Rev. Fac. Ing. Univ. Antioquia N.° 59 pp. 59-65. Junio, 2011

Análisis del comportamiento elasto-plástico de grietas internas presurizadas en uniones soldadas de tubos de acero bajo carbono

Analysis of the elastic-plastic behavior of pressurized internal cracks in welded joints of low carbon steel pipes

Martín Julián Fernández Cueto, Jorge Luis González Velázquez*

Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas-Instituto Politécnico Nacional, Departamento de Ingeniería Metalúrgica y Materiales, Edificio 8, Unidad Profesional Adolfo López Mateos, Colonia Zacatenco, C.P. 07738. México D.F., México.

(Recibido el 5 de abril de 2010. Aceptado el 31 de agosto de 2010)

Resumen

Se analizó el comportamiento elasto-plástico de áreas con grietas internas planas presurizadas. El análisis se efectuó desde el metal base (uniones soldadas de tubos de acero bajo carbono sometidos a presión interna) pasando por la zona afectada por el calor hasta el metal depositado. Se usó el programa comercial ANSYS 8.0 [MR] para la simulación en tres dimensiones de modelos geométricos de tubos con grietas internas presurizadas. Se consideró el endurecimiento cinemático y las propiedades reales del material para cada región, mediante elementos finitos con condiciones no lineales de deformación. Se determinaron las trayectorias de fractura y se obtuvieron expresiones que permiten calcular la presión en la grieta y en el tubo. Esto conduce a la fractura de la zona agrietada.

------ *Palabras clave*: comportamiento elasto-plástico, grietas coplanares, unión soldada, presión de falla

Abstract

It was analyzed the elastic-plastic behavior of areas with pressurized planar internal cracks extending from the pattern metal region in the heat affected zone to the welding metal in welding joints of low carbon pipes subject to internal pressure. Using the ANSYS 8.0[TM] software, three-dimensional

* Autor de correspondencia: teléfono: + 52 + 287 + 102 54 65, fax: + 52 + 287 + 875 81 70, correo electrónico: martinjfc@yahoo.com.mx. (M. J. Fernández).

simulation of geometrical models of pipes containing the internal pressurized cracks was performed. The finite element method with non linear strain conditions was employed, considering the kinematic hardening rule and the real material properties for every location. The fracture paths and expressions to calculate the pressure in the crack and in the pipe that lead to fracture of the cracked area were obtained.

------ *Keywords*: Elastic-plastic behavior, coplanar cracks, welding joints, failure pressure

Introducción

El agrietamiento inducido por hidrógeno (AIH) es una forma de daño frecuente e importante en la industria del petróleo y gas natural, en especial en el manejo de hidrocarburos amargos. El AIH en ductos y recipientes de acero sometidos a presión conduce a la propagación de grietas en el plano paralelo a la pared del tubo [1], en configuraciones coplanares rectas ó escalonadas. Se ha observado experimentalmente [2] y en ductos en servicio [3] que una grieta por AIH normalmente crece en el cuerpo del tubo y se detiene en las soldaduras (figura 1). Debido a la elevada presión interna acumulada dentro de una grieta por AIH, se genera un campo de esfuerzos en la punta, que a su vez es influenciado por el esfuerzo generado por la presión interna del ducto [4]; por lo tanto, se asume que la resistencia de la sección agrietada debe disminuir significativamente y por ello en la práctica, se rechazan los tramos de tubo que contengan grietas por AIH conectadas a soldaduras.

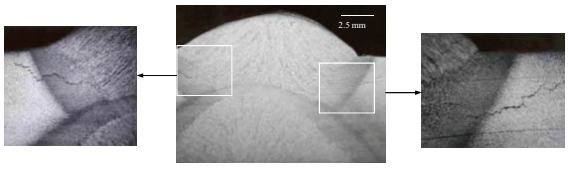


Figura 1 Grietas en la región MB-ZAC-MD sin atravesar la soldadura completamente

El comportamiento mecánico de grietas internas planas presurizadas en tubos de acero sujetos a presión interna se ha estudiado con anterioridad [5], pero no se ha considerado el efecto del cambio de propiedades mecánicas cuando la grieta pasa del metal base (MB) a la zona afectada por calor (ZAC) y llega al metal depositado (MD) en la unión soldada de un tubo con presión interna; este conocimiento es importante para la evaluación de la severidad de este tipo de daño en estudios de evaluación de defectos de ductos de conducción de hidrocarburos amargos.

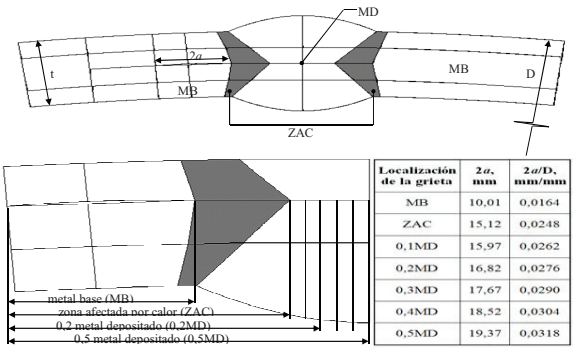
Con el fin de comprender el efecto del cambio de propiedades mecánicas en la resistencia a la fractura de tubos de acero que contienen grietas por AIH, que se generan en el MB y se propagan a través de la ZAC y el MD, se desarrolló un experimento computacional basado en la simulación del comportamiento elasto-plástico de un tubo con grietas planares de diferente extensión a través de la región MB-ZAC-MD, para predecir la trayectoria de fractura así como obtener expresiones que permitan estimar la presión en la grieta (p_g) y la presión en el interior del tubo (p_c) que en combinación lleven a la fractura de la región agrietada.

Experimentación

Diseño de la experimentación

La simulación mediante el método del elemento finito (MEF) consideró grietas planares con extensión variable $2a$ en las regiones MB, ZAC y MD, en base a una serie de configuraciones de grieta en las tres regiones de interés. Considerando las longitudes de grieta $2a$ mostradas en la figura 2, se realizaron modelos de elemento finito partiendo de una grieta localizada a la mitad del espesor t en el metal base, con crecimiento en dirección ZAC-MD con trayectoria recta,

despreciando para fines de modelado el perfil real que pudiera tener ésta por su coalescencia con otras grietas. El diámetro D en todos los casos fue de 609.6 mm(24 pulg), considerando espesores de 6,35 mm(0,250 pulg), 9,525 mm(0,375 pulg) y 12,7 mm(0,500 pulg), lo que resultó en relaciones D/t=96, 64 y 48 respectivamente.



Localización de la grieta	2a, mm	2a/D, mm/mm
MB	10,01	0,0164
ZAC	15,12	0,0248
0,1MD	15,97	0,0262
0,2MD	16,82	0,0276
0,3MD	17,67	0,0290
0,4MD	18,52	0,0304
0,5MD	19,37	0,0318

Figura 2 Tamaños de grieta considerados en la simulación por MEF

Determinación de propiedades por tensión y microdureza

Probetas extraídas de tubos retirados de servicio y maquinadas según dimensiones definidas en estándar ASTM E8M [6], fueron ensayadas en una máquina universal (figura 3), para obtener las propiedades del material en las regiones MB y MD.

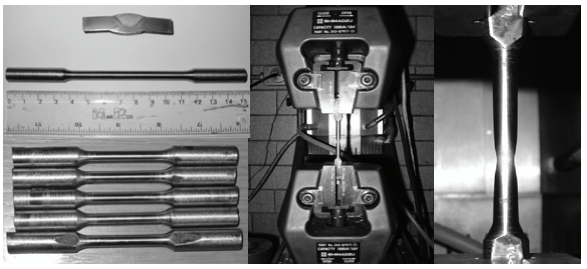


Figura 3 Secuencia de prueba de tensión en máquina universal

La pequeña extensión de la ZAC impidió generar especímenes para tensión, por lo que en esta zona solo se obtuvieron perfiles de microdureza. Las lecturas obtenidas se convirtieron en valores esfuerzo σ – deformación ε mediante correlación con los valores correspondientes de dureza obtenidos de las otras dos regiones y relacionados con las curvas σ-ε ya conocidas, determinándose la curva equivalente para la ZAC. Las curvas de la ZAC, MD y MB, son mostradas en la figura 4, y fueron introducidas en el programa de elementos finitos.

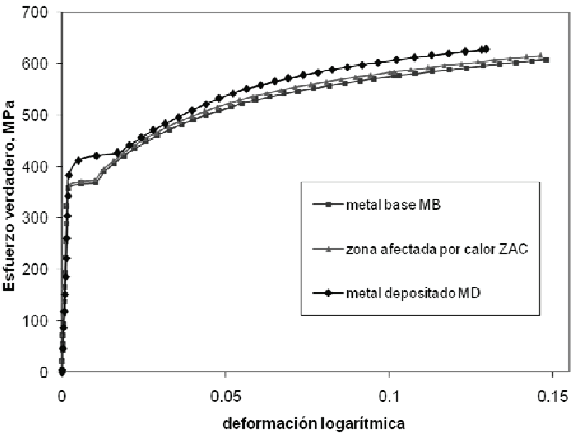


Figura 4 Curva esfuerzo-deformación verdadero de MB-ZAC-MD, tubería API 5L X52

Modelado mediante MEF

El modelado de la geometría se hizo en tres dimensiones definiendo volúmenes para las regiones MB-ZAC-MD, con discretizado óptimo del continuo mediante el seccionado más conveniente previo a la generación de los elementos finitos en el entorno de la grieta. La malla de elementos finitos se construyó utilizando elementos sólidos isoparamétricos de primer orden con capacidades en elasticidad y plasticidad [7] y se modeló la región de la grieta con elementos de segundo orden colapsados en la punta de la misma, con los nodos intermedios localizados a un cuarto de la punta para capturar la singularidad de la deformación en dicha región. La malla completa de elementos finitos se construyó con elementos de segundo orden en el entorno de la grieta, con transición a elementos de primer orden lejos de la misma, lográndose reducir recursos de cómputo y tiempo de ejecución durante el procesamiento (figura 5).

Se usó la regla de endurecimiento cinemático debido al traslado de la superficie de cedencia cuando se deforma plásticamente la porción del material al incrementarse el esfuerzo hasta una magnitud del orden del esfuerzo de flujo del material [8], siendo ésta formulación válida por representar de manera apropiada los casos reales [9].

El modelado de la geometría y la generación de los elementos finitos se realizó en el sistema coordenado rectangular, transfiriéndose después al sistema de coordenadas cilíndricas para imponer al tubo restricciones en la dirección circunferencial en las fronteras de sección, permitiendo los desplazamientos en la dirección radial (figura 6). Las cargas por desplazamiento trasferidas permitieron la libre expansión del tubo (dirección radial) al actuar las cargas por presión, tal y como sucede en un caso real. Restricciones axiales fueron aplicadas en los extremos del tubo para simular la continuidad del tramo analizado como parte de una tubería.

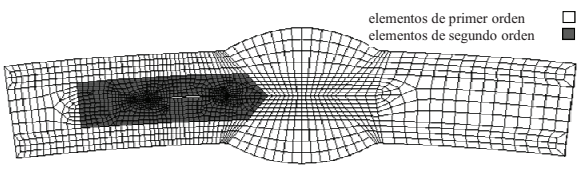


Figura 5 Modelo de elementos finitos presentando elementos de primero y segundo orden

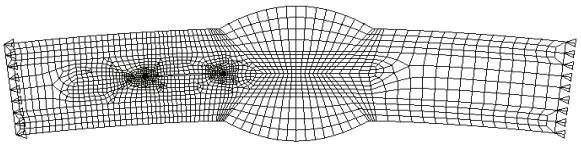


Figura 6 Cargas por desplazamientos impuestas al modelo de elementos finitos

Las cargas por presión fueron aplicadas gradualmente mediante la opción de pasos de carga, con el propósito de mantener un control sobre la magnitud de las mismas. Pasos de carga burdos se usaron hasta alcanzar un 80% del esfuerzo de cedencia del material. Pasos de carga finos fueron aplicados para alcanzar esfuerzos del orden de cedencia en la pared interna del tubo y del orden del esfuerzo de flujo en la grieta. Esto permitió alcanzar más fácilmente la convergencia en la solución del modelo numérico en régimen elastoplástico en la fase de procesamiento.

Se aplicó carga por presión en la superficie interna de la grieta, hasta generar un esfuerzo equivalente del orden del esfuerzo de flujo del material (figura 7). Manteniendo constante la presión en la grieta, se aplicó presión en la superficie interna del tubo, incrementándose monotónicamente hasta generar un esfuerzo equivalente al esfuerzo de cedencia del material. Posteriormente, el tubo se presurizó hasta alcanzar su resistencia máxima a la tensión.

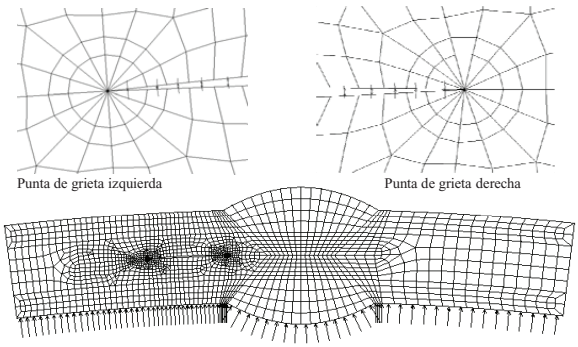


Figura 7 Cargas por presión aplicadas al modelo de elementos finitos

Resultados y discusión

La magnitud y distribución del esfuerzo obtenido mediante simulación por MEF se muestra en la figura 8, presentando la posible trayectoria de fractura al alcanzar la resistencia máxima en tensión para los diferentes tamaños de grieta. Los resultados se presentan según el criterio del esfuerzo plástico equivalente.

Se requirió aplicar una mayor carga por presión interna en la grieta de menor longitud para llevar el material a una condición de flujo plástico, en tanto que a medida que la grieta creció hasta llegar al 50% del MD, la magnitud de la presión se redujo significativamente, presentando menor sensibilidad a la longitud de grieta, como se muestra en la figura 9. Esta tendencia se mantuvo

en los tres tamaños evaluados D/t=48, 64, 96, reduciéndose la presión p_g a medida que disminuyó el espesor del tubo. En promedio se redujo un 30% la presión p_g al disminuir el espesor un 25%, en tanto que una reducción del 106% de p_g se verificó al disminuir el espesor un 50%.

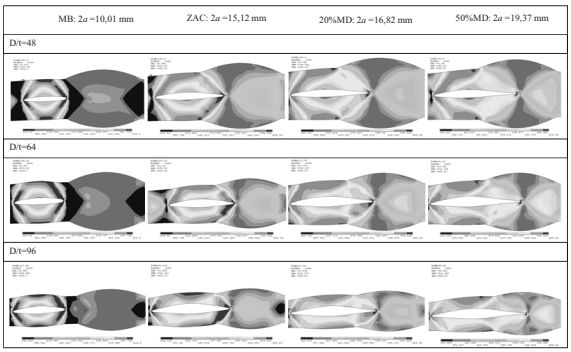


Figura 8 Distribución de esfuerzos en los modelos realizados, en el momento de satisfacer el criterio de falla

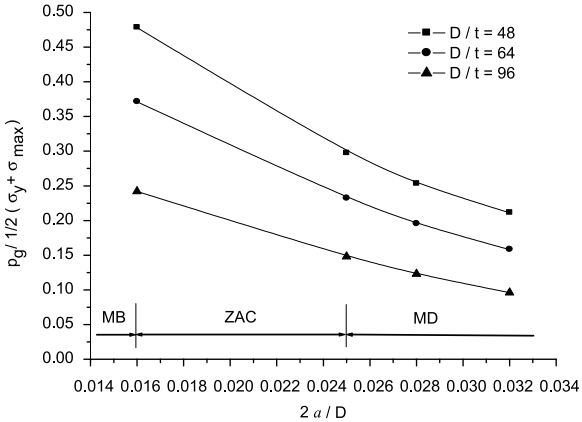


Figura 9 Presión requerida para alcanzar el esfuerzo de flujo en la grieta p_g

Para estimar la presión en la grieta (p_g) capaz de generar esfuerzos de magnitud igual al esfuerzo de flujo del material, los resultados obtenidos de las simulaciones fueron analizados conforme a las variaciones de D/t y 2*a*/D, mostradas en la figura 9. Asumiendo que el esfuerzo de flujo es determinado mediante la expresión $\sigma_f = \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_{max})$ [10], la variación decreciente de p_g respecto del crecimiento de grieta 2*a*/D puede definirse por la ecuación (1) siguiente:

$$p_g = \left(\frac{\sigma_y + \sigma_{\max}}{2}\right)\left(\frac{D}{t}\right)\left(\frac{2a}{D}\right)^m, \qquad m = c\sqrt{\frac{2a}{t}}, \quad 0{,}0164 \le \frac{2a}{D} \le 0{,}0318 \tag{1}$$

Donde:

$$c = 1{,}26299,\ para\ \frac{D}{t} = 48$$

$$c = 1{,}22208,\ para\ \frac{D}{t} = 64$$

$$c = 1{,}15939,\ para\ \frac{D}{t} = 96$$

p_g: presión requerida para generar esfuerzos del orden de flujo en puntas de grieta, MPa

σ_y: resistencia a la cedencia del material, MPa

σ_{max}: resistencia máxima en tensión, MPa

c: coeficientes de corrección para cada curva D/t

m: exponente de corrección, en función de los valores de c, 2*a*/t

Para todos los casos analizados, la presión en el tubo que condujo a una condición crítica p_c (figura 10) podrá estimarse mediante la ecuación (2).

$$p_c = \frac{2t\sigma_{\max}}{D} - k\,p_g\left(\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y}\right)^n, \qquad n = b\ln\left(\frac{z}{2a/D}\right), \ 0{,}0164 \le \frac{2a}{D} \le 0{,}0318 \tag{2}$$

donde:

p_c : presión crítica requerida para generar esfuerzos del orden de falla en la tubería, MPa

k: coeficiente de corrección, para cada curva D/t

n: exponente de corrección, en función de los valores *b, z,* 2*a*/D, tal que:

$$k = 0{,}117,\ b = 0{,}600,\ z = 1{,}5,\ para\ \frac{D}{t} = 48$$

$$k = 22{,}3,\ b = 2{,}045,\ z = 4,\ para\ \frac{D}{t} = 64$$

$$k = 475,\ b = 2{,}85,\ z = 4{,}12,\ para\ \frac{D}{t} = 96$$

La ecuación fue definida partiendo de la expresión para calcular el esfuerzo circunferencial en un tubo de pared delgada, sustituyendo al esfuerzo por la resistencia máxima en tensión. La reducción en la capacidad de soportar carga por presión en el tubo quedó definida en función del tamaño de grieta respecto del diámetro de la tubería, presurizada por p_g hasta generar un estado de esfuerzos de igual magnitud que el esfuerzo de flujo del material y presurización de la pared interna del tubo hasta generar esfuerzos iguales a la resistencia máxima en tensión, aproximando la solución mediante el coeficiente y exponente de corrección *k*, *n*.

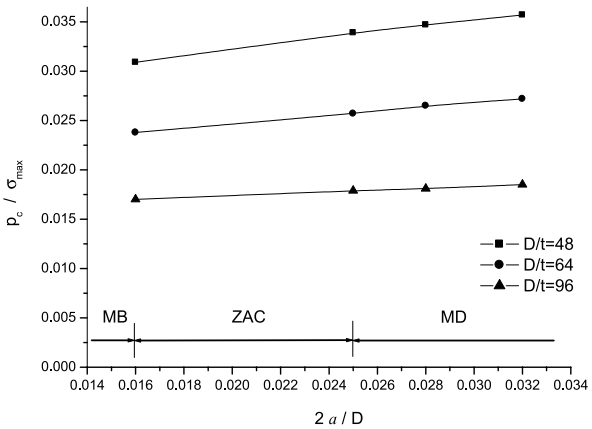


Figura 10 Presión requerida para alcanzar la resistencia máxima tensil en el tubo p_c

La trayectoria más probable de la fractura final de grietas que crecen desde el MB hasta la frontera de la ZAC en tubos de tamaño D/t=48, 64 se ubicó cerca de la línea de fusión, con dirección hacia la pared externa e interna del tubo. Esta trayectoria fue similar en la grieta con penetración al 100% de la ZAC, aunque se presentaron indicios para que la trayectoria de fractura quedara gobernada por la punta de grieta izquierda.

A partir de que la grieta inició la penetración en el MD (20% MD), la trayectoria de fractura quedó completamente definida por la punta de grieta izquierda, manteniéndose para los incrementos de longitud desde el 20% hasta el 50% MD.

En el tubo con tamaño D/t=96, la trayectoria de la fractura para grietas con extensión en el MB y en la ZAC quedó definida por la punta de grieta izquierda, en tanto que al penetrar la grieta en el MD para este tamaño, y al alcanzar el 50% del MD en el tamaño D/t=64, la trayectoria de fractura quedó gobernada por la parte media del ligamento remanente, en dirección hacia la superficie externa del tubo. Esto se explica por la mayor esbeltez presentada en ésta región, al disminuir el espesor mientras la grieta crece en longitud.

Para todos los casos evaluados, la distribución de esfuerzos presentada al alcanzar la resistencia máxima en tensión y por ende la trayectoria de fractura final, se localizó en dirección a través del espesor. El tubo fallaría primero por rompimiento del ligamiento y la grieta detendría su crecimiento en el caso máximo a la mitad de la soldadura, sin atravesarla completamente.

Conclusiones

Se evaluó satisfactoriamente el comportamiento mecánico de grietas en la región MB-ZAC-MD de tuberías para conducción de hidrocarburos, estimándose la presión requerida p_g para generar esfuerzos de magnitud igual al esfuerzo de flujo del material.

En grietas de longitud corta, se requirió de una presión elevada para alcanzar la condición de esfuerzo de flujo, en tanto que al considerar incrementos de longitud 2*a* en la región ZAC-MD, la presión requerida disminuyó significativamente.

La presión p_c en el interior del tubo, requerida para alcanzar un esfuerzo igual a la resistencia

máxima en tensión disminuyó respecto de la reducción del espesor del mismo. Se determinó una ecuación para su evaluación.

Las grietas formadas en el MB por HIC, atraviesan la ZAC y se detienen a la mitad del MD porque la distribución del esfuerzo tiende a localizarse en la punta de grieta izquierda y en la parte media del ligamento remanente, conforme la grieta crece desde el MB hacia el MD.

Agradecimientos

MJFC agradece al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) y al Grupo de Análisis de Integridad de Ductos del Instituto Politécnico Nacional (GAID-IPN) el apoyo económico recibido durante la realización del presente trabajo.

Referencias

1. J. L. González, R. Ramírez, J. M. Hallen, R. A. Guzmán. "Hydrogen Induced Crack Growth Rate in Steel Plates Exposed to Sour Environments". Corrosion. *The Journal of Science and Engineering*, Vol. 53. 1997. pp. 935-943.
2. J. A. Ramírez, J. L. González. "Hydrogen Induced Cracking of Welds in Steel Pipelines". PVP-Vol. 469. *Design and Analysis of Pressure Vessels and Piping: Implementation of ASME B31. Fatigue*. ASME Section VIII and Buckling Analyses. PVP2003-2182. ASME. 2003. pp. 35-44.
3. J. L. González, J. M. Hallen. "Mecánica de Fractura en Ductos de Recolección y Transporte de Hidrocarburos". *3er Congreso de Ductos PEMEX*. 7-9 de diciembre de 1998. México. Vol. 1. 1998. pp. 183-191.
4. M. Iino. "The Extension of Hydrogen Blister-Crack Array in Linepipe Steels". *Metallurgical Transactions A*. Vol. 9. 1978. pp. 1581-1590.
5. J. L. González, A. Morales, J. M. Hallen. "Analysis of non-coplanar pressurized laminations in X52 steel pipe by non-linear finite elements". *The Journal of Pipeline Integrity*. Vol. 3. 2004. pp. 147-156.
6. ASTM International. *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*. Designation: E8–01. 100 Barr Harbor Drive. PO Box C700. West Conshohocken. PA 19428-2959 U.S. 2001. pp. 5-6.
7. K. L. Lawrence. *ANSYS Tutorial Release 7.0*. Ed. SDC Publications. PO Box 1334. Mission KS 66222. 2002. pp. 4-19.
8. M. A. Meyers. K. K. Chawla. *Mechanical Behaviour of Materials*. Ed. Prentice Hall. New Jersey. 1999. pp. 152-153.
9. Norman E. Dowling. *Mechanical Behavior of Materials, Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue*. 2ª. ed. Ed. Prentice Hall. New Jersey. 1999. pp. 1-562.
10. API. *Recommended Practice 579. Fitness for Service*. API Publishing Services. Washington 20005. 2000. pp. F-2.