver figura 2.1). La fisura está localizada en la parte media de la plancha y posee dos frentes propagación ubicados en los extremos vertical y horizontal. La figura 2.1.a ilustra la plancha plana sometida a los campos de esfuerzo de membrana y flexión y la figura 2.1.b muestra una vista en sección de la plancha, donde se puede apreciar los puntos *A* y *B*, los cuales representan los frentes de la grito en las dos direcciones de propagación ya mencionados.

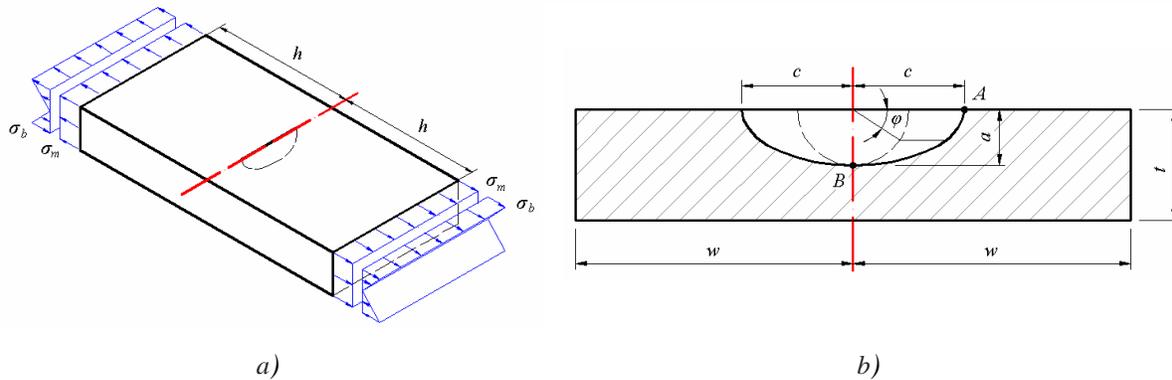


Fig. 2.1. a) Fisura superficial semi elíptica sobre una plancha plana sometida cargas de flexión y membrana. b) Fisura semi-elíptica con dos frentes de propagación.

Para la evaluación del comportamiento de la fisura, se contempla el análisis de diferentes profundidades de la misma. El parámetro a que representa el semieje menor de la semi elipse ubicado a lo largo del espesor de la plancha varía de 2 hasta 20mm, mientras que el semieje mayor c ubicado sobre la superficie libre y las dimensiones de la plancha se mantienen constantes, como lo detalla las tablas 2.1 y 2.2.

Tabla 2.1. Parámetros geométricos.	
Parámetros	Medidas mm
a	2, 4...20
c	10
t	25
w	50
h	100

Tabla 2.2. Variantes geométricas para el estudio			
Variante	a mm	c mm	a/c
R0.1	2	10	0.2
R0.2	4	10	0.4
R0.3	6	10	0.6
R0.4	8	10	0.8
R0.5	10	10	1.0
R0.6	12	10	1.2
R0.7	14	10	1.4
R0.8	16	10	1.6
R0.9	18	10	1.8
R1.0	20	10	2.0

El material de la tubería es acero al carbono API 5L X de grado 70, cuyas propiedades mecánicas son mostradas en la tabla 2.3 (ANSI/API 5L, 2008). Al igual que la mayoría de los aceros, el módulo de elasticidad y coeficiente de Poisson son iguales a $0.21 (10^{12}) \text{ N/m}^2$ y 0.28, respectivamente. Sobre la plancha de acero se aplica esfuerzos membrana σ_m igual

a 100 MPa y flexión σ_b igual a 30 MPa, los cuales se mantuvieron constantes a lo largo del estudio de todas las variantes.

Tabla 2.3. Propiedades mecánicas.

Grado	Limite elástico		Carga de rotura	
	psi	MPa	psi	MPa
X70	70 000	485	82 000	570

2.3.2 Modelos computacionales de simulación

En la actualidad el método de los elementos finitos aplicado en la mecánica de fractura es una herramienta bastante utilizada en investigaciones de alto nivel y problemas como la interpretación de la singularidad en la cabeza de la fisura fue resuelto con el desarrollo de elementos finitos especiales. Estos elementos de segundo orden logran interpretar la singularidad de la fisura desplazando los nodos intermedios de los lados hacia el vértice del elemento que representa la cabeza de la fisura, situándose a un cuarto de la longitud del lado, como se puede apreciar en la figura 2.2.

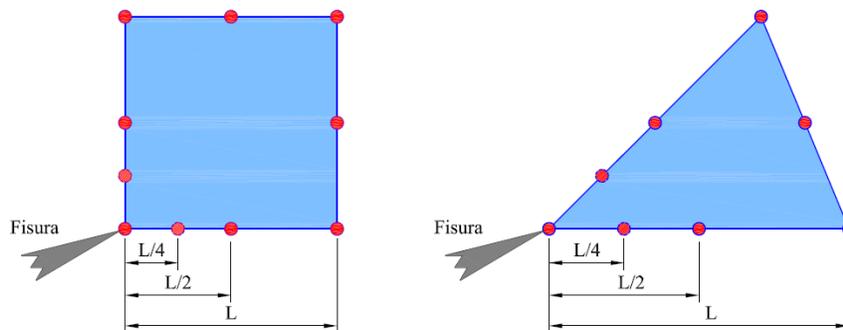


Fig. 2.2. Distorsión nodal de los elementos especiales de segundo orden.

La figura 2.3 ilustra las condiciones de contorno definidas sobre el modelo. Las restricciones de desplazamiento son impuestas sobre la cara transversal de uno de los extremos de la plancha y sobre la cara del otro extremo, se imponen una carga axial y un momento flexionante, los cuales generan los esfuerzos de membrana y de flexión, respectivamente.

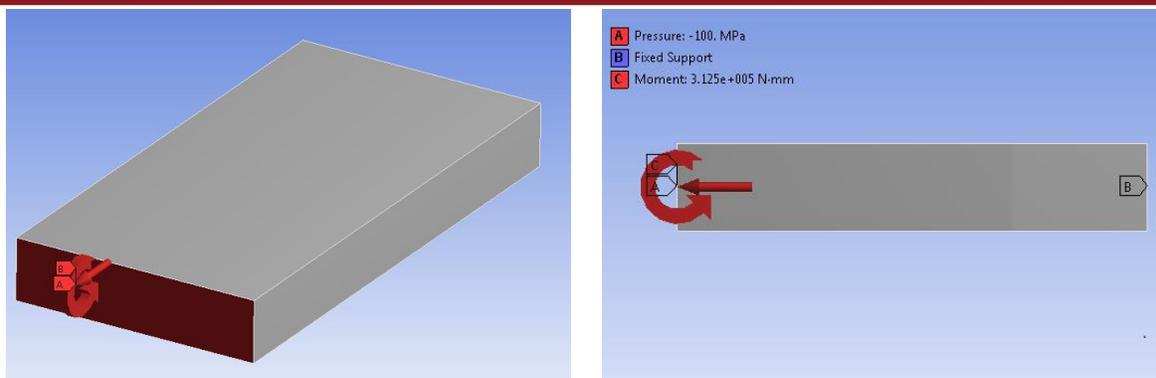


Fig. 2.3. Condiciones de contorno impuestas en el modelo geométrico.

2.3.3 Comparación y validación de los resultados obtenidos por simulación.

El factor de intensidad de tensiones describe el estado tensional presente en la cabeza de la fisura en función de la carga aplicada, la configuración geométrica del modelo y el tamaño de la fisura; así que se puede indicar que el FIT es una propiedad bajo ciertas condiciones. La influencia directa del tamaño de la discontinuidad sobre esta propiedad permite estudiar el comportamiento del estado tensional a lo largo de todo el frente de propagación de la fisura.

La validación de los resultados consiste en el proceso de comparar los valores de FIT obtenidos mediante simulación con ANSYS, software CAE, con valores determinados a partir de expresiones analíticas propuestas por Ted L. Anderson (Anderson, 2005) y el estándar API 579 (API 579, 2007). Ambas referencias proponen soluciones analíticas con un fuerte respaldo de la comunidad científica. El Dr. Anderson es un experto de renombre mundial en la mecánica de la fractura y autor de “Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications”, texto bibliográfico que ha sido acogido por diferentes universidades. Así mismo, American Petroleum Institute presentan el estándar API 579 - Fitness for Service, el cual constituye una guía que describe métodos y técnicas para la evaluación de la integridad de componentes presurizados que presentan alguna discontinuidad o daño que comprometa su funcionamiento cuando prestan servicio. A continuación se describen las expresiones analíticas de ambas referencias.

2.3.3.1 Expresiones analíticas

Plancha de espesor infinito con fisura semi elíptica - Anderson [I].

La expresión 2.1 permite determinar el factor de intensidad de tensiones modo FIT bajo esfuerzos de membrana σ_m únicamente y es válida cuando las dimensiones de la fisura son considerablemente pequeñas comparadas con el ancho de la plancha que la contiene. El presente trabajo ha denominado a esta expresión como “Anderson I” y es obtenida de los primeros capítulo del texto del autor.

$$K_I = \frac{1.12 \sigma_m \sqrt{\pi a \xi}}{\psi} \quad (2.1)$$

Donde

$$\xi = \left[\sin^2 \varphi + \left(\frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \varphi \right]^{\frac{1}{4}} \quad (2.2)$$

$$\psi = \frac{3\pi}{8} + \frac{\pi}{8} \left(\frac{a}{c} \right)^2 \quad (2.3)$$

Plancha de espesor finito con fisura semi elíptica - Anderson [II].

La ecuación 4 denominada como “Anderson II” determina el FIT bajo esfuerzos de membrana y flexión. Esta expresión está dotada de factores que en términos del propio autor, ayudan a enriquecer los resultados haciendo de ellos valores más precisos.

$$K_I = (\sigma_m + H\sigma_b) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} F \quad (2.4)$$

Donde, Q es un factor que relaciona la profundidad a y la longitud c de la fisura definida por la expresión 2.5., mientras que F es otro factor definido por la expresión 2.6.

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65} \quad (2.5)$$

$$F = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] g f_w f_\varphi \quad (2.6)$$

Siendo M_1 , M_2 y M_3 definidos por las expresiones 2.7, 2.8 y 2.9.

$$M_1 = 1.13 - 0.09 \left(\frac{a}{c} \right) \quad (2.7)$$

$$M_2 = \left(\frac{0.89}{0.2 + \frac{a}{c}} \right) - 0.54 \quad (2.8)$$

$$M_3 = 0.5 - \left(\frac{1}{0.65 + \frac{a}{c}} \right) + 14 \left(1 - \frac{a}{c} \right)^{24} \quad (2.9)$$

Los coeficientes g , f_w y f_φ son determinados mediante las expresiones 2.10, 2.11 y 2.12.

$$g = 1 + \left[0.1 + 0.35 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin \varphi)^2 \quad (2.10)$$

$$f_w = \left(\sec \left(\frac{\pi c}{2w} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right)^{0.5} \quad (2.11)$$

$$f_\varphi = \left[\left(\frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi \right]^{0.25} \quad (2.12)$$

Mientras que H es el factor de corrección de flexión definido por la expresión 2.13 y sus coeficientes son determinados por las expresiones de 2.14 a 2.18.

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^q \varphi \quad (2.13)$$

$$H_1 = 1 - 0.34 \left(\frac{a}{t} \right) - 0.11 \left(\frac{a}{c} \right) \left(\frac{a}{t} \right) \quad (2.14)$$

$$H_2 = 1 + G_1 \left(\frac{a}{t} \right) + G_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \quad (2.15)$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12 \left(\frac{a}{c} \right) \quad (2.16)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05 \left(\frac{a}{c} \right)^{0.75} + 0.47 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.5} \quad (2.17)$$

$$q = 0.2 + \frac{a}{c} + 0.6 \left(\frac{a}{t} \right) \quad (2.18)$$

Placa plana con fisura semi elíptica - API 579

A diferencia de la formulación anterior (2.4), la expresión para determinar el factor de intensidad de una placa plana con fisura semi elíptica propuesta por API 579, contempla coeficientes de corrección tanto para el esfuerzo de flexión, como para el de membrana. La expresión en mención fue definida en el capítulo 1 (1.19), conjuntamente con los coeficientes de corrección (1.22 y 1.35).

$$K_I = (M_m \sigma_m + M_b \sigma_b) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$$

Donde

$$M_m = M_s \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] g f_w f_\varphi$$

$$M_b = M_m H f_w$$

2.3.3.2 Resultados del estudio

La evaluación para las variantes geométricas descritas en la tabla 2.2 ha seguido el mismo procedimiento. En cada uno de los casos la fisura ha sido discretizada en 10 elementos permitiendo obtener 21 nodos distribuidos a lo largo del frente de la fisura, a partir de los cuales se obtiene valores diferentes de FIT. Por otro lado, las expresiones analíticas tienen la posibilidad de evaluar el frente de la fisura en función del ángulo φ . A continuación, la tabla 2.4 y la figura 2.4 presentan los resultados de una de las variantes, aquella donde el semieje menor a es igual a 2 mm y el semieje mayor c es igual a 10 mm, mientras que el resto de resultados de las demás variantes son recopilados en los Anexos del trabajo.

Tabla 2.4. Resultados del Factor de Intensidad de Tensiones FIT ($a=2\text{mm}$, $c=10\text{mm}$)						
Muestra	Ángulo		API	Anderson [I]	Anderson [II]	ANSYS
	deg	rad				
			$\text{MPa mm}^{0.5}$			
1	0	0	171.00	105.17	170.92	162.98
2	21.39	0.37	228.80	150.50	228.71	208.43
3	33.57	0.59	265.72	178.72	265.61	258.43
4	43.00	0.75	288.76	196.40	288.64	271.95
5	51.09	0.89	305.10	208.78	304.97	294.15
6	58.39	1.02	317.27	217.84	317.13	307.55
7	65.19	1.14	326.41	224.53	326.27	318.19
8	71.64	1.25	333.13	229.36	332.99	325.27
9	77.88	1.36	337.74	232.64	337.60	329.21
10	83.97	1.47	340.45	234.54	340.31	330.89
11	90.00	1.57	341.35	235.17	341.20	332.00
12	96.03	1.68	340.45	234.54	340.31	331.46
13	102.12	1.78	337.74	232.64	337.60	329.74
14	108.36	1.89	333.13	229.36	332.99	325.55
15	114.81	2.00	326.41	224.53	326.27	318.62
16	121.61	2.12	317.27	217.84	317.13	308.09
17	128.91	2.25	305.10	208.78	304.97	294.78
18	137.00	2.39	288.76	196.40	288.64	272.76
19	146.43	2.56	265.72	178.72	265.61	258.07
20	158.61	2.77	228.80	150.50	228.71	207.63
21	180	3.14	171.00	105.17	170.92	162.32

La figura 2.4 muestra los resultados de factores de intensidad K_I a lo largo del frente de la fisura de la variante $a=2\text{ mm} - c=10\text{ mm}$. Recordando que φ es el ángulo de la elipse que define el punto de evaluación sobre el frente de propagación de la fisura, cuando φ es igual a 0 o π , la propagación superficial de la fisura presenta los valores de K_I más bajos; mientras que la propagación a través del espesor, cuando $\varphi = \pi/2$, obtiene el valor de K_I más alto. Las cuatro curvas de la gráfica manifiestan la misma tendencia, dos de ellas prácticamente se encuentran sobre puestas y la curva de resultados de la simulación está ligeramente desplazada, mientras que la curva de resultados de la expresión analítica simplificada de Anderson, muestra una diferencia significativa para este caso.

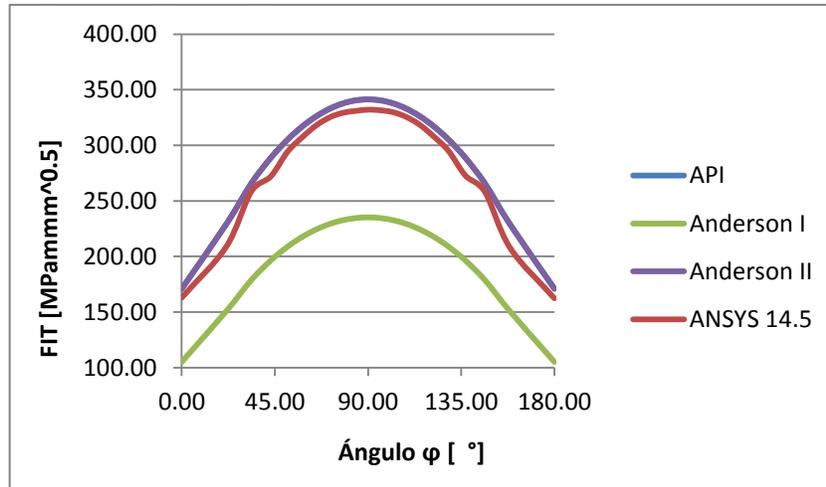


Fig. 2.4. Resultados de K_I de la variante $a=2\text{ mm} - c=10\text{ mm}$

Las gráficas mostradas a continuación presentan el resumen de los resultados de las diez variantes analizadas (ver tabla 2.2). La figura 2.5 presenta los resultados analíticos empleando las expresiones propuestas por el estándar API 579 y la figura 2.6, los resultados por simulación empleando el software ANSYS.

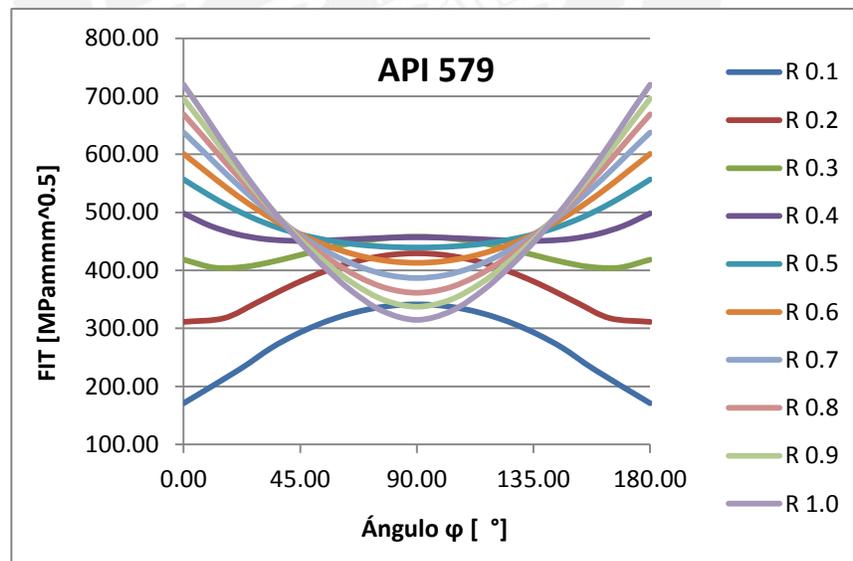


Fig. 2.5. Resultados analíticos **API 579** de las variantes $a=2, 4, 6...18$ y $20\text{ mm} - c=10\text{ mm}$.

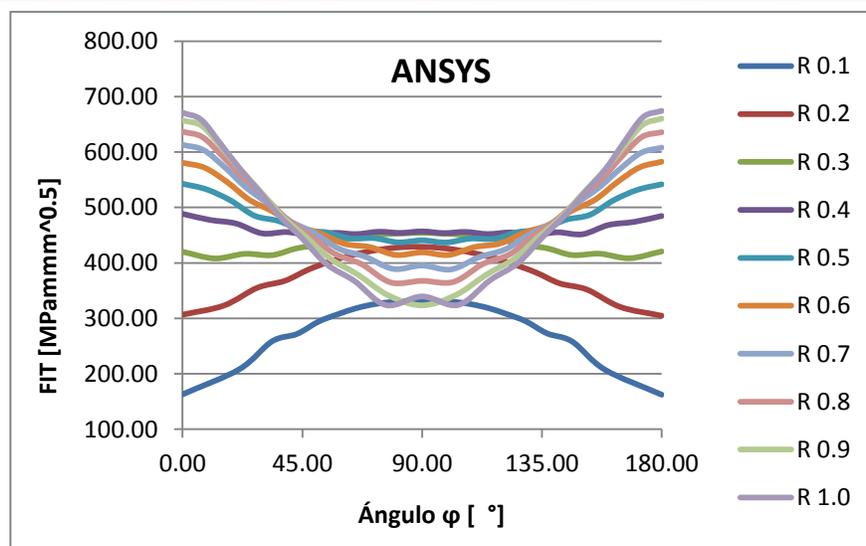


Fig. 2.6. Resultados analíticos ANSYS de las variantes $a=2, 4, 6...18$ y 20 mm - $c=10$ mm.

A través de las gráficas 2.5 y 2.6, es posible apreciar que mientras la profundidad de la fisura a se duplica progresivamente desde 2 a 20 mm, el valor de K_I en el frente de propagación superficial incrementa su magnitud hasta cuadruplicar su valor inicial.

2.4 Simulación de una tubería con fisura semi elíptica superficial.

Mediante la simulación numérica se determina valores del FIT de fisuras semi elípticas ubicadas en la superficie lateral interior y exterior, en dirección axial y transversal, de una tubería sometida a presión interna y carga axial. Se considera que la fisura tiene una dirección axial cuando su semieje mayor es paralelo al eje de la tubería, y cuando el plano de propagación de la fisura está contenido en la sección de la tubería, se considera que la dirección de la fisura es transversal.

2.4.1 Descripción del estudio

De manera similar a los estudios previos, la evaluación del comportamiento de la fisura semi elíptica en una tubería contempla el cambio de geometría de la grieta. El parámetro a que representa el semieje menor de la semi-elipse varía de 2 a 8 mm, mientras que el

semieje mayor c se mantiene constante. La tabla 2.5 recopila información geométrica de la tubería, mientras que la tabla 2.6 da cuenta de las variantes geométricas para el análisis.

Tabla 2.5. Parámetros geométricos.	
Parámetros	Medidas mm
a	2, 4, 6 y 8
c	8
t	10
R_o	210
R_i	200

Tabla 2.6. Variantes geométricas para el estudio			
Variante	a mm	c mm	c/a
V0.1	2	8	4.0
V0.2	4	8	2.0
V0.3	6	8	1.3
V0.4	8	8	1.0

El material designado para las tuberías es API 5L X-70 un acero muy empleado en la industria petroquímica cuyo módulo de elasticidad y coeficiente de Poisson es igual a 0.21 (10^{12}) N/m² y 0.28, respectivamente.

Debido a la doble orientación que la fisura debe adoptar y dependiendo si se encuentra en la superficie lateral exterior o interior de la tubería, se ha considerado las siguientes configuraciones:

- Tubería con fisura superficial semi elíptica (interna/externa) en dirección axial bajo presión interna
- Tubería con fisura superficial semi elíptica (interna/externa) en dirección transversal bajo carga axial.

2.4.2 Tubería con fisura superficial semi elíptica (interna/externa) en dirección axial bajo presión interna.

Las figuras 2.7 y 2.8 ilustran configuraciones de tuberías sometidas a presión interna conteniendo fisuras semi elípticas en dirección axial. La figura 2.7 muestra la fisura ubicada en el interior de la tubería, mientras que en la figura 2.8 ilustra la fisura localizada

en la superficie exterior. El valor de la presión interna considerada para el análisis de todas las variantes es igual a 10MPa.

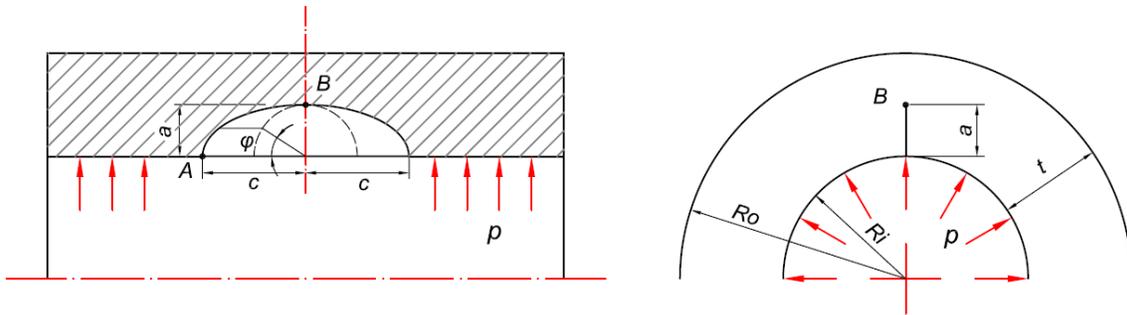


Fig. 2.7. Tubería con fisura semi-elíptica **interna** en dirección axial sometida a presión interna.

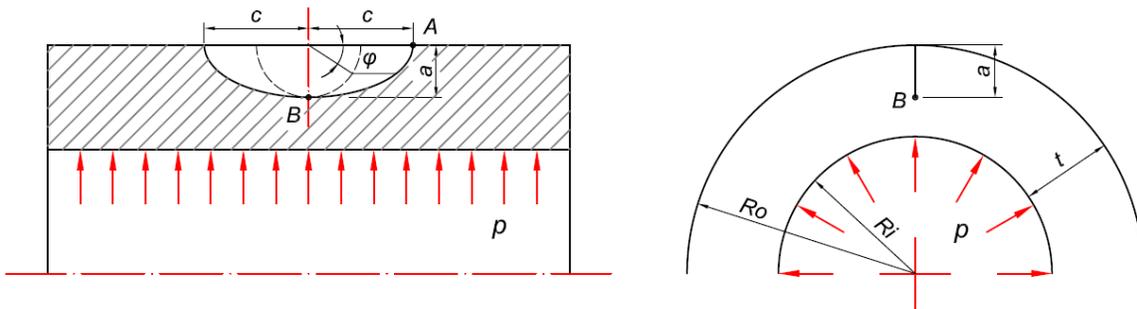


Fig. 2.8. Tubería con fisura semi-elíptica **externa** en dirección axial sometida a presión interna.

El frente de la fisura semi elíptica es discretizado en veinte tramos y envuelto por elementos tetragonales especiales y anillos hexagonales (ver figura 2.9). El tamaño de los elementos que se encuentran en las cercanías de la fisura alcanzan un valor promedio de 0.3 mm (ver figura 2.10).

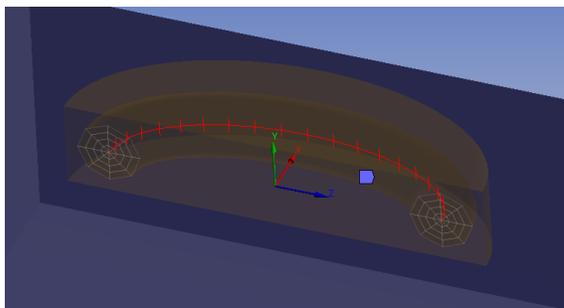


Fig. 2.9. Discretización del frente de la fisura

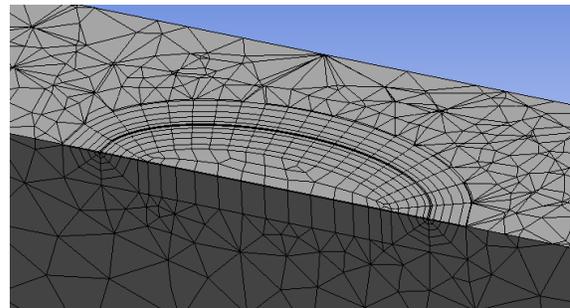


Fig. 2.10. Fisura totalmente enmallada

El comportamiento de la fisura es evaluado mediante la determinación del factor de intensidad de tensiones de los nodos que conforma el frente de propagación de la fisura. La figura 2.11 muestra la existencia de una concentración de esfuerzos en el contorno de grieta y que las superficies de la fisura registran esfuerzo bajo – zonas de color azul – debido a que en estas regiones el material ha perdido continuidad. Además, la figura 2.12 muestra los resultados obtenidos mediante la simulación de los factores de intensidad de la fisura modelada en la tubería.

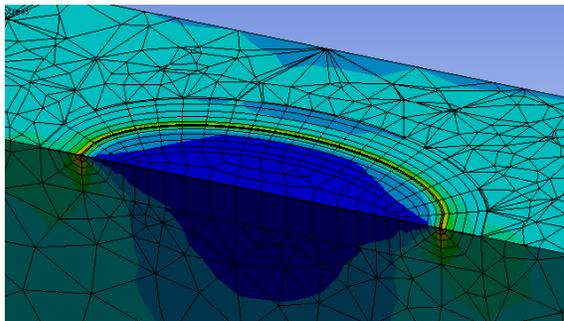


Fig. 2.11. Resultados de esfuerzos equivalentes.

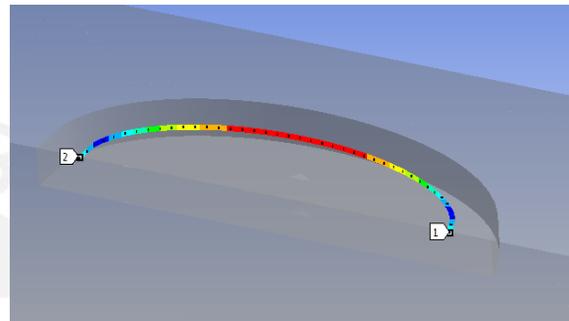


Fig. 2.12. Resultados de FIT de la fisura

2.4.3 Tubería con fisura superficial semi elíptica (interna/externa).en dirección transversal bajo carga axial.

Las figuras 2.13 y 2.14 ilustran la configuración de tuberías conteniendo fisuras semi elípticas en dirección transversal (circunferencial) sometidas a carga axial. La primera figura muestra a la tubería con la grieta alojada en su superficie lateral interna y la segunda, a la tubería con la grieta sobre la superficie externa. El valor de la carga axial es de 100MPa y es impuesta sobre los extremos de las tuberías.

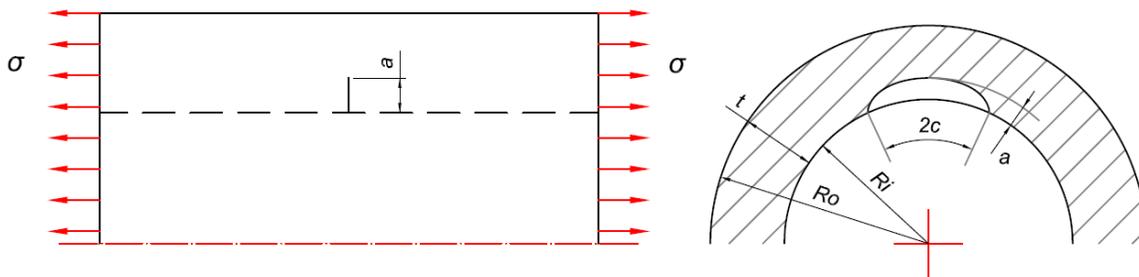


Fig. 2.13. Tubería con fisura semi-elíptica **interna** en dirección transversal sometida a carga axial.

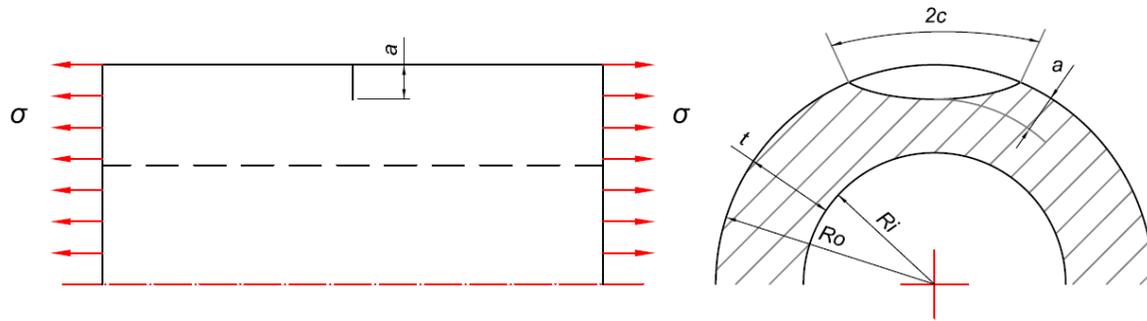


Fig. 2.14. Tubería con fisura semi-elíptica **externa** en dirección transversal sometida a carga axial.

La figura 2.15 muestra el modelo de simulación totalmente enmallado con un corte transversal permite observar el detalle de la malla sobre la fisura. Por otro lado, la figura 2.16 muestra los resultados de deformación unitaria de la tubería, donde se aprecia que en los extremos – zona de color rojo – se alcanza los valores más altos debido a carga axial impuesta.

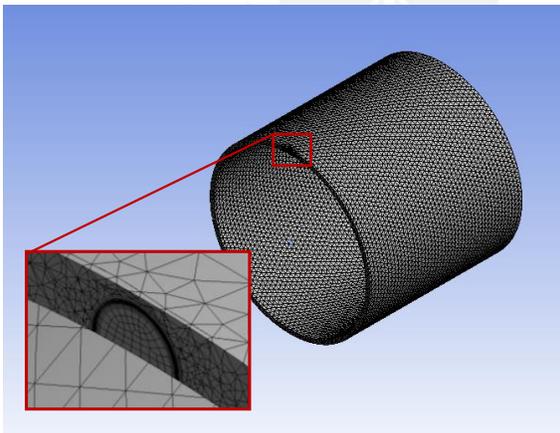


Fig. 2.15. Modelo enmallado con fisura circunferencial

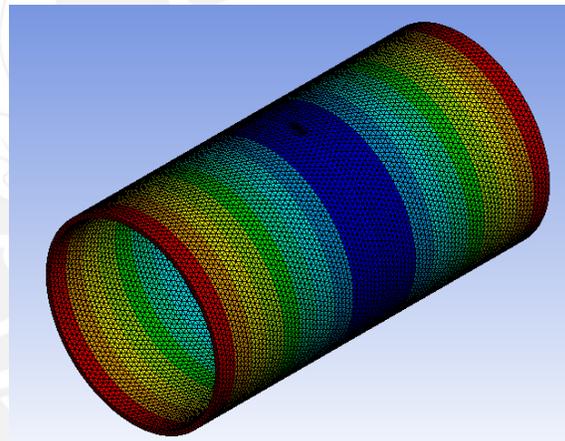


Fig. 2.16. Resultado de deformaciones de la tubería sometido a cargas axiales

Finalmente, las figuras 2.17 y 2.18 muestran los resultados de los esfuerzos equivalentes del modelo de la tubería en cercanías de la fisura desde una vista en corte transversal y del interior de la tubería.

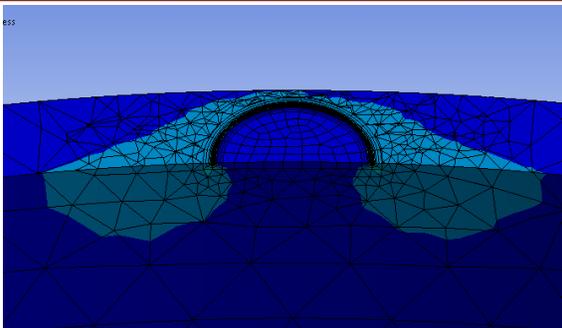


Fig. 2.17. Esfuerzos equivalentes de la fisura vista desde un corte transversal de la tubería.

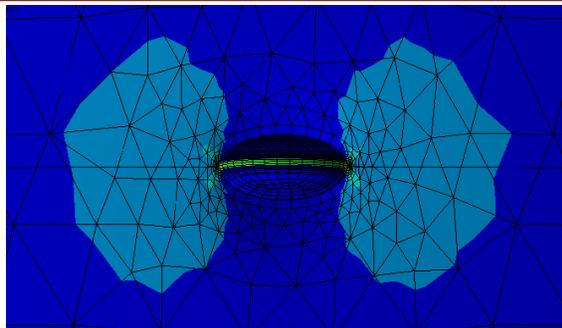


Fig. 2.18. Esfuerzos equivalentes de la fisura vista desde el interior de la tubería.

2.4.4 Comparar los resultados obtenidos de la simulación de una tubería fisurada

Los resultados obtenidos a partir de expresiones analíticas han presentado ciertas limitantes. Cuando se requiere evaluar una fisura semi elíptica en una plancha, las expresiones analíticas permiten obtener resultados de FIT a lo largo de todo el frente de la fisura. Mientras que las expresiones analíticas para determinar el FIT de la misma fisura en tuberías, permiten evaluar dos puntos de propagación, superficial $\varphi = 0$ y a través del espesor $\varphi = \pi/2$. La evaluación de un punto para un valor de φ diferente, requiere de la evaluación de otro grupo adicional de expresiones. Además, sucede que las dimensiones de la fisura y tubería deben cumplir ciertas relaciones numéricas que permitan hacer uso de coeficientes tabulados, y de no cumplir dichas las relaciones los usuarios deben recurrir a la interpolación.

A continuación se presentan gráficas comparativas de los resultados obtenidos analíticamente y por simulación. Cabe señalar que la bibliografía del autor Anderson no posee expresiones para todos los casos de tuberías fisuradas planteadas en la descripción del caso.

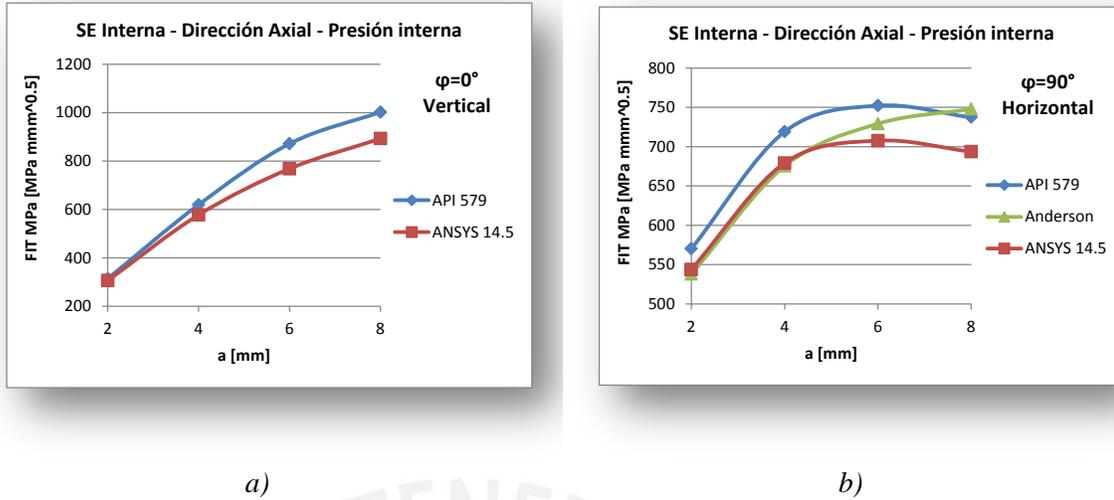


Fig. 2.19. Resultados analíticos y por simulación de una tubería bajo presión interna con fisura superficial semi elíptica interna en dirección axial.

a) Propagación a través del espesor $\varphi = 0^\circ$. b) Propagación superficial $\varphi = 90^\circ$

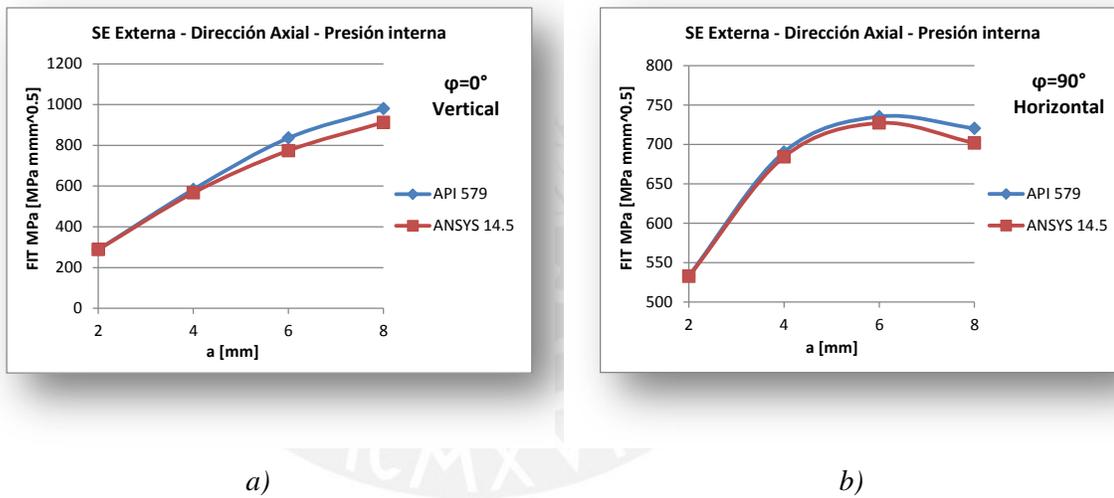
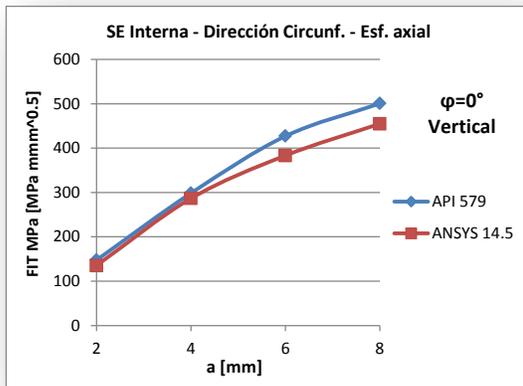
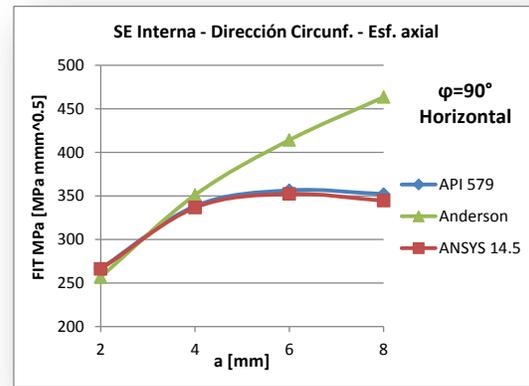


Fig. 2.20. Resultados analíticos y por simulación de una tubería bajo presión interna con fisura superficial semi elíptica externa en dirección axial.

a) Propagación a través del espesor, $\varphi = 0^\circ$. b) Propagación superficial, $\varphi = 90^\circ$



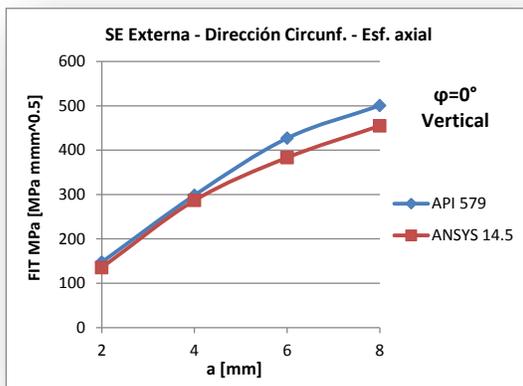
a)



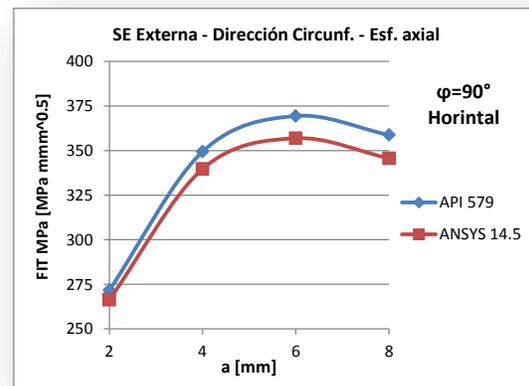
b)

Fig. 2.21. Resultados analíticos y por simulación de una tubería bajo carga axial con fisura superficial semi elíptica interna en dirección transversal.

a) Propagación a través del espesor, $\varphi = 0^\circ$. b) Propagación superficial, $\varphi = 90^\circ$



a)



b)

Fig. 2.22. Resultados analíticos y por simulación de una tubería bajo carga axial con fisura superficial semi elíptica externa en dirección transversal.

a) Propagación a través del espesor, $\varphi = 0^\circ$. b) Propagación superficial, $\varphi = 90^\circ$

2.5 Objetivos específicos logrados

- Dominar un procedimiento de simulación para evaluar el factor de intensidad de tensiones de fisuras en tres dimensiones.
- Tomar conocimiento de las recomendaciones técnicas para la determinación del factor de intensidad de tensiones propuestas por el estándar API 579.
- Comparar los resultados de la simulación con cálculos analíticos que provienen de expresiones con fuerte sustento teórico y reconocimiento mundial.
- Validar el procedimiento de simulación desarrollado para la evaluación de fisuras superficiales semi-elípticas en planchas y tuberías.
- Obtener una metodología, ordenada y coherente, para estudiar el comportamiento de las fisuras mediante la simulación por elementos finitos.

2.6 Hallazgos y Conclusiones preliminares

- La diferencia entre los valores obtenidos a partir de la simulación por Elementos Finitos y métodos analíticos tradicionales resulta ser mínima. Tomando como referencia los valores obtenidos de las expresiones de API579, el error promedio de las variantes geométricas analizadas para una placa plana, es igual a -3.83%. La tubería bajo presión con una fisura interna en dirección longitudinal alcanza un error promedio de -8.02% en el punto medio de la grieta y -5.49% en los extremos de la misma. La evaluación de la fisura externa bajo el mismo tipo de carga arroja un error promedio de -4.27% en el frente de propagación a través de la pared de la tubería y -1.19% en los puntos de propagación superficial. Por otro lado, una tubería con una fisura transversal interior sometida a un campo de esfuerzos axiales alcanza un error promedio de -2.80% cuando $\varphi = 0^\circ$ y de -1.03% cuando $\varphi = 90^\circ$.

Fisura axial sometido a presión interna				Fisura transversal sometido a carga axial			
Interna		Externa		Interna		Externa	
φ				φ			
0	$\pi/2$	0	$\pi/2$	0	$\pi/2$	0	$\pi/2$
-8.02%	-5.49%	-4.27%	-1.19%	-2.80%	-1.03%	-7.86%	-2.94%

- Después de cuantificar la diferencia entre los resultados, se afirma que es factible el análisis de la mecánica de fractura elástico lineal mediante el procedimiento de simulación desarrollado en el presente trabajo, lo cual permitirá estudiar otros casos que requieran determinar el K_I para un posterior diagnóstico.
- Las expresiones analíticas para determinar el FIT se encuentran limitadas para ciertos componentes (placas, cilindros, esferas), y es imposible que puedan contemplar la infinidad de configuraciones geométricas que pueden darse. Además las expresiones disponibles no son de fácil manejo, ya que requieren de una serie de coeficientes que dependen de tablas diseñadas para ciertas relaciones geométricas haciendo del cálculo una tarea pesada y lenta. La posibilidad de disponer de alternativas de evaluación que sea de fácil desarrollo, como la simulación numérica, resulta interesante.

Particularidades de la simulación de fisuras de tuberías soldadas

3.1 Introducción

La experiencia adquirida en los capítulos anteriores es volcada en un nuevo estudio que pretende evaluar el comportamiento de una fisura superficial semi elíptica en las inmediaciones de un cordón de soldadura circunferencial de un tramo de tubería. Por otro lado, después de estudiar las particularidades más relevantes de una unión soldada, el campo de tensiones residuales producto del proceso de soldadura ha sido elegido como el parámetro que puede influir de forma significativa y directa sobre el comportamiento de la fisura. La distribución de tensiones residuales DTR será determinada mediante expresiones analíticas proporcionadas por el estándar API 579 y se evaluará la factibilidad de obtener la misma distribución mediante simulación por elementos finitos.

3.2 Descripción del caso

Se trata de una tubería de aproximadamente 14 pulgadas de diámetro con un espesor de pared de 0.344 pulgadas. Dicha tubería posee un cordón de soldadura circunferencial y en las inmediaciones de éste, una fisura semi elíptica sobre su superficie exterior. La figura 3.1 ilustra vistas en corte de la tubería revelando el tipo de unión y aspectos geométricos de la fisura, mientras que la tabla 3.1 define los parámetros geométricos de la tubería y fisura.

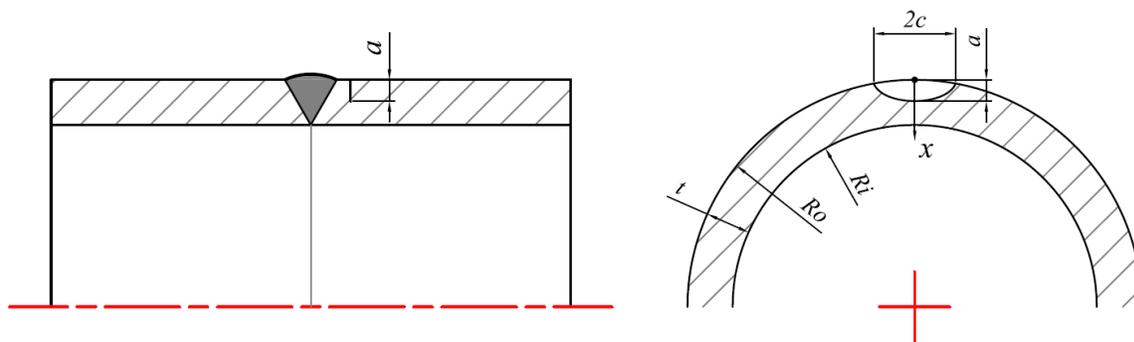


Fig. 3.1. Tubería soldada circunferencialmente con fisura superficial semi-elíptica externa en dirección transversal.

Tabla 3.1. Parámetros geométricos de la tubería y fisura.

Parámetros		mm
Radio exterior	R_o	183.75
Radio interior	R_i	175
Espesor de pared	t	8.75
Semieje menor	a	3.5
Semieje mayor	c	7

El material de la tubería es considerada como un acero al carbono API 5L X de grado 70, cuyas propiedades mecánicas son mostradas en la tabla 3.2 (ANSI/API 5L, 2008).

Tabla 3.2. Propiedades mecánicas.

Grado	Módulo de elasticidad	Coefficiente de Poisson	Esfuerzo de fluencia	Resistencia máxima
	GPa	--	MPa	MPa
X70	210	0.28	485	570

Adicionalmente, se considera que la tubería ha sido sometida a una prueba hidrostática con un valor de presión, tal que el esfuerzo tangencial de la misma alcanzó el valor de fluencia del material, además la unión soldada no ha recibido un tratamiento térmico pos soldadura.

3.3 Metodología

- Evaluar las particularidades de una unión soldada y la influencia de cada una sobre el comportamiento de una fisura localizada en sus inmediaciones de dicha unión.
- Determinar analíticamente la distribución de esfuerzos residuales de un cordón de soldadura circunferencial.
- Determinar la distribución de esfuerzos residuales de un cordón de soldadura circunferencial mediante simulación por elementos finitos.
- Comparar resultados de analíticos y por simulación de la DTR obtenidas.

- Determinar la forma más adecuada de evaluar el comportamiento de la fisura en las inmediaciones de un cordón de soldadura considerando la distribución de esfuerzos residuales.
- Determinar el factor de intensidad de tensiones de una tubería fisurada sometida a una distribución de esfuerzos residuales.

3.4 Particularidades de una unión soldada

En la actualidad la soldadura es uno de los procesos más utilizado para la fabricación elementos y estructuras metálicas en el campo de la ingeniería. Durante la ejecución de la soldadura ocurren diferentes fenómenos termodinámicos (campo de temperaturas), mecánicos (esfuerzos y deformaciones) y metalúrgicos (microestructura), como se puede apreciar en la figura 3.2 (Franco, 2011). El campo de temperaturas depende de diferentes parámetros de soldadura, tales como potencia de arco, velocidad de soldeo y tipo de proceso de soldadura. Los estados de esfuerzos y deformaciones dependen de las propiedades del material y del embridamiento, mientras que los cambios metalúrgicos dependen de la composición de material y del ciclo térmico.

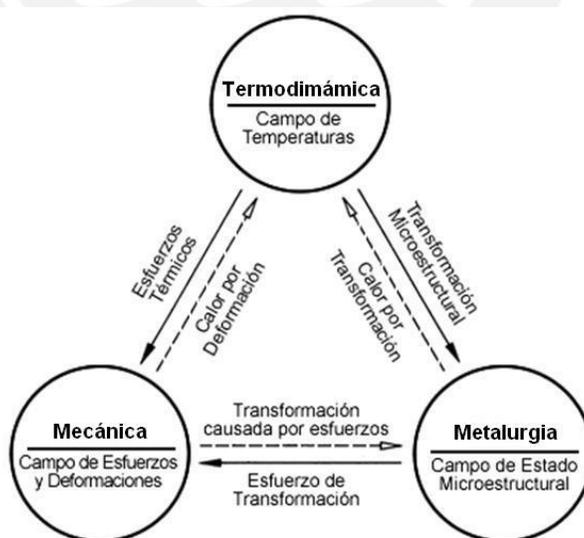


Fig. 3.2. Interacción entre los campos de temperaturas, esfuerzos y deformaciones y de estado microestructural (Franco, 2011).

Mediante la simulación numérica por el método de los elementos finitos, se puede evaluar diferentes parámetros y condiciones de una unión soldada, y en la actualidad diferentes investigaciones abordan el problema de la soldadura basadas en modelos computacionales tridimensionales y con técnicas de imposición de calor.

Con la finalidad de caracterizar el estudio de fisuras en las cercanías del cordón de soldada, se requiere reconocer las particularidades de la unión soldada que puedan influir en el comportamiento de una grieta. Las particularidades más relevantes que fueron identificadas son descritas a continuación.

3.4.1 Propiedades mecánicas del material base y del cordón de soldadura.

La soldadura tiene por finalidad la unión de dos materiales, por lo general metales, mediante la imposición de calor hasta alcanzar temperaturas de fusión. Es muy común agregar un tercer material de relleno conocido como material de aporte, cuya selección requiere de especial atención. Con la finalidad de conseguir que la unión soldada se comporte como un material homogéneo, la selección del material de aporte busca que las propiedades mecánicas, tales como esfuerzo de fluencia y rotura, sean similares o mejores que las del material base, por lo tanto, las propiedades mecánicas en una unión no representan una particularidad que pueda influir, por lo menos de forma directa, sobre el comportamiento de la fisura.

3.4.2 Aspectos geométricos.

El factor de intensidad de tensiones depende de la carga aplicada, el tamaño y forma de la fisura y de las características geométricas del componente fisurado. Por otro lado, existen diferentes tipos de uniones soldadas con diversas configuraciones geométricas, como uniones en esquina, a solape, en canto, en T y a tope; de las cuales solo algunas poseen cierta complejidad geométrica cuya influencia en la determinación del FIT valdría la pena estudiar. Sin embargo, se considera que las uniones a tope presentes en las tuberías no cuentan con una significativa influencia sobre la determinación del FIT, ya que según lo

señalado por API 1104 (API 1104, 2007), la *sobremonta* en la cara y el *refuerzo* en la raíz del cordón no deben superar los 3 ni los 2 mm, respectivamente. Por lo tanto, la geometría de la unión a tope no representa una particularidad significativa.

3.4.3 Cambios microestructurales.

El proceso de soldadura involucra necesariamente el aporte de calor, el cual produce un ciclo térmico en la unión soldada provocando cambios microestructurales que generan a su vez cambios en las propiedades mecánicas del material (Fosca, 2002). La región afectada por el ciclo térmico es denominada como zona afectada por el calor (ZAC) y representa al material soldado que no ha llegado al estado de fusión, pero si ha alcanzado niveles elevados de temperatura que provocan importantes cambios microestructurales. Resulta especialmente grave cuando la ZAC presenta martensita — austenita enfriada bruscamente a temperaturas inferiores de 230°C aproximadamente — la cual produce un aumento notable de la dureza convirtiendo al acero en un material muy frágil. La dureza está directamente relacionada con la resistencia máxima y la tenacidad del material. Si un acero posee elevada dureza, tendrá una elevada resistencia máxima pero una reducida tenacidad.

Los cambios a nivel microestructural resultan un tema muy interesante, pero el presente trabajo ha desestimado incorporar esta particularidad, debido a la complejidad de implementar un modelo computacional que permita caracterizar niveles micro. Sin embargo, el cambio de tenacidad del material, a nivel macro, en las inmediaciones del cordón de soldadura cobrará protagonismo durante la práctica de procedimientos de evaluación de la integridad estructural en el siguiente capítulo.

3.4.4 Tensiones residuales.

Cuando se lleva a cabo procesos de soldadura es inevitable la generación de tensiones residuales, las cuales aparecen debido a una serie de factores como dilatación y contracción de los cuerpos, grado de embridamiento, calor de aporte, espesor de los materiales involucrados, entre otros; pero contrariamente a lo que habitualmente se cree, no es la

contracción de la zona fundida la que provoca en mayor medida su origen, sino el proceso de dilatación y contracción del metal base. Si durante este proceso, las partes frías y/o embridadas del metal impiden la dilatación libre de las zonas calientes, se generarán deformaciones plásticas y es ésta la causa principal del surgimiento de las tensiones residuales. Además, las tensiones residuales son identificadas como uno de los factores que influyen en el deterioro y posible causa de falla de componentes, y que sus efectos permanentes no pueden ser detectados por la inspección visual ni por métodos convencionales de control de calidad. Por ello, existe el gran interés por su estudio y la necesidad de investigar su influencia en la integridad de los componentes cuando éstos prestan servicio.

Por lo expuesto, el presente capítulo considera a la distribución de tensiones residuales como la particularidad que influye de forma directa sobre el comportamiento de una fisura en las inmediaciones de un cordón de soldadura. Por otro lado, se cuenta con expresiones analíticas proporcionadas por el estándar API 579 que permitirán su evaluación y se elaborarán modelos computacionales para determinar la factibilidad de su estudio mediante simulación por elementos finitos.

3.5 Evaluación de fisuras superficiales semi elípticas en una tubería con soldadura circunferencial.

El proceso de evaluación consiste en caracterizar una fisura superficial semi elíptica mediante la determinación del FIT tomando en cuenta a la distribución de tensiones residuales DTR como factor influyente. La tubería no estará sometida a otra carga con la finalidad de captar únicamente la influencia de dichas tensiones sobre el frente de la fisura.

3.5.1 Determinación analítica de la DTR producto de la soldadura en tuberías.

El Anexo E del estándar API 579 es una guía que proporciona criterios para determinar la distribución de tensiones residuales presentes en las inmediaciones de las uniones soldadas con penetración completa de equipos que prestan servicio, así como de equipos recién fabricados. Los requerimientos y variables que se necesitan para realizar la estimación de la DTR en un componente fisurado fueron descritos en el capítulo 1 (ver párrafo 1.3.2.2).

3.5.1.1 Distribución de Tensiones Residuales Superficiales.

El estándar ofrece expresiones que estiman esfuerzos residuales superficiales en dirección perpendicular y longitudinal al cordón de soldadura circunferencial y de costura. Las expresiones generales (1.70 y 1.71) y sus coeficientes fueron descritos en el capítulo 1.

3.5.1.2 Distribución de Tensiones Residuales a través del espesor.

La DTR a través del espesor de pared del componente cilíndrico está definida en dirección longitudinal como transversal para uniones soldadas circunferenciales y de costura. La expresión general (1.72) y sus coeficientes (1.73 -1.79) fueron descritos en el capítulo 1.

3.5.1.3 Cálculo analítico — DTR

Existe la posibilidad de evaluar diferentes combinaciones de distribuciones de tensiones residuales, sin embargo para el presente estudio solo serán tomadas en cuenta la distribución perpendicular y a través de la pared de la tubería por las razones descritas a continuación.

- Debido a la orientación de la fisura, dirección transversal, las tensiones normales a sus caras son aquellas que comprometen su estabilidad, es decir que la DTR perpendiculares al cordón de soldadura circunferencial provocarán un modo de fractura tipo I.
- La distribución de las tensiones a través de la pared de la tubería pueden ser tomadas e incorporar como esfuerzos en las formulaciones para determinar el FIT de una fisura semi elíptica. No se ha encontrado formulación analítica para determinar el FIT que contemple una carga peculiar como la de las tensiones residuales superficiales.

A continuación se describen los pasos para determinar la distribución de tensiones perpendiculares y a través del espesor de la tubería.

Paso 1 — Contar con las especificación del material. El material fue declarado en la descripción del caso (ver acápite 2).

Paso 2 — Determinar el esfuerzo de fluencia real mediante la expresión 1.63.

$$\sigma_{ys}^r = \sigma_{ys} + 69 \quad [\text{MPa}]$$

$$\sigma_{ys}^r = 485 + 69 = 554 \quad [\text{MPa}]$$

Paso 3 — Determinar si la relación entre radio medio y espesor es menor de 30. El radio medio de la tubería y el espesor son iguales a 179.375 y 8.75 mm, respectivamente. La relación r/t es igual a 20.5, la cual es menor a 30, por ende el valor de \hat{R} es igual a 30 (ver expresión 1.68).

Paso 4 — Determinar el aporte de calor. La expresión 1.69 determina el calor lineal y la expresión 1.65, el calor de aporte de soldadura.

$$\dot{q} = \frac{I \cdot V \cdot \eta}{u} \quad \frac{[A \cdot V]}{[mm/s]}$$

$$\dot{q} = \frac{(280)(30)(0.8)}{(5)} = 1.344E3 \quad \frac{[J]}{[mm]}$$

$$\hat{Q} = 0.7441 \left(\frac{\dot{q}}{t^2} \right) \quad \frac{[J/mm]}{[mm^2]}$$

$$\hat{Q} = 0.7441 \left(\frac{1.344E3}{8.75^2} \right) = 13.062 \quad \frac{[J]}{[mm^3]}$$

Paso 5 — La soldadura que se estudia es de tipo circunferencial. Ver figura 3.3.

Paso 6 — La configuración de la unión es de tipo V simple. Ver figura 3.3.

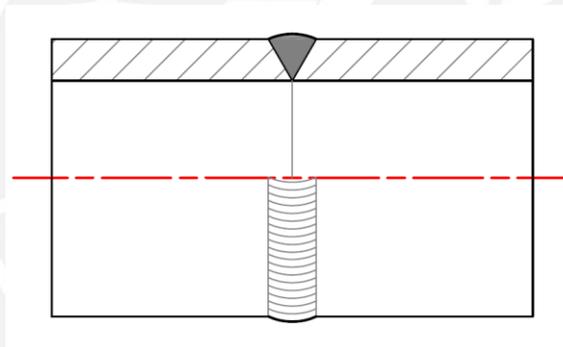


Fig. 3.3. Tubería soldada circunferencialmente.

Paso 7 — Efectos de la prueba de presión. La reducción de los esfuerzos residuales generada por la prueba de presión puede ser estimada mediante las siguientes expresiones.

$$R_r = 1 \quad T_p < 75\% \quad (3.1)$$

$$R_r = \frac{168.5063 - 2.26770 T_p + 9.16852 \cdot 10^{-3} T_p^2}{100} \quad 75 \leq T_p \leq 110\% \quad (3.2)$$

$$R_r = 0.3 \quad T_p \geq 110\% \quad (3.3)$$

Donde R_r es un factor de reducción de los esfuerzos residuales que depende del esfuerzo de membrana del componente generado durante pruebas de presión. La variable T_p es la

relación de los esfuerzos actuantes en el componente durante la prueba de presión descrita por la siguiente expresión.

$$T_p = \frac{\sigma_{mc,t}}{\sigma_{ys}^r} \cdot 100 \quad (3.4)$$

$\sigma_{mc,t}$ es el esfuerzo de membrana circunferencial nominal en la tubería durante la prueba de presión y σ_{ys}^r es el esfuerzo a la fluencia real (ver Paso 1).

De acuerdo con el valor del esfuerzo de fluencia real calculado en el paso 1 y bajo la consideración que el esfuerzo de membrana circunferencial nominal alcanza el valor de fluencia del material, el factor de reducción es el siguiente:

$$T_p = \frac{\sigma_{mc,t}}{\sigma_{ys}^r} \cdot 100 = \frac{485}{554} \cdot 100 = 87.5\% \quad 75 \leq T_p \leq 110\%$$

$$R_r = \frac{168.5063 - 2.26770 T_p + 9.16852 \cdot 10^{-3} T_p^2}{100}$$

$$R_r = \frac{168.5063 - 2.26770 (87.5) + 9.16852 \cdot 10^{-3} (87.5)^2}{100} = 40.2\%$$

Paso 8 — La unión soldada no ha recibido tratamiento térmico pos soldadura. Si la unión soldada hubiera sido sometida a un tratamiento térmico pos soldadura, la distribución de tensiones residuales se determinaría mediante la siguiente expresión.

$$\sigma_{(x)}^r = 0.2 \sigma_{ys} \quad (3.5)$$

Paso 9 — Determinación de la distribución de tensiones residuales perpendiculares al cordón de soldadura y a través del espesor o pared de tubería. Las expresiones 1.72 hasta 1.79 son invocadas para el cálculo. La expresión 1.72 describe la DTR a través del espesor, cuyo término E es definido por la expresión 1.73.

$$\sigma_{(\zeta)}^r = E \cdot \sigma_{ys}^r \cdot R_r$$

E es un parámetro auto equilibrante de la distribución de esfuerzos que depende de K y D . De acuerdo a la expresión 1.79 el valor de K es igual a 1.2, ya que se trata de tensiones perpendiculares al cordón de soldadura. Por otro lado, D debe ser evaluada mediante la expresión 1.74.

$$D = \bar{\sigma}_m^r + \bar{\sigma}_b^r(2\zeta - 1) + A - B$$

Donde, $\bar{\sigma}_m^r$ y $\bar{\sigma}_b^r$ son componentes de los esfuerzos residuales de membrana y flexión, respectivamente están definidos por las siguientes expresiones 3.6 y 3.7.

$$\bar{\sigma}_m^r = 0.30 \quad (3.6)$$

$$\bar{\sigma}_b^r = \begin{bmatrix} 1.5161198 - 0.4523099 \ln \hat{R} - 7.25919 \cdot 10^{-2} \hat{Q} + \\ 5.0417213 \cdot 10^{-2} (\ln \hat{R})^2 + 9.2862457 \cdot 10^{-4} \hat{Q}^2 - \\ 1.0999481 \cdot 10^{-2} \ln \hat{R} - 2.7500406 \cdot 10^{-3} (\ln \hat{R})^3 - \\ 2.0566152 \cdot 10^{-5} \hat{Q}^3 - 2.0294677 \cdot 10^{-4} \hat{Q}^2 \ln \hat{R} + \\ 4.7248503 \cdot 10^{-3} \hat{Q} (\ln \hat{R})^2 \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

La variable ζ es la coordenada local definida a través del espesor de pared de la tubería expresada por x/t (ver expresión 1.78), donde x es otra coordenada local definida en la misma dirección de ζ (ver figura 3.1). A y B son parámetros auto equilibrante definidos mediante las siguientes expresiones 1.75 y 1.76.

$$A = \left(\frac{s_o^r - s_i^r}{2} \right) (2\zeta - 1)^3$$

$$B = (s_o^r + s_i^r) \left(\frac{\sin [\pi (2\zeta - 1) + C]}{2 \sin[C]} \right)$$

Donde C es definido en la expresión 1.77 y s_o^r y s_i^r son porciones de esfuerzos residuales en la superficie externa e interna que excluyen las componentes de membrana y flexión.

$$C = \arctan \left[\frac{5}{\pi} \left(\frac{s_o^r + s_i^r}{s_o^r - s_i^r} \right) \right]$$

$$s_o^r = K - |\bar{\sigma}_b^r| - |\bar{\sigma}_m^r| \quad (3.8)$$

$$s_i^r = 0.25 s_o^r \quad (3.9)$$

Entonces, determinando el valor de $\bar{\sigma}_b^r$ (ver expresión 3.7)

$$\bar{\sigma}_b^r = \left[\begin{array}{l} 1.5161198 - 0.4523099 \ln(30) - 7.25919 \cdot 10^{-2}(13.062) + \\ 5.0417213 \cdot 10^{-2}(\ln 30)^2 + 9.2862457 \cdot 10^{-4}(13.062)^2 - \\ 1.0999481 \cdot 10^{-2} \ln 30 - 2.7500406 \cdot 10^{-3}(\ln 30)^3 - \\ 2.0566152 \cdot 10^{-5}(13.062)^3 - 2.0294677 \cdot 10^{-4}(13.062)^2 \ln 30 + \\ 4.7248503 \cdot 10^{-3}(13.062)(\ln 30)^2 \end{array} \right] = -0.275$$

Reemplazando K , $\bar{\sigma}_b^r$ y $\bar{\sigma}_m^r$ en la expresión 3.8 para determinar s_o^r .

$$s_o^r = K - |\bar{\sigma}_b^r| - |\bar{\sigma}_m^r|$$

$$s_o^r = 1.2 - |-0.275| - |0.30| = 0.625$$

Reemplazando s_o^r en la expresión 3.9 para determinar s_i^r .

$$s_i^r = 0.25 s_o^r$$

$$s_i^r = 0.25(0.625) = 0.15625$$

Reemplazando s_o^r y s_i^r en la expresión Ec. 1.77 para determinar C .

$$C = \arctan \left[\frac{5}{\pi} \left(\frac{s_o^r + s_i^r}{s_o^r - s_i^r} \right) \right]$$

$$C = \arctan \left[\frac{5}{\pi} \left(\frac{0.625 + 0.15625}{0.625 - 0.15625} \right) \right] = 1.210$$

Para $x = [0, 0.25, 0.5 \dots t]$ y reemplazando los valores obtenidos de C , s_o^r y s_i^r en las expresiones 1.75 y 1.76, se obtiene A y B ; y a su vez estos parámetros son reemplazados en la expresión 1.74 para determinar D . Los valores de D son reemplazados en la ecuación 1.73 para obtener E . Finalmente, hallados todos los coeficientes es posible determinar $\sigma_{(\zeta)}^r$ mediante la expresión 1.72. Los resultados de la distribución de tensiones a través del espesor de pared son mostrados en la tabla 3.3 y la gráfica de la figura 3.4.

Tabla 3.3. Resultado de la distribución de tensiones residuales

$\zeta = x/t$	A	B	D	E	$\sigma_{(\zeta)}^r$ [MPa]
0	-0.234	-0.39	0.732	0.732	163.111
0.029	-0.196	-0.41	0.774	0.774	172.516
0.057	-0.163	-0.417	0.798	0.798	178.015
0.086	-0.133	-0.411	0.806	0.806	179.617
0.114	-0.108	-0.391	0.796	0.796	177.428
0.143	-0.085	-0.358	0.77	0.77	171.649
0.171	-0.066	-0.315	0.729	0.729	162.569
0.2	-0.051	-0.261	0.675	0.675	150.563
0.229	-0.037	-0.198	0.61	0.61	136.074
0.257	-0.027	-0.13	0.536	0.536	119.609
0.286	-0.018	-0.057	0.456	0.456	101.719
0.314	-0.012	0.018	0.372	0.372	82.985
0.343	-7.272e-3	0.092	0.287	0.287	64.000
0.371	-3.983e-3	0.163	0.203	0.203	45.355
0.4	-1.874e-3	0.229	0.124	0.124	27.617
0.429	-6.829e-4	0.288	0.051	0.051	11.319
0.457	-1.475e-4	0.337	-0.014	-0.014	-3.062
0.486	-5.463e-6	0.376	-0.068	-0.068	-15.115
0.514	5.463e-6	0.402	-0.11	-0.11	-24.504
0.543	1.475e-4	0.415	-0.139	-0.139	-30.983
0.571	6.829e-4	0.416	-0.154	-0.154	-34.397
0.6	1.874e-3	0.402	-0.156	-0.156	-34.686
0.629	3.983e-3	0.376	-0.143	-0.143	-31.886
0.657	7.272e-3	0.338	-0.117	-0.117	-26.128
0.686	0.012	0.289	-0.079	-0.079	-17.626
0.714	0.018	0.23	-0.03	-0.03	-6.674
0.743	0.027	0.165	0.029	0.029	6.367
0.771	0.037	0.093	0.095	0.095	21.085
0.8	0.051	0.019	0.166	0.166	37.028
0.829	0.066	-0.055	0.241	0.241	53.723
0.857	0.085	-0.128	0.317	0.317	70.694
0.886	0.108	-0.197	0.392	0.392	87.476
0.914	0.133	-0.26	0.465	0.465	103.634
0.943	0.163	-0.314	0.533	0.533	118.779
0.971	0.196	-0.358	0.595	0.595	132.582
1	0.234	-0.39	0.649	0.649	144.785

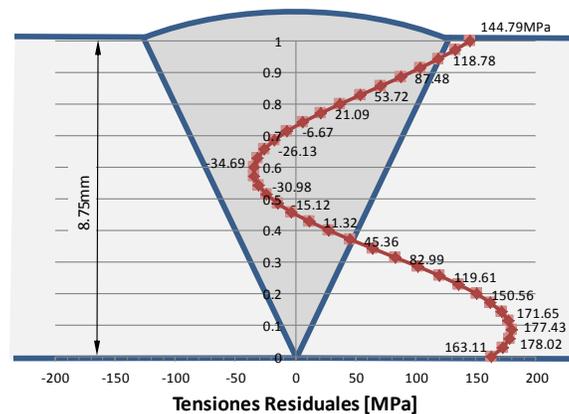


Fig. 3.4. Distribución de tensiones residuales a través del espesor de la tubería

La figura 3.4 muestra los resultados analíticos de la distribución de tensiones residuales perpendiculares a la longitud del cordón y a lo largo del espesor de la tubería. Se puede apreciar que en los bordes (interior y exterior) se presentan tensiones de tracción, mientras que cerca de la mitad del espesor se presentan tensiones de compresión.

3.5.2 Determinación analítica del FIT bajo una DTR.

La mecánica de fractura elástico lineal considera al FIT como un parámetro que caracteriza la fractura, el cual permite predecir la propagación eminente de la fisura (Anderson, 2005). La bibliografía proporciona expresiones analíticas para determinar el FIT de fisuras semi elípticas contenidas en cuerpos cilindros sometidos a una distribución lineal o no lineal de esfuerzos normales a la cara de la fisura. Cabe mencionar que la misma literatura que brinda las técnicas analíticas manifiesta la posibilidad de caracterizar la fisura mediante métodos numéricos, como los elementos finitos (API 579, 2007).

Para estimar la influencia de las tensiones residuales sobre una fisura en las inmediaciones de un cordón, se requiere determinar y cuantificar la distribución de esfuerzos generada por la unión soldada mediante las expresiones analíticas proporcionadas por API 579.

Las expresiones analíticas proporcionadas por la bibliografía para determinar el FIT de fisuras semi elípticas contemplan cargas tipo distribución de esfuerzos normales a la cara de la fisura. Las expresiones en mención están formuladas en términos de los siguientes tipos de distribución.

- Distribución de esfuerzos lineales (esfuerzos de membrana y flexión).
- Distribución de esfuerzos polinomial de orden 4.
- Distribución de esfuerzos general (funciones ponderadas).

Se aprecia que la distribución de esfuerzos de las tensiones residuales obtenida del cálculo analítico anterior (párrafo 5.1.1.3) no tiene un comportamiento lineal, así que la combinación de esfuerzos de membrana y flexión no sería lo más adecuado. Sin embargo, una función polinomial de cuarto orden se ajusta a dicha distribución.

La expresión analítica que evalúa el FIT de una fisura superficial semi elíptica con dirección circunferencial en un cuerpo cilindro sometido a una distribución polinomial de orden 4 a lo largo del espesor de pared, es presenta por la expresión 3.10.

$$K_I = \left[G_0\sigma_0 + G_1\sigma_1 \left(\frac{a}{t}\right) + G_2\sigma_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + G_3\sigma_3 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + G_4\sigma_4 \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad (3.10)$$

La distribución polinomial está dada por la expresión 3.11, Q es un parámetro que relaciona la profundidad y longitud de la fisura mediante las expresiones 3.12 y 3.13; y G_i son coeficientes influyentes.

$$\sigma_{(x)} = \sigma_0 + \sigma_1 \left(\frac{x}{t}\right) + \sigma_2 \left(\frac{x}{t}\right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t}\right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t}\right)^4 \quad (3.11)$$

Donde $\sigma_0, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \sigma_4$ son coeficiente polinomial uniforme, lineal, cuadrático, de tercer y cuatro orden, respectivamente. x es una coordenada radial local cuyo origen está ubicado en la cara externa de la tubería, como se puede apreciar en la figura 5.

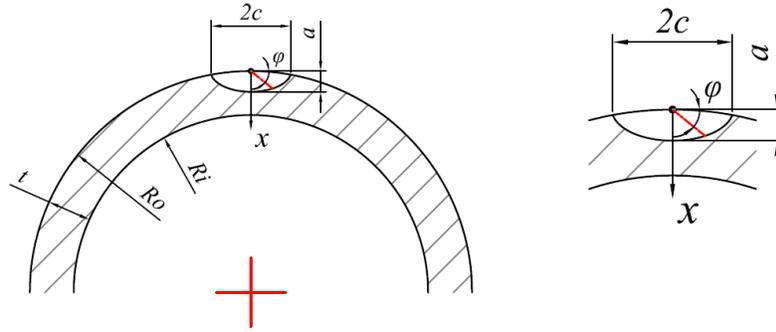


Fig. 3.5. Tubería con fisura superficial semi elíptica externa con dirección circunferencial.

$$Q = 1.0 + 1.464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65} \quad \text{para } a/c \leq 1.0 \quad (3.12)$$

$$Q = 1.0 + 1.464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1.65} \quad \text{para } a/c > 1.0 \quad (3.13)$$

Los coeficientes influyentes G_0 y G_1 , son determinados mediante las siguientes expresiones:

$$G_0 = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6 \quad (3.14)$$

$$G_1 = A_{0,1} + A_{1,1}\beta + A_{2,1}\beta^2 + A_{3,1}\beta^3 + A_{4,1}\beta^4 + A_{5,1}\beta^5 + A_{6,1}\beta^6 \quad (3.15)$$

Donde β es proporcionada por la ecuación 3.16 y los parametros A_{ij} son proporcionados por tablas contenidas en el anexo C del estandar.

$$\beta = \frac{2\varphi}{\pi} \quad (3.16)$$

Donde φ es el ángulo de la elipse, como se puede apreciar en la figura 3.5.

Para el punto más profundo de la fisura semi eliptica, cuando $\varphi = \pi/2$, los coeficientes influyentes son iguales a:

$$G_2 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{16}{15} + \frac{1}{3}M_1 + \frac{16}{105}M_2 + \frac{1}{12}M_3 \right) \quad (3.17)$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{32}{35} + \frac{1}{4}M_1 + \frac{32}{315}M_2 + \frac{1}{20}M_3 \right) \quad (3.18)$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{256}{315} + \frac{1}{5}M_1 + \frac{256}{3465}M_2 + \frac{1}{30}M_3 \right) \quad (3.19)$$

Para el punto superficial de la fisura, cuando $\varphi = 0$, los coeficientes influyentes son iguales a:

$$G_2 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{5} + \frac{2}{3}N_1 + \frac{4}{7}N_2 + \frac{1}{2}N_3 \right) \quad (3.20)$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{7} + \frac{1}{2}N_1 + \frac{4}{9}N_2 + \frac{2}{5}N_3 \right) \quad (3.21)$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{9} + \frac{2}{5}N_1 + \frac{4}{11}N_2 + \frac{1}{3}N_3 \right) \quad (3.22)$$

Donde:

$$M_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{2Q}} (3G_1 - G_0) - \frac{24}{5} \quad (3.23)$$

$$M_2 = 3 \quad (3.24)$$

$$M_3 = \frac{6\pi}{\sqrt{2Q}} (G_0 - 2G_1) + \frac{8}{5} \quad (3.25)$$

$$N_1 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} (2G_0 - 5G_1) - 8 \quad (3.26)$$

$$N_2 = \frac{15\pi}{\sqrt{Q}} (3G_1 - G_0) + 15 \quad (3.27)$$

$$N_3 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} (3G_0 - 10G_1) - 8 \quad (3.28)$$

Cabe señalar que las expresiones planteadas son validas si la geometria de la fisura y tuberia se encuentran dentro de los siguientes límites:

$$0 \leq a/t \leq 0.8$$

$$0.5 \leq c/a \leq 32.0$$

$$0 \leq \varphi \leq \pi$$

$$1.0 \leq R_i/t \leq \infty$$

La determinación del FIT de la fisura semi elíptica es realizada bajo la consideración que la distribución de las tensiones residuales a través del espesor de pared se conservan a lo largo del material base. La bibliografía que proporciona las expresiones para determinar dicha distribución, no especifica que esté presente únicamente en el centro del cordón. Se infiere que la distribución se mantiene constante hasta una cierta distancia del cordón y que va gradualmente cambiando hasta guardar equilibrio con los bordes de la tubería. La figura 3.6 ilustra la consideración tomada que posibilitara la evaluación de la fisura sometida al campo de tensiones residuales.

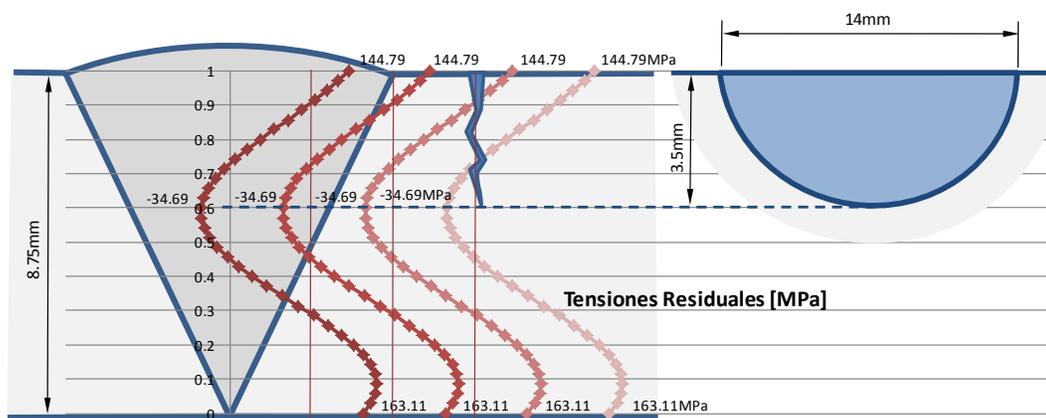


Fig. 3.6. Distribución de tensiones residuales a través y a lo largo del material base.

Paso 1 — Determinar la función polinomial que describe las tensiones residuales. La curva de la DTR a través del espesor de la tubería es ajustada alcanzando un coeficiente de determinación R^2 igual a 0.9984, lo cual indica que los valores están cerca de una correlación perfecta. La función polinomial de cuarto orden obtenida es:

$$\sigma_{(x)} = 146.33 - 377 \left(\frac{x}{t}\right) - 1924 \left(\frac{x}{t}\right)^2 + 5773.3 \left(\frac{x}{t}\right)^3 - 3464 \left(\frac{x}{t}\right)^4$$

A partir de la cual se determina los coeficientes polinomiales:

$$\sigma_0 = 146.33, \quad \sigma_1 = -377, \quad \sigma_2 = -1924, \quad \sigma_3 = 5773.3, \quad \sigma_4 = -3464$$

Paso 2 — Extraer los parámetros A_{ij} de las tablas contenidas en el anexo C del estándar API 579. Los parámetros A_{ij} dependen de la geometría de la fisura y de la tubería, los cuales fueron mostrados en la tabla 3.1 durante la descripción del caso (ver acápite 2). A continuación se presenta un substracto de la Tabla C.12 “Influence Coefficients...” del estándar.

Tabla 4. Coeficientes influentes para fisura superficial semi elíptica circunferencial en cilindros

R_i/t	c/a	a/t	G_i	Fisura exterior (superficie exterior del cilindro)						
				A_0	A_1	A_2	A_3	A_4	A_5	A_6
20	2	0.4	G_1	1.004994	-0.70402	2.936404	-1.71985	-3.74703	5.620522	-2.20244
			G_2	0.177602	0.324323	1.085153	-0.19893	-1.93119	1.873507	-0.59389

Paso 3 — Determinación del FIT de la fisura bajo una distribución de tensiones residuales perpendiculares al cordón de soldadura y a través del espesor de tubería. Las expresiones desde 3.10 hasta 3.28 son invocadas para el cálculo.

Los coeficientes G_2 , G_3 y G_4 están formulados para ser evaluados para φ igual a 0 y $\pi/2$, debido a ello no es posible obtener resultados de todo el frente de la fisura, pero sí de los dos puntos de propagación, horizontal y vertical.

Para determinar los coeficientes influentes G_0 y G_1 se requiere calcular β mediante la expresión 3.16.

$$\beta_{\varphi=0} = \frac{2\varphi}{\pi} = 0 \quad \beta_{\varphi=\pi/2} = \frac{2\varphi}{\pi} = 1$$

Reemplazando el valor de β y los valores de A_{ij} obtenidos de tablas (ver paso 2) en las expresiones 3.14 y 3.15, se determinan los valores de G_0 y G_1 .

$$G_{0\varphi=0} = A_{0,0} + A_{1,0}\beta_{\varphi=0} + A_{2,0}\beta_{\varphi=0}^2 + A_{3,0}\beta_{\varphi=0}^3 + A_{4,0}\beta_{\varphi=0}^4 + A_{5,0}\beta_{\varphi=0}^5 + A_{6,0}\beta_{\varphi=0}^6$$

$$G_{0\varphi=0} = 1.005$$

$$G_{0\varphi=\pi/2} = A_{0,0} + A_{1,0}\beta_{\varphi=\pi/2} + A_{2,0}\beta_{\varphi=\pi/2}^2 + \dots$$

$$G_{0\varphi=\pi/2} = 1.189$$

$$G_{1\varphi=0} = A_{0,1} + A_{1,1}\beta_{\varphi=0} + A_{2,1}\beta_{\varphi=0}^2 + A_{3,1}\beta_{\varphi=0}^3 + A_{4,1}\beta_{\varphi=0}^4 + A_{5,1}\beta_{\varphi=0}^5 + A_{6,1}\beta_{\varphi=0}^6$$

$$G_{1\varphi=0} = 0.178$$

$$G_{1\varphi=\pi/2} = A_{0,1} + A_{1,1}\beta_{\varphi=\pi/2} + A_{2,1}\beta_{\varphi=\pi/2}^2 + \dots$$

$$G_{1\varphi=\pi/2} = 0.737$$

Después de determinar G_0 y G_1 es posible hallar los valores de M_i y N_i mediante las expresiones 3.23 – 3.28.

$$M_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{2Q}} \left(3G_{1\varphi=\pi/2} - G_{0\varphi=\pi/2} \right) - \frac{24}{5} = -1.054$$

$$M_2 = 3$$

$$M_3 = \frac{6\pi}{\sqrt{2Q}} \left(G_{0\varphi=\pi/2} - 2G_{1\varphi=\pi/2} \right) + \frac{8}{5} = -1.532$$

$$N_1 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} \left(2G_{0\varphi=0} - 5G_{1\varphi=0} \right) - 8 = 0.732$$

$$N_2 = \frac{15\pi}{\sqrt{Q}} \left(3G_{1\varphi=0} - G_{0\varphi=0} \right) + 15 = -3.375$$

$$N_3 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} \left(3G_{0\varphi=0} - 10G_{1\varphi=0} \right) - 8 = 1.643$$

Obtenido los valores de de M_i y N_i se calculan los parámetros G_2, G_3, G_4 mediante las expresiones 3.17 - 3.22.

$$G_{2\varphi=\pi/2} = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{16}{15} + \frac{1}{3}M_1 + \frac{16}{105}M_2 + \frac{1}{12}M_3 \right) = 0.57$$

$$G_{3_{\varphi=\pi/2}} = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{32}{35} + \frac{1}{4}M_1 + \frac{32}{315}M_2 + \frac{1}{20}M_3 \right) = 0.479$$

$$G_{4_{\varphi=\pi/2}} = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{256}{315} + \frac{1}{5}M_1 + \frac{256}{3465}M_2 + \frac{1}{30}M_3 \right) = 0.421$$

$$G_{2_{\varphi=0}} = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{5} + \frac{2}{3}N_1 + \frac{4}{7}N_2 + \frac{1}{2}N_3 \right) = 0.07$$

$$G_{3_{\varphi=0}} = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{7} + \frac{1}{2}N_1 + \frac{4}{9}N_2 + \frac{2}{5}N_3 \right) = 0.036$$

$$G_{4_{\varphi=0}} = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{9} + \frac{2}{5}N_1 + \frac{4}{11}N_2 + \frac{1}{3}N_3 \right) = 0.022$$

El parámetro Q es estimada mediante la expresión 3.12, ya que la relación a/c resulta menor que la unidad ($3.5/7 \leq 1.0$).

$$Q = 1.0 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65} = 1.466$$

Finalmente, hallados todos los parámetros necesarios es posible determinar K_I mediante la ecuación 1.10. Los resultados de la evaluación de los puntos extremos de propagación horizontal $\varphi = 0$ y vertical $\varphi = \pi/2$ de una fisura superficial semi elíptica con dirección transversal, sometida a una distribución de tensiones residuales producto del proceso de soldadura, son mostrados a continuación.

$$K_{I_{\varphi=0}} = 301.156 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

$$K_{I_{\varphi=\pi/2}} = 73.4 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

3.5.3 Determinación de la DTR mediante simulación.

Con la finalidad de evaluar la factibilidad de abordar el estudio del comportamiento de una fisura sometida a un campo de tensiones residuales obtenida mediante simulación por

elementos finitos, se requiere realizar un primer estudio que reproduzca el proceso de soldadura de un cordón circunferencial.

Una tubería de 367.5 mm de diámetro exterior con un espesor de pared de 8.75 mm fue modelada en tres dimensiones en un programa CAD comercial. El modelo posee un cordón de soldadura circunferencial ubicado a la mitad de su longitud. La figura 3.7 ilustra el modelo tridimensional de la tubería.

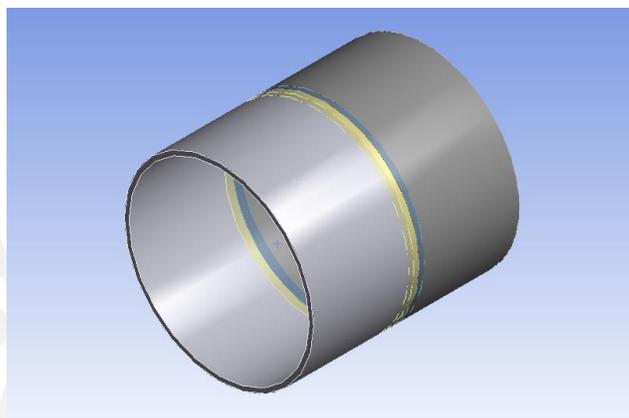


Fig. 3.7. Modelo tridimensional de la tubería soldada circunferencialmente.

El método requiere de la división del modelo en discretas formas llamadas elementos. Los elementos están interconectados por una serie de puntos llamados nodos, los cuales garantizan la continuidad del campo de desplazamientos. Las ecuaciones que rigen el comportamiento del continuo rigen también el comportamiento de cada elemento. La figura 3.8 ilustra el modelo discretizado de la tubería.

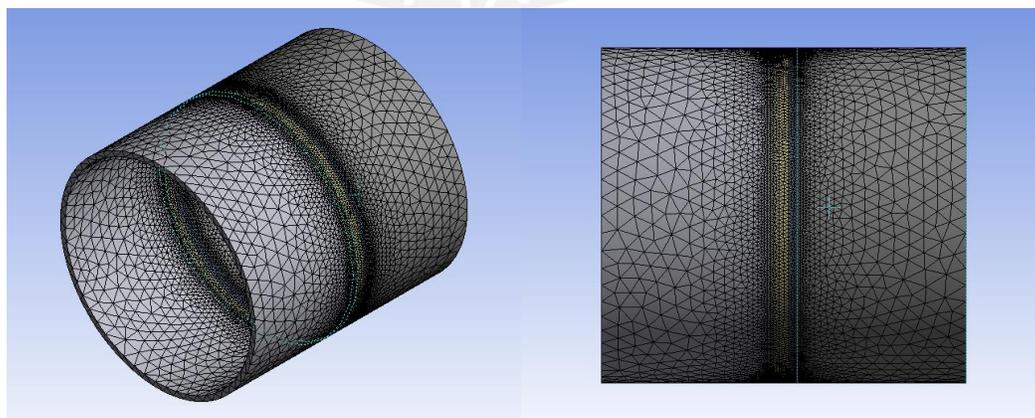


Fig. 3.8. Modelo tridimensional de la tubería discretizado.

3.5.3.1 Estudio térmico transitorio

El estudio térmico transitorio consiste en la imposición de una fuente de calor a lo largo del cordón de soldadura generando una distribución de temperaturas (ver figura 3.9) en la unión de soldadura y en el material base. La distribución de temperaturas generada es posteriormente exportada a un estudio estructural, el cual se encarga de la generación de las tensiones residuales.

El análisis térmico requiere de propiedades termo-dependientes y de un modelo elasto-plástico que interprete el comportamiento del material, de tal manera que se obtenga un comportamiento realista del fenómeno de la soldadura.

El modelo experimenta una carga de naturaleza térmica. Una fuente de calor volumétrica que recorre circunferencialmente la tubería sobre la trayectoria del cordón de soldadura a una velocidad de 5 mm por segundo. A la fuente de calor le toma aproximadamente 230 segundos para completar una vuelta y se adicionan unos 1000 segundos para dejar que la tubería se enfríe.

Cabe señalar que el estudio contempla parámetros realistas de un proceso de soldeo. Los valores de tensión, voltaje, eficiencia y velocidad de soldeo son parámetros contemplados, cuyos valores fueron utilizados en el cálculo analítico de las tensiones residuales (párrafo 5.1.1).

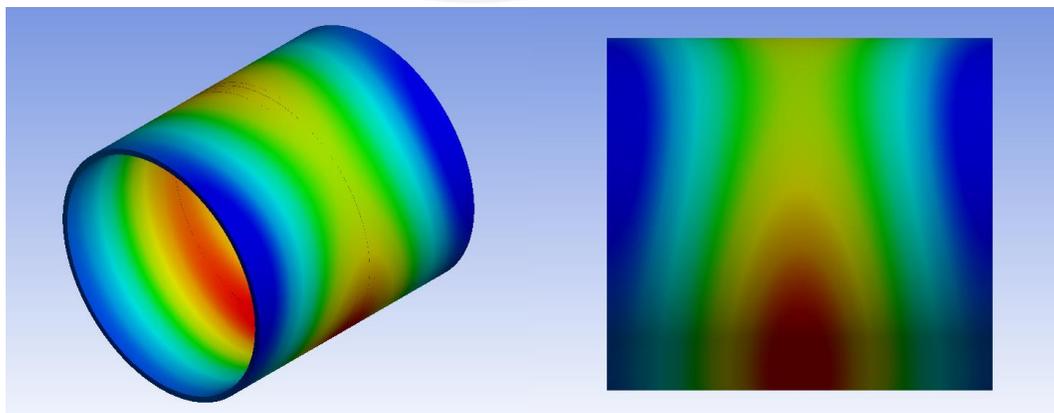


Fig. 3.9. Distribución de temperaturas producto de la simulación del proceso de soldadura.

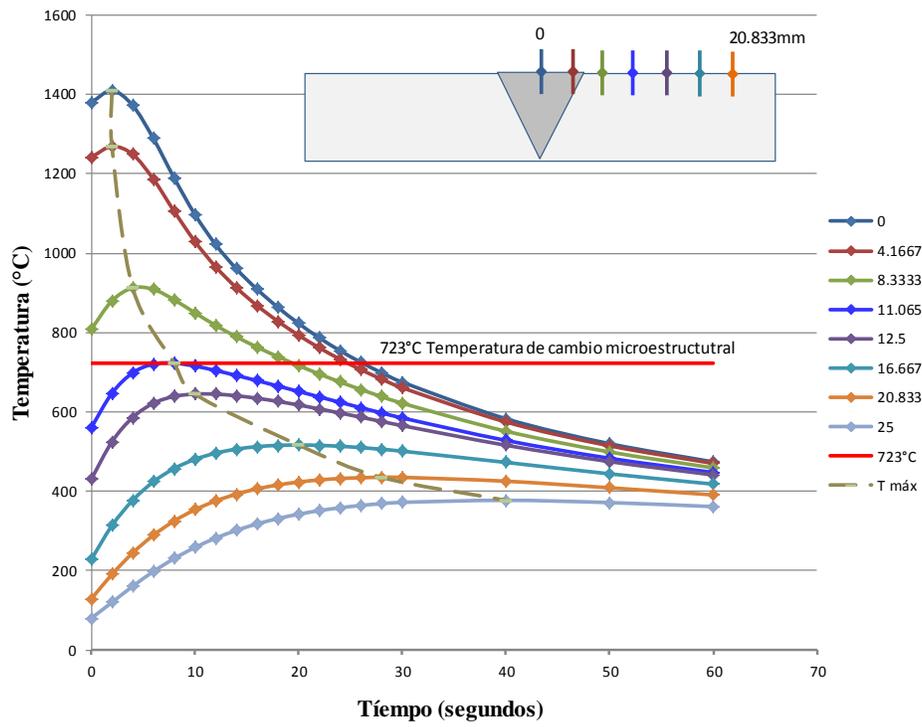


Fig. 3.10. Distribución de temperaturas de diferentes puntos sobre la superficie exterior de la tubería.

3.5.3.2 Estudio estructural transitorio

El estudio estructural transitorio consiste en someter al modelo a un campo de temperaturas que varía en el tiempo con la finalidad de obtener esfuerzos residuales debido a las deformaciones plásticas del material.

El modelo discretizado en un estudio estructural requiere de condiciones de contorno, es decir de cargas y restricciones. La carga impuesta proviene de la importación de temperaturas que fueron generadas por el estudio térmico transitorio, mientras que las restricciones impuestas son:

- Deslizamiento cero sobre la dirección axial de la tubería impuesta en una arista circunferencial ubicada en el superficie interior y a la mitad de la longitud de la tubería
- Impedimento de giro a los nodos contenidos en la superficie exterior del modelo.

La figura 3.11 muestra resultados de la distribución de esfuerzos equivalentes von Mises sobre el modelo y la figura 3.12 muestra los resultados de la distribución de esfuerzos perpendiculares al cordón de soldadura. Estos últimos fueron obtenidos mediante cortes cada 10 mm donde se aprecia esfuerzos de tensión en el borde inferior y compresión en el borde superior, y que a medida que los cortes se alejan del centro del cordón, los esfuerzos van disminuyendo considerablemente.

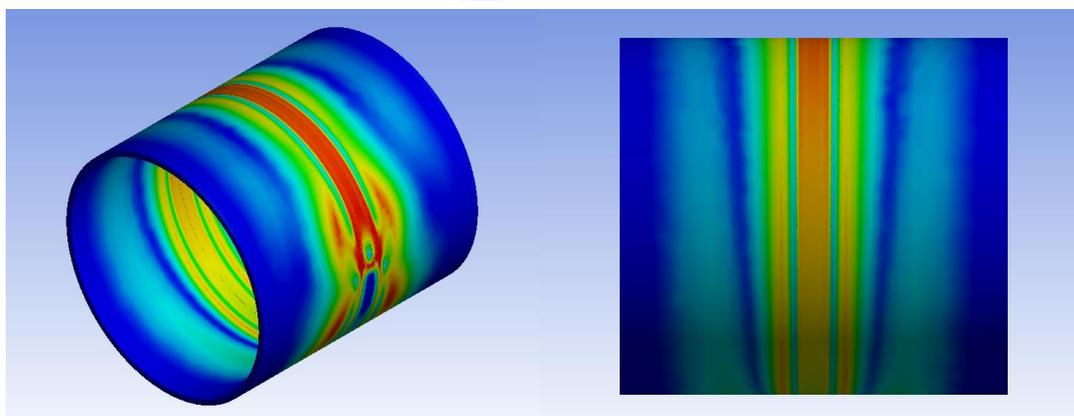


Fig. 3.11. Distribución de esfuerzos equivalentes von Mises sobre la tubería

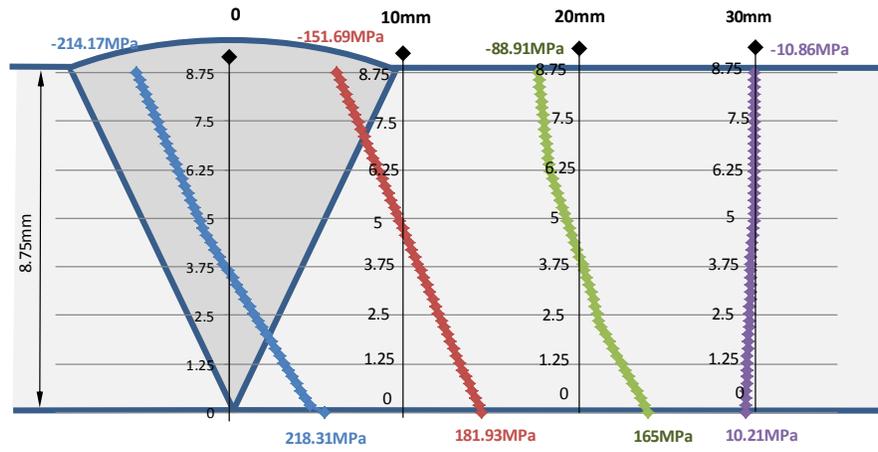
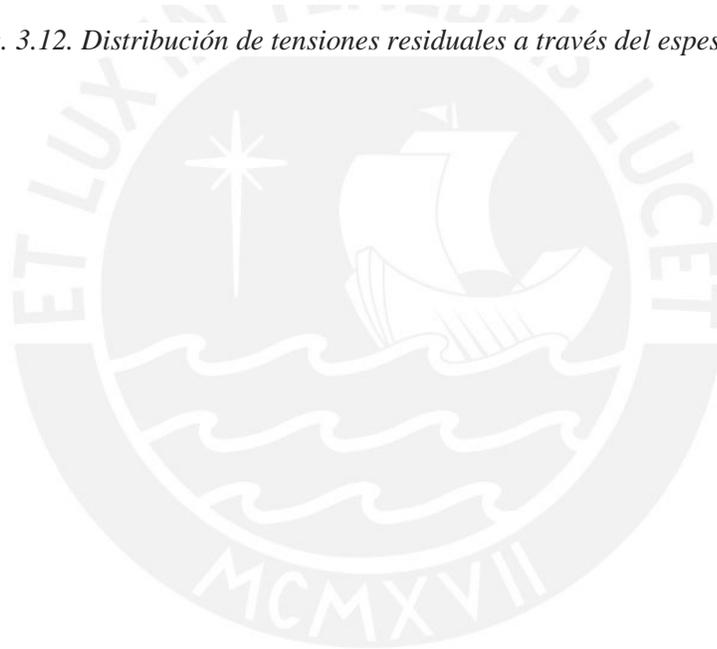


Fig. 3.12. Distribución de tensiones residuales a través del espesor de la tubería



3.6 Resultados obtenidos mediante expresiones analíticas y por simulación.

3.6.1 Resultados de los campos de temperatura.

La figura 3.16 muestra los resultados obtenidos por simulación de la distribución de temperaturas que perciben diferentes puntos de la superficie de la unión soldada, los cuales son medidos en dirección perpendicular al cordón desde su centro hasta una distancia de 20.833 mm. Como es posible apreciar en la gráfica, cada punto experimenta un ciclo térmico y alcanza una temperatura máxima en un determinado tiempo. Si mediante una curva se unen las temperaturas máximas y se interseca con la temperatura de transformación microestructural igual a 723°C, es posible determinar el ancho de la ZAC. Los resultados de la simulación indican que aproximadamente a 11.07 mm se alcanza la temperatura de transformación microestructural y por ende el ancho de la ZAC.

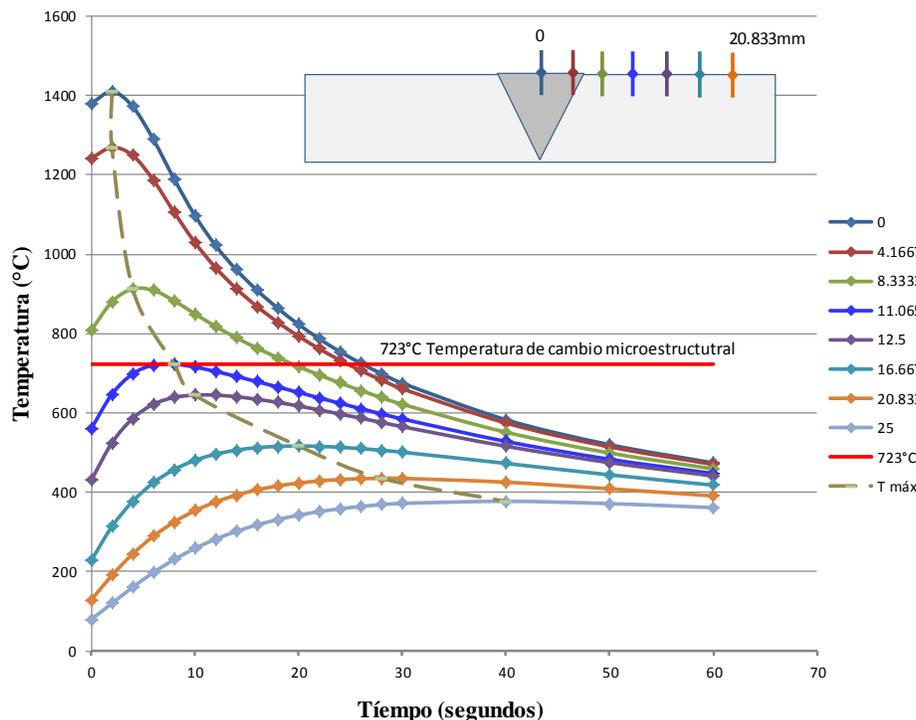
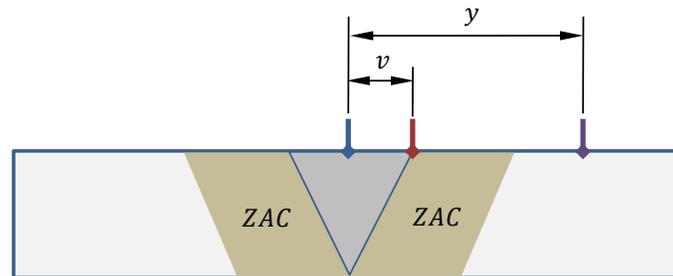


Fig. 3.16. Distribución de temperaturas de diferentes puntos sobre la superficie obtenidos por simulación.

Con la finalidad de respaldar los resultados obtenidos de la simulación, se calcula el ancho de la ZAC utilizando la expresión 3.29 que determina la temperatura máxima de un punto sobre la superficie del componente estudiado (Fosca, 2002).



$$y = \left[\frac{1}{T_{MÁX} - T_o} - \frac{1}{T_f - T_o} \right] \frac{\dot{q}}{4.13 \rho C t} + v \quad (3.29)$$

$T_{MÁX}$ es la temperatura máxima ($^{\circ}\text{C}$) a una distancia y (mm) medido desde el centro del cordón. T_o es la temperatura inicial de la plancha ($^{\circ}\text{C}$), T_f la temperatura de fusión del material ($^{\circ}\text{C}$), \dot{q} el aporte de calor lineal (J/mm) definida por la expresión 1.69, ρ densidad del material (g/mm^3), C calor específico del metal sólido (J/g $^{\circ}\text{C}$), t espesor del material (mm) y v la distancia del centro del cordón al borde del metal fundido (mm).

Para determinar el ancho de la ZAC se requiere que la variable $T_{MÁX}$ sea reemplazada por la temperatura de transformación (723°C). Se considera T_o igual a la temperatura ambiente (21°C), T_f igual a la temperatura de fusión del acero (1510°C), \dot{q} igual a $720 \text{ J}/\text{mm}$, ρC es igual a $0.0044 \text{ (J}/\text{mm}^3 \text{ }^{\circ}\text{C)}$, t igual a 8.75 mm y la distancia v igual a 5.052 mm .

$$y = \left[\frac{1}{723 - 21} - \frac{1}{1510 - 21} \right] \frac{720}{4.13 (0.0044)(8.75)} + 5.052$$

$$y = 11.42 \text{ mm}$$

Si el valor determinado analíticamente es la medida de referencia y_1 , entonces la diferencia porcentual respecto al valor encontrado por simulación es de 3.1%

3.6.2 Resultados de la distribución de tensiones residuales.

Acerca de las tensiones residuales, la comparación entre los resultados determinados mediante simulación y los resultados obtenidos a partir de expresiones analíticas ha presentado limitantes. Los resultados analíticos manifiestan un comportamiento similar al descrito en la bibliografía de diferentes autores dedicados al tema, donde la distribución revela tensiones de tracción (positivas) en la parte superior e inferior, y compresión (negativas) en la parte media del espesor, como se puede apreciar en la figura 3.17. Mientras que los resultados de la simulación no obedecen al comportamiento descrito y se presume que las condiciones de borde impuestas (restricciones) en el modelo podrían estar generando valores incorrectos.

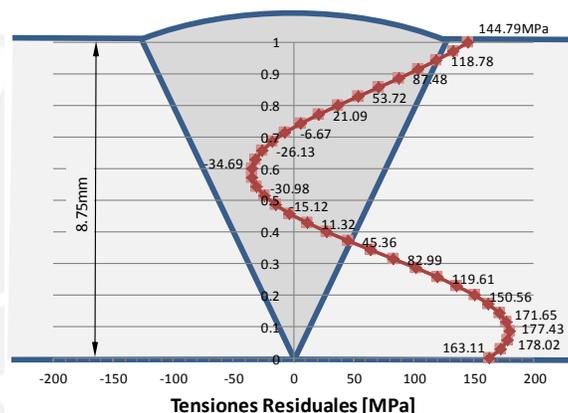


Fig. 3.17. Resultados de la distribución de tensiones residuales mediante a) expresiones analíticas.

3.6.3 Resultados del factor de intensidad de tensiones FIT.

Bajo la consideración que la DTR se genera en el cordón y mantiene su intensidad hasta cierta distancia a lo largo del material base, los resultados de FIT fueron evaluados en las inmediaciones del cordón de soldadura. La figura 3.18 muestra a la fisura sometida al campo de tensiones residuales y los valores de FIT en los puntos extremos de propagación horizontal $\varphi = 0$ y vertical $\varphi = \pi/2$. La fisura de 14 mm de largo y 3.5 mm de profundidad alcanza en la superficie y a través del espesor valores de FIT igual a 301 y $73 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, respectivamente.

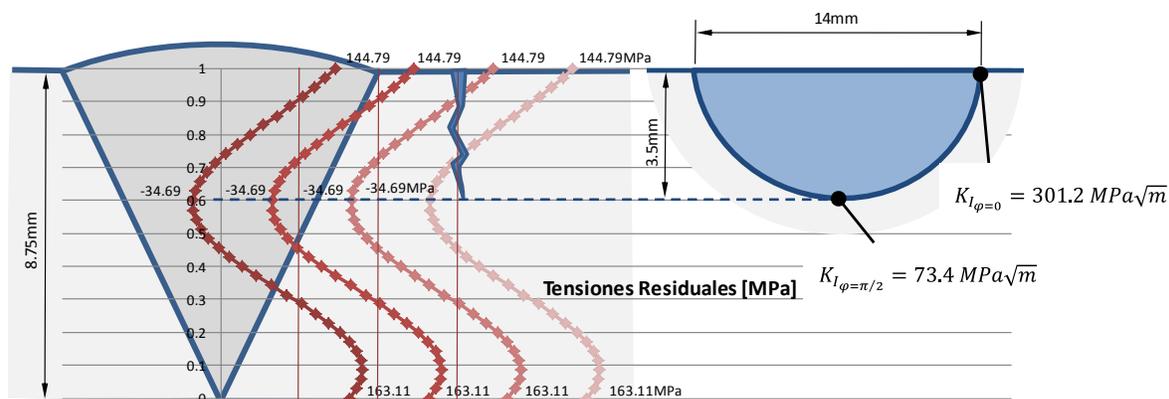


Fig. 3.18. Factor de intensidad de tensiones FIT bajo la distribución de tensiones.

3.7 Objetivos específicos logrados

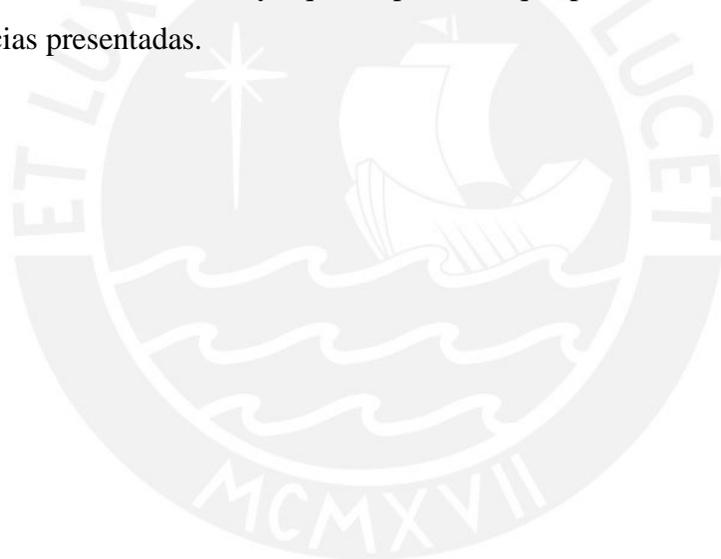
- Dominar procedimientos analíticos para determinar las tensiones residuales en tuberías soldadas.
- Consolidar el manejo de procedimientos analíticos para determinar el factor de intensidad de tensiones de fisuras semi elípticas.
- Desarrollo de un procedimiento para la simulación de cordones de soldadura circunferenciales.
- Contar con material y procedimientos para la evaluación el comportamiento de fisuras cercanas a las uniones soldadas.

3.8 Hallazgos y Conclusiones preliminares

- Se ha determinado a las tensiones residuales como una particularidad influyente en el comportamiento de una fisura.
- Los resultados analíticos de las tensiones residuales a través del espesor de pared, obtenidos a partir de las expresiones proporcionadas por el estándar API 579, manifiestan un comportamiento similar al descrito en la bibliografía de diferentes

autores. La distribución de las tensiones revela tracción en la cara y raíz del cordón, y compresión en la parte media.

- Se considera que el modelo computacional de soldadura ha logrado representar de forma correcta el campo de temperaturas. Los resultados de la simulación determinan que la temperatura de 723°C (temperatura de transformación microestructural que determina el tamaño de la ZAC) se alcanza aproximadamente a 11.07 mm medidos desde el centro del cordón de soldadura, mientras que las expresiones analíticas arrojan un valor de 11.42 mm; una diferencia de apenas 3.1%.
- La comparación de los resultados obtenidos de la distribución de tensiones residuales por simulación, no han alcanzado tener el comportamiento típico esperado. Se pretende realizar nuevos estudios que contemplen diferentes formas de embridamiento (restricciones del modelo), ya que se presume que pueda ser la principal causa de las diferencias presentadas.



Evaluación de la integridad estructural de una tubería con fisura superficial semi elíptica en las inmediaciones de un cordón de soldadura circunferencial sometida a cargas externas no previstas.

4.1 Introducción

Incidentes ocurridos en las líneas de transporte de hidrocarburos han generado la necesidad de contar con fundamentos teóricos y criterios técnicos para la evaluación de la integridad de componentes en servicio. En la actualidad, se cuenta con normas y recomendaciones internacionales que colaboran en el diagnóstico y la toma de decisiones de un determinado componente que presenta algún tipo de defecto durante su funcionamiento. API 579 es una de las normas más reconocidas que describe las técnicas de evaluación de equipos a presión utilizados en la industria petroquímica, cuya finalidad es proporcionar procedimientos de evaluación de la integridad estructural de tuberías diseñadas y construida bajo las directrices de ASME B31.3.

En Perú, en los últimos años se pudo observar el impacto económico, social y ambiental debido a los incidentes ocurridos en los ductos del sistema de transporte de líquido de gas natural LGN del yacimiento en Camisea (E-Tech International, 2006). El Ministerio de Energía y Minas del Perú (MEM), solicitó una auditoría integral de los sistemas de transporte de gas natural (GN) y líquidos de gas natural (LGN) del proyecto Camisea a Germanischer Lloyd Perú y Lloyd Germánico de México, la cual duro desde el mes de octubre de 2006 hasta octubre de 2007. El Organismo Supervisor de la Inversión en Energía y Minería del Perú (OSINERGMIN) ha publicado el informe ejecutivo y técnico de la auditoría, donde se señala que desde el inicio de las operaciones en agosto de 2004 hasta septiembre de 2007, el ducto de LGN ha reportado seis (06) incidentes de falla. Un número muy elevado para un sistema de transporte nuevo, lo que ha generado incertidumbre sobre la integridad del mismo.

Por lo expuesto, el presente capítulo pretende evaluar la integridad estructural de una tubería fisurada en el marco de la norma API579 complementada mediante simulación por elementos finitos. El caso de estudio será construido a partir de la información proporcionada por el informe técnico publicado por OSINERGMIN, del primer incidente de falla ocurrido el 22 de diciembre de 2004 en la línea de transporte de LGN del proyecto de Camisea.

4.2 Descripción del caso

Una fisura es encontrada en la superficie exterior y en las inmediaciones del cordón circunferencial de una tubería de 14 pulgadas construida según ASME B31.3. Dicha fisura es paralela a la costura de soldadura y posee una forma semi elíptica. La figura 4.1 proporciona vistas en corte de la tubería revelando la ubicación y aspectos geométricos de la fisura, mientras que la tabla 4.1 brinda información de las dimensiones de la tubería.

Se pretende evaluar el comportamiento de la fisura atendiendo a cambios de su geometría. El parámetro a y c que representan los semiejes menor y mayor de la semi elipse, respectivamente, varían gradualmente guardando una proporcionalidad igual a 2, como se detalla en la tabla 4.2.

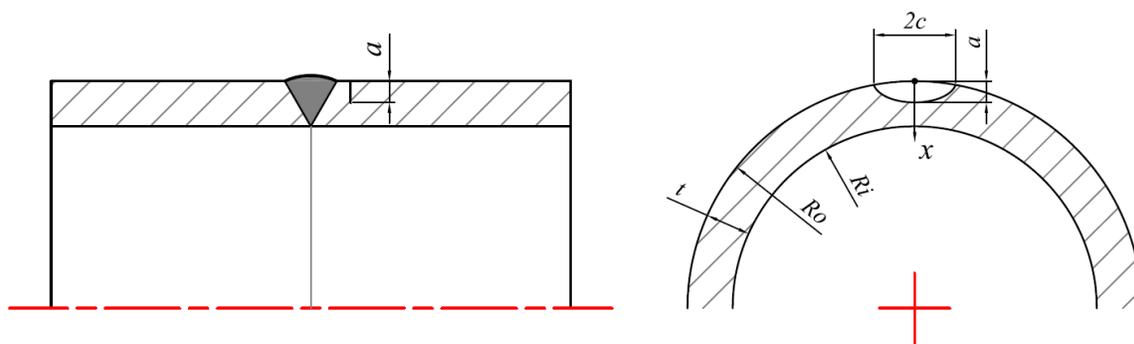


Fig. 4.1. Tubería soldada circunferencialmente con fisura superficial semi elíptica externa en dirección transversal.

Tabla 4.1. Parámetros geométricos de la tubería.

Parámetros		mm
Radio exterior	R_o	183.75
Radio interior	R_i	175
Espesor de pared	t	8.75

Tabla 4.2. Variantes geométricas de la fisura.

Variante	a	c	a/c
	mm	mm	mm/mm
1	1.75	3.5	2
2	3.5	7	2
3	5.25	10.5	2
4	7	14	2

El material de la tubería es de acero al carbono API 5L X de grado 70, cuyas propiedades mecánicas son mostradas en la tabla 4.3 (ANSI/API 5L, 2008) y la tenacidad a la fractura es obtenida del trabajo de tesis de doctorado del autor Terán Guillen (Terán, 2007).

Tabla 4.3. Propiedades mecánicas API 5L.

Grado	Módulo de elasticidad	Coefficiente de Poisson	Esfuerzo de fluencia	Resistencia máxima	Tenacidad a la fractura
	GPa	--	MPa	MPa	MPa.m ^{0.5}
X70	210	0.28	485	570	230

Acerca de las condiciones de operación, se considera la existencia de una distribución de esfuerzos residuales producto de la unión soldada, que la presión interna nominal es de 10.5 MPa con fluctuaciones que descienden hasta 7.5MPa y que debido al deslizamiento de suelos que produjo el descenso de la superficie del terreno en 0.7 m, la tubería opera desalineada.

Para abordar el análisis del desalineamiento de la tubería, se considera que el tramo de tubería evaluada se encuentra apoyado entre cimientos superficiales, como se aprecia en la figura 4.2 a, cuya profundidad no es mayor a 5 veces el diámetro de la tubería (NT E.050, 1997). Dichos apoyos superficiales podría perder rigidez debido al deslizamiento de suelos,

lo cual a su vez provocaría el desplazamiento de un tramo de la tubería, como es representado en la figura 4.2 b. La totalidad del descenso del terreno, distancia D en la según la figura 4.2 b, no podría ser considerada como la distancia descentrada d que ha sufrido la tubería debido principalmente a que el descenso del nivel del terreno en la dirección vertical no implica necesariamente que la tierra debajo de la superficie se haya desplazado únicamente en esa dirección.

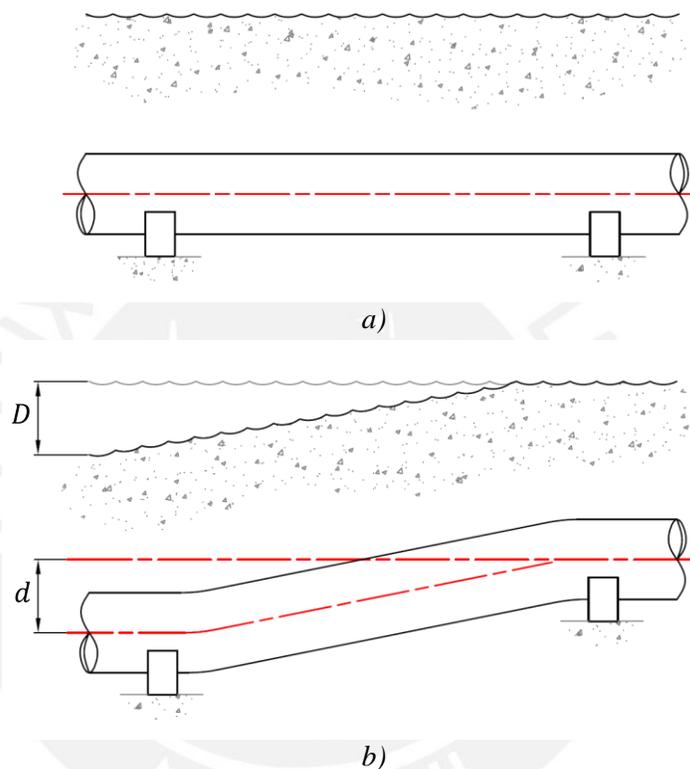


Fig. 4.2. Desalineamiento de una tubería debido al deslizamiento de suelos.

Por lo mencionado, es también de interés evaluar en qué medida compromete la integridad estructural de la tubería, la presencia de una fuerza de avance excéntrica F_e , ver figura 4.3, la cual sería considerada mediante la imposición de un momento flexionante, como carga adicional no prevista. Dicho momento flexionante dependería de la presión interna, ya que la fuerza de avance es igual la presión por el área interna de la tubería; y de la distancia descentrada d , la cual tomaría diferentes valores, como 100, 200, 300 y 400 mm, con la finalidad de evaluar su influencia.

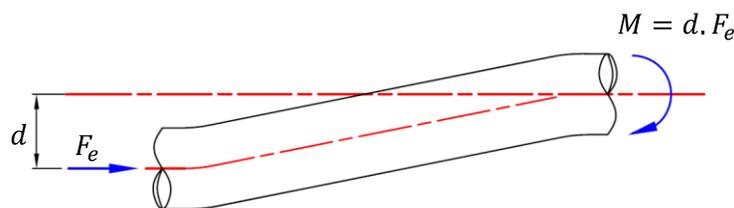


Fig. 4.3. Fuerza de avance excéntrica genera un momento flexionante.

4.3 Metodología

- Establecer un procedimiento de evaluación de la integridad estructural de una tubería fisurada según el estándar API 579.
- Definir condiciones de operación y la combinación de cargas.
- Desarrollar modelos computacionales que permitan determinar parámetros esenciales mediante simulación numérica.
- Evaluar la integridad estructural de una tubería con fisura superficial semi elíptica en las inmediaciones de un cordón de soldadura circunferencial en el marco del estándar API 579 complementada con simulación numérica.

4.4 Evaluación de la integridad estructural de tuberías fisuradas según el estándar API 579

El estándar API 579 define tres niveles de evaluación que dependen de la cantidad de la información requerida, de las capacidades del personal evaluador y de la complejidad del análisis. El nivel 1 contempla un análisis de tipo conservador con un mínimo de información disponible, mientras que en el nivel 2 la evaluación utiliza métodos y técnicas analíticas y el empleo del Diagrama de Evaluación de Fallo FAD *Failure Assessment Diagram* y finalmente el nivel 3, recomienda el empleo de técnicas avanzadas para el cálculo de esfuerzos, las cuales pueden estar basadas en métodos numéricos como los elementos finitos, además evalúa fisuras en una fase activa de crecimiento sub crítico o que presenten señales de una potencial activación debido a las condiciones de carga, como por ejemplo fuerzas variables.

El presente capítulo evalúa la integridad estructural de una tubería con fisura superficial semi elíptica en las inmediaciones de un cordón de soldadura circunferencial sometida a cargas externas no previstas mediante el procedimiento nivel 3 - Método A, el cual consiste en el empleo del Diagrama de Evaluación de Fallo FAD con coeficientes de seguridad ajustados por el usuario del método, y la propagación de fisuras empleando el modelo de Paris.

A continuación se describe el procedimiento de evaluación de la integridad estructural de tuberías fisuradas proporcionados por API 579, el cual contempla las particularidades de un componente cilíndrico sometido a cargas de presión interna, distribución de esfuerzos residuales y cargas no previstas generadas por el desalineamiento de la tubería debido al deslizamiento de suelos.

4.4.1 Generalidades

El estándar API 579 indica el alcance de los procedimientos de evaluación mediante los siguientes puntos:

- a) Los procedimientos de evaluación de fisuras en componentes (Fitness-For-Services FFS) están basados en el método del Diagrama de Evaluación de Fallo FAD.
- b) Los procedimientos de evaluación pueden ser empleados para la evaluación de equipos diseñados y construidos por los siguientes códigos y estándares: ASME B&PV - Section VIII - Division 1, ASME B&PV - Section VIII - Division 2, ASME B&PV - Section I, ASME B31.1 Piping, ASME B31.3 Piping, API 650 y API 620.
- c) Los componentes evaluados deben operar bajo temperaturas menores o iguales a las temperaturas límites usadas para definir el rango de creep.
- d) Si la presencia y relevancia de cargas dinámicas es significativa (por ejemplo, terremotos, impactos, golpes de ariete, etc.).
- e) Si se sospecha o existe la probabilidad de que un defecto crezca durante el servicio.

4.4.2 Procedimiento de evaluación

A continuación se describe el procedimiento para la evaluación de una tubería con fisura.

Step 1. Evaluar las condiciones de operación

Identificar las condiciones de las condiciones de operación y determinar la presión, temperatura y combinación de cargas.

Step 2. Determinar el estado de esfuerzos

Determinar la distribución de esfuerzos en las inmediaciones de la fisura producto de las cargas identificadas en el paso anterior y clasificar los esfuerzos en tres categorías:

- Esfuerzos primarios: Esfuerzos desarrollados por la imposición de cargas controladas.
- Esfuerzos secundarios: Esfuerzos desarrollados por restricciones de partes adyacentes o por restricciones del propio componente.
- Esfuerzos residuales: Campo de tensiones residuales producto de una unión soldada.

Step 3. Determinar las propiedades del material

Determinar las siguientes propiedades mecánicas del material: esfuerzo de fluencia σ_{ys} , esfuerzo de rotura σ_r y tenacidad a la fractura K_{mat} . Los esfuerzos de fluencia y rotura pueden ser obtenidos mediante ensayos experimentales o valores nominales definidos como especificaciones mínimas del material. El valor de tenacidad, también puede ser obtenido por ensayos o valores estimados contenidos en el Anexo F del estándar.

Step 4. Caracterizar la fisura

Determinar las dimensiones geométricas de la fisura, como longitud y profundidad para una fisura semi elíptica.

Step 5. Seleccionar factores parciales de seguridad

Una estimación conservadora de los esfuerzos principales, la tenacidad a la fractura y el tamaño de la fisura utiliza un factor, mayor a 1. Si las cargas y sus correspondientes

esfuerzos son conocidos y confiables, es posible utilizar factores parciales de seguridad igual a 1. El estándar proporciona factores de seguridad en base a parámetros de probabilidad de falla.

Step 6. Determinar esfuerzo de referencia primario.

El esfuerzo de referencia es utilizado en la evaluación de fisuras en componentes presurizados. El Anexo D del estándar proporciona soluciones de esfuerzo de referencia para una variedad de configuraciones geométricas.

A continuación se presentan expresiones para determinar esfuerzos de referencia para componentes cilíndricos afectados por fisuras superficiales transversales semi elípticas sometidas a: presión interna + fuerza axial sobre la sección y distribución de esfuerzos de orden polinomial + momento flexionante sobre la sección.

Cilindro con fisura superficial transversal semi elíptica sometido a presión interna y fuerza axial sobre la sección.

$$\sigma_{ref} = \frac{P_b + (P_b^2 + 9 (Z P_m (1 - \alpha)^2)^2)^{0.5}}{3(1 - \alpha)^2} \quad (4.1)$$

Donde P_m y P_b representan los esfuerzos primarios de membrana y flexión definidos por las expresiones 4.2 y 4.3.

$$P_m = \frac{p R_i^2}{R_o^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_o^2 - R_i^2)} \quad (4.2)$$

$$P_b = 0 \quad (4.3)$$

α y Z son coeficientes de forma definidos por las expresiones 4.4 y 4.5.

$$\alpha = \frac{\frac{a}{t}}{1 + \frac{t}{c}} \quad (4.4)$$

$$Z = \left[\frac{2\psi}{\pi} - \frac{x\theta}{\pi} \left(\frac{2 - 2\tau + x\tau}{2 - \tau} \right) \right]^{-1} \quad (4.5)$$

Donde las variables ψ , x , θ , τ están definidas por las siguientes expresiones:

$$\psi = \text{arc cos}(A \sin \theta) \quad (4.6)$$

$$A = x \left[\frac{(1 - \tau)(2 - 2\tau + x\tau) + (1 - \tau + x\tau)^2}{2\{1 + (2 - \tau)(1 - \tau)\}} \right] \quad (4.7)$$

$$x = \frac{a}{t} \quad (4.8)$$

$$\tau = \frac{t}{R_o} \quad (4.9)$$

$$\theta = \frac{\pi c}{4R_i} \quad \text{Para una fisura interna} \quad (4.10)$$

$$\theta = \frac{\pi c}{4R_o} \quad \text{Para una fisura externa}$$

Donde R_i y R_o representan el radio interno y exterior de la tubería, respectivamente.

Cilindro con fisura superficial transversal semi elíptica sometido a distribución de esfuerzos de orden polinomial y momento flexionante sobre la sección.

Si $(\theta + \beta) \leq \pi$

$$\sigma_{ref} = \frac{M}{2 R_m^2 t \left(2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right)} + \sigma_{ref}^{(4.1)} \quad (4.11)$$

Donde, $\sigma_{ref}^{(4.1)}$ es el esfuerzo de referencia para cilindro con fisura superficial semi elíptica sometido a presión interna y fuerza axial sobre la sección transversal, definido en la expresión 4.1. La variable M representa el momento flexionante sobre la sección y R_m es el radio medio del cilindro. Además, β y θ son coeficientes definidos por las expresiones 4.12 y 4.13.

$$\beta = \frac{\pi}{2} \left[1 - \left(\frac{\theta}{\pi} \right) \left(\frac{a}{t} \right) - \frac{P_m}{\sigma_{ys}} \right] \quad (4.12)$$

$$\theta = \frac{\pi c}{4R_i} \quad \text{Para una fisura interna} \quad (4.13)$$

$$\theta = \frac{\pi c}{4R_o} \quad \text{Para una fisura externa}$$

Si $(\theta + \beta) > \pi$

$$\sigma_{ref} = \frac{M}{2 R_m^2 t \left(2 - \frac{a}{t}\right) \sin \beta} + \sigma_{ref}^{(4.1)} \quad (4.14)$$

$$\beta = \frac{\pi \left[1 - \frac{a}{t} - \frac{P_m}{\sigma_{ys}}\right]}{2 - \frac{a}{t}}$$

Step 7. Determinar el ratio de carga primario.

El ratio de carga es la relación del esfuerzo de referencia entre el esfuerzo de fluencia del material, como lo muestra la expresión 4.15, asociado al eje de las abscisa del diagrama FAD y evaluado en función a las cargas primarias.

$$L_r^P = \frac{\sigma_{ref}^P}{\sigma_{ys}} \quad (4.15)$$

Step 8. Determinar el factor de intensidad de tensiones primario.

El parámetro de caracterización de fisuras más importante bajo el enfoque de la MFEL es factor de intensidad de tensiones FIT, el cual es determinado en función de las cargas primarias. El Anexo C del estándar proporciona un compendio de expresiones analíticas para determinar el FIT para una variedad de configuraciones geométricas.

A continuación se presentan expresiones para componentes cilíndricos afectados por fisuras superficiales transversales semi elípticas sometidas a: presión interna + fuerza axial sobre la sección y distribución de esfuerzos de orden polinomial + momento flexionante sobre la sección.

Cilindro con fisura superficial transversal semi elíptica sometido a presión interna y fuerza axial sobre la sección transversal.

De acuerdo a indicado en el capítulo 1, se cuenta con las expresiones 1.46.

$$K_{I \text{ int}} = G_0 \left(\frac{p R_0^2}{R_0^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_0^2 - R_i^2)} \right) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$$

$$K_{I \text{ ext}} = G_0 \left(\frac{p R_i^2}{R_0^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_0^2 - R_i^2)} \right) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$$

Donde Q , G_0 y β son coeficientes definidos a través de las siguientes expresiones 1.20, 1.21, 1.47 y 1.48:

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65} \quad \frac{a}{c} \leq 1$$

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{c}{a} \right)^{1.65} \quad \frac{a}{c} > 1$$

$$G_0 = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6$$

$$\beta = (2\varphi)/\pi$$

Mientras que los valores de A_{i0} figuran en tablas dentro del Anexo C del estándar API 579 y φ es el ángulo de la elipse que representa el frente de la fisura desde la superficie, cuando el ángulo es igual a cero, penetrando a través del espesor hasta alcanzar el punto más profundo cuando φ es igual a $\pi/2$.

Cilindro con fisura superficial transversal semi elíptica sometido a distribución de esfuerzos de orden polinomial y momento flexionante sobre la sección.

$$K_I = \left[G_0(\sigma_o - p_c) + G_1\sigma_1 \left(\frac{a}{R_0} \right) + G_2\sigma_2 \left(\frac{a}{R_0} \right)^2 + G_3\sigma_3 \left(\frac{a}{R_0} \right)^3 + G_4\sigma_4 \left(\frac{a}{R_0} \right)^4 + G_5\sigma_5 + G_6\sigma_6 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad (4.16)$$

Donde los esfuerzos normales producto del momento flexionante son:

$$\sigma_5 = \frac{M_x}{\frac{\pi}{4}(R_0^4 - R_i^4)} \quad (4.17)$$

$$\sigma_6 = \frac{M_y}{\frac{\pi}{4}(R_0^4 - R_i^4)} \quad (4.18)$$

Donde Q , G_0 y β ya fueron definidos por las expresiones 4.17 a 4.19, mientras que G_1 , G_5 y G_6 son definidos por las siguientes expresiones.

$$G_1 = A_{0,1} + A_{1,1}\beta + A_{2,1}\beta^2 + A_{3,1}\beta^3 + A_{4,1}\beta^4 + A_{5,1}\beta^5 + A_{6,1}\beta^6 \quad (4.19)$$

$$G_5 = A_{0,5} + A_{1,5}\beta + A_{2,5}\beta^2 + A_{3,5}\beta^3 + A_{4,5}\beta^4 + A_{5,5}\beta^5 + A_{6,5}\beta^6 \quad (4.20)$$

$$G_6 = A_{0,6} + A_{1,6}\beta + A_{2,6}\beta^2 + A_{3,6}\beta^3 + A_{4,6}\beta^4 + A_{5,6}\beta^5 + A_{6,6}\beta^6 \quad (4.21)$$

Los parámetros A_{ij} son proporcionados por tablas contenidas en el Anexo C del estándar.

Los coeficientes influyentes G_2 , G_3 y G_4 mencionados en el capítulo 1, se definen mediante las expresiones desde 1.51 a 1.62.

Para el punto más profundo de la fisura semi elíptica, cuando $\varphi = \pi/2$, son iguales a:

$$G_2 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{16}{15} + \frac{1}{3}M_1 + \frac{16}{105}M_2 + \frac{1}{12}M_3 \right)$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{32}{35} + \frac{1}{4}M_1 + \frac{32}{315}M_2 + \frac{1}{20}M_3 \right)$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{256}{315} + \frac{1}{5}M_1 + \frac{256}{3465}M_2 + \frac{1}{30}M_3 \right)$$

Para el punto superficial de la fisura, cuando $\varphi = 0$, los coeficientes influyentes son iguales a:

$$G_2 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{5} + \frac{2}{3}N_1 + \frac{4}{7}N_2 + \frac{1}{2}N_3 \right)$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{7} + \frac{1}{2}N_1 + \frac{4}{9}N_2 + \frac{2}{5}N_3 \right)$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{9} + \frac{2}{5} N_1 + \frac{4}{11} N_2 + \frac{1}{3} N_3 \right)$$

Donde:

$$M_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{2Q}} (3G_1 - G_0) - \frac{24}{5}$$

$$M_2 = 3$$

$$M_3 = \frac{6\pi}{\sqrt{2Q}} (G_0 - 2G_1) + \frac{8}{5}$$

$$N_1 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} (2G_0 - 5G_1) - 8$$

$$N_2 = \frac{15\pi}{\sqrt{Q}} (3G_1 - G_0) + 15$$

$$N_3 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} (3G_0 - 10G_1) - 8$$

Cabe señalar que las expresiones planteadas son válidas si la geometría de la fisura y tubería se encuentran dentro de los siguientes límites:

$$0 \leq a/t \leq 0.8$$

$$0.5 \leq c/a \leq 32.0$$

$$0 \leq \varphi \leq \pi$$

$$1.0 \leq R_i/t \leq \infty$$

Step 9. Determinar esfuerzo de referencia secundario.

Determinar el esfuerzo de referencia producto de los esfuerzos secundarios y residuales σ_{ref}^{SR} .

Step 10. Determinar el factor de intensidad de tensiones secundario.

Determinar el factor de intensidad de tensiones producto de los esfuerzos secundarios y residuales K_I^{SR} .

Step 11. Determinar el factor de interacción por plasticidad.

Si $K_I^{SR} = 0$, el factor de interacción por plasticidad Φ es igual a 1.

Si $K_I^{SR} > 0$, determinar el factor de interacción por plasticidad Φ mediante la siguiente expresión.

$$\frac{\Phi}{\Phi_o} = 1 + \frac{\psi}{\phi} \quad (4.22)$$

Donde los factores ψ y ϕ son determinados a través de tablas (Tabla 9.4 a 9.7) contenidas en el apartado 9 del estándar y ambos dependen del ratio de carga primario, determinado en el paso 7, y del ratio de carga secundario L_r^{SR} , el cual emplea el esfuerzo de referencia secundario σ_{ref}^{SR} para su formulación, como lo muestra la expresión 4.23.

$$L_r^{SR} = \frac{\sigma_{ref}^{SR}}{\sigma_{ys}} \quad (4.23)$$

Si $0 < L_r^{SR} \leq 4$, entonces $\Phi_o = 1$

Si $L_r^{SR} > 4$, entonces

$$\Phi_o = \left(\frac{a_{eff}}{a}\right)^{0.5} \quad (4.24)$$

Donde a_{eff} representa la profundidad de fisura efectiva, la cual se define por:

$$a_{eff} = a + \left(\frac{1}{2\pi\tau}\right) \left(\frac{K_I^{SR}}{\sigma_{ys}}\right)^2 \quad (4.25)$$

Donde τ es un factor de equivalencia igual a 1 para un estado plano de esfuerzos e igual a 3 para un estado plano de deformaciones.

Step 12. Determinar el ratio de tenacidad

El factor de tenacidad asociado al eje de las ordenas del diagrama FAD se define mediante la relación entre el factor de intensidad de tensiones producto de los esfuerzos primarios,

secundarios y residuales; y la tenacidad a la fractura del material, como se puede apreciar en la siguiente expresión.

$$K_r = \frac{(K_I^P + \phi K_I^{SR})}{K_{mat}} \quad (4.26)$$

Step 13. Evaluar resultados

La evaluación de un tamaño de defecto bajo condiciones de operación se define como un punto (K_r, L_r^P) dentro del Diagrama de Evaluación de Fallo FAD *Failure Assessment Diagram*, donde la línea de falla se define a través de la expresión 1.15:

$$K_r = [1 - 0.14(L_r)^2] \{0.3 + 0.7 \exp[-0.65(L_r)^6]\}$$

Si se determina que el punto de evaluación se encuentra dentro del área limitada por la línea de falla, implica que el componente aún está en condiciones de seguir prestando servicio. Si por el contrario, el punto de evaluación se encuentra por encima o fuera de la línea de falla, el componente no es aceptado en términos del procedimiento del estándar.

4.4.3 Cálculos analíticos

A continuación se describen los cálculos de un caso de acuerdo al procedimiento detallado en el acápite anterior.

Paso 1. Evaluar las condiciones de operación

Geometría de la tubería (según tabla 4.1):	Radio externo	$R_o = 183.75 \text{ mm}$
	Radio interior	$R_i = 175 \text{ mm}$
	Espesor de pared	$t = 8.75 \text{ mm}$

Condiciones de operación:	Presión interna	$p = 10.5 \text{ MPa}$
	Fuerza axial	$F = 0$
	Desalineamiento	$d = 100 \text{ mm}$

Paso 2. Determinar del estado de esfuerzos

- Esfuerzos primarios: Presión interna, momento flexionante.
- Esfuerzos secundarios.
- Esfuerzos residuales: Tensiones residuales producto de una unión soldada.

Paso 3. Determinar las propiedades del material

API 5L X-70 (según tabla 4.3): Esfuerzo de fluencia $\sigma_{ys} = 485$ MPa
Tenacidad a la fractura $K_{mat} = 7273.24$ MPa.mm^{0.5}

Paso 4. Caracterizar la fisura

Fisura semi elíptica (según Tabla 4.2): Semieje menor $a = 1.75$ mm
Semieje mayor $c = 3.5$ mm

Paso 5. Seleccionar factores parciales de seguridad

Factores parciales de seguridad: $FPS = 1$

Paso 6. Determinar esfuerzo de referencia primario.

Esfuerzo de referencia: Esf. ref. - presión $\sigma_{ref}(p)$ (4.1)

Esf. ref. - momento flexionante $\sigma_{ref}(M)$ (4.11)

Esf. ref. primario $\sigma_{ref}^P = \sigma_{ref}(p) + \sigma_{ref}(M)$

$$\sigma_{ref}(p) = \frac{P_b + (P_b^2 + 9(Z P_m (1 - \alpha)^2)^2)^{0.5}}{3(1 - \alpha)^2} = 102.629 \text{ MPa}$$

$$P_m = \frac{p R_i^2}{R_o^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_o^2 - R_i^2)} = \frac{(10.5)(175^2)}{(183.75^2 - 175^2)} + 0 = 102.439 \text{ MPa}$$

$$P_b = 0$$

$$\alpha = \frac{\frac{a}{t}}{1 + \frac{t}{c}} = \frac{\frac{1.75}{8.75}}{1 + \frac{8.75}{3.5}} = 0.057$$

$$Z = \left[\frac{2\psi}{\pi} - \frac{x\theta}{\pi} \left(\frac{2 - 2\tau + x\tau}{2 - \tau} \right) \right]^{-1} = 1.002$$

$$\psi = \arccos(A \sin \theta) = 1.569$$

$$A = x \left[\frac{(1 - \tau)(2 - 2\tau + x\tau) + (1 - \tau + x\tau)^2}{2\{1 + (2 - \tau)(1 - \tau)\}} \right] = 0.096$$

$$x = \frac{a}{t} = \frac{1.75}{8.75} = 0.2$$

$$\tau = \frac{t}{R_o} = \frac{8.75}{183.75} = 0.048$$

$$\theta = \frac{\pi c}{4R_o} = \frac{175\pi}{(4)183.75} = 0.015 \quad \text{Para una fisura externa}$$

$$\sigma_{ref}(M) = \frac{M}{2 R_m^2 t \left(2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right)} = 95.08 \text{MPa}$$

$$(\theta + \beta) = 1.252 \leq \pi$$

$$\beta = \frac{\pi}{2} \left[1 - \left(\frac{\theta}{\pi} \right) \left(\frac{a}{t} \right) - \frac{P_m}{\sigma_{ys}} \right] = \frac{\pi}{2} \left[1 - \left(\frac{0.015}{\pi} \right) \left(\frac{1.75}{8.75} \right) - \frac{102.439}{485} \right] = 1.238$$

$$\text{Esf. ref. primario} \quad \sigma_{ref}^P = \sigma_{ref}(p) + \sigma_{ref}(M) = 102.629 + 95.08 = 197.706 \text{MPa}$$

Paso 7. Determinar el ratio de carga primario.

$$\text{Ratio de carga primario:} \quad L_r^P = \frac{\sigma_{ref}^P}{\sigma_{ys}} = \frac{197.706}{485} = 0.408 \quad (4.15)$$

Paso 8. Determinar el factor de intensidad de tensiones primario.

$$\text{Factor de intensidad de tensiones:} \quad \text{FIT. - presión} \quad K_I(p) \quad (1.46)$$

$$\text{FIT - momento flexionante} \quad K_I(M) \quad (4.16)$$

$$\text{FIT primario} \quad K_I^P = K_I(p) + K_I(M)$$

$$K_I^{0^\circ}(p) = G_0^{0^\circ} \left(\frac{p R_i^2}{R_0^2 - R_i^2} \right) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} = 178.939 \text{MPa} \sqrt{\text{mm}}$$

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65} = 1.466 \quad \frac{a}{c} = \frac{1.75}{3.5} = 0.5 \leq 1$$

$$G_0^{0^\circ} = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6 = 0.902$$

$$\beta = \frac{2\varphi}{\pi} = \frac{2(0)}{\pi} = 0$$

$$A_{00} = 0.902161$$

$$A_{10} = -0.59389$$

$$A_{20} = 2.792028$$

$$A_{30} = -2.1519$$

$$A_{40} = -2.29954$$

$$A_{50} = 4.153491$$

$$A_{60} = -1.69758$$

$$K_I^{90^\circ}(p) = G_0^{90^\circ} \left(\frac{p R_i^2}{R_0^2 - R_i^2} \right) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} = 219.125 \text{MPa} \sqrt{\text{mm}}$$

$$G_0^{90^\circ} = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6 = 1.105$$

$$\beta = \frac{2\varphi}{\pi} = \frac{2\pi}{\pi 2} = 1$$

$$K_I^{0^\circ}(M) = G_5^{0^\circ} \sigma_5 \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} = 205.125 \text{MPa}$$

$$\sigma_5 = \frac{M}{\frac{\pi}{4}(R_0^4 - R_i^4)} = \frac{1.01(10^8)}{\frac{\pi}{4}(183.75^4 - 175^4)} = 116.934 \text{MPa}$$

$$G_5^{90^\circ} = A_{0,5} + A_{1,5}\beta + A_{2,5}\beta^2 + A_{3,5}\beta^3 + A_{4,5}\beta^4 + A_{5,5}\beta^5 + A_{6,5}\beta^6 = 0.906$$

$$\beta = \frac{2\varphi}{\pi} = \frac{2(0)}{\pi} = 0$$

$$A_{05} = 0.905989$$

$$A_{15} = -1.140954$$

$$A_{25} = 7.14283$$

$$A_{35} = -17.310642$$

$$A_{45} = 23.384484$$

$$A_{55} = -16.840432$$

$$A_{65} = 4.947394$$

$$K_I^{90^\circ}(M) = G_5^{90^\circ} \sigma_5 \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} = 246.485 \text{ MPa}$$

$$G_5^{90^\circ} = A_{0,5} + A_{1,5}\beta + A_{2,5}\beta^2 + A_{3,5}\beta^3 + A_{4,5}\beta^4 + A_{5,5}\beta^5 + A_{6,5}\beta^6 = 1.089$$

$$\beta = \frac{2\varphi}{\pi} = \frac{2\pi}{\pi 2} = 1$$

FIT primario $K_I^{0^\circ P} = K_I^{0^\circ}(p) + K_I^{0^\circ}(M) = 178.939 + 205.125 = 384.063 \text{ MPa}$

$$K_I^{90^\circ P} = K_I^{90^\circ}(p) + K_I^{90^\circ}(M) = 219.125 + 246.485 = 465.61 \text{ MPa}$$

Paso 9. Determinar esfuerzo de referencia secundario.

Esfuerzo de referencia secundario: $\sigma_{ref}^{SR}(TR)$ Polinomio de orden 4 – Tensiones residuales (4.1)

$$\sigma_{ref}^{SR}(TR) = \frac{P_b + (P_b^2 + 9(Z P_m (1 - \alpha)^2)^2)^{0.5}}{3(1 - \alpha)^2} = 66.74 \text{ MPa}$$

$$P_m = \sigma_0 + \frac{\sigma_1}{2} + \frac{\sigma_2}{3} + \frac{\sigma_3}{4} + \frac{\sigma_4}{5} = 66.617 \text{ MPa}$$

$$P_b = 0$$

$$\sigma_0 = 146 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 = -377 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = -1924 \text{ MPa}$$

$$\sigma_3 = 5773 \text{ MPa}$$

$$\sigma_4 = -3464 \text{ MPa}$$

σ_i : Valores determinados en el capítulo 3.

Paso 10. Determinar el factor de intensidad de tensiones secundario.

Factor de intensidad de tensiones secundario: Polinomio de orden 4 – Tensiones residuales $K_I(TR)$ (4.16)

$$K_I^0(TR) = \left[G_0(\sigma_0) + G_1\sigma_1 \left(\frac{a}{R_0}\right) + G_2\sigma_2 \left(\frac{a}{R_0}\right)^2 + G_3\sigma_3 \left(\frac{a}{R_0}\right)^3 + G_4\sigma_4 \left(\frac{a}{R_0}\right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} = 227.948$$

$$G_1^0 = A_{0,1} + A_{1,1}\beta + A_{2,1}\beta^2 + A_{3,1}\beta^3 + A_{4,1}\beta^4 + A_{5,1}\beta^5 + A_{6,1}\beta^6 = 0.146$$

$$\varphi = 0$$

$$G_2 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{5} + \frac{2}{3}N_1 + \frac{4}{7}N_2 + \frac{1}{2}N_3 \right) = 0.054$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{7} + \frac{1}{2}N_1 + \frac{4}{9}N_2 + \frac{2}{5}N_3 \right) = 0.027$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{9} + \frac{2}{5}N_1 + \frac{4}{11}N_2 + \frac{1}{3}N_3 \right) = 0.016$$

$$N_1 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} (2G_0 - 5G_1) - 8 = 0.374$$

$$N_2 = \frac{15\pi}{\sqrt{Q}} (3G_1 - G_0) + 15 = -3.101$$

$$N_3 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} (3G_0 - 10G_1) - 8 = 1.727$$

$$K_I^{90^\circ}(TR) = \left[G_0(\sigma_o) + G_1\sigma_1 \left(\frac{a}{R_0}\right) + G_2\sigma_2 \left(\frac{a}{R_0}\right)^2 + G_3\sigma_3 \left(\frac{a}{R_0}\right)^3 + G_4\sigma_4 \left(\frac{a}{R_0}\right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$$

$$= 163.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$$

$$G_1^{90^\circ} = A_{0,1} + A_{1,1}\beta + A_{2,1}\beta^2 + A_{3,1}\beta^3 + A_{4,1}\beta^4 + A_{5,1}\beta^5 + A_{6,1}\beta^6 = 0.708$$

$$\varphi = \pi/2$$

$$G_2 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{16}{15} + \frac{1}{3}M_1 + \frac{16}{105}M_2 + \frac{1}{12}M_3 \right) = 0.555$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{32}{35} + \frac{1}{4}M_1 + \frac{32}{315}M_2 + \frac{1}{20}M_3 \right) = 0.47$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{256}{315} + \frac{1}{5}M_1 + \frac{256}{3465}M_2 + \frac{1}{30}M_3 \right) = 0.415$$

$$M_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{2Q}} (3G_1 - G_0) - \frac{24}{5} = -1.059$$

$$M_2 = 3$$

$$M_3 = \frac{6\pi}{\sqrt{2Q}} (G_0 - 2G_1) + \frac{8}{5} = -1.829$$

FIT secundario

$$K_I^{0^\circ SR} = K_I^{0^\circ}(TR) = 227.948 \text{ MPa}$$

$$K_I^{90^\circ SR} = K_I^{90^\circ}(TR) = 163.8 \text{ MPa}$$

Paso 11. Determinar el factor de interacción por plasticidad.

Factor de interacción por plasticidad:
$$\frac{\Phi}{\Phi_o} = 1 + \frac{\psi}{\phi} \quad (4.22)$$

$$\Phi = \Phi_o \left(1 + \frac{\psi}{\phi} \right) = 1 \left(1 + \frac{0.036}{0.126} \right) = 1.073$$

$$L_r^{SR} = \frac{\sigma_{ref}^{SR}}{\sigma_{ys}} = 0.138$$

Paso 12. Determinar el ratio de tenacidad

$$\text{Ratio de tenacidad: } K_r = \frac{(K_I^P + \phi K_I^{SR})}{K_{mat}} \quad (4.26)$$

$$K_r^{0^\circ} = \frac{(K_I^{0^\circ P} + \phi K_I^{0^\circ SR})}{K_{mat}} = \frac{(384.063) + (1.073)(227.948)}{7273.24} = 0.086$$

$$K_r^{90^\circ} = \frac{(K_I^{90^\circ P} + \phi K_I^{90^\circ SR})}{K_{mat}} = \frac{(465.61) + (1.073)(163.8)}{7273.24} = 0.088$$

4.5 Resultados de la evaluación de la integridad estructural.

4.5.1 Evaluación FAD mediante procedimientos analíticos

La tabla 4.4 presenta los resultados de la evaluación de integridad estructural de la tubería de 14 pulgadas que contiene una fisura ubicada en su superficie exterior y sobre el cordón circunferencial, la cual es paralela a la costura de soldadura y posee una forma semi elíptica. La tubería está sometida a una presión de 10.5 MPa y al campo de tensiones residuales producto de la soldadura y no se considera que haya sufrido el desalineamiento. Por otro lado, en el Diagrama de Evaluación de Fallo FAD de la figura 4.4 se observa un incremento progresivo de los valores de los ratios de carga y tenacidad a medida que aumenta la profundidad de la fisura. Los puntos de evaluación (K_r, L_r^P) se encuentran dentro del área limitada por la línea de falla, lo que indica que el componente se encontraría en condiciones de continuar prestando servicio.

Tabla 4.4. Resultados de la tubería fisurada con excentricidad cero $d=0$.

Profundidad	Semi longitud	Ratio de tenacidad		
		Ratio de carga	K_r^P	K_r^P
a	c	L_r^P	K_r^P	K_r^P
mm	mm	--	--	--
1.75	3.5	0.212	0.057	0.054
3.5	7	0.213	0.082	0.056
5.25	10.5	0.215	0.106	0.073
7	14	0.218	0.132	0.115

Además, los resultados revelan que después de imponer el incremento de la profundidad de la fisura, conservando una relación de $c/a = 2$, la tubería de pared 8.75 mm está próxima a alcanzar la condición de fuga antes de falla.

Sucede que en los equipos presurizados es posible que una fisura crezca hasta traspasar el espesor de pared del componente antes de alcanzar su tamaño crítico de propagación inestable. De ocurrir esta situación, se manifiesta que el componente alcanzó la condición de fuga, ya que el fluido contenido en su interior empieza a escapar (fugar) dando la posibilidad de una reparación que evite que la fisura pueda encontrar un estado de inestabilidad y empiece a propagarse de forma dinámica.

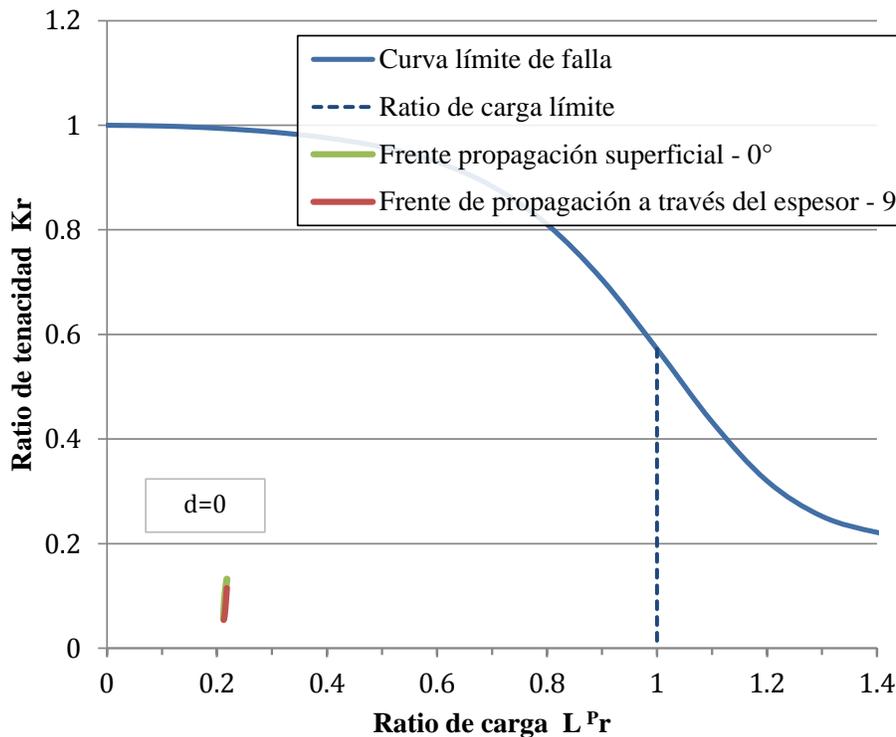


Figura 4.4. Evaluación mediante el diagrama FAD de la tubería fisurada con excentricidad cero, $d=0$.

Por otro lado, la figura 4.5 muestra los resultados de la evaluación de la tubería bajo las mismas condiciones de operación indicadas anteriormente, pero sometida a diferentes excentricidades de carga producto del deslizamiento del terrero. La tubería experimenta un cambio brusco de estado de esfuerzos con el incremento de la distancia d que representa la

excentricidad de la fuerza de empuje producto de la presión del fluido transportado, la cual a su vez genera esfuerzos de flexión adicionales no previstos.

Según los resultados obtenidos, la tubería podría soportar como máximo una excentricidad de 400 mm antes de fallar por colapso plástico. Además, los resultados revelan que después de imponer el incremento de las dimensiones de la fisura, bajo diferentes condiciones de excentricidad, todos los puntos (K_r, L_r^P) de los casos evaluados se ubican dentro del área limitada por la línea de falla del diagrama FAD.

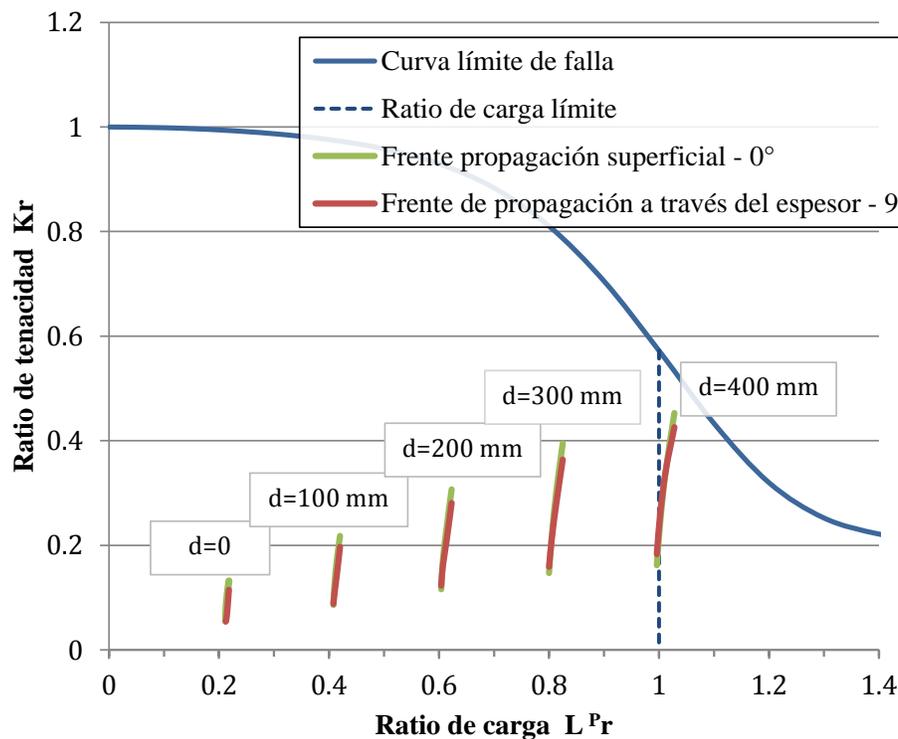


Figura 4.5. Evaluación FAD de la tubería fisurada con diferentes valores de excentricidad.

4.5.2 Evaluación de la propagación de fisuras mediante simulación numérica

Los resultados mostrados anteriormente son producto de la presión interna, distribución de esfuerzos residuales y esfuerzos normales adicionales no previstos debidos al desalineamiento de un tramo de la tubería. Sin embargo, durante la operación de la línea de transporte, la presión no es constante y sufre fluctuaciones provocando cargas variables, lo cual amerita un análisis de propagación de fisura. Una técnica muy conocida para el

análisis de la propagación de fisuras es empleo del modelo de Paris, definido mediante la expresión 1.80 descrita en el primer capítulo.

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m$$

La amplitud de los valores factores de intensidad de tensiones ΔK ha sido calculada considerando como carga máxima la presión nominal de 10.5 MPa y como carga mínima una presión de 7.5 MPa, producto del descenso de 3 MPa señalado en la descripción del caso. Cabe señalar que para el análisis de propagación se ha desestimado el caso de la tubería alineada, debido a que el número de ciclos que demanda la tubería para que la fisura traspase el espesor de pared resulta muy elevado. Sin embargo, el desalineamiento de la tubería que provoca esfuerzos de flexión adicionales a la sección transversal, posee una influencia significativa sobre la integridad del componente.

Los coeficientes C y m son constantes empíricas, las cuales han sido buscadas en la literatura y no se ha logrado encontrar valores experimentales para un acero API 5L X-70, sin embargo reportes de la literatura indican que un acero ASTM 1080, de composición química, microestructura y propiedades mecánicas similares a las de un acero API 5L, posee coeficientes C y m iguales a 10^{-11} y 3, respectivamente. Además, la publicación de un trabajo de investigación de un oleoducto en servicio señala que para un acero API 5L X-42 los coeficientes de Paris son iguales a 2.23 (10^{-11}) y 3.197 (Soto, 2013).

Tomando los coeficientes de 2.23 (10^{-11}) y 3.197 se procesó los datos obtenidos de la amplitud de los valores factores de intensidad de tensiones $\Delta K = K_{10.5MPa} - K_{7.5MPa}$, considerando un tamaño de fisura inicial a_0 e incrementos de tamaño Δa igual a 0.9 mm.

La figura 4.6 muestra los resultados de la evaluación de propagación de las fisuras en la gráfica de número de ciclos vs el tamaño de fisura, donde se aprecia que a medida que la excentricidad se incrementa el número de ciclos que demanda la fisura para atravesar el espesor de pared decrece. Si se presta atención a los resultados de aquella variable que evalúa el mayor desalineamiento de la tubería, $d=400$ mm, se observa que el frente de

propagación de la fisura requieren $1.09 (10^8)$ ciclos para estar próximo de alcanzar la penetración del espesor de pared de la tubería. Un valor de ciclos muy por encima de 10^6 , considerado el valor que determina la vida infinita del componente (Mott, 2006).

Si se considera que el ciclo de fluctuación de la presión se da cada media hora y la tubería trabaja 24 horas al día de forma interrumpida, tomaría 57 años acumular un millón de ciclos, por lo que al parecer la presencia de fisuras no representaría un riesgo.

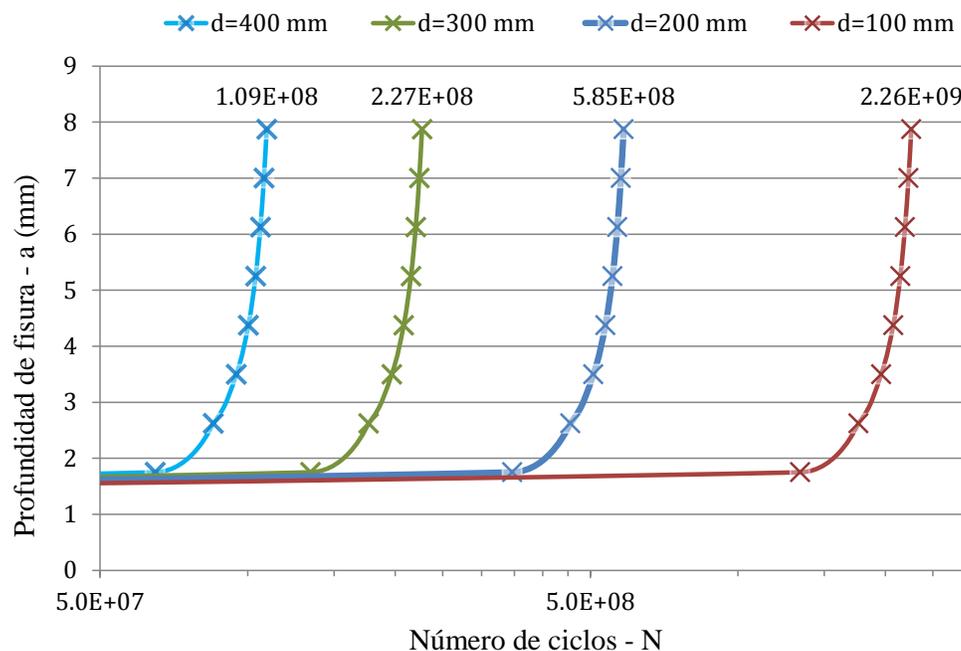


Figura 4.6. Evaluación de propagación de fisuras de la tubería con diferentes valores de desalineamiento.

El análisis de la propagación contemplando coeficientes referenciados por la bibliografía ha arrojado valores elevados de número de ciclos. Sin embargo, los valores de los coeficientes de Paris podrían ser susceptibles a sufrir cambios si son evaluados en las uniones soldadas, como lo demuestra un trabajo de investigación que evalúa experimentalmente la propagación de fisuras en uniones soldadas de aceros API 5L X-60 (Hernández, 2011). Este trabajo indica que los coeficientes C y m determinados alcanzan valores promedio de $2.63 (10^{-7})$ y 2.

Un nuevo análisis con los valores de C y m determinados de forma experimental en las uniones soldadas de un acero muy similar al API 5L X-70, ofrece resultados con cambios significativos. La figura 4.7 muestra las curvas de propagación corregidas donde es posible apreciar que el número de ciclo en cada uno de los casos está por debajo del valor de vida infinita.

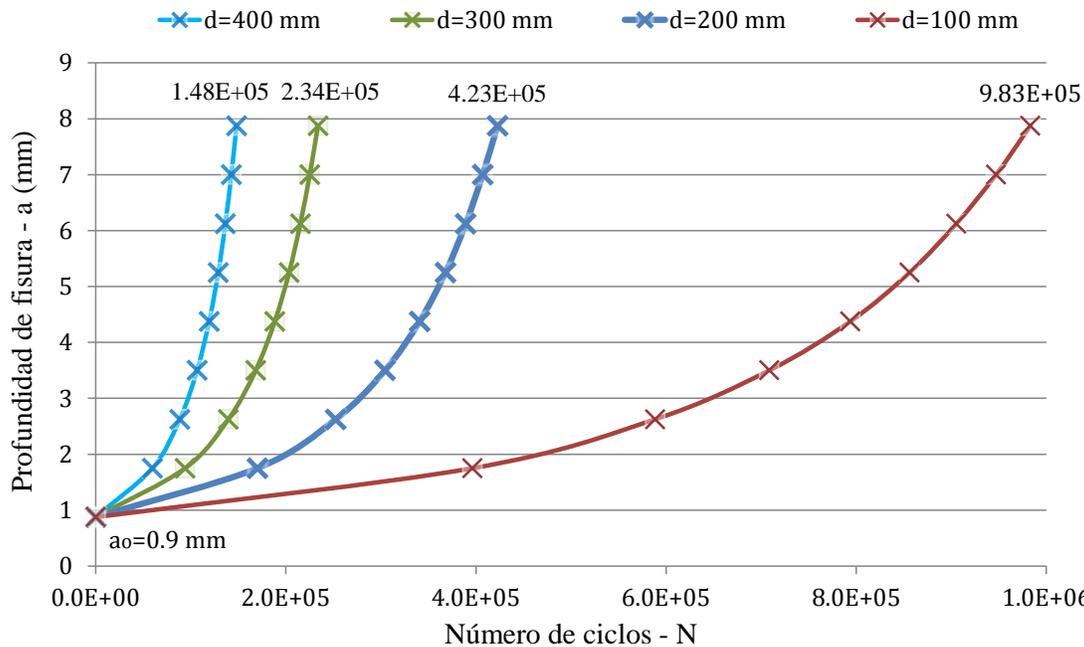


Figura 4.7. Evaluación de propagación de fisuras de la tubería con valores de Paris corregidos

Si nuevamente se presta atención a los resultados del caso que evalúa la mayor excentricidad, $d=400$ mm, se observa que el frente de propagación de la fisura requiere 1.48×10^5 (10^5) ciclos para estar próxima de alcanzar la penetración completa del espesor de pared de la tubería. Entonces, si se considera que el ciclo de fluctuación de la presión se da cada media hora y la tubería opera las 24 horas al día, a la fisura inicial de 0.9 mm le tomaría 8 años y medio en colocar en una situación de riesgo al componente.

4.6 Objetivos específicos logrados

- Establecer procedimientos técnicos del estándar API 579 para la evaluación de la integridad estructural de tuberías fisuradas.
- Consolidar el desarrollado de modelos computacionales para la simulación de fisuras semi elípticas.
- Reconocer la influencia de la fuerza de avance del fluido cuando se encuentra excéntrica con respecto al eje de la tubería.
- Evaluar la propagación de fisuras basada en el modelo de Paris mediante simulación numérica.

4.7 Hallazgos y Conclusiones preliminares

- Cuando la fuerza de avance del fluido se encuentra excéntrica con respecto al eje de la tubería, se genera un momento flexionante sobre la sección de la tubería, el cual es equilibrado por fuerzas aplicadas perpendicularmente sobre la superficie lateral de la tubería denominadas coercitivas, las cuales aparecen como una reacción del terreno (Garayo, 1993). Sin embargo, esta suposición es formulada cuando la excentricidad ha sido generada por problemas de montaje, donde el terreno con suficiente rigidez puede producir reacciones capaces de guardar el equilibrio de la tubería. El presente capítulo se ha planteado que el problema de desalineamiento se debe a que los apoyos y el terreno que rodea a la tubería pierden rigidez debido al deslizamiento de suelos.
- De acuerdo al caso de estudio, la evaluación de la integridad estructural, empleando el diagrama FAD, indica que la tubería en condiciones estáticas podría soportar como máximo una excentricidad de 400 mm antes de fallar por colapso plástico.
- La evaluación mediante el modelo de Paris indica que la tubería con una excentricidad de 400 mm y en condiciones de carga fluctuante requiere de $1.48 (10^5)$ ciclos para que la fisura inicial de 0.9 mm de profundidad esté próxima de alcanzar la penetración completa del espesor de pared.

- De acuerdo a lo mencionado en el punto anterior, si se considera que la presión interna de la tubería fluctúa cada media hora y que la línea de transporte opera las 24 horas del día, la fisura inicial alcanzaría la penetración del espesor de pared la tubería en aproximadamente 8 años y medio.



Conclusiones

- Los resultados obtenidos de métodos analíticos y por simulación presentan diferencias mínimas. Las variantes geométricas estudiadas para una placa plana con fisura semi elíptica arrojan una diferencia promedio de -0.68%. La tubería sometida a presión interna con una fisura interna en dirección longitudinal alcanza una diferencia de -8.02% en el punto medio de la grieta y -5.49% en los extremos de la misma, y la fisura externa bajo el mismo tipo de carga alcanza un valor promedio de -4.27% en el frente de propagación a través de la pared de la tubería y -1.19% en los puntos de propagación superficial. Por otro lado, la tubería con fisura transversal interior y exterior sometida a esfuerzos axiales alcanza diferencias promedio de -2.80 y -7.86% para $\varphi=0^\circ$ y de -1.03 y -2.94% para $\varphi=90^\circ$. Debido a los bajos valores de las diferencias porcentuales de ambos métodos, se concluye que el análisis de la mecánica de fractura elástico lineal empleando los modelos desarrollados en el presente trabajo es factible, lo cual permitirá abordar otros casos de estudio, en especial aquellos donde los métodos analíticos presentan limitaciones.
- Los resultados analíticos de las tensiones residuales a través del espesor de pared, obtenidos a partir de las expresiones proporcionadas por API 579, manifiestan el comportamiento tipo descrito en la literatura. Mientras que el modelo computacional ha logrado representar de forma adecuada la distribución de temperaturas que genera el proceso de soldadura; sin embargo, los resultados obtenidos de la distribución de tensiones residuales aún no han alcanzado los valores esperados. Estudios posteriores investigarán las condiciones de embridamiento (restricciones del modelo), ya que se presume que pueda ser la principal causa de las diferencias encontradas.
- Los resultados de la evaluación de la integridad estructural y de la propagación de fisura, del caso de estudio construido con información técnica del primer incidente de falla ocurrido en la línea de transporte de Camisea, indican que si se considera el efecto de desalineamiento de 400 mm de la tubería debido al deslizamiento de suelos, la tubería fallaría por colapso plástico. Ahora, si además del desalineamiento de 400 mm

se suma el efecto producido por la fluctuación de la presión interna de 10.5 a 7.5 MPa, a una fisura inicial de 0.9 mm de profundidad le tomaría $1.48 (10^5)$ ciclos para alcanzar la penetración completa del espesor de pared del componente.



Bibliografía

- [1]. Arana, J. y González, J. (2002). Mecánica de Fractura (1ª ed.). España: Universidad del País Vasco.
- [2]. González, J. (2004). Mecánica de Fractura (2ª ed.). México: Limusa.
- [3]. Morhain, C. (2001). Microestructura y propiedades mecánicas de compuestos de polipropileno con hidróxido de magnesio y aluminio moldeados por inyección. Tesis Doctoral. Departament de Ciència dels Materials i Enginyeria Metal·lúrgica. Universitat Politècnica de Catalunya UPC. Barcelona.
- [4]. Ávila, G. (2005). Estudio de la retracción y el agrietamiento de arcillas. Tesis Doctoral. Departament d'Enginyeria del Terreny, Cartogràfica i Geofísica. Universitat Politècnica de Catalunya UPC. Barcelona.
- [5]. Anderson, T. L. (2005). Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications (3ª ed.). USA: Taylor & Francis Group.
- [6]. Sánchez, M. (2000). Comportamiento mecánico y fractura de mezclas de poliestireno y microesferas de vidrio. Tesis Doctoral. Departament de Ciència dels Materials i Enginyeria Metal·lúrgica. Universitat Politècnica de Catalunya UPC. Barcelona.
- [7]. Oller, S. (2001). Fractura Mecánica. Un enfoque global (1ª ed.). España, Barcelona: CINME.
- [8]. Saxena, A. (2010). Nonlinear fracture mechanics for engineers (2ª ed.). USA: CRC Press.
- [9]. Tada, H. (2000). The stress analysis of cracks handbook (3ª ed.). USA: ASME Press.
- [10]. ASTM E399 (2006). Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{IC} of Metallic Materials. American Society for Testing of Materials.
- [11]. BS 7448-2 (1997). Fracture mechanics toughness tests. Method for determination of K_{IC} , critical CTOD and critical J values of welds in metallic materials. BSI
- [12]. Cicero, S. (2010). Structural Integrity Assessment in Europe: FITNET FFS Procedure. Jornada de Análisis de Falla y Prevención. Rosario, Santa Fe, Argentina.
- [13]. API 579 (2007). Recommended Practice 579 Fitness For Service. American Petroleum Institute. Washington, D.C.

- [14]. Alegre, J. (2009). Aplicación del procedimiento ASME-API 579 para el diseño en fatiga de vasijas de alta presión bobinadas. *Anales de Mecánica de la Fractura* 26, Vol. 2.
- [15]. Rooke, D.P. (1974). *Compendium of Stress Intensity Factors*. Her Majesty's Stationary Office (HMSO), London.
- [16]. Fu, B. (1993). Weld Magnification Factors for Semi-Elliptical Surface Cracks in Fillet Welded T-Butt Joints. *International Journal of Fracture*, 63, 1993, pp. 155-171.
- [17]. Newman, J.C. (1999). *Stress and Fracture Analysis of the Surface Crack*. Fatigue and Fracture Mechanics: 30th Volume, ASTM STP 1360, K.L. Jerina and P.C. Paris, ASTM, Philadelphia, PA.
- [18]. Lapidus, L. (1982). *Numerical Solution of Partial Differential Equations in Science and Engineering*. John Wiley & Sons, New York.
- [19]. Zienkiewicz, O.C. (1989). *The Finite Element Method*. (4^a ed.) McGraw-Hill, New York.
- [20]. Rizzo, F.J. (1967). An Integral Equation Approach to Boundary Value Problems of Classical Elastostatics. *Quarterly of Applied Mathematics*, Vol. 25, pp. 83-95.
- [21]. Franco, R. (2003). *Aplicación del método de los elementos finitos en ingeniería mecánica*. Centro de Educación Continua. PUCP. Lima.
- [22]. Shih, C.F. (1986). Energy Release Rate Along a Three-Dimensional Crack Front in a Thermally Stressed Body. *International Journal of Fracture*, Vol. 30, pp. 79-102.
- [23]. ANSI/API 5L (2008). *Specification for Line Pipe* (44^a ed.). American Petroleum Institute. Washington, D.C.
- [24]. API 1104 (2007) *Welding of Pipelines and Related Facilities*, (22^a ed.). American Petroleum Institute. Washington, D.C.
- [25]. Fosca, C. (2002). *Introducción a la metalurgia de la soldadura*. PUCP.
- [26]. Franco, R. (2011). *Procedimientos para el análisis de esfuerzos residuales y deformaciones en uniones soldadas mediante la simulación por el método de los Elementos Finitos*. PUCP.
- [27]. E-Tech International (2006). *Evaluación de fallas en tuberías del proyecto Camisea y Soluciones a largo Plazo*.

- [28]. NT E.050 (1997) Norma técnica de Edificación E.050 Suelos y Cimientos. Lima. Perú.
- [29]. Soto, J. (2013). Determinación de la vida útil de un oleoducto en servicio. Ciencia y Sociedad, Vol. 38, núm. 2, pp. 405-428.
- [30]. Mott, R. (2006). Diseño de elementos de máquinas. (4^a ed.). Pearson.
- [31]. Hernández, C. y Triveño, C. (2011). Propagación de grietas por fatiga en soldadura longitudinal de arco sumergido de tubos de acero API 5L grados X52 y X60. Dep. de Ingeniería Metalúrgica, Instituto Politécnico Nacional. México.
- [32]. Garayo, F. y Villalobos J. (1993). Determinación de los esfuerzos producidos por la fuerza de avance. Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. Madrid. Vol 140 (3324), pp. 61-74.
- [33]. Terán G. (2007). “Evaluación de la Tenacidad a la Fractura en la Dirección Corta en Tuberías de Conducción Hidrocarburos”. Instituto Politécnico Nacional. Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas. México D. F.