

UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERÍA
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA



MÉTODO PARA LA EVALUACIÓN DE LA
RESISTENCIA A LA PRESIÓN INTERNA EN
TUBERÍAS API 5L X80 DE 18 PULGADAS DE
DIÁMETRO, UTILIZADAS EN TRANSPORTE DE
PETRÓLEO

TESIS

PARA OPTAR EL TÍTULO PROFESIONAL DE:
INGENIERO MECÁNICO

LUIS SALOMON MURILLO COLQUICOCHA

PROMOCIÓN 2005-II

LIMA, PERÚ

Diciembre - 2013

A Mis padres Omaguin y Palmira,
a mis hermanos y a todas las personas
que han contribuido en mi
formación personal y profesional.

TABLA DE CONTENIDOS

PRÓLOGO	1
CAPÍTULO 1.	
INTRODUCCIÓN	4
1.1. Antecedentes	4
1.2. Motivación	6
1.3. Planteamiento del Problema	7
1.4. Objetivo	8
1.5. Estado del Arte	9
1.6. Alcances y Limitaciones	13
CAPÍTULO 2.	
MARCO TEÓRICO	14
2.1. Introducción	14
2.2. Integridad Estructural en Oleoductos	14
2.3. Defectos de Corrosión en Oleoductos	15
2.3.1. Tipos de Defectos Corrosión	15
2.3.2. La corrosión su control e inspección	17
2.3.3. Métodos de protección y control de la corrosión	19
2.3.4. Interacción de Defectos de Corrosión	21
2.4. Niveles de Complejidad de Defectos de Corrosión en Ductos	25
2.5. Métodos Analíticos Semi-Empíricos Según Normas	27
2.5.1. Análisis de Tensiones en un Ducto de Pared Delgada sin Defectos de Corrosión	29
2.5.2. Análisis de Tensiones en un Ducto de Pared Delgada con Defectos de Corrosión	30
2.5.3. Métodos Tradicionales de Cálculo de la Presión de Falla	31
2.6. Método Mixed Type of Interacting (MTI)	37
2.6.1. Procedimiento de Cálculo del Método MTI	38
2.6.2. Limitaciones del Método MTI	40
2.7. Método de las Tensiones Circunferencial y Longitudinal (MTCL)	41
2.7.1. Procedimiento de Cálculo del Nuevo Método MTCL	42
2.7.2. Análisis del Factor de Resistencia Remanesciente (C) Según el Nuevo MTCL	47

2.7.3. Factor f utilizado en el cálculo de la pérdida de espesor efectivo	51
CAPÍTULO 3.	
SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL DUCTO CON UNA COLONIA	55
3.1. Introducción	55
3.2. Modelo Geométrico	56
3.3. Malla de Elementos Finitos	58
3.4. Condiciones de Contorno y Cargas	62
3.5. Material y sus Propiedades	64
3.6. Incrementos de Carga Utilizados . .	69
3.7. Criterios de Ruptura y Falla Numérica	70
CAPÍTULO 4.	
RESULTADOS	73
4.1. Introducción	73
4.2. Comparación Entre los Métodos	73
4.3. Simulaciones Numéricas Utilizando MEF para IDTS5	75
4.4. Análisis de las LR para IDTS5 según MEF	83
4.5. Comparación General de los Métodos	86
CONCLUSIONES	97
BIBLIOGRAFÍA	101
APÉNDICE	105

LISTA DE FIGURAS

2.1. Tubo API 5L X80 corroído & defecto teórico de corrosión	15
2.2. Tipos de defectos de corrosión en ductos	16
2.3. Representación esquemática de un celda de corrosión	18
2.4. Representación esquemática de corrosión en ductos	18
2.5. instalación de un revestimiento de tubería.	19
2.6. protección por corriente impresa	20
2.7. protección Galvánica por ánodo de sacrificio	21
2.8. Interacción de defectos Tipo 1	23
2.9. Interacción de defectos Tipo 2	23
2.10. Interacción de defectos Tipo 1, 2 y 3	24
2.11. Interacción de defectos Tipo Mixta	24
2.12. Esquema teórico de un ducto sometido a presión interna [22]	29
2.13. Ducto con un defecto de corrosión sometido a presión interna	32
2.14. Factor de resistencia remanesciente C vs el factor de Folias M	36
2.15. Factor de resistencia remanesciente C vs d/t	36
2.16. Recipiente a presión con dos defectos interactuando entre sí	38
2.17. Condiciones de trazado de las LR ($d_1 > d_3 > d_2$)	42
2.18. Grupos de interacción existentes en una colonia con 04 defectos . . .	43
2.19. Modelo teórico de una colonia con 02 defectos de corrosión	44
2.20. Modelo teórico de una colonia con 03 defectos de corrosión	45
2.21. Factor de resistencia remasnescente vs razones de separación lon- gitudinal (s/L) e circunferencial (c/L) entre los defectos	48
2.22. Factor de resistencia remanesciente vs razones ($s/L \leq 0$) y (c/L) . . .	49
2.23. Factor de resistencia remanesciente vs razones ($s/L \geq 0$) y (c/L) . . .	50
2.24. Análisis del factor de resistencia remanesciente vs razones de sepa- ración longitudinal (s/L) e circunferencial (c/L) entre los defectos . . .	50
3.1. Modelo geométrico apenas de 1/2 espécimen IDTS5	57
3.2. Parámetros requeridos para el modelado de los defectos	57
3.3. Tipo de elemento finito hexaédrico SOLID45 y SOLID95 [1]	59
3.4. Transición de tamaño con malla homogénea cerca de la colonia	60
3.5. Transición de tamaño con malla NO homogénea cerca de la colonia . . .	61
3.6. Condiciones de contorno y de cargas impuestas en el ducto	63
3.7. Condición de simetría utilizadas en el modelamiento	64
3.8. Tensión real vs deformación real del Acero API 5L X80	65

4.1. Tensiones equivalentes de von Mises para IDTS5	75
4.2. Colonia de defectos del espécimen IDTS5	76
4.3. Tensiones de VM de IDTS5, rango [565MPa-745.7MPa] $\Delta = 20MPa$	77
4.4. Tensiones de VM de IDTS5, rango [655MPa-745.7MPa] $\Delta = 10MPa$	77
4.5. Tensiones de VM de IDTS5, rango [736MPa-745.7MPa] $\Delta = 1MPa$	78
4.6. Tensiones de VM en la superficie interior o última capa	79
4.7. Tensiones de VM en la superficie interior del ducto	79
4.8. Ploteo 3D de las Tensiones de VM de la superficie interior IDTS5	80
4.9. Convergencia vs número de iteraciones para SE-PC	81
4.10. Convergencia vs número de iteraciones para SI-UC	82
4.11. No convergencia y inestabilidad numérica	82
4.12. Líneas de ruptura LR	84
4.13. Secciones A & B para el estudio de las LR	84
4.14. Tensiones de von Mises (<i>Sección – A</i>)	85
4.15. Tensiones de von Mises (<i>Sección – B</i>)	85
4.16. Razones entre las presiones de falla y la presión de test	86
4.17. Razones entre las presiones de falla del MTI, MTCL y MEF respecto a la presión de test	87
C.1. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-2	111
C.2. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-2	111
C.3. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-3	112
C.4. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-3	112
C.5. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-4	113
C.6. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-4	113
C.7. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-5	114
C.8. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-5	114
C.9. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-6	115
C.10. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-6	115
C.11. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-7	116
C.12. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-7	116
C.13. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-8	117
C.14. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-8	117
C.15. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-9	118
C.16. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-9	118
C.17. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-10	119
C.18. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-10	119
C.19. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-11	120
C.20. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-11	120
C.21. Tensiones de von Mises de la camada exterior para IDTS-12	121
C.22. Tensiones de von Mises de la camada interior para IDTS-12	121
C.23. Tensiones de von Mises en la camada exterior para IDTS-2	122
C.24. Tensiones de von Mises en la camada exterior para IDTS-2	122
C.25. Tensiones de von Mises en la camada interior para IDTS-2	123
C.26. Tensiones de von Mises en la camada interior para IDTS-2	123
C.27. Tensiones de von Mises en la camada exterior para IDTS-3	124

PR●L●G●

El transporte de petróleo por oleoductos es uno de los medios más seguros y los que menos afectan al medio ambiente, y tienen una alta eficiencia y productividad. Sin embargo, los ductos están sujetos a varios tipos de defectos, entre los que destacan los causados por la corrosión.

Al utilizar predicciones de presiones de falla conservadoras a causa de la corrosión se realizan reparos innecesarios antes de tiempo, o en el peor de los casos cambio de un tramo del ducto, lo cual nos obliga a dejar de transportar petróleo, o en la reducción de la presión de operación, o inclusive dejando a toda la línea del ducto sin operación, Teniendo que a realizar un mantenimiento preventivo el cual genera un costo muy alto e innecesario, por ser prematuro.

Por lo expuesto, se ve la necesidad reducir los costos de mantenimiento y para esto en la presente tesis se plantea una metodología aplicada para colonias de corrosión que nos represente valores de presión de falla menos conservadores y mas cercanos a la realidad en comparación con los métodos semi-empíricos según normas; entonces, éste un nuevo método para el cálculo de la presión de falla y de las tensiones máximas actuantes en la colonia de corrosión. Los resultados obtenidos por este nuevo método serán comparados con los obtenidos por el Método de los Elementos Finitos y de ensayos de laboratorio de ductos a escala real.

La presente tesis se desarrolla en cuatro capítulos. En el **Capítulo 1**, Se presentan los antecedentes, la motivación, el planteamiento del problema, el objetivo, el estado del arte, los alcances y las limitaciones de la presente Tesis.

Capítulo 2, presenta el marco teórico relacionado con los ductos con defectos de corrosión en forma de colonias y describe de forma básica y sucinta los principales tópicos como; integridad estructural en oleoductos, definiciones, tipos, complejidad e interacción de defectos de corrosión. También son descritos los principales métodos semi-empíricos según normas, utilizados en la evaluación de la presión de falla de ductos corroídos y son presentadas contribuciones de trabajos en esta área abarcando defectos de corrosión en ductos, así como es presentado el método Mixed Type of Interacting (MTI) desarrollado recientemente. Finalmente se presenta paso a paso el nuevo Método de las Tensiones circunferencial y Longitudinal (MTCL), desarrollado en la presente tesis para el cálculo de la presión de falla de un ducto que contiene una colonia de defectos de corrosión.

Capítulo 3, Describe como fue desarrollado el procedimiento y las consideraciones para el modelamiento por el método de elementos finitos (MEF) de ductos con defectos de corrosión, y sus parámetros geométricos, como los tipos de elementos, mallas, cargas, condiciones de contorno, y propiedades de los materiales adoptados para el análisis numérico, como también las consideraciones sobre el criterio de ruptura o falla numérica, sobre las no-linealidades física e geométrica existentes en este tipo de problema de análisis no lineal.

Capítulo 4, Son presentados tablas y cuadros de comparación de los resultados, ordenados en dos grupos: el primero (IDTS2 a IDTS7) con una pérdida promedio de espesor de $5,40mm$ (66.7 % del espesor) y el segundo grupo (IDTS8 a IDTS12) con una pérdida promedio de espesor de $3,78mm$ (47.3 % del espesor).

Los resultados de las presiones de falla dadas por los métodos tradicionales, el método MTI, el nuevo método MTCL y por el método numérico MEF donde se muestra también la distribución de las tensiones; además de las consideraciones sobre o post-procesamiento de los resultados, con el objetivo de analizar la interacción que ocurre entre los defectos de la colonia.

Finalmente, son presentadas las **Conclusiones y Recomendaciones** de la presente tesis, también son descritas las contribuciones y sugerencias para continuar trabajos futuros de investigación para proyectos de tesis.

Apéndice A, presenta el trazado de todas las posibles líneas de ruptura (LR), para cada grupo de defectos, dentro de la colonia de corrosión del espécimen IDTS12.

Apéndice B, presenta una tabla con resultados de la previsión de las presiones de falla, según el método MTCL semi-empírico (teórico) desarrollado en la presente tesis.

Apéndice C, presenta todos los resultados obtenidos en la simulación numérica por el método de elementos finitos, realizado en ANSYS y en MATLAB para los once especímenes IDTS, mostrando la distribución de las tensiones de von Mises para la superficie interna y externa de la colonia de defectos de corrosión.

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

1.1. Antecedentes

Para garantizar la seguridad operacional de la red de oleoductos, ésta debe ser monitoreada y tener su integridad estructural evaluada continuamente, con la finalidad de evitar una falla en un ducto y causar inmensos daños económicos, ambientales y sociales.

Son tres los métodos principales utilizados para evaluar la capacidad estructural de los ductos con defectos de corrosión: los métodos numéricos, los métodos experimentales y los métodos semi-empíricos según normas. Cada uno tiene ventajas y desventajas. Entre los métodos numéricos se puede mencionar el Método de Elementos Finitos (MEF). El análisis computacional con el MEF ha demostrado ser una alternativa más eficiente para la correcta evaluación de la integridad estructural de los ductos con defectos [2, 3]. Incluso mostrando una gran versatilidad y eficiencia, los resultados obtenidos por el MEF debe ser validado por medio de la comparación con los métodos experimentales. El análisis mediante elementos finitos, requiere de personal técnico con mano de obra entrenada, capacitada y calificada, para que ésta genere modelos que representen adecuadamente la geometría, cargas y condiciones de frontera de modelos reales y tener la capacidad de interpretar correctamente los resultados obtenidos mediante la

simulación numérica. El método experimental tiene inconvenientes como el tiempo de los procedimientos experimentales, incluida la fabricación y la obtención de los especímenes de prueba, la necesidad de mano de obra altamente calificada y también la necesidad equipo y herramientas para la realización del ensayo. También existen los llamados métodos semi-empíricos, que son utilizados para evaluar la seguridad de los ductos con defectos y están disponibles a través de las normas utilizadas por la industria (B31.G ASME, RSTRENG 0.85dl, DNV RP-F101 y BS-7910). Su uso implica, sin embargo, varias simplificaciones de la geometría real del defecto de corrosión, que puede conducir a un resultado muy conservador.

Varios métodos semi-empíricos fueron desarrollados para determinar la presión de falla de los defectos de corrosión con orientación longitudinal. En el trabajo de Souza R.D. [4], estos métodos fueron clasificados en dos grupos:

Grupo I - Métodos de fácil aplicación, en relación con el área de corrosión, sólo toman en cuenta la mayor profundidad y longitud del defecto. Entre estos métodos se pueden citar:

- ASME B31.G, Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines [5, 2].
- 0,85 dl, también conocido como método B31G modificado [6].
- DNV RP-F101, para defectos aislados [7].

Grupo II - Métodos que requieren el conocimiento del perfil de la corrosión. Estos métodos pueden ser citados:

- "área efectiva" [6].
- DNV RP-F101, para defectos con geometría compleja [7].

Tradicionalmente en la industria, la evaluación de la presión de falla de los ductos que tienen pérdidas de espesor debido a corrosión en forma de colonias de defectos, se realiza mediante el uso de una regla de interacción seguido del uso de un método semi-empírico. Sin embargo, en determinados casos de distribución geométrica de defectos de corrosión (colonia o grupos de defectos), los resultados son muy conservadores.

1.2. Motivación

Las predicciones excesivamente conservadoras de la presión de falla según los métodos semi-empíricos de los grupos I y II, llevan a un aumento innecesario del número de inspecciones y reparos de los ductos antes de tiempo, y en la reducción innecesaria de la presión de trabajo. Por lo tanto, estas predicciones conservadoras tienen un impacto negativo en el transporte del petróleo aumentando los costos de mantenimiento.

Estos resultados son demasiado conservadores, vistos generalmente en casos en que se tienen colonias de defectos que interactúan y que están separados circunferencialmente por una área íntegra de material. Esto se debe a que esta área íntegra no es considerada en los cálculos propuestos por métodos semi-empíricos según las normas B31.G ASME, RSTRENG 0.85dl, DNV RP-F101 y BS-7910 (métodos conservadores).

Se debe crear un método para el cálculo de la presión para la colonia de defectos de corrosión que sea menos conservador y conseguir ser una herramienta poderosa para lograr una reducción en los reparos innecesarios que resulta en una gran economía de recursos financieros, sin comprometer la seguridad del ducto.

1.3. Planteamiento del Problema

(A) Reducir el número de inspecciones: Para obtener datos de defectos o imperfecciones en el espesor, en las paredes internas y externas de un ducto se lanzan robots PIGS, estos robots escaneadores son enviados a toda la línea por el interior del ducto a un costo alto. También proporcionan información como la pérdida de espesor por corrosión, porosidades superficiales, rugosidad entre otros datos.

(B) Reducir el número de reparos a los ductos en tramos afectados con la colonia de corrosión: con la información obtenida de los PIGS, se aplica un cálculo de la presión máxima en el ducto según las normas de los niveles I y II. Estas normas son aplicadas a un solo defecto y son muy conservadoras.

(C) Reducir los costos de mantenimiento: al utilizar predicciones de falla conservadoras nos obliga realizar reparos innecesarios antes de tiempo, o en el peor de los casos el cambio de un tramo de la tubería, lo cual nos obliga a dejar de transportar petróleo, o en la reducción de la presión de operación, o inclusive dejando a toda la línea sin operación, obligándonos a realizar un mantenimiento preventivo el cual genera un costo muy alto e innecesario, por ser prematuro.

Por lo expuesto previamente, se ve la necesidad de crear una metodología aplicada para colonias de corrosión que nos represente valores de la presión de falla menos conservadores y mas cercanos a la realidad para lograr una reducción en los reparos innecesarios que resulta en una gran economía de recursos financieros, sin comprometer la seguridad del ducto; entonces, se plantea un nuevo método para el cálculo de la presión de falla el cual utiliza como referencia la ecuación de la DNV RP-F101. Los resultados obtenidos por este nuevo método serán comparados con

los obtenidos por el Método de los Elementos Finitos y de ensayos de laboratorio de ductos a escala real.

1.4. Objetivo

Proponer un método de cálculo para la evaluación de la resistencia a la presión interna en tuberías API 5L X80 de 18 pulgadas de diámetro, utilizadas en transporte de petróleo; los resultados de éste método y el análisis realizado por el método de los elementos finitos (MEF) se comparan con los resultados de ensayos experimentales para validar el método propuesto en la presente tesis.

Para alcanzar el objetivo de la presente tesis, se enumeran a continuación los objetivos específicos:

- 1.- Análisis teórico del cálculo de la presión de falla del Método de las Tensiones Circunferencial y Longitudinal MTCL, que es desarrollado en la presente tesis utilizando ecuaciones semi-empíricas basadas en la ecuación de la DNV RP-F101; este nuevo método MTCL es utilizado para el cálculo de la presión máxima actuante en las colonias de corrosión de ductos para transporte de petróleo y que hace que éste falle.
- 2.- Obtener resultados numéricos, utilizando el MEF para modelamiento y cálculo de la presión de falla y de las tensiones máximas de un ducto que contiene defectos de corrosión interactuando entre si; es decir, para una colonia de corrosión.
- 3.- Comparación de resultados obtenidos en la presente tesis: el método MTCL, simulaciones numéricas obtenidas por elementos finitos (MEF), utilizando como referencia resultados de pruebas experimentales realizadas en laboratorio a escala real de ductos API 5L X80 [8].

1.5. Estado del Arte

A continuación se presentan las referencias y publicaciones, estas tratan de la evaluación de la resistencia residual de ductos corroídos utilizados para transporte de petróleo:

- Para estudiar el comportamiento de los ductos con defectos largos de corrosión, Benjamin et al. (2000) [9] realizaron pruebas en laboratorio. En la primera fase del proyecto, nueve especímenes tubulares con defectos rectangulares externos y aislados fueron probados, estos defectos mecanizados por electro-erosión, y los cantos de defectos suavizados. Para tubos de material API 5L X60 con un diámetro externo de $323,9mm$ y espesor de pared de $9,53mm$. El parámetro variable fue la dimension longitudinal L del defecto para simular la corrosión, se establece entre $250mm \leq L \leq 525mm$. La profundidad del defecto (corrosión) se fija en el 70% del espesor de pared ($d = 70\%t$) y el ancho en 10 veces el espesor ($W = 10t$). Cargamento de presión interna únicamente es aplicado. Los valores de la presión interna en el instante de la ruptura fueron comparados con los resultados de los métodos de ASME B31G, RSTRENG 085dL, RSTRENG Effective Área y DNV RP-F101. Se encontró que para defectos largos uniformes ensayados, el método ASME B31G produjo resultados muy conservadores, el RSTRENG 085dL generó resultados no conservadores y métodos RSTRENG Effective Área y DNV RP-F101 generaron resultados conservadores, siendo estos dos últimos los más apropiados en esta situación evaluada.
- En la segunda fase del proyecto iniciado por Benjamin et al. (2000) [9], Benjamin et al. (2002) [10] realizaron simulaciones por MEF de 4 especímenes ensayados experimentalmente por Benjamin et al. (2000) [9]. Utilizando dos tipos de elementos finitos, elementos shell (cáscara) y elementos sólidos; el software comercial utilizado fue ANSYS. El método de Newton-Raphson se

utilizó para resolver el sistema de ecuaciones de equilibrio. No Linealidades geométricas y de material fueron considerados. fue empleado el modelo de la plasticidad de endurecimiento isotrópico. Dos criterios de falla numérica se adoptaron. El primer criterio de falla local, dice que el ducto falla cuando la tensión de von Mises llega al límite de ruptura real del material en cualquier punto de la región del defecto. El segundo criterio, falla global, dice que ocurre el colapso plástico y se produce cuando el modelo numérico no converge más, incluso para un cargamento de presión interna aplicado en incrementos muy pequeños ($\Delta p \leq 2,5 \cdot 10^{-4} \times (\text{presión de falla})$). Tanto los elementos de cáscara (shell) y los sólidos produjeron resultados adecuados en relación con los ensayos. Los elementos sólidos son un poco más preciso que los elementos de cáscara (shell).

- Diniz [11] reproduce las mismas pruebas experimentales realizadas por Benjamin et al. [9], y también realizó simulaciones numéricas utilizando el MEF. Elementos finitos Sólidos se utilizaron para representar mejor la geometría del ducto, la colonia defectos de corrosión y el perfil de deformaciones elasto-plástico a lo largo del espesor. Para este fin, utilizó software ANSYS, usando las propiedades reales de los materiales ensayados de cada tubo, obtenidas a partir de ensayos de tracción uniaxial realizados anteriormente. Dos criterios de falla se adoptaron. El primer criterio, es cuando el primer elemento alcanza la tensión equivalente de von Mises igual al límite de ruptura real del material. El segundo, es la inestabilidad numérica debido al colapso plástico, que se produce cuando todos los elementos a lo largo del espesor en cualquier región del defecto, alcance el límite ruptura real del material. El intervalo promedio entre estos dos criterios fue del 3,5 % de la presión de falla, y el primer criterio se consideró más apropiado por ser más conservador.

- Debido a que el método $085dL$ presenta resultados no conservadores para defectos de corrosión uniforme largos y profundos, en comparación con los resultados experimentales de Benjamín (2000) [9], Benjamin y Andrade (2003) [12] plantearon modificaciones en la formulación en defectos de largos de este método para crear el método $085dL$ modificado. En comparación con los resultados de las pruebas de laboratorio de Benjamin (2000) [9], observó que sólo el espécimen con el defecto corrosión más corto, obtuvo resultados contra de la seguridad por el método $085dL$ modificado. El error medio fue de 9,8 %.
- Continuando con validación del método $085dL$ modificado para confirmar su conservadurismo, Benjamin y Andrade (2004) [13] realizan estudios de los parámetros con diferentes tamaños de corrosión, como en los ensayos experimentales de Benjamin [9], solamente la longitud de la corrosión era variada. Después se realizaron simulaciones MEF en ANSYS con elementos de cáscara (shell). Diez especímenes fueron simulados. Se fijó la profundidad de la corrosión en 30 % o 70 % del espesor del ducto. Los resultados del MEF se compararon con los métodos $085dL$ modificado B31G, $085dL$ y RP-F101. Para los 4 especímenes con defectos profundos ($d = 70\%.t$), los métodos B31G y $085dL$ modificado presenta un conservadurismo adecuado, mientras que los métodos RP-F101 y $085dL$ son no conservadores. Para los 6 especímenes con defectos superficiales rasos ($d = 30\%.t$), el método B31G era demasiado conservador, mientras que los métodos $085dL$ modificado, RP-F101 y $085dL$ fueron adecuadamente conservadores.
- Con el objetivo de obtener una solución para ductos corroídos más específica para diferentes geometrías de los defectos de corrosión, Choi et al. (2003) [14] llevaron a cabo pruebas experimentales, análisis por elementos finitos y, finalmente, propone una solución analítica para ductos API 5L X65 en

función de la profundidad del defecto y la longitud de la corrosión, así como la geometría del ducto. Fueron ensayados siete especímenes con corrosión externa rectangular, defectos con cantos redondeados para evitar la concentración de tensiones. El análisis por elementos finitos fue realizado con el software ABAQUS con el tipo de elemento sólido isoperimétricos de veinte nodos. Fueron consideradas geometrías de corrosión rectangular o elíptica. La falla numérica del ducto fue tomada cuando la tensión de von Mises alcanza una de las tensiones de referencia en todo el espesor en la región de la corrosión. Al comparar la presión de ruptura numérica y experimental, observó que para el defecto rectangular la tensión referencia más apropiado era el 90 % de la resistencia a la tracción real y para el defecto elíptico del 80 % de resistencia a la tracción real. El estudio numérico (MEF) se llevó a cabo con treinta casos de corrosión elíptica (para establecer el criterio de ingeniería conservador), variando la geometría del ducto y el defecto de corrosión. Aplicando el análisis de regresión a los resultados de la solución de elementos finitos, la solución analítica quedo establecida.

- Guimarães [15] continuo los estudios de Choi et al. (2003) [14]. Análisis de elementos finitos realizó utilizando el software ANSYS, utilizó elementos *shell*. Estudio 32 casos, variando la geometría del ducto y del defecto de corrosión rectangular. Considera la falla cuando la tensión de von Mises iguala a la tensión de referencia 90 % de la resistencia a la tracción real del material en el nodo más solicitado.
- Benjamin e Cunha (2007) [16] plantearon la creación de un nuevo método para defectos interactuando, llamado: MTI, *mixed type of interaction*. Este método presenta una diferencia en sus cálculos, al considerar todas las áreas de material íntegro situado entre los defectos de corrosión de una colonia. Este método es presentado en detalle en el capítulo 2 de la presente tesis.

1.6. Alcances y Limitaciones

- a) El análisis desarrollado en la presente tesis para el cálculo de la presión de falla de un ducto que contiene colonias de corrosión, es para defectos de corrosión tipo alveolar, este tipo de corrosión puede estar tanto en la superficie interior y/o exterior del ducto. Además, los defectos de corrosión fueron representados de forma simplificada con una geometría rectangular.
- b) El cálculo teórico semi-empírico basados en la ecuaciones de la DNV RP-F101 del nuevo método MTCL, solamente es utilizado para presión interna constante y ducto de pared delgada, para una relación de diámetro (D) y espesor (t) $D/t > 20$. Para otros casos de corrosión o otros tipos de carga como: axiales, de flexión y/o temperatura, se recomienda utilizar el método de los elementos finitos (MEF), o también mediante un ensayo experimental en laboratorio, éste sería muy sofisticado y costoso tanto en tiempo, equipamiento como en personal técnico capacitado; para reproducir en el laboratorio un determinado caso y que éste represente lo mas próximo al problema real.
- c) En el análisis por MEF son consideradas no linealidades: de material (curva real de tensión deformación desde la zona plástica, elasto-plástica y plástica hasta la ruptura); y geométrica (grandes deformaciones y desplazamientos), según se detalla en el capítulo 3.
- d) El nuevo método MTCL desarrollado en la presente tesis, basado en la ecuación de la DNV RP-F101 y los resultados de la simulación numérica por el MEF realizada en ANSYS son comparados con los resultados obtenidos en pruebas experimentales realizadas en laboratorio a escala real de ductos API 5L X80 [8].

CAPÍTULO 2

MARCO TEÓRICO

2.1. Introducción

Algunos métodos para evaluar la resistencia de los oleoductos se presentan en este capítulo. Las formulaciones generales de la resistencia de materiales son presentadas, sin tener en cuenta la corrosión (sin defectos) en los ductos. También se presentan los métodos semi-empíricos utilizados para evaluar la resistencia residual de las tuberías corroídas (con defectos). Finalmente, se presenta el método MTI desarrollado recientemente [8, 17] y el MTCL nuevo método tema de estudio de la presente tesis.

2.2. Integridad Estructural en Oleoductos

A pesar que los oleoductos tienen buenas características para su uso en el transporte de petróleo y sus derivados, estos están sujetos a daños o defectos a lo largo de su vida útil, ya sea en la etapa de proyecto, de fabricación, la acción de terceros, el envejecimiento natural o de medios corrosivos. Fallas y defectos encontrados deben ser evaluados y monitoreados de forma correcta y confiable. Dependiendo del nivel y la evolución del defecto (daño), es necesario reducir la presión de operación para el mantenimiento posterior del tramo corroído, o incluso la sustitución completa de este trecho [18]. Las principales causas de fallas en los oleoductos y gasoductos en los EE.UU. se deben a factores externos (daños

causados por la acción de terceros), seguido por fallas debido a la corrosión [19]. Se ilustra en la Figura 2.1 un caso de corrosión en tuberías de acero API 5L X80.

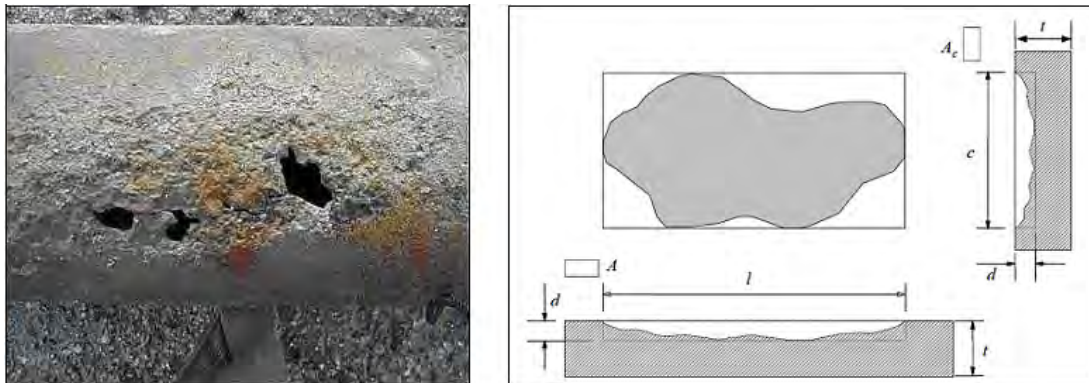


Figura 2.1: Tubo API 5L X80 corroído & defecto teórico de corrosión

2.3. Defectos de Corrosión en Oleoductos

Los principales defectos de corrosión encontrados en los oleoductos se pueden agrupar en categorías de acuerdo a sus causas o formas. La Figura 2.2 muestra algunos tipos de corrosión.

2.3.1. Tipos de Defectos Corrosión

Los principales tipos de corrosión en los oleoductos son:

- a) Corrosión generalizada o uniforme: la pérdida uniforme o gradual del espesor de pared del ducto en un área extensa.

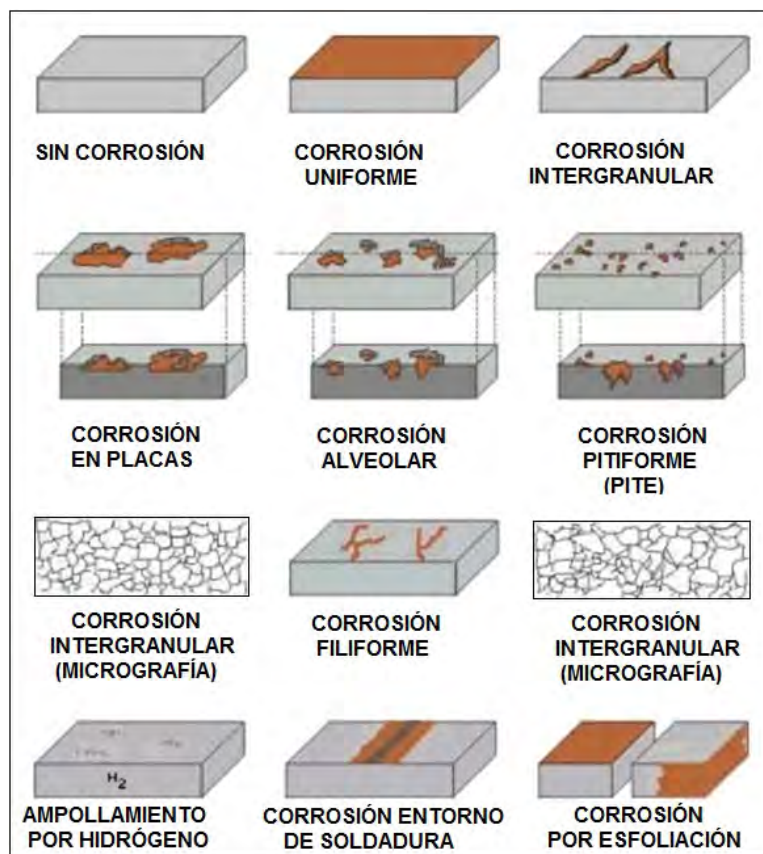


Figura 2.2: Tipos de defectos de corrosión en ductos

b) Corrosión alveolar: corrosión localizada, con gran anchura y la longitud que puede ocurrir de forma aislada o en forma de colonias; este tipo de corrosión sera estudiado en este trabajo.

c) Corrosión por "pit": corrosión localizada que difiere de la alveolar porque los pits son pequeños de ancho y largo, generalmente menor que el espesor del tubo.

d) Fisuración bajo tensión en un ambiente corrosivo: se produce cuando un material sometido a esfuerzos de tracción (aplicada o residual), es colocado en contacto con un medio corrosivo específico. La figura 2.2 muestra algunos ejemplos de los defectos de corrosión se encuentran comúnmente en las tuberías.

e) Fisuración por hidrógeno: se produce cuando el hidrógeno migra hacia el

material y se acumula en los vacíos y/o defectos micro-estructurales existentes, provocando falla a bajos niveles de Tensión.

2.3.2. La corrosión su control e inspección

La corrosión es el deterioro de un material por la acción química o electroquímica del medio, que puede estar asociado o no a proceso de esfuerzos mecánicos. Los ductos para el transporte de petróleo y sus derivados son hechos con materiales metálicos, su corrosión se llama corrosión metálica. En este caso, es un proceso electroquímico en la naturaleza.

Un ducto porque es un cuerpo metálico envuelto por un electrolito, suelo o agua, por ejemplo, puede tener una variación del potencial eléctrico de un punto con respecto a otro a lo largo de su vida útil. Esto es debido a la existencia de áreas anódica y catódica. Como estas zonas tienen diferentes potenciales eléctricos, se tiene la base para la formación de una celda de corrosión en el ducto. Para la formación de una celda de corrosión, son necesarias las siguientes condiciones:

- o Existencia de un ánodo y un cátodo;
- o La existencia de un potencial eléctrico entre el ánodo y el cátodo;
- o Debe haber un camino (puente) metálico conectar eléctricamente el ánodo y el cátodo;
- o El ánodo y el cátodo deben ser sumergidas en un electrolito conductor de la electricidad (suelo o el agua).

En la presencia de tales condiciones se crea una celda de corrosión, una corriente eléctrica fluirá y el metal será consumido en el ánodo. Si una de estas cuatro condiciones es eliminada, la corrosión se interrumpe. La Figura 2.3. muestra esquemáticamente la celda de corrosión.

El ánodo, el cátodo y el camino eléctrico están presentes en el propio ducto. Por lo que algunas zonas actúan como ánodos, y otras como cátodos y el tubo

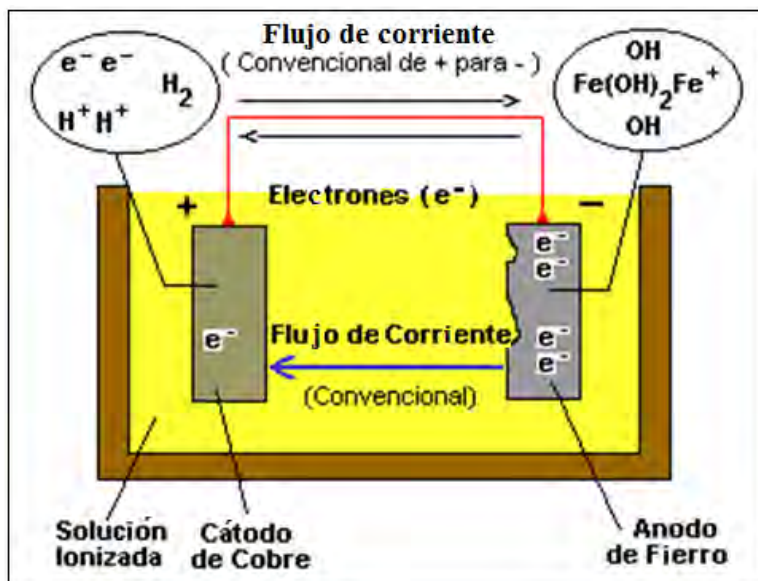


Figura 2.3: Representación esquemática de un celda de corrosión

entre ellos como conector. Podemos mencionar dos de los muchos motivos para la aparición de este comportamiento. La primera es cuando un nuevo ducto es colocado en un tubo de antiguo, el acaba de asumir el papel del ánodo debido a su mayor potencial. El segundo es que el potencial de un ducto puede variar debido a las diferencias en la composición del suelo, que tiene la función de electrolito. Ambos casos se ilustran en la Figura 2.4

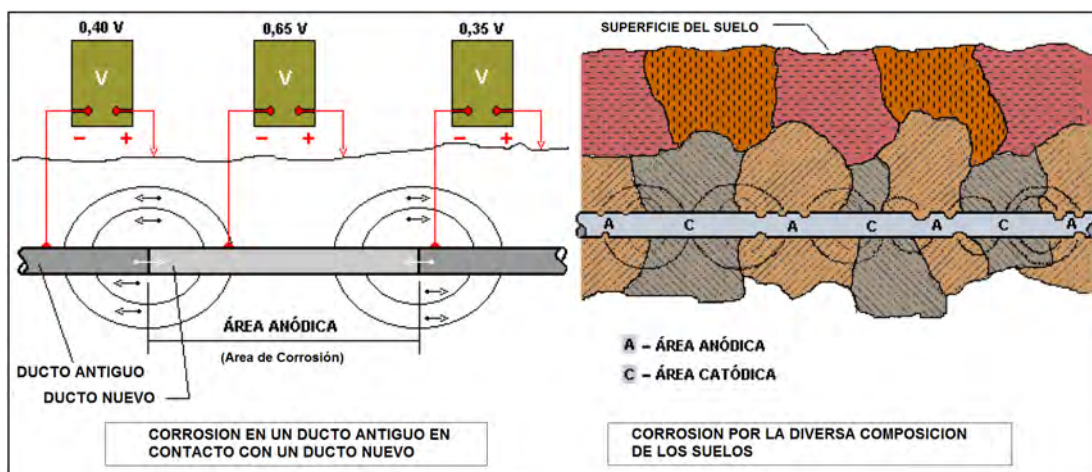


Figura 2.4: Representación esquemática de corrosión en ductos

2.3.3. Métodos de protección y control de la corrosión

Las técnicas empleadas para la protección y control de la corrosión son varias. Dos de tales técnicas se describen a continuación.

a) Revestimientos

Los recubrimientos están diseñados para formar una película continua, que consiste en material aislante sobre la superficie metálica a ser cubierta. Cuando los ductos están enterrados o sumergidos deben recibir recubrimiento interno y/o externo contra la corrosión. Esta es una manera de combatir la acción electro-lítica de las corrientes eléctricas subterráneas se mueven a través del ducto, a consecuencia de las diferencias de potencial entre el ducto y el suelo de un punto a otro dentro de la propia tierra o incluso bajo el agua. Además dependiendo del tipo de revestimiento puede o no aplicarse para ductos enterrados que deban llevar protección catódica a fin de evitar el apantallamiento o shielding conforme lo establecen los códigos vigentes: ASME B31.4 Pipeline Transportation Systems for Liquid Hydrocarbons and Other Liquids y el D.S. 081-2007-EM Nuevo Reglamento de Transporte de Hidrocarburos por Ductos.

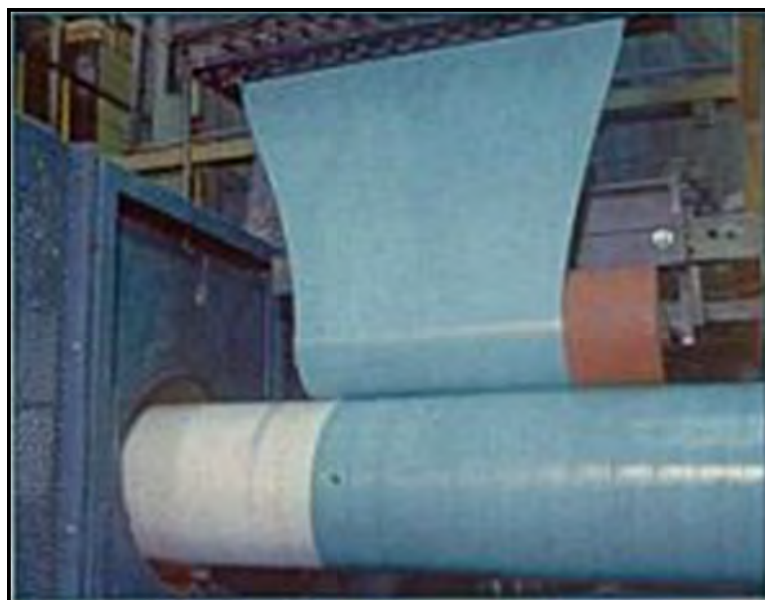


Figura 2.5: instalación de un revestimiento de tubería.

Los materiales más utilizados para recubrimientos son : esmalte de alquitrán de hulla (alquitrán de hulla) , asfalto, cintas de plástico (PVC , poliéster , polietileno), entre otros. Se ilustra en la Figura 2.5 la instalación de un revestimiento de tubería.

b) La protección catódica

La protección catódica es un método de control de la corrosión para superficies metálicas subterráneas cuyo principio básico es tornar a la superficie a proteger en cátodo de una celda de corrosión, diseñado especialmente para este propósito. Para que esto ocurra, una corriente eléctrica inducida con el objetivo de hacer la estructura de metal (ducto) se convierta en un área catódica en lugar de una área anódica. Se puede utilizar junto con el recubrimiento para mejorar la eficiencia de la protección.

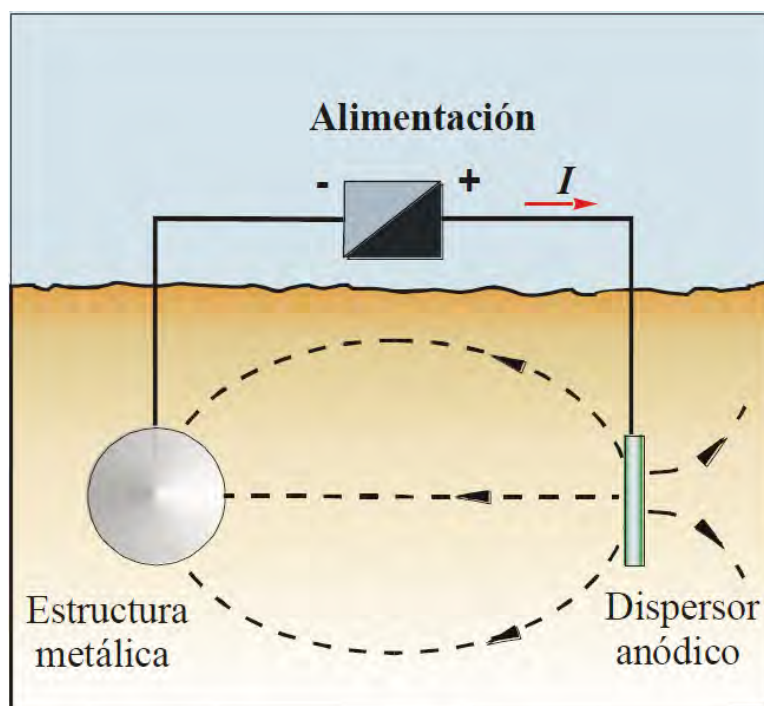


Figura 2.6: protección por corriente impresa

Para obtener la protección catódica de una estructura metálica hay dos procesos, la protección galvánica y protección por corriente impresa. Ambos se basan en el mismo principio, la de asegurar la protección por inyección de corriente

en la estructura a través del medio en el que se encuentra. Para la protección por corriente impresa, uno o más electrodos se introducen en el suelo al lado del ducto y una fuente de corriente externa se aplica a ambos el fin de oponerse a la naturaleza anódica del mismo. Así que el ducto pasa a funcionar como cátodo, en la que no hay oxidación. La Figura 2.6 ilustra el método.

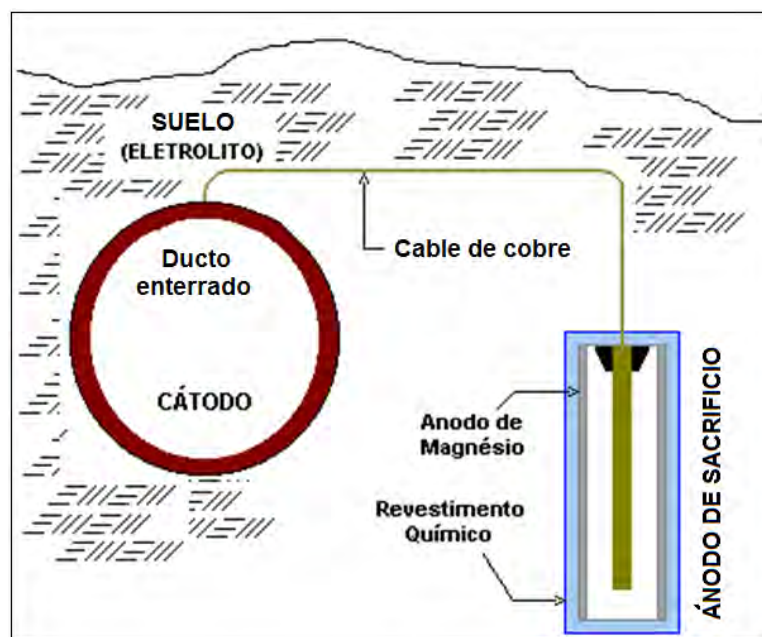


Figura 2.7: protección Galvánica por ánodo de sacrificio

En la protección galvánica o protección por ánodo de sacrificio, siempre que el flujo de corriente eléctrica es causada debido a la diferencia de potencial entre el metal a ser protegido (ducto) y otro elegido como ánodo, con un potencial más negativo. Típicamente los materiales más ampliamente utilizados para esta función anódica son: zinc, aluminio y magnesio . La Figura 2.7 muestra la protección galvánica con ánodo de magnesio.

2.3.4. Interacción de Defectos de Corrosión

En el grupo de defectos de corrosión alveolar o pitiforme se centra el estudio de la presente tesis, cada defecto introduce perturbaciones en la distribución

de tensiones y deformaciones causadas por la presión interna u otras cargas a la que la estructura (oleoducto) está localmente sometida. Sin embargo, estas perturbaciones no se limitan sólo a la zona de pérdida de espesor si no también la influencia en toda la región cerca del defecto, llamada zona de influencia del defecto. Cuando existe una superposición de áreas de influencia de los defectos, la presión de falla del ducto con defectos puede ser menor que si los defectos estuvieran más separadas, actuando individualmente. En esta situación se dice que los defectos interactúan para formar una colonia o un grupo de defectos y están reduciendo la resistencia del ducto, y que es causada por el efecto combinado de los defectos.

Tres tipos básicos de interacción entre los defectos de corrosión los define Kiefner y Vieth (1990) [20]:

La interacción Tipo 1, es encontrada en los grupos de defectos donde los defectos están separados circunferencialmente, pero sus perfiles se superponen cuando se proyectan en el plano longitudinal del ducto. Un ejemplo de esta interacción se presenta en la Figura 2.8.

La interacción tipo 2, ocurre en los casos en que los perfiles de los defectos de corrosión están alineados longitudinalmente y están separados por una zona íntegra de material. La figura 2.9 muestra un ejemplo de este tipo.

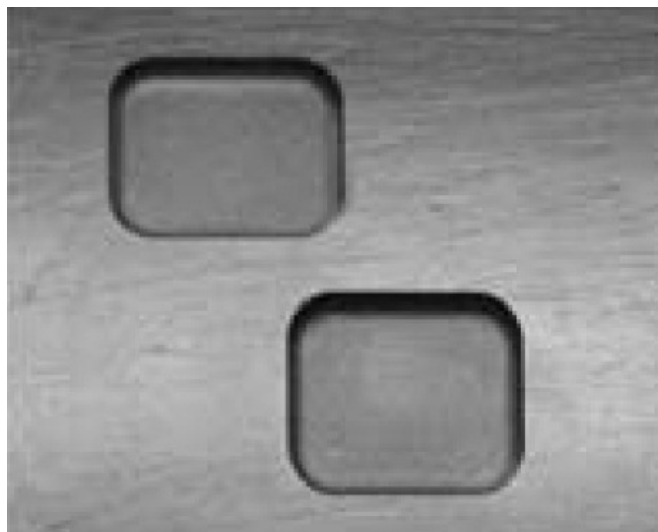


Figura 2.8: Interacción de defectos Tipo 1

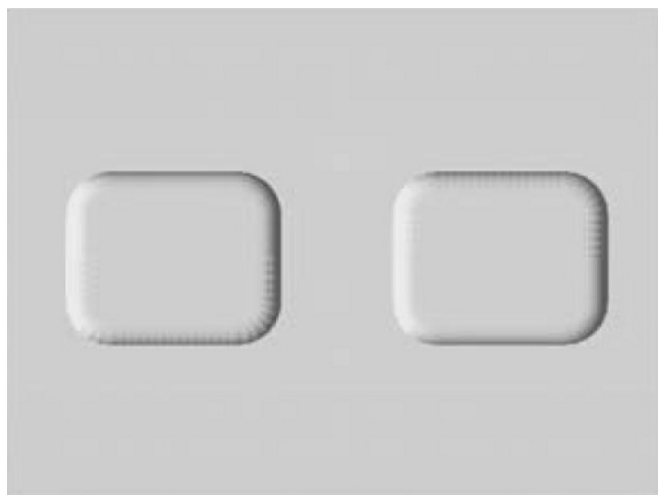


Figura 2.9: Interacción de defectos Tipo 2

La interacción tipo 3, se encuentra en los casos en que los grupos de defectos se componen de defectos de corrosión profundos, situados dentro de un defecto de corrosión con una menor pérdida de espesor. La Figura 2.10 muestra un ejemplo de interacción tipo 3, la misma figura también muestra ejemplos de interacciones tipo 1 y tipo 2.

En general los defectos encontrados en las colonias de corrosión reales, tienen interacciones que son combinaciones de los tipos 1, 2 y 3 presentados anteriormen-

2.4. Niveles de Complejidad de Defectos de Corrosión en Ductos

Dependiendo del método de cálculo elegido, la evaluación de la resistencia residual del ducto corroído será relativamente simple, muy sofisticado o no factible desde el punto de vista económico.

Una buena práctica consiste en evaluar los defectos en niveles crecientes de complejidad de análisis. El método utilizado depende de la finalidad de la evaluación, el tipo de defecto, las condiciones de carga y la calidad de los datos disponibles.

Cosham & Hopkins (2001) [19] se propone en "The Pipeline Defect Assessment Manual (PDAM)" La evaluación de defectos por niveles de complejidad, que puede ser aplicada a los defectos de corrosión. A continuación se resumen los cinco diferentes niveles de evaluación de defectos y los datos requeridos, según Souza RD (2003) [4].

Nivel 1: las normas internas de las empresas operadoras o reglas prácticas para aprobar o desaprobar defectos de corrosión con información sólo del tipo y las dimensiones del defecto.

Nivel 2: En este nivel de análisis, se utiliza los métodos de fácil aplicación y que en muchas situaciones puede presentar resultados excesivamente conservadores. Algunos métodos pueden ser citados como la B31.G ASME, RSTRENG 0,85dl, el RPA, DNV RP-F101 (para defectos aislados) y BS-7910 (para defectos aislados). Para aplicar estos métodos, se debe conocer la longitud y la mayor profundidad del defecto. Por otra parte, es necesario conocer el grado de acero (por ejemplo X60, X80), el diámetro y el espesor del ducto.

Nivel 3: En este nivel de análisis, además de los datos hasta ahora citados, también es necesario conocer el perfil del defecto de corrosión. Los principales métodos que se pueden aplicar a este nivel es el 'área efectiva' y la DNV RP-F101

(para defectos de geometría compleja), entre otros. Existen programas comerciales restringidos para uso de las empresas que permiten aplicar fácilmente estos métodos cuya principal dificultad es obtener el perfil de corrosión del defecto. En este nivel de clasificación propuesta por Cosham & Hopkins (2001) [19], también se pueden incluir a BS 7910 (para interacción de defectos), que requiere el conocimiento de la separación axial y angular entre los defectos y los anchos de los mismos.

Nivel 4: En este nivel consiste en realizar análisis no lineal de elementos finitos o realizar pruebas experimentales a escala real del problema. Utilizando el método de elementos finitos, y contar con personal altamente calificado, lleva mucho tiempo en el proceso de modelado y la determinación de la solución. Reproducir el defecto a escala real y realizar pruebas destructivas es también una alternativa viable, a pesar de que requiere mucho tiempo, personal calificado y equipamiento adecuado.

Nivel 5: En este nivel, el análisis requiere de más datos del ducto en relación con otros métodos. Usted debe tener la distribución estadística de la geometría (defecto y ducto), las propiedades del material para cuantificar las incertidumbres incorporados en la evaluación y, cuando se combina con el análisis de riesgo, y la capacidad para la toma de decisiones para aceptar o no un defecto.

Por lo general, la evaluación de los defectos se lleva a cabo hasta el nivel 3. Si el defecto es rechazado en este punto, es necesario utilizar métodos más sofisticados de evaluación de los defectos (nivel 4 o nivel 5), la reducción de la presión de operación o en último caso, la reparación del ducto.

La posibilidad de evaluar los defectos de corrosión, con más de un tipo de método es bastante amplia y puede ser una herramienta poderosa para lograr una reducción en los reparos innecesarios que resulta en una gran economía de recursos financieros, sin comprometer la seguridad del ducto.

2.5. Métodos Analíticos Semi-Empíricos Según Normas

Los métodos analíticos semi-empíricos utilizados para la predicción de la presión de rotura de ductos que contienen defectos de corrosión de nivel 1 se basa en las ecuaciones de la mecánica de la fractura, en ensayos experimentales hasta la ruptura de los ductos. El método B31G [5] es pionero en la evaluación de ductos corroídos desde principios de los años 70, con una larga tradición de uso en el campo debido a su conservadorismo. Según éste método, un ducto con defecto con relación d/t mayor que 0.8 (profundidad del defecto más del 80 % del espesor de pared del ducto) debe ser reparado o reemplazado. Si la relación d/t es inferior a 0.1, la tubería puede seguir funcionando normalmente, para las condiciones intermedias se debe utilizar el método B31G.

El conservadorismo del método B31G se reconoce como excesivo para defectos de corrosión largos a partir de una longitud del defecto $L > \sqrt{20.D.t}$, donde D es el diámetro y t es el espesor de la pared del ducto. Esto trae perjuicios económicos por el reparo anticipado y desnecesario, en la sustitución de los ductos todavía en condiciones de operación o de reducción de la presión de operación. En este sentido, el método fue posteriormente modificado por B31G Kiefner et al. (1989) [6] para formar el método B31G 085dL o modificado. Según Benjamin y Andrade (2003) [12], el método 085dL se recomienda cuando material del ducto no tiene el límite mínimo de tenacidad para poder utilizar el método DNV RP-F101 . Sin embargo, el método 085dL no fue ampliamente utilizado, por muchas veces presentar resultados en contra de la seguridad, esto para defectos largos y profundos. Por esta razón fue modificada por Benjamin y Andrade [12] para crear el método 085dL RPA o modificado.

El método DNV RP-F101 se aplica a los materiales de acero al carbono con

alta tenacidad. Los siguientes tipos de defectos de corrosión en ductos puede ser evaluada mediante la DNV RP-F101 [7]: la corrosión interna en el material base, corrosión externa en el material base, corrosión en el cordón de soldadura, y en las colonias de defectos de corrosión. El método DNV RP-F101 tiene ventajas sobre los otros tres métodos por considerar el límite de rotura del material S_u en su formulación. El procedimiento de la DNV RP-F101 es el único de los procedimientos presentados que no clasifica a la corrosión en relación a su longitud L , como corto o como largo; su formulación es única. El ancho W de los defectos de corrosión en el caso de cargamento de presión interna únicamente, no influye mucho en los resultados y es despreciado por todos los métodos. Este ancho tiene alguna influencia y se considera en el procedimiento DNV RP-F101 cuando se trata de una carga de compresión.

No se tendrá en cuenta en este trabajo el factor de proyecto, utilizado para al cálculo de la presión de trabajo admisible P_d para el ducto con defecto de corrosión (véase la ecuación 2.1). De acuerdo con la nomenclatura de la ASME B31.8, el factor de diseño está constituido por el producto de tres parámetros como se presenta en la ecuación 2.1. Apenas la presión de falla p_f del ducto corroído según con cada método de análisis que es el objetivo de este estudio.

$$p_d = p_f \cdot (F \cdot E \cdot T) \quad (2.1)$$

Donde F es el factor de proyecto, E es un factor de junta de soldadura longitudinal, y T factor de reducción debido a la temperatura.

2.5.1. Análisis de Tensiones en un Ducto de Pared Delgada sin Defectos de Corrosión

El método analítico tiene una formulación general básica para la carga de presión interna que se presenta a continuación.

Los ductos cilíndricos de pared delgada son ampliamente utilizados en el transporte y el almacenamiento de líquidos y gases, así como para recipientes a presión. Las tensiones que se desarrollan en estas estructuras debido a la presión interna del líquido o gas contenido en él se presentarán en esta sección.

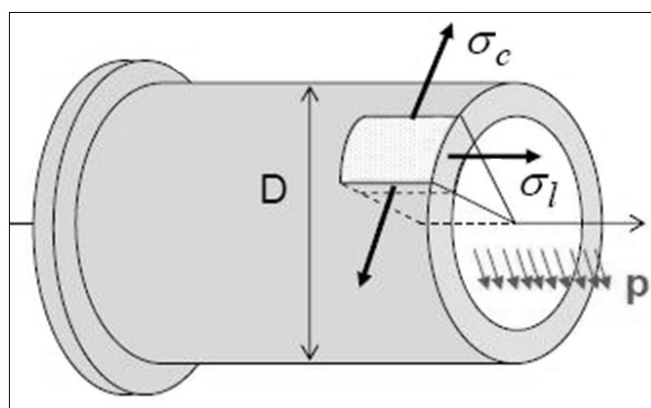


Figura 2.12: Esquema teórico de un ducto sometido a presión interna [22]

Para este caso, la distribución de tensiones a través del espesor no varía significativamente, y se supone que es uniforme o constante. Se obtiene una solución aproximada suficientemente precisa de las siguientes ecuaciones de equilibrio [21]:

- a) Equilibrio de fuerzas en la dirección axial (L);
- b) Equilibrio de fuerzas en la dirección circunferencial (C).

Se sabe que en un recipiente a presión cilíndrico, libre de defectos, sin alteraciones de geometría y con paredes delgadas, como se muestra en la figura 2.12, si la relación entre el diámetro exterior D y espesor t es mayor que 20 ($D/t > 20$) el ducto es considerado de pared delgada. Si el ducto está sometido aun cargamento

de presión interna p constante, las tensiones actuantes en el ducto son la tensión circunferencial σ_C y la tensión longitudinal σ_L :

$$\sigma_C = p \cdot \frac{D}{2t}, \quad (2.2)$$

$$\sigma_L = p \cdot \frac{D}{4t}, \quad (2.3)$$

Para un ducto enterrado, se utiliza la hipótesis de que la deformación longitudinal es contenida por suelo (la deformación longitudinal es cero $\varepsilon_L = 0$). Entonces la tensión longitudinal dependerá de la tensión circunferencial y del coeficiente de Poisson μ , según la ecuación 2.4; ver más detalles en la sección (2.7.3);

$$\sigma_L = \mu \cdot \sigma_C, \quad (2.4)$$

2.5.2. Análisis de Tensiones en un Ducto de Pared Delgada con Defectos de Corrosión

Según el criterio de Tresca y un factor de redistribución de tensiones $1/C$, que implica la geometría del defecto en un ducto de pared delgada sometido únicamente a presión interior, se puede relacionar la presión que hace el ducto fallar como la resistencia a falla por colapso plástico de la siguiente manera:

$$\sigma_C = \sigma_{Tresca}, \quad (2.5)$$

$$p_f \cdot \frac{D}{2t} \cdot \frac{1}{C} = \sigma_{flow}, \quad (2.6)$$

$$p_f = \frac{2t}{D} \cdot S_{flow} \cdot C, \quad (2.7)$$

donde D es el diámetro y puede ser considerado como el diámetro medio $D_m = D - t$, externo $D_e = D$, o interno $D_i = D - 2t$. Por ejemplo, el D_m es utilizado

en la ecuación DNV RP-F101; la resistencia al colapso plástico está dada por S_{flow} , y tiene un valor entre el límite elástico S_y y la resistencia a la rotura S_u del material ($S_y < S_{flow} < S_u$); p_f es la presión de falla para el ducto de paredes delgadas con defecto de corrosión. La ecuación 2.7 de la presión de falla p_f para un ducto con defecto de corrosión, tiene tres partes bien definidas: la primera depende de la geometría del ducto original, sin defecto; la segunda depende de la resistencia considerada por colapso de plástico, y de las propiedades mecánicas del material, la tercera depende de la geometría del defecto de corrosión, según se indica la ecuación 2.8;

$$C = \frac{1 - \frac{A}{A_0}}{1 - \frac{A}{A_0 \cdot M}}, \quad (2.8)$$

A : Parámetro representativo del área longitudinal de la sección con defecto de corrosión,

A_0 : Área longitudinal de material sin defecto de corrosión,

M : Factor de forma de Folias, tiene en cuenta la longitud L del defecto,

C : factor de resistencia remanente causada por el defecto de corrosión, y se calcula de acuerdo con la geometría y el método semi-empírico utilizado.

2.5.3. Métodos Tradicionales de Cálculo de la Presión de Falla

Todos los métodos semi-empírico tienen una formulación básica general para el cálculo de la presión de falla de acuerdo a las ecuaciones 2.9, 2.10 ó 2.11. Esta presión es una función del diámetro D , del espesor de pared t del ducto, de una tensión S_{flow} que varía según el método y el tipo de material del ducto, la longitud L , y la profundidad del defecto d del ducto como se muestra en la Figura 2.13.

$$p_f = p_o \cdot C, \quad (2.9)$$

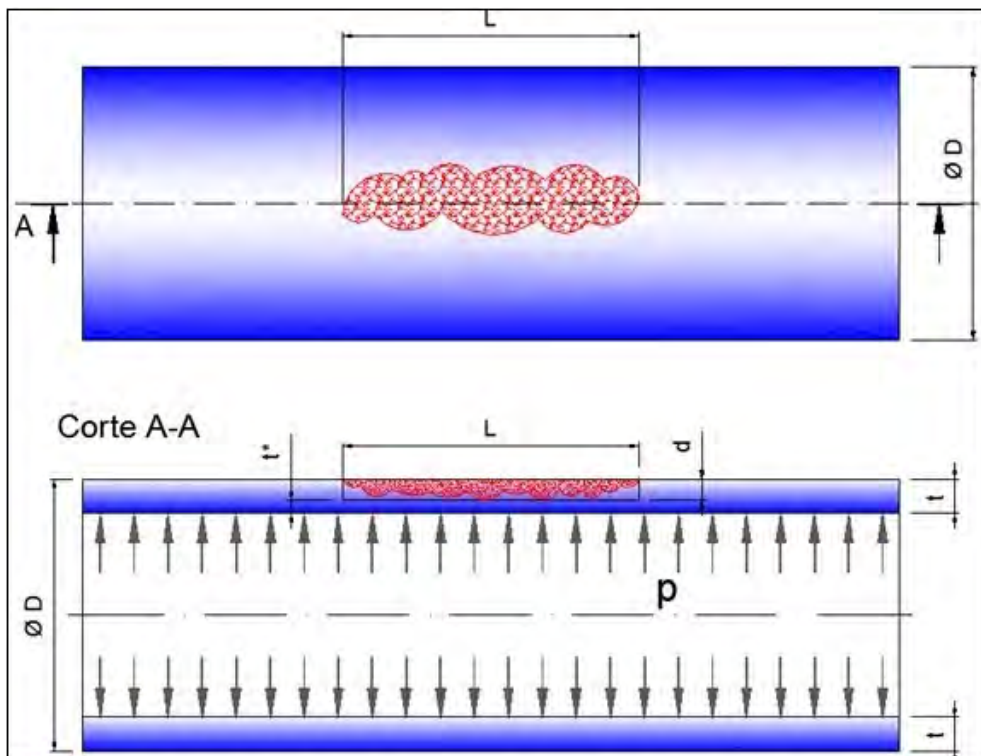


Figura 2.13: Ducto con un defecto de corrosión sometido a presión interna

$$p_o = \frac{2t}{D} \cdot S_{flow}, \quad (2.10)$$

$$p_f = \frac{2t}{D} \cdot S_{flow} \cdot \frac{1 - \frac{A}{A_o}}{1 - \frac{A}{A_o.M}}, \quad (2.11)$$

p_o : la presión de falla estimada para la tubería de pared delgada, sin corrosión;
 C : factor de resistencia remanente causado por el defecto de corrosión, y se calcula de acuerdo con la geometría y el método utilizado.

Método ASME B31G

Para calcular la presión de la falla de un ducto con un defecto individual de corrosión, el método ASME B31G [5] establece lo siguiente:

$$p_f = \frac{2t}{D} \cdot S_{flow} \cdot C, \quad (2.12)$$

donde, $S_{flow} = 1,1SMYS$, SMYS (specified minimum yield strength) es denominado límite de elasticidad mínimo especificado.

El factor de forma M tiene en cuenta la longitud de la corrosión L , $M = \sqrt{1 + 0,8 \frac{L^2}{D.t}}$, es también conocido como factor de dilatación "bulging factor".

Para los defectos largos $L > \sqrt{20.D.t}$, el método considera que; $M \rightarrow \infty$, entonces:

$$C = 1 - \frac{d}{t} \quad (2.13)$$

y para los defectos cortos $L \leq \sqrt{20.D.t}$, se tiene:

$$C = \frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2d}{3t.M}} \quad (2.14)$$

Método RSTRENG 085dL o ASME B31G Modificado

Para calcular la presión de la falla de un ducto con un defecto individual de corrosión, el método ASME B31G Modificado [6] establece lo siguiente:

$$p_f = \frac{2t}{D} \cdot S_{flow} \cdot C, \quad (2.15)$$

donde $S_{flow} = SMYS + 69MPa$ el factor de Reducción de Resistencia causada por el defecto de corrosión es calculado de dos formas, que dependen de la longitud L del defecto:

Para los defectos largos $L > \sqrt{50.D.t}$, el método considera que:

$$C = \frac{1 - 0,85 \frac{d}{t}}{1 - 0,85 \frac{d}{t.M}} \quad (2.16)$$

$$M = \sqrt{3,3 + 0,032 \frac{L^2}{D.t}} \quad (2.17)$$

y para los defectos cortos $L \leq \sqrt{50.D.t}$, se tiene:

$$C = \frac{1 - 0,85\frac{d}{t}}{1 - 0,85\frac{d}{t.M}} \quad (2.18)$$

$$M = \sqrt{1 + 0,6275\frac{L^2}{D.t} - 0,003375\left(\frac{L^2}{D.t}\right)^2} \quad (2.19)$$

Método DNV RP-F101 para Defectos Únicos

El cálculo de la presión de falla del ducto con un defecto de corrosión individual para el método DNV RPF-101 [7], establece lo siguiente:

$$p_f = \frac{2t}{D-t} \cdot S_{flow} \cdot C, \quad (2.20)$$

donde $S_{flow} = S_u$ o $S_{flow} = SMTS$, SMTS (Specified Minimum Tensile Strength) es denominado resistencia a la tracción mínima especificada;

$$C = \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.M}} \quad (2.21)$$

$$M = \sqrt{1 + 0,31\frac{L^2}{D.t}} \quad (2.22)$$

Análisis Algebraica de la Ecuación DNV RP-F101

Como se mencionó anteriormente, la ecuación 2.20 de DNV RP-F101 es la más precisa para el cálculo de las presiones de falla, y según ecuación general 2.7, que esta presenta tres partes bien definidas; aquí se analizará la tercera, que depende de la geometría del defecto de corrosión estudio de la presente tesis, este es el factor de resistencia remanesciente C dado por las ecuaciones 2.21 y 2.21:

$$C\left(\frac{d}{t}, M\right) = \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.M}}, \quad M(L) = \sqrt{1 + 0,31 \frac{L^2}{D.t}}$$

los dominios de las variables: razón entre la profundidad del defecto y espesor $0 < (d/t) < 1$, longitud del defecto $0 < L < \infty$, el factor de forma de Folias $1 < M < \infty$.

CASO (a): Para una profundidad de corrosión constante $(d/t) = cte$, y para una longitud de defecto variable $0 < L < \infty$

a.1) Sin defecto de corrosión:

si $L = 0$, ($M = 1$) entonces $C(d/t, 1) = 1$;

a.2) Defecto de corrosión largo:

si $L \rightarrow \infty$, ($M \rightarrow \infty$) entonces $C(d/t, 1) = 1 - \frac{d}{t} = \frac{t^*}{t}$

CASO (b): Para una longitud de defecto constante $M = cte$ y para una profundidad de defecto variable $0 < (d/t) < 1$

b.1) La corrosión casi termina con el espesor:

si $(d/t) = 1$, entonces $C(1, M) = 0$;

b.2) Sin corrosión:

si $(d/t) = 0$, entonces $C(0, M) = 1$;

Con la ayuda de MATLAB, fueron realizados los gráficos para los casos (a) y (b) presentados anteriormente para el factor de resistencia remanesciente C .

La Figura 2.14 muestra la variación del factor de resistencia remanesciente C , en función del factor de forma M , para diferentes razones de espesor d/t . Para $d/t = 0,01$ factor de resistencia remanesciente se aproxima a 1. De acuerdo con la ecuación 2.20, que significa una poca pérdida de espesor (1% del espesor) la presión de falla esta cercana la presión de falla del ducto sin corrosión p_o .

La figura 2.15 muestra la variación del factor de resistencia remanesciente C , en función de diferentes razones de espesor d/t , para varios factores de forma de Folias M . Para valores de M superiores a 5, el factor de resistencia remanesciente C tiene un comportamiento casi lineal con d/t , este sería el caso de defecto largo como es mostrado en el caso a.2).

2.6. Método Mixed Type of Interacting (MTI)

El método MTI propuesto por Benjamin & Cunha (2007) [17, 22] tiene como objetivo principal, predecir presiones de falla seguras, pero menos conservadores que los métodos tradicionales, para colonias de defectos. La propuesta que hace ser menos conservador es la de incluir en sus cálculos toda el área de material íntegro que está incluida en la colonia de corrosión, incluso las áreas que están separando los defectos circunferencialmente. Los métodos tradicionales de nivel 1 consideran en sus cálculos de la presión de falla del grupo de defectos la longitud total en la dirección longitudinal total del grupo de defectos, y la pérdida de espesor del grupo d_g igual a la máxima pérdida de espesor de los defectos, inclusive si estos defectos no tengan regiones alineados con la generatriz del ducto.

Las siguientes consideraciones fueron utilizadas por Benjamin & Cunha [8, 17] en su desarrollo:

- La presión de falla de una colonia de corrosión compuesta por defectos geoméricamente próximos, es menor o igual a la presión de falla más baja de un defecto individual de la colonia.
- La presión de falla de un grupo de defectos de corrosión de la colonia, se puede calcular utilizando la ecuación propuesta por algún método de nivel 1, considerando que las dimensiones de longitud y la pérdida de espesor equivalente serían iguales a la longitud grupo total del grupo de defectos y a una pérdida efectiva de espesor del grupo.

- La pérdida efectiva de espesor del grupo de defectos de la colonia se puede calcular a partir del volumen de metal perdido en vez del área longitudinal de metal perdido respectivamente.

2.6.1. Procedimiento de Cálculo del Método MTI

Para calcular la presión de falla de un defecto individual, el MTI recomienda el uso de la ecuación propuesta por el método DNV RPF-101:

$$p = S_u \cdot \left(\frac{2t}{D-t} \right) \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.M}} \quad (2.23)$$

$$M = \sqrt{1 + 0,31 \frac{L^2}{D.t}} \quad (2.24)$$

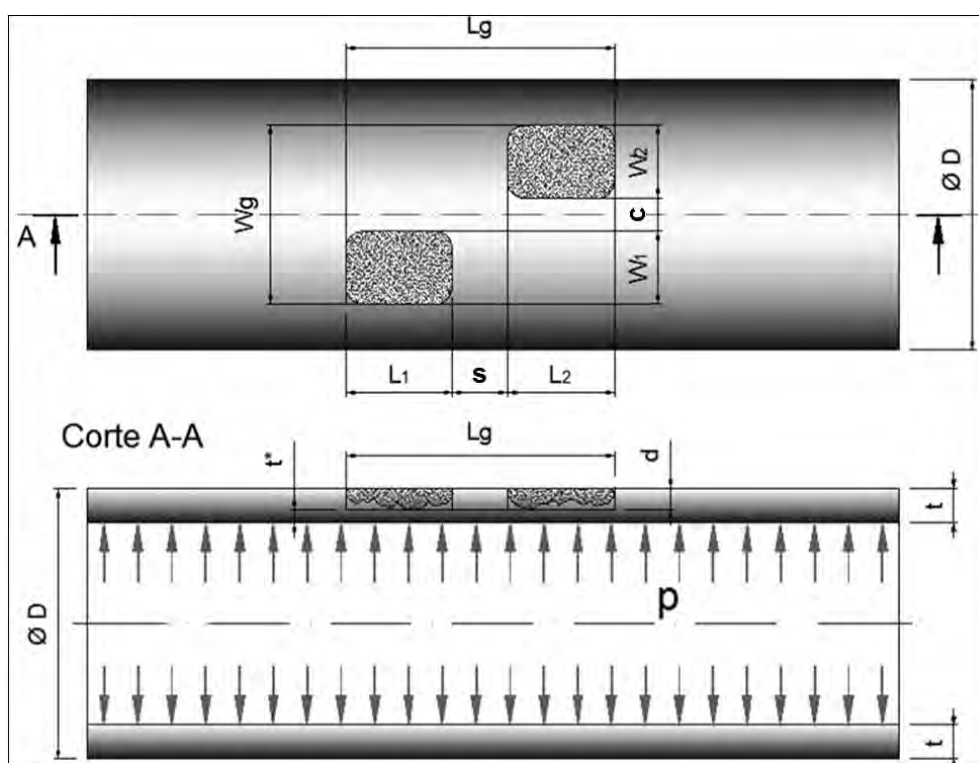


Figura 2.16: Recipiente a presión con dos defectos interactuando entre sí

La figura 2.16 muestra las variables que intervienen en el cálculo de la presión

de falla los grupos de defectos. La gran diferencia del método MTI para el método DNV RP-F101 es la forma para calcular la pérdida efectiva de espesor del grupo d_g según la ecuación 2.25. El método DNV RP-F101 nivel 1 utiliza la pérdida de espesor del grupo igual a la máxima pérdida de espesor de los defectos. El método MTI calcula la pérdida de espesor del grupo teniendo en cuenta toda el área de material que circunscribe el grupo de defectos de la siguiente manera;

$$d_g = \left(\frac{V_g}{L_g \cdot W_g} \right), \quad (2.25)$$

donde;

$V_g = L_1 \cdot W_1 \cdot d_1 + L_2 \cdot W_2 \cdot d_2 \longrightarrow$ Volumen de material perdido por la corrosión,

$L_g = L_1 + s + L_2 \longrightarrow$ longitud de grupo de defectos,

$W_g = W_1 + c + W_2 \longrightarrow$ ancho del grupo defectos,

Por lo tanto, hay que destacar que el método realmente considera la región de material íntegro situado en la distancia circunferencial de los defectos en sus cálculos, causando pérdida de espesor del grupo de defectos sea menor y por lo tanto, los resultados son menos conservadores.

Otra diferencia de MTI en relación con los métodos tradicionales es que para usarlo, no es obligatorio el uso de una regla de interacción. Para hacer los cálculos, sólo tiene que seguir estos pasos:

- 1.- Calcular la presión de falla de cada defecto de la colonia de forma individual.
- 2.- Analizar cada posible combinación de grupo de defectos, estimando la presión de falla de cada grupo.
- 3.- Compare las presiones estimadas en (1) y (2), la presión más baja obtenida

en los cálculos, será la presión de falla de la colonia de corrosión del ducto.

Por lo tanto, el método va a predecir cual o cuales defectos van a interactuar a fin de llevar el ducto a la rotura o falla.

2.6.2. Limitaciones del Método MTI

En la presente tesis se realizó un análisis teórico de un grupo de defectos y estudio las limitaciones del método del MTI, comparando sus resultados con los proporcionados por el método DNV RP-F101 para determinadas geometrías con dos defectos únicamente (variando la distancia circunferencial c , longitudinal s , el largo L y el ancho W), con el fin de comprobar si los resultados del MTI representan bien la realidad física del problema. Estas limitaciones son las siguientes:

Para los casos en que existe una interacción entre defectos de diferentes anchos de W_1 y W_2 , cuando las áreas de los defectos se sobreponen (solapan) cuando son proyectadas en el plano circunferencial, se debe evitar el uso del método de MTI, por que el aumento en el ancho de un defecto W_2 causa un aumento de la presión de falla, prevista por MTI. Se sabe que físicamente el aumento del tamaño de un defecto causa una disminución en el área de resistencia a las fuerzas que actúan en el ducto, entonces, hay un aumento en el valor de las tensiones que actúan. Por lo tanto, el aumento de la W_2 anchura del defecto debe causar una disminución en la resistencia del ducto o al menos mantenerlo constante, pero no aumentarla.

Para los casos en que los defectos tienen el mismo ancho W , cuando los perfiles de los defectos se sobreponen (solapan) cuando se proyectan en el plano circunferencial, no es correcto afirmar que la pérdida efectiva de espesor d_g será menor debido al volumen de material íntegro que existe dentro del grupo defectos, según lo propuesto por el MTI; por que éste volumen íntegro no está en la región por

donde se da preferentemente la ruptura.

Debido a las limitaciones anteriormente expuestas se propone que para los defectos que se superponen cuando se proyecta sobre el plano circunferencial; que la pérdida efectiva de espesor del grupo de defectos d_g , se calcule utilizando sólo las longitudes de defectos (L_1 y L_2) y del material íntegro en cuestión, es decir;

$$d_g = \left(\frac{d_1 \cdot L_1 + d_2 \cdot L_2}{L_1 + s + L_2} \right), \quad (2.26)$$

Fueron considerados en la presente tesis, estas limitaciones y la modificación del método MTI para el cálculo de la pérdida efectiva de espesor del grupo de defectos d_g según la ecuación 2.26.

2.7. Método de las Tensiones Circunferencial y Longitudinal (MTCL)

Debido al conservadorismo de los métodos del nivel I y II, surge la idea de crear un nuevo método que presente resultados comparables con la realidad y menos conservadores que los resultados obtenidos por los métodos tradicionales [8]. Por lo tanto, se cree que es una buena idea utilizar una pérdida efectiva de espesor de grupo d_g , calculada de tal manera que se incluya la región de material íntegro situado circunferencialmente entre los defectos, esto es razonable y debe ser utilizado.

Por lo tanto, es necesario calcular la pérdida efectiva de espesor del grupo de defectos, sin utilizar el volumen de metal perdido, es decir de manera similar a la propuesta por el método de MTI, como se detalla a continuación.

2.7.1. Procedimiento de Cálculo del Nuevo Método MTCL

En primer lugar, se tiene que identificar la presión de falla de la colonia de corrosión, y al mismo tiempo, uno de los objetivos es predecir cuáles serán los defectos responsables de la ruptura del ducto; es decir, los defectos que van a interactuar y hacer la región sea menos resistente. Por lo tanto, para el nuevo método, no es necesario el uso de una regla de interacción. Para utilizar éste método, es suficiente calcular la presión falla para las posibles combinaciones de defectos; a continuación, identificar la presión más baja (presión de falla) y luego afirmar que los defectos que causan ésta predicción serán responsables de la ruptura del ducto.

El MTI mostró resultados próximos a los obtenidos en la simulación de elementos finitos (MEF) en los casos estudiados por Benjamin & Cunha [8, 22]. Por lo tanto, para calcular la presión de rotura del grupo de defectos, el MTCL, propone calcular la pérdida efectiva de espesor del grupo de defectos d_g ; a seguir se presenta el procedimiento de cálculo del método MTCL:

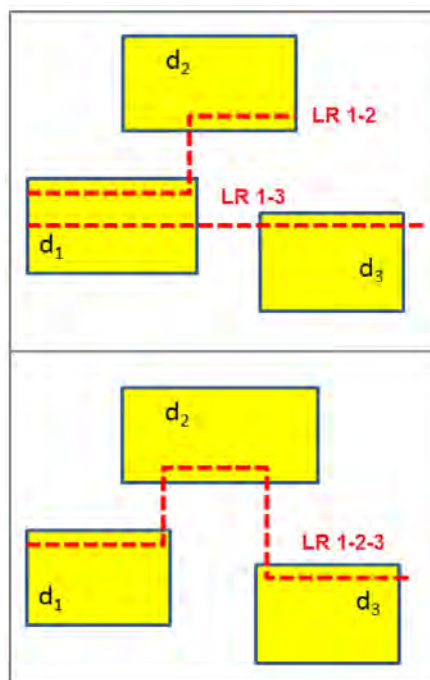


Figura 2.17: Condiciones de trazado de las LR ($d_1 > d_3 > d_2$)

a.- Elegir, dentro de la colonia de corrosión de interés, el grupo de defectos del cual se quiere saber la presión de falla según indica la figura 2.18.

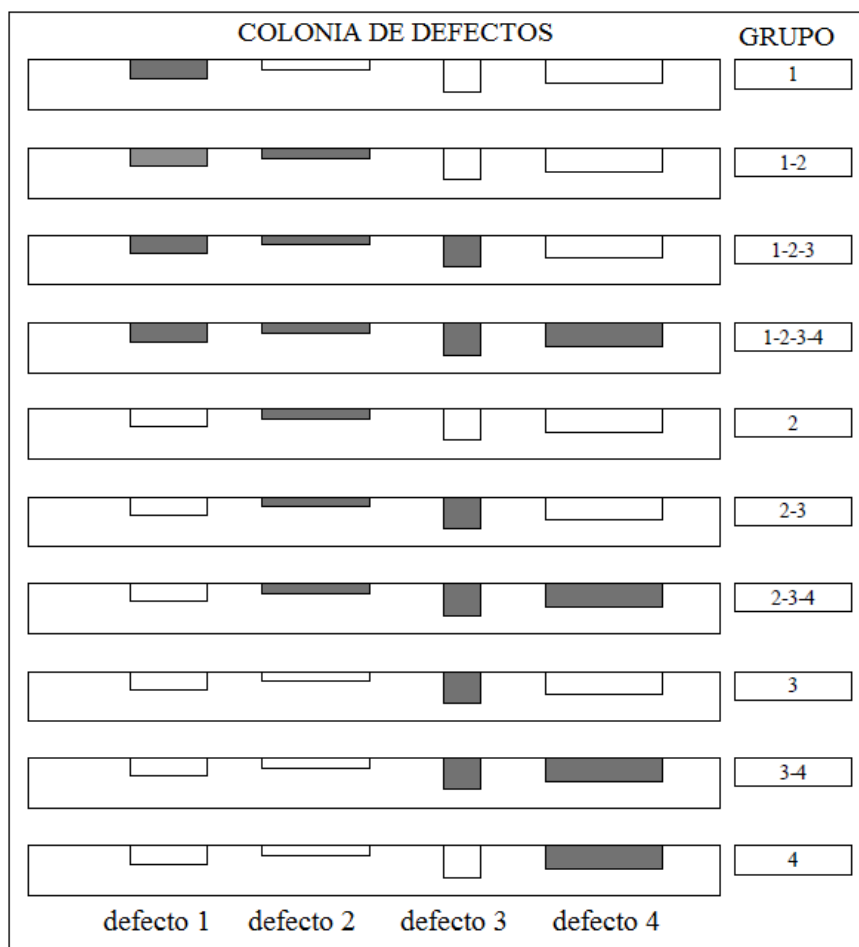


Figura 2.18: Grupos de interacción existentes en una colonia con 04 defectos

b.- Deben ser trazadas líneas que pasen por los defectos y deben ser paralelas o perpendiculares a la dirección longitudinal del ducto. Estas líneas deben ser imaginadas como la ruta preferencial que sigue la ruptura, cuando se produce la falla del ducto. Estas líneas deben ser trazadas siguiendo la dirección longitudinal y/o circunferencial del ducto. En la presente tesis, estas líneas son denominadas de Líneas de Ruptura (LR) según la figura 2.17.

Con el uso de las LR se desea predecir el camino de la ruptura, por lo tanto,

estas deben ser trazadas imaginando los caminos de la mayor probabilidad de falla (ruptura); en tal sentido dos condiciones deben ser satisfechas:

- b.1) Las LR deben pasar por los defectos, siguiendo el camino más corto posible (mínima longitud de la LR).
 - b.2) Las LR deben tener mayor longitud en los defectos más profundos, donde la pérdida de espesor es mayor esta es la zona de menor resistencia. La figura 2.17 muestra ejemplos de trazado de las LR.
- c.- Calcular la pérdida efectiva del espesor del grupo de defectos; ésta debe ser calculada en la forma de una media ponderada de las profundidades d_1 y d_2 de los defectos a lo largo de las LR trazadas.

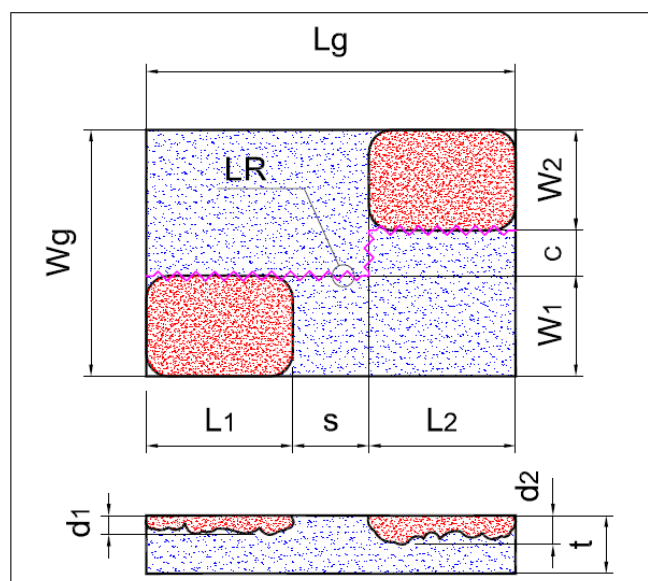


Figura 2.19: Modelo teórico de una colonia con 02 defectos de corrosión

Para los casos mostrados en la figura 2.19 y figura 2.20 el cálculo de la pérdida efectiva del espesor d_g propuesto en el nuevo método es dado por las ecuaciones 2.27 y 2.28, para dos y tres defectos, respectivamente:

$$d_g = \frac{d_1 \cdot L_1 + d_2 \cdot L_2}{L_1 + s + L_2 + f \cdot c} \quad (2.27)$$

$$d_g = \frac{d_1 \cdot L_1 + d_2 \cdot L_2 + d_3 \cdot L_3}{L_1 + L_2 + L_3 + s_1 + s_2 + f \cdot (c_1 + W_2 + c_2)}, \quad (2.28)$$

donde; L_1, L_2, L_3 son las longitudes de los defectos; d_1, d_2, d_3 son las profundidades de los defectos; c_1, c_2 son la separación circunferencial entre los defectos; s_1, s_2 son la separación longitudinal entre los defectos; f es el factor de resistencia circunferencial;

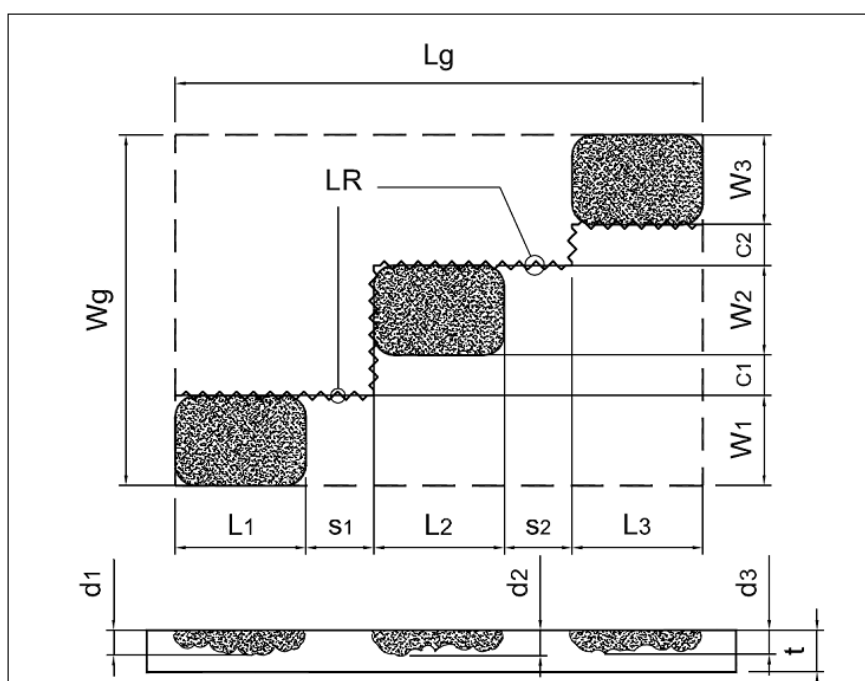


Figura 2.20: Modelo teórico de una colonia con 03 defectos de corrosión

El cálculo para tres defectos que se presenta, difiere del cálculo para dos defectos, respecto a la inclusión del ancho del defecto W_2 , por que este ancho es atravesado por la LR.

El factor f sólo aparece en el denominador de la ecuación de la pérdida efectiva de espesor del grupo, multiplicando sólo a la(s) longitud(es) de las LR.

que se encuentran únicamente en la dirección circunferencial del ducto.

La lógica que involucra el uso de este factor f y los valores numéricos para su uso se presentan en detalle en la siguiente sección.

d.- En el cálculo del factor M de la ecuación DNV RP-F101 se debe despreciar las longitudes circunferenciales recorrida por la LR, por lo tanto, debe ser igual a la suma de las longitudes de defectos individuales; más la suma de las longitudes de material íntegro entre ellos, que están en dirección longitudinal. Para los ejemplos de la Figura 2.19 y Figura 2.20 se tiene:

$$L_g = L_1 + L_2 + s \quad (2.29)$$

$$L_g = L_1 + L_2 + L_3 + s_1 + s_2, \quad (2.30)$$

Finalmente, después de los cálculos de la pérdida efectiva de espesor d_g y la longitud del grupo de los defectos L_g , estas variables se utilizan para el cálculo de la presión de falla de cada grupo, utilizando la ecuación de la DNV RP-F101:

$$p_g = S_u \cdot \left(\frac{2t}{D-t} \right) \cdot \left(\frac{1 - \frac{d_g}{t}}{1 - \frac{d_g}{t \cdot M_g}} \right) \quad (2.31)$$

$$M_g = \sqrt{1 + 0,31 \frac{L_g^2}{D \cdot t}} \quad (2.32)$$

La ecuación del método DNV RP-F101 fue elegida de entre las otras propuestas por los métodos tradicionales según las normas, porque los resultados experimentales presentadas por Benjamin, Freire y Andrade (2006) [22] demostraron que este método proporciona resultados menos conservadores, y más cercanos de los reales, para defectos aislados.

e.- Se consideran también las presiones de cada defecto individual p_i de la colonia y todas las presiones calculadas para cada grupo de defectos utilizando

todos los caminos posibles (LR) dentro de la colonia de corrosión, son comparadas; la menor presión obtenida en los cálculos será la presión de falla de la colonia de corrosión del ducto según el nuevo método (MTCL).

2.7.2. Análisis del Factor de Resistencia Remanesciente (C) Según el Nuevo MTCL

En la presente sección se realiza un análisis teórico de cálculo, propuesto según el MTCL con el objetivo de verificar si las hipótesis aplicadas en su diseño son correctas y representan bien la física del problema. El análisis que aquí se propone es simular numéricamente los resultados obtenidos por MTCL, para la configuración con dos defectos como se muestra en la Figura 2.19, para diferentes longitudes circunferenciales c y longitudinales s manteniendo constantes las otras variables de los defectos, y para un factor $f = 2$ constante.

Es importante destacar que, para asegurar un análisis consistente y para que los resultados puedan ser útiles para cualquier configuración de los defectos, las unidades (dimensiones) utilizadas en las simulaciones son adimensionalizadas; por esta razón se analizará el comportamiento del factor de resistencia remanesciente C , como se muestra en las Figuras 2.21 y 2.22

Con el apoyo del software MATLAB, se simuló inicialmente el comportamiento del factor de resistencia remanesciente C según el MTCL; para varias configuraciones cuando dos defectos están interactuando, es decir; variando la separación de material íntegro en las direcciones circunferencial c y longitudinal s entre los defectos. Para las simulaciones iniciales se utilizó el espécimen IDTS5 con dos defectos de corrosión interactuando [8], Interactive Defect Tubular Specimen (IDTS.). Los datos geométricos del defecto son; $L = 39,5mm$, $W = 32,1mm$,

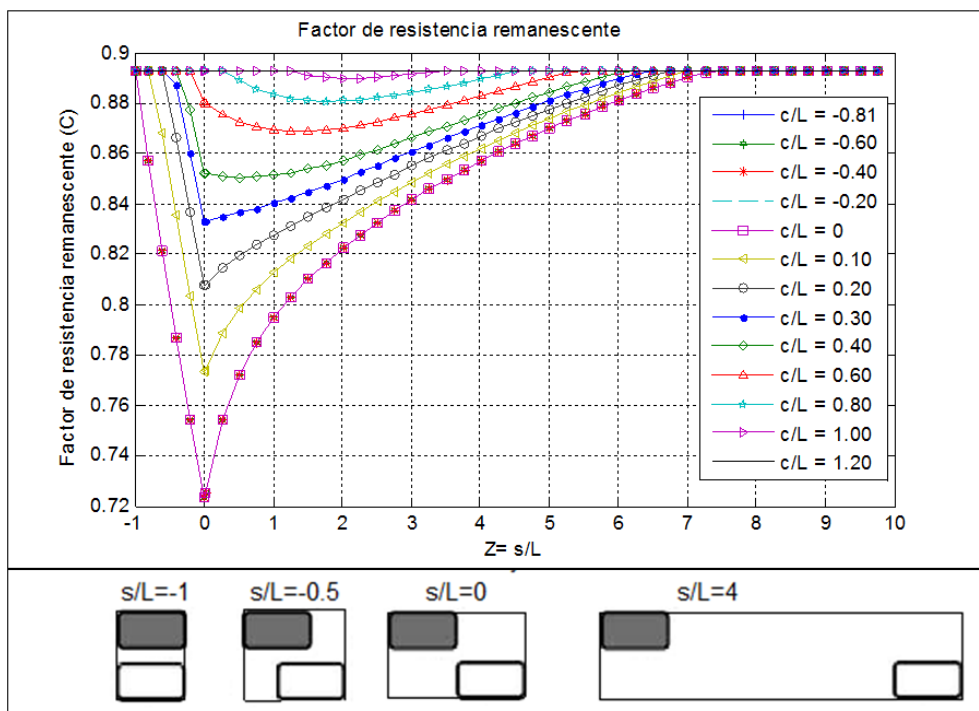


Figura 2.21: Factor de resistencia remanesciente vs razones de separación longitudinal (s/L) e circunferencial (c/L) entre los defectos

$d = 5,42mm$, y para el ducto; diámetro $D = 458,8mm$, espesor $t = 8,1mm$ estas son dimensiones reales del ducto designado como IDTS5.

La figura 2.21 muestra la variación de la resistencia remanesciente C en función de la razón s/L , y para el factor $f = 2$. Se observa que para $s/L = 7,31$ no hay más interacción entre los defectos. Esto ocurre cuando el método MTCL dice que la presión de falla $p_f = p_o \cdot C$ causada por la acción de un defecto individual ($C = 0,893$ máximo) es menor que la presión de dos defectos interactuando. También se puede observar que la menor presión de falla ocurre para un valor de $C = 0,723$ mínimo, esto se da cuando $s = 0$ y $c \leq 0$.

La figura 2.22 muestra la variación del factor de resistencia remanesciente C , y para el factor $f = 2$, en función de la razón c/L desde $c = -W$ (W es el ancho del defecto) hasta $c = 2.L$, y para valores negativos de la separación longitudinal

desde $s = -L$ hasta $s = 0$. Se observa que para $s = 0$ y $c/L = 0,723$ no hay más interacción entre los defectos; es decir, que la presión causada por la acción de un defecto individual es menor que la presión de dos defectos interactuando.

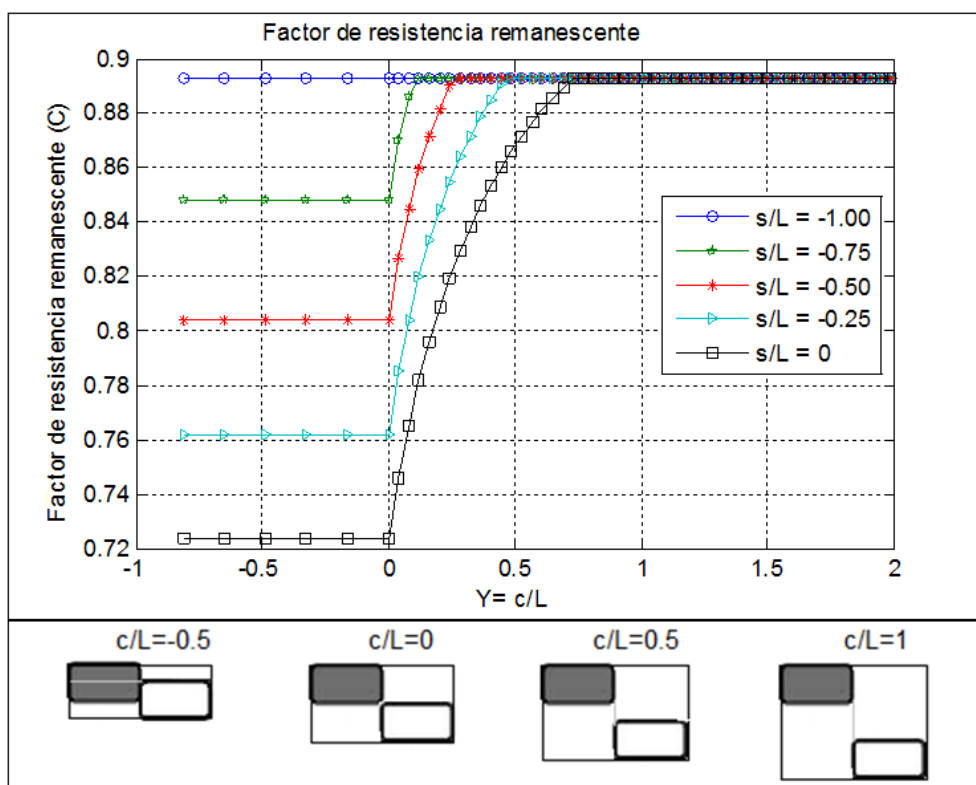


Figura 2.22: Factor de resistencia remanesciente vs razones ($s/L \leq 0$) y (c/L)

La figura 2.23 muestra la variación del factor de resistencia remanesciente C , y para el factor $f = 2$, en función de la razón c/L desde $c = -W$ (W es el ancho del defecto) hasta $c = 2.L$, y para valores positivos de la separación longitudinal desde $s = 0$ hasta $s = 10.L$. Se observa que para la separación longitudinal $S = 2L$ y $c/L = 1,069$ el método MTCL dice que no hay más interacción entre los defectos; es decir, que la presión causada por la acción de un defecto individual es menor que la presión de dos defectos interactuando.

La figura 2.24 Muestra una vista en 3D de la influencia del factor de resistencia remanesciente C de los casos presentados anteriormente en las figuras 2.21,

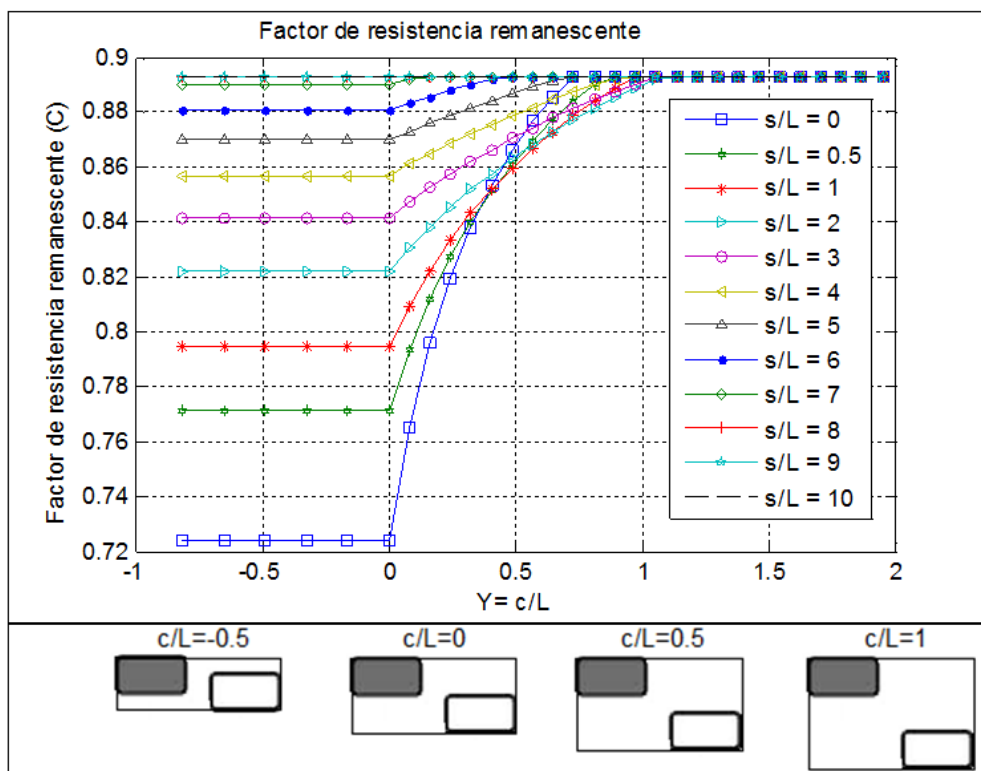


Figura 2.23: Factor de resistencia remanescete vs razones ($s/L \geq 0$) y (c/L)

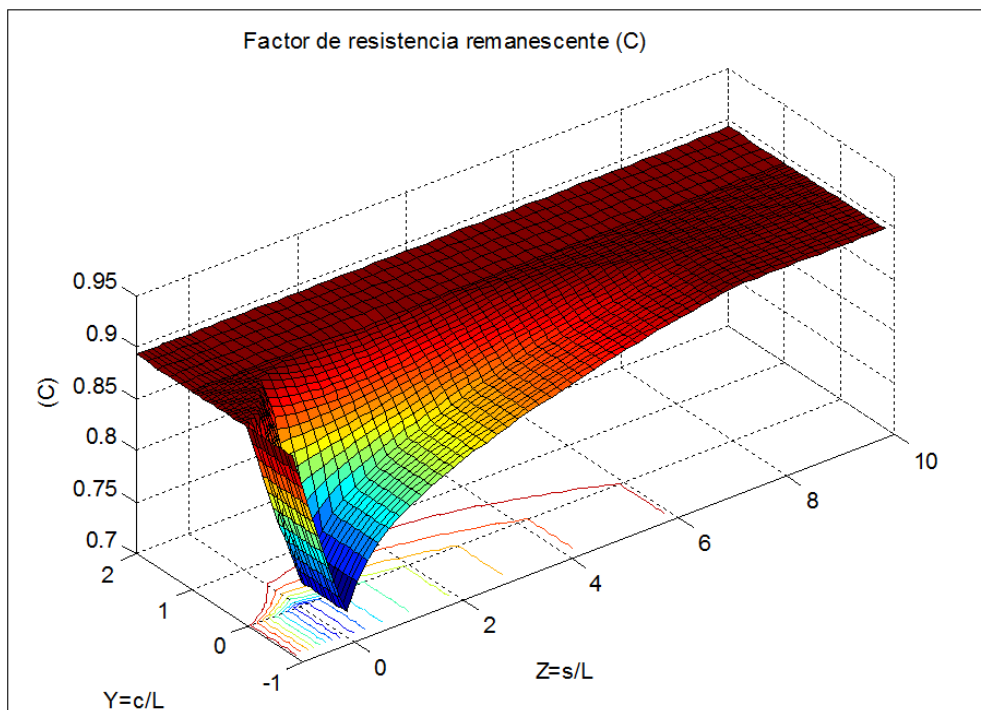


Figura 2.24: Análisis del factor de resistencia remanescete vs razones de separación longitudinal (s/L) e circunferencial (c/L) entre los defectos

2.22 y 2.23, para un ducto con dos defectos de corrosión interactuando entre sí. La ecuación 2.33 representa el factor de resistencia remanesciente para dos defectos.

$$C = \frac{1 - \frac{1}{t} \cdot \left(\frac{L_1 \cdot d_1 + L_2 \cdot d_2}{L_1 + s + L_2 + c \cdot f} \right)}{1 - \frac{1}{t \cdot M} \cdot \left(\frac{L_1 \cdot d_1 + L_2 \cdot d_2}{L_1 + s + L_2 + c \cdot f} \right)} \quad (2.33)$$

$$M = \sqrt{1 + 0,31 \frac{(L_1 + s + L_2)^2}{D \cdot t}} \quad (2.34)$$

2.7.3. Factor f utilizado en el cálculo de la pérdida de espesor efectivo

Según la sección (2.5.2), un recipiente cilíndrico a presión, libre de defectos, sin defectos en la geometría y de paredes delgadas, actúan tensiones circunferenciales $\sigma_C = \frac{p \cdot D}{2t}$. El cálculo de la deformación para el estado de las tensiones que actúan sobre el ducto, es dado por;

$$\varepsilon_L = \frac{1}{E} (\sigma_L - \nu \cdot (\sigma_C + \sigma_R)) \quad (2.35)$$

donde σ_L , σ_R y σ_C son las tensiones longitudinal y radial y circunferencial respectivamente, actuando en un ducto sometido a la presión interna p .

El esfuerzo radial es igual a p ($\sigma_R = p$). Esta tensión es pequeña en comparación con la tensión circunferencial. Esto se debe a la razón d/t ser muy grande para los ductos de paredes finas $\frac{D}{t} > 20$.

Para ductos enterrados la deformación longitudinal es cero ($\varepsilon_L = 0$), porque el suelo no permite la deformación de su longitud, por efectos de la presión interna

o de la temperatura [21].

Estudiar $\varepsilon_L = 0$ y hacer $\sigma_R = p \ll \sigma_C$ entonces $\sigma_R \approx 0$ y usando las coordenadas de C-circunferencial , R-radial y L-longitudinal, se tiene:

$$\sigma_L = \nu \cdot \sigma_C, \quad \varepsilon_C = \frac{1-\nu^2}{E} \cdot \sigma_C, \quad \varepsilon_R = -\frac{\nu(1+\nu)}{E} \cdot \sigma_C$$

Escribiendo el estado plano de deformaciones en la forma de matricial, en el sistema de coordenadas CRL según la Figura 2.12 presentada en la sección (2.5.1), se tiene;

$$\varepsilon_i = \begin{pmatrix} \varepsilon_C & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_R & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_L \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1-\nu^2}{E} \cdot \sigma_C & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\nu(1+\nu)}{E} \cdot \sigma_C & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_L = 0 \end{pmatrix} \quad (2.36)$$

$$\sigma_i = \begin{pmatrix} \sigma_C & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_R & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_L \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{p \cdot D}{2t} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_R \approx 0 & 0 \\ 0 & 0 & \nu \cdot \frac{p \cdot D}{2t} \end{pmatrix} \quad (2.37)$$

donde ν es el coeficiente de Poisson, que para los aceros en el régimen elástico es igual a 0,3 y el régimen de plástico es igual a 0,5, ya que en esta etapa no hay variación de volumen causada por la acción de los esfuerzos. Por lo tanto, es posible encontrar dos relaciones entre las tensiones;

$$\nu = 0,3 \longrightarrow \sigma_L = 0,3\sigma_C \longrightarrow \sigma_C = 3,33\sigma_L \quad (2.38)$$

$$\nu = 0,5 \longrightarrow \sigma_L = 0,5\sigma_C \longrightarrow \sigma_C = 2,00\sigma_L \quad (2.39)$$

Por lo tanto, se puede suponer que durante la fase elástica el esfuerzo circunferencial es 3,33 veces mayor que el esfuerzo longitudinal. Considerando sólo

la relación entre los esfuerzos durante la fase de plástica, en el caso de un ducto que contiene defectos separados circunferencialmente por una longitud de material íntegro, esta región estaría resistiendo una tensión normal de 2 veces menor de lo que resistiría si la línea de ruptura estuviera en la dirección longitudinal. En consecuencia, esta región resistiría dos veces más la presión colocada en el ducto. Por lo tanto, el primer valor propuesto para f es $1/2$ ($f = 1/2$). En la sección (2.7.4) presentada a continuación se muestra que, por equilibrio, el factor f debe ser igual a $1/2$ si el criterio de Tresca fuera adoptado.

Para el caso de un recipiente a presión, se tiene un estado plano de tensiones, que tiene una longitud mucho más pequeña y tiene sus extremos cerrados con tapas. Para este caso la condición de deformación cero en la dirección longitudinal ya no es aplicable, ahora hay un esfuerzo longitudinal, dado por la ecuación 2.40;

$$\sigma_L = \frac{p \cdot D}{4t} = \frac{1}{2} \sigma_C \quad (2.40)$$

que se determina a partir del equilibrio de fuerzas en la dirección longitudinal del ducto. En este caso de estado plano de tensiones. ($\sigma_R \approx 0$ en comparación con σ_C), y las deformaciones circunferencial ε_C y longitudinal ε_L ;

$$\varepsilon_C = \frac{p \cdot D}{2t \cdot E} \left(1 - \frac{\nu}{2}\right), \quad \varepsilon_L = \frac{p \cdot D}{2t \cdot E} \left(\frac{1}{2} - \nu\right),$$

escribiendo el estado plano de tensiones en forma matricial, en el sistema de coordenadas LCR, según las ecuaciones 2.41 y 2.42:

$$\varepsilon_i = \begin{pmatrix} \varepsilon_C & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_R & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_L \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{p \cdot D}{2t \cdot E} (1 - \frac{\nu}{2}) & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_R \approx 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{p \cdot D}{2t \cdot E} (\frac{1}{2} - \nu) \end{pmatrix} \quad (2.41)$$

$$\sigma_i = \begin{pmatrix} \sigma_C & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_R & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_L \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{p \cdot D}{2t} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_R \approx 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2} \frac{p \cdot D}{2t} \end{pmatrix} \quad (2.42)$$

Para el caso de un recipiente a presión y siguiendo el mismo razonamiento descrito anteriormente, se encontró un factor f constante igual a 2 ($\sigma_C = 2\sigma_L$).

Como puede observarse, las tensiones actúan circunferencialmente en ductos y recipientes cilíndricos de presión, estas son más grandes que las tensiones longitudinales. Por esta razón, la ruptura se inicia preferentemente en dirección longitudinal, ya que esta dirección es perpendicular a la mayor tensión actuante σ_C . Teniendo en cuenta esta menor probabilidad de ruptura en la dirección circunferencial, se entiende que la longitud circunferencial c de material íntegro entre defectos, actúa para aumentar la resistencia a la tracción del grupo de defectos en una proporción mayor o menor que si no tenían la misma longitud de material íntegro situado longitudinalmente entre los defectos. Por esto, se propone, el uso de un factor f multiplicando a la(s) longitud(es) circunferencial(es) de la LR, en la ecuación para el cálculo de la pérdida de espesor efectivo. El valor del factor f debe ser establecido a partir de un número consistente, y puede ser 1/2, 2 ó 3,33 como se verá más adelante. La comparación de los resultados del MTCL con los resultados numéricos (MEF) y experimentales justificaran el uso de un valor de f mas adecuado.

CAPÍTULO 3

SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL DUCTO CON UNA COLONIA

3.1. Introducción

El análisis a través del MEF ha mostrado ser una herramienta poderosa y eficiente para la correcta evaluación de la capacidad estructural de los ductos con defectos causados por corrosión [11, 23]. Usando esta herramienta, se puede evaluar ductos con varios tipos de defectos sometidos a los diferentes tipos de cargas, permitiendo así una representación más adecuada y realista de estos defectos, además de considerar los fenómenos físicos involucrados en el problema y ofrecer resultados más exactos. Esto no ocurre cuando se utilizan los métodos semi-empíricos según las normas existentes y que generalmente implican una simplificación de la geometría del defecto real, que finalmente conduce a resultados muy conservadores e imprecisos [23, 24].

Tabla 3,1: Proceso general de análisis por elementos finitos

PASO	PROCESO	SOLIDWORKS	ANSYS		MATLAB
			WORKBENCH	APDL	
1	Modelo Geométrico (CAD)				
2	Pre-procesamiento (CAE)				
	2.1 Crear la Malla (Mesh)				
	2.2 Definir Propiedades Físicas (Material)				
	2.3 Imponer Condiciones de Contorno				
	2.4 Imponer las Cargas				
3	Solución del Problema (SOLVER)				
4	Post-Procesamiento (CAE)				
	4.1 Visualización de Resultados				

En este capítulo, se presenta la técnica del MEF para encontrar la presión de falla de un ducto, el modelo adoptado es un recipiente de presión, que contiene defectos de corrosión interactuando entre sí. Los programas utilizados se basan en la capacidad del modelo geométrico, pre-procesamiento y post-procesamiento en los programas comerciales; en la presente tesis fueron utilizados: Solidworks, ANSYS Workbench, ANSYS APDL y MATLAB como se muestra en la Tabla 3.1.

La principal contribución fue la optimización de recursos para el análisis y cálculo de la presión de falla de un ducto que contiene defectos de corrosión interactuando. Para ductos con arreglos de defectos rectangulares de corrosión, se utilizó la malla estructurada y refinada en las colonias de defectos de corrosión de los especímenes estudiados con el fin de reducir el tiempo de simulación y memoria computacional. Para ilustrar el procedimiento del modelamiento numérico via MEF se utiliza el espécimen IDTS5; al final, en apéndice C se presentan los resultados de la simulación numérica para todos los especímenes IDTS.

3.2. Modelo Geométrico

Para la construcción del modelo de la geometría (especimen) que representa el dominio en cuestión, es necesario como primer paso, el suministro de datos con las medidas del modelo geométrico. Todos los especímenes se modelaron a 1/2 espécimen IDTS, sin tapas, como se muestra en la Figura 3.1. Se puede observar que en el modelo se utilizaron sólo elementos sólidos. Para el diseño de la geometría del modelo en 3D, se utilizó el software CAD SolidWorks, el formato para exportar la geometría (*.x_t). Luego, esta geometría es importada para el software de ANSYS Workbench para el preprocesamiento para la realización de la malla únicamente. Finalmente el modelo es importado para el ANSYS APDL donde se completa el pre-procesamiento y donde se realiza el proceso de solución (solver).

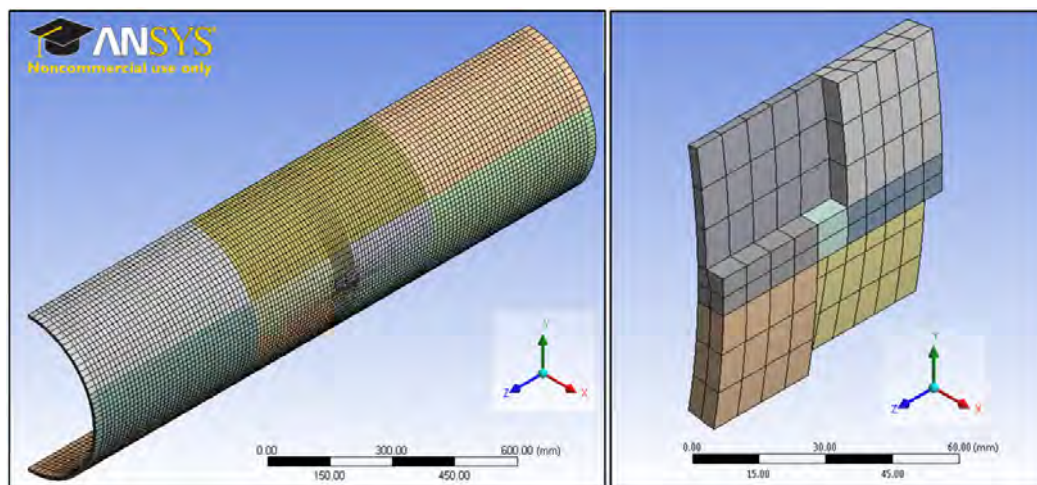


Figura 3.1: Modelo geométrico apenas de 1/2 espécimen IDTS5

En este caso, los parámetros necesarios para la generación del defecto se muestran en la Figura 3.2, donde: L_1 y L_2 es la longitud de los defectos en la dirección longitudinal, W_1 y W_2 son los anchos de los defectos en la dirección circunferencial, d_1 y d_2 son las profundidades de los defectos, t es el espesor de pared del ducto c es la separación circunferencial entre los defectos, s es separación longitudinal entre los defectos.

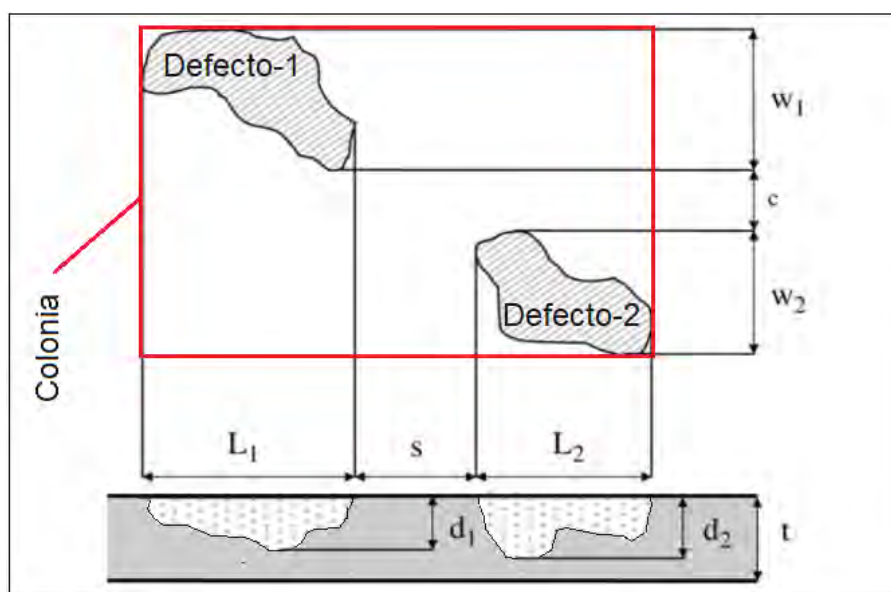


Figura 3.2: Parámetros requeridos para el modelado de los defectos

Tabla 3.2: Dimensiones reales de los especímenes IDTS y de los defectos [8]

ESPÉCIMEN	DIAMETRO ESPESOR	L (mm)	W (mm)	d (mm)	s (mm)	c (mm)	Lg (mm)	Wg (mm)	(dg/t)
IDTS2	D = 458.8 t = 8.1	36.60	31.90	5.39	-	-	39.6	31.9	0.665
IDTS3		39.60	31.90	5.32	20.50	-31.90	99.7	31.9	0.657
IDTS4		39.60	32.00	5.62	-39.60	9.90	39.6	73.9	0.694
IDTS5		39.50	32.10	5.42	-9.50	10.00	69.5	74.2	0.669
IDTS6		39.60	32.20	5.39	20.50	9.60	99.7	115.8	0.665
IDTS7		39.50	31.90	5.26	20.40	10.00	99.4	73.8	0.649
IDTS8		D = 459.4 t = 8.0	40.05	32.00	3.75	-	-	40.05	32.00
IDTS9	40.05		32.15	3.85	-9.88	9.88	100.39	116.21	0.481
IDTS10	40.00		32.08	3.81	19.98	10.01	99.98	116.26	0.476
IDTS11	40.06		32.11	3.81	19.84	10.03	160.02	119.39	0.476
IDTS12	40.04		32.14	3.68	20.06	9.99	280.44	116.40	0.460

La Tabla 3.2 muestra un resumen de los datos geométricos de los especímenes usados en el trabajo de Benjamin [8], y que serán utilizados en la presente tesis.

3.3. Malla de Elementos Finitos

En el análisis numérico para la determinación del comportamiento de las tensiones y de las deformaciones de los defectos de corrosión de ductos, es común utilizar elementos sólidos [11, 23], porque este tipo de elemento captura mejor la variación de las tensiones a lo largo del espesor. En algunos trabajos realizados, los investigadores estudiaron el comportamiento de los elementos sólidos en comparación con los elementos cáscara (shell) [11, 12], los resultados mostraron que ambos tipos de elementos son capaces de representar bien los defectos analizados. Pero los modelos con elementos sólidos proporcionan resultados más precisos y menos conservadores que los elementos de cáscara (shell). El tipo de elemento a ser adoptado puede ser diferente en varios aspectos, pero para el análisis numérico, lo más importante es el tipo de elemento, la forma y su orden de interpolación, que se refiere al grado del polinomio que aparece en las funciones de forma.

En la presente tesis, la representación geométrica del modelo se basa en elementos sólidos. Entre los elementos sólidos en la biblioteca de software ANSYS

12, tiene una familia de elementos hexaédricos, puede presentar dos tipos de elementos exahédricos que son los más utilizados: SOLID45, SOLID95. La Figura 3.3 muestra las principales características de los elementos SOLID45 y SOLID95 como se muestra a continuación.

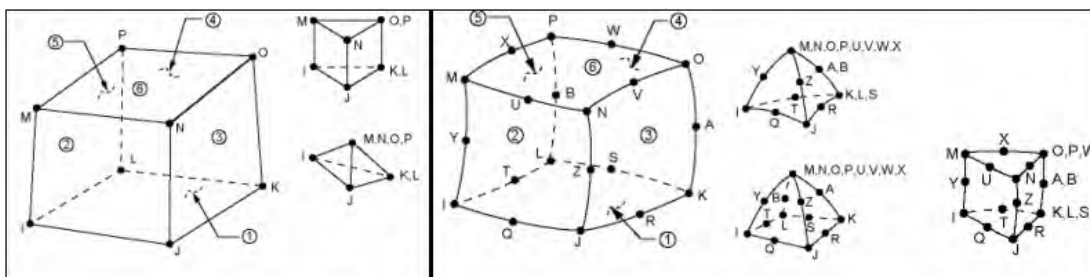


Figura 3.3: Tipo de elemento finito hexaédrico SOLID45 y SOLID95 [1]

Elemento Solid45: es un elemento sólido tridimensional iso-paramétrico con 8 nodos, con tres grados de libertad por nodo (con desplazamientos U_x , U_y y U_z). Tiene forma variable prismático, piramidal y tetraédrica. Su función de forma (interpolación) es tri-lineal de primer orden, por lo que las deformaciones tienden a ser constantes a lo largo del elemento. Esto puede resultar en una pobre representación del comportamiento de cizallamiento que se puede mejorar mediante el uso de funciones de forma de orden superior. El "solver" de ANSYS utiliza una malla de ocho ($2 \times 2 \times 2$) puntos de integración de Gauss para este elemento.

Elemento Solid95: Este fue utilizado en la presente tesis, se trata de un elemento sólido tridimensional iso-paramétricos con 20 nodos, con tres grados de libertad por nodo (con desplazamientos U_x , U_y y U_z). Tiene forma variable prismático, piramidal y tetraédrica. Su función de forma (interpolación) es tri-cuadrática de 2° orden para representar las coordenadas y desplazamientos. Por lo tanto, las deformaciones tienen un comportamiento lineal en el elemento que

permite una representación más precisa del campo de las deformaciones. El "solver" de ANSYS utiliza una malla de 14 puntos ó 8 puntos (2x2x2) de integración.

Por lo general, la deformación y las tensiones son calculadas en los puntos de Gauss y extrapoladas a los puntos nodales utilizando las funciones de forma. Por lo tanto, requiere una mayor cantidad de elementos de orden inferior (solid45) que los de orden superior (solid95). Trabajos como las de Benjamin y Andrade (2003) [12] demostraron que el uso de elementos solid45 produjeron resultados satisfactorios.

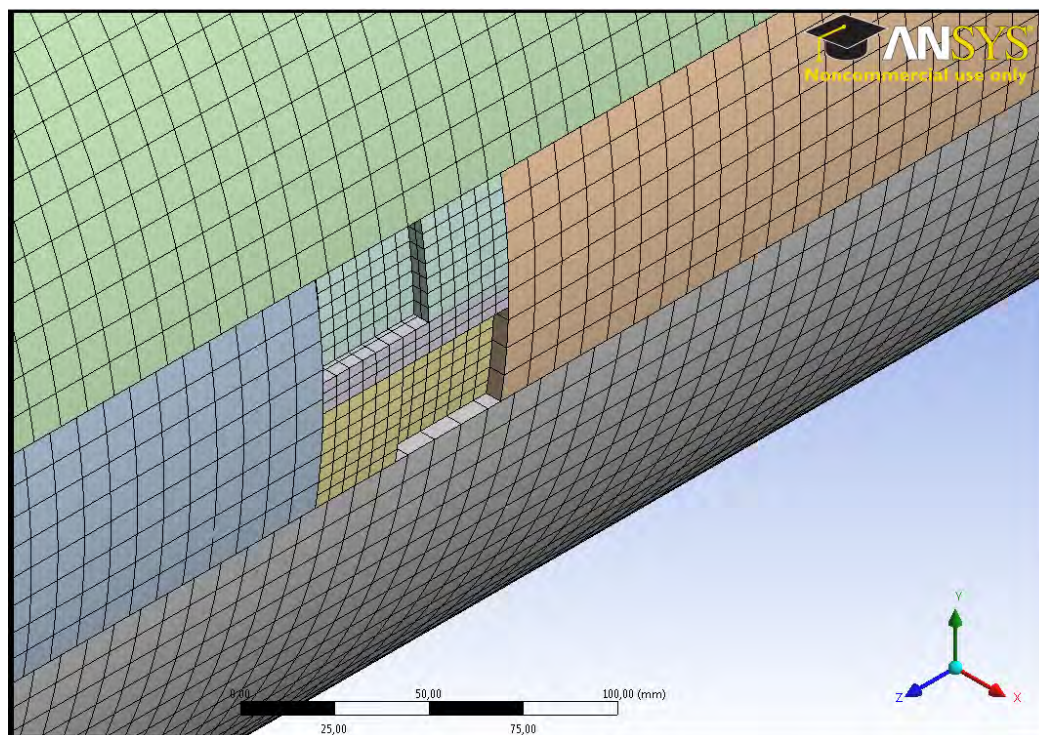


Figura 3.4: Transición de tamaño con malla homogénea cerca de la colonia

En la presente tesis se utilizó el siguiente esquema para la generación de mallas de elementos finitos en el modelo. Realizada la geometría en SolidWorks se importa para ANSYS Workbench, donde se realiza la malla de elementos finitos. La región del defecto tiene una malla estructurada y más refinada de elementos

hexaédricos, con 20 nodos por cada elemento finito y tipo SOLID95, este tipo de elemento fue elegido por que representa bien el campo de tensiones y deformaciones. En seguida se tiene, una transición con una malla estructurada y de forma regular, como se muestra en la Figura 3.4, que tiene una densidad menor de elementos a medida que se alejan del grupo de defectos; esta forma de estructurar la malla es con el objetivo de tener un menor número de elementos finitos, es decir, que disminuye el orden de la matriz global, y en consecuencia menor tiempo de procesamiento y memoria computacional para la solución del sistema de ecuaciones. En la Figura 3.5 se puede ver la transición de la malla no homogénea, la cual no es recomendable para este análisis por tener elementos mixtos es decir hexahédricos y tetrahédricos.

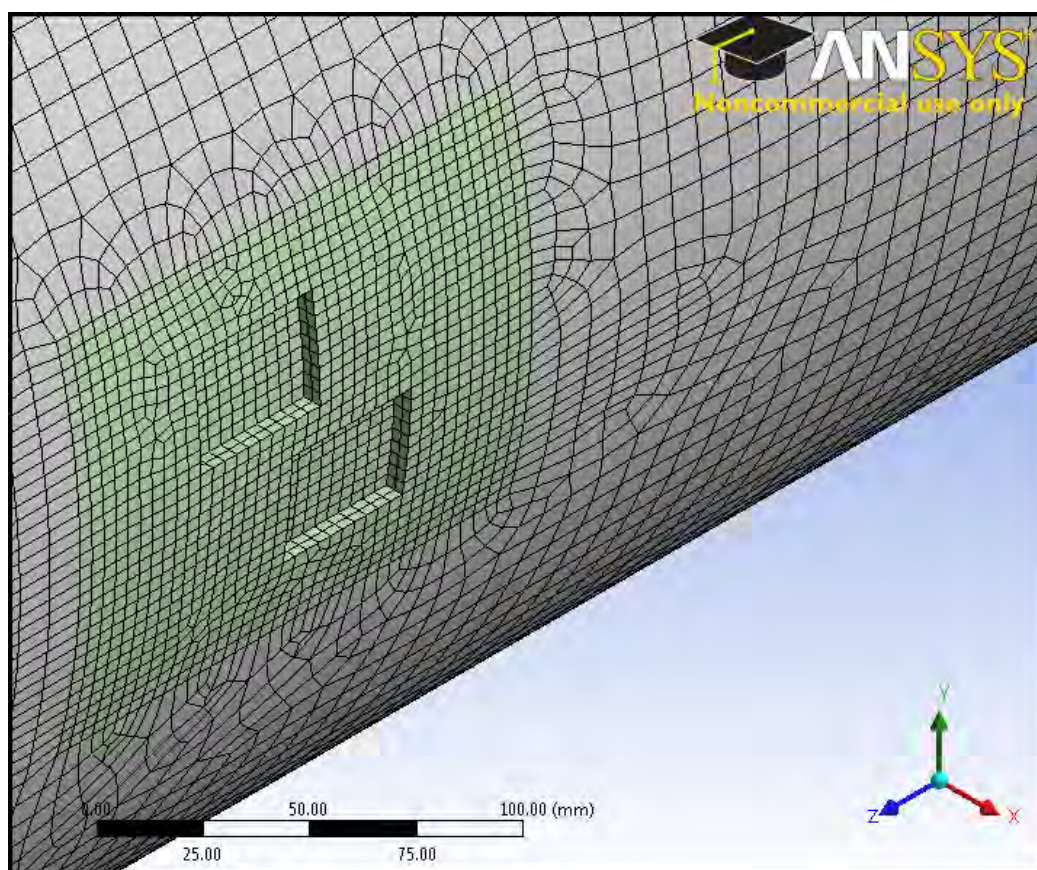


Figura 3.5: Transición de tamaño con malla NO homogénea cerca de la colonia

3.4. Condiciones de Contorno y Cargas

Una vez realizada la malla en ANSYS Workbench, el modelo es importado para el ANSYS Clasic (APDL), donde son impuestas las propiedades de material, condiciones de contorno y cargas a los elementos y/o nodos para cada espécimen en estudio IDTS. Los ductos con defectos de corrosión pueden ser sometidos a varios tipos de cargas y condiciones de contorno. El software ANSYS le permite introducir las condiciones de contorno que pueden ser colocadas a las entidades geométricas como líneas o aristas, áreas de los volúmenes, que luego son transferidos a las entidades de malla de forma automática o pueden ser aplicadas directamente en las entidades de malla como elementos y/o nodos.

Todos los especímenes (IDTS) estudiados aquí, incluyendo modelos con defectos de corrosión, están sometidos a cargas de presión interna (designada como P_i) que se aplica siempre perpendicular a la superficie interior del ducto según la ecuación 3.1, y la tensión longitudinal (σ_L) de tracción aplicada en los bordes libres del modelo para simular la existencia de las tapas en los extremos del espécimen, situación existente en un laboratorio de pruebas.

$$\sigma_L = \left(\frac{D_i^2}{D^2 - D_i^2} \right) \cdot P_i, \quad (3.1)$$

donde, D_i es el diámetro interior del tubo $D_i = D - 2t$, y D es el diámetro exterior.

Sólo la mitad del ducto fue modelado y discretizado por las condiciones de simetría geométrica y de carga, con las condiciones de contorno aplicadas de acuerdo con esta simetría, son como se presenta en la Figura 3.6. Se consideró como la condición de contorno de simetría a través de toda la sección longitudinal del ducto, restringido los desplazamientos en la dirección x ($UX = 0$) para todos los nodos contenidos en el plano de corte longitudinal. En la parte central

del ducto en el plano transversal $Z = 0$, se fijo en las tres direcciones un único nodo en la posición $Y = -D/2$ como se muestra en la Figura 3.6 para evitar el movimiento del cuerpo rígido. Finalmente se restringe el desplazamiento en la dirección y ($UY = 0$) a lo largo de la generatriz del ducto, en este caso la generatriz inferior externa en $Y = -D/2$ como si el ducto estuviera apoyado en el piso.

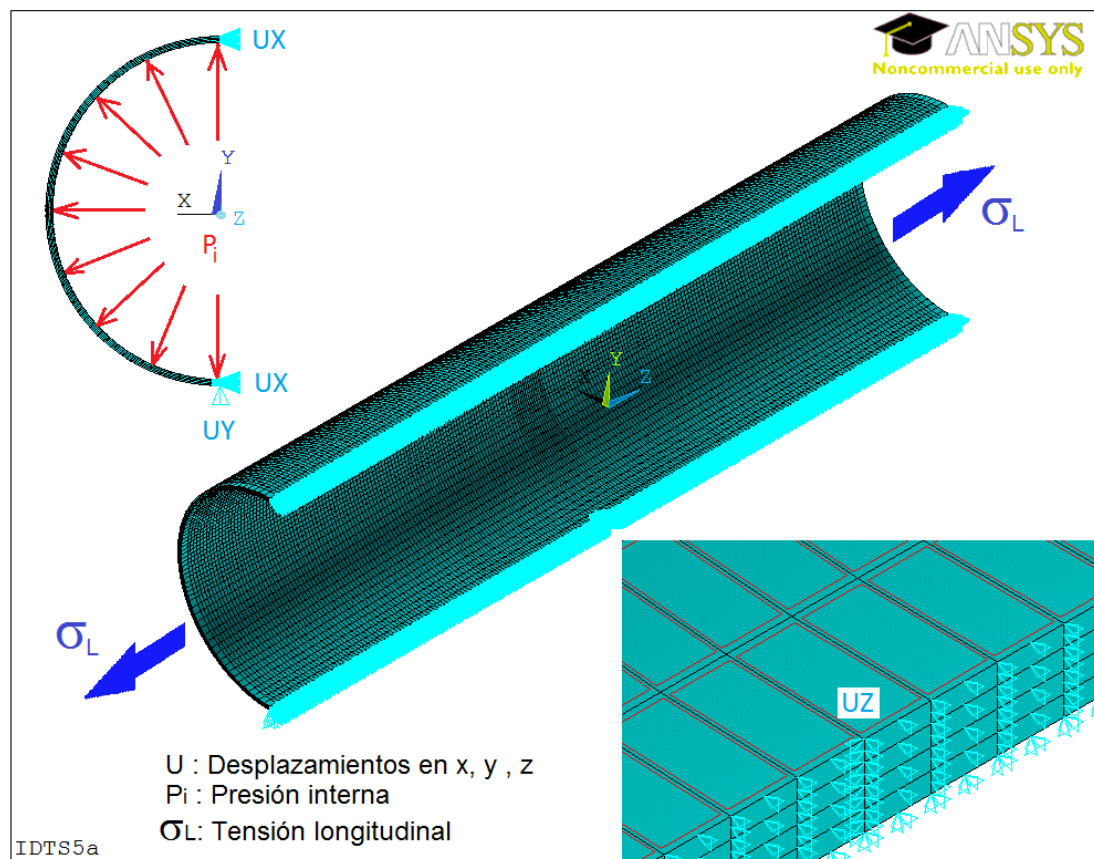


Figura 3.6: Condiciones de contorno y de cargas impuestas en el ducto

Observe que la simetría con la mitad del ducto, introduce un defecto en la parte simétrica, como se muestra en la Figura 3.7, pero esta condición no tiene influencia en los resultados de las simulaciones de este trabajo, porque L_s es lo suficientemente grande para que exista interacción entre las colonias de defectos.

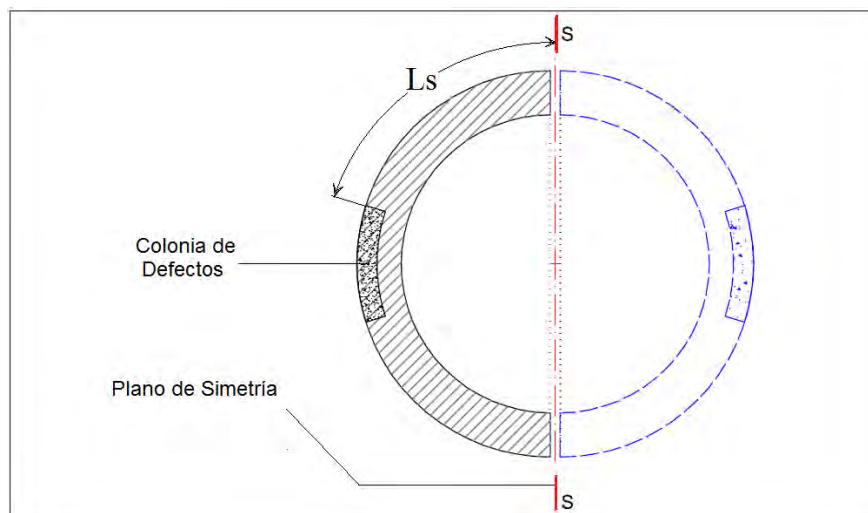


Figura 3.7: Condición de simetría utilizadas en el modelamiento

3.5. Material y sus Propiedades

Para llevar a cabo un análisis numérico via MEF es importante las propiedades del material de la estructura a analizar. Los ductos estudiados en la presente tesis son de acero API 5L X80 [25]. Los aceros, así como gran parte de los materiales utilizados en las estructuras, presentan un comportamiento lineal-elástico para bajos niveles tensión. Desde el momento en que el nivel de tensión sobrepasa el límite elástico S_{LE} , el material deja este comportamiento y ahora tiene una relación de tensión-deformación no lineal, es decir, ocurre una no linealidad física o no linealidad del material [2, 1]. El resultado de este fenómeno es que cuando la estructura se somete a una carga mayor tal que las tensiones sobrepasen el límite de elasticidad, en la estructura se produce plastificación después de la eliminación de esta carga, la estructura no va a volver en forma inicial (dimensiones), por que tiene una deformación plástica permanente.

Al llevar a cabo un análisis por elementos finitos de la no linealidad geométrica, se trabaja con grandes deformaciones y desplazamientos. Por lo tanto, es importante utilizar los datos de la relación tensión-deformación en términos de sus

valores reales. Por lo tanto, para la construcción de la curva tensión-deformación real es necesario transformar los valores de ingeniería (medidos en la configuración no deformada), obtenidos a partir de datos experimentales en ensayos de tracción de probetas estandarizadas, para valores reales (medidos en la configuración deformada) [26].

Para la simulación, se utilizó el acero API 5L X80 [25], como material para los ductos analizados por Benjamin [8]. Se adoptó para este acero un comportamiento elástico-plástico con endurecimiento isotrópico y como criterio de falla el criterio de von Mises.

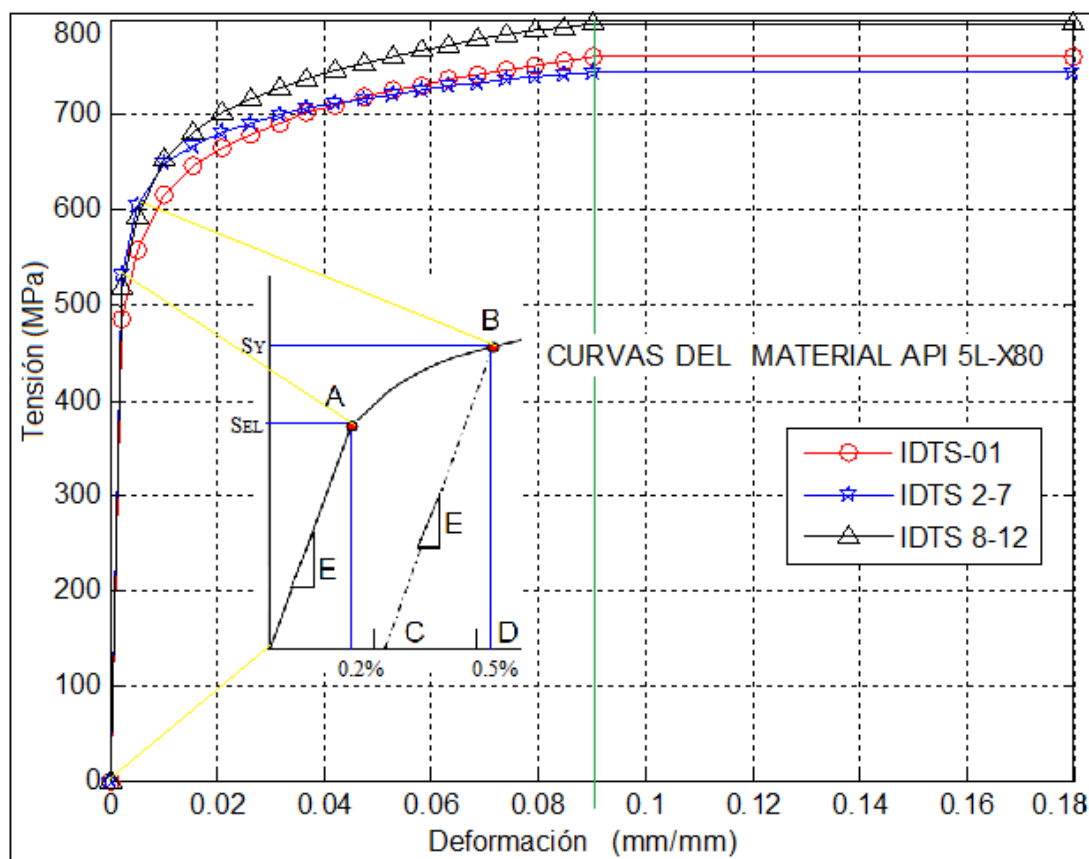


Figura 3.8: Tensión real vs deformación real del Acero API 5L X80

La Figura 3.8 muestra la curva de tensión-deformación real del acero API 5L-X80 para los ductos que se utilizaron en la presente tesis para los especímenes

IDTS; esta curva es construida a partir de la ecuación 3.2 de *Ramberg – Osgood*. Esta ecuación fue utilizada en el trabajo de Benjamin [27];

$$\varepsilon_r = \frac{\sigma_r}{E} + K_o \cdot \left(\frac{\sigma_r}{S_{ur}}\right)^N \quad (3.2)$$

donde: ε_r , σ_r , S_{ur} , corresponden a la deformación real, la tensión real y el límite de la resistencia a la tracción real del material, respectivamente, K_o y N son constantes que se obtiene del ajuste de la ecuación 3.2.

Tabla 3.3: Propiedades del acero API 5L X80

API 5L - X80	E (GPa)	ν	Sy (MPa)	Su (MPa)	Syr (MPa)	Sur (MPa)
IDTS 1*	200	0.3	556	698	559	761
IDTS 2-7	200	0.3	601	684	604	746
IDTS 8-12	200	0.3	589	731	592	797

Los datos importantes del material son el módulo de Young E , coeficiente de Poisson ν , límite de elasticidad S_y , el límite de proporcionalidad $S_{EL} = (S_y - 70)MPa$, la deformación ε_y correspondiente al límite elástico y el límite de resistencia a la tracción real S_{ur} . La Tabla 3.3 muestra los datos de ensayos de tracción uniaxial (datos de deformación y tensión de ingeniería); estos datos se utilizaron para determinar las propiedades de deformación y tensión reales del material [2], para luego ser utilizados en los modelos para el análisis numérico. Para calcular la tensión-deformación real se utilizaron las ecuaciones 3.3 y 3.4 según Reddy [28];

$$\sigma_r = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (3.3)$$

$$\varepsilon_r = \ln(1 + \varepsilon) \quad (3.4)$$

donde, σ_r es la tensión real, σ la tensión ingeniería, ε_r es la deformación relativa real y, ε es la deformación relativa ingeniería.

La Tabla 3.4 muestra la tensión real y la deformación real utilizado en el modelo numérico para cada grupo de especímenes de IDTS. Estas ecuaciones y son válidas hasta el inicio de la estricción, o hasta la carga máxima en el ensayo de tracción uniaxial y para volumen constante en el espécimen. Para obtener la tensión real que sigue aumentando después de la estricción, se debe medir el área de la sección. Sin embargo, este aumento de la tensión no representa un aumento de la resistencia de la estructura en su conjunto. Debido a la reducción del área en el ensayo de tracción uniaxial, la carga máxima que soporta esta disminución desde la estricción.

Tabla 3,4: Datos del acero API 5L X80

Punto N°	Deformación ($\mu\epsilon \times 10^2$)	IDTS-01 (MPa)	IDTS 2-7 (MPa)	IDTS 8-12 (MPa)
1	0	0	0	0
2	24	486	531	519
3	50	559	604	592
4	103	617	648	653
5	156	646	669	682
6	209	666	682	702
7	263	680	692	717
8	316	692	700	729
9	369	702	707	739
10	422	711	713	747
11	475	719	718	755
12	528	726	723	762
13	581	732	727	768
14	634	738	730	774
15	688	743	734	779
16	741	748	737	784
17	794	752	740	789
18	847	757	743	793
19	900	761	746	797
20	1800	761	746	797

Los ensayos experimentales muestran que para un acero API 5L X80, el inicio de la estricción se acerca al 9 % de la deformación relativa o de carga máxima en el ensayo de tracción uniaxial. Los 19 primeros puntos en la tabla 3.4 se utilizaron para construir la curva real de tensión vs deformación. Para una deformación relativa mayor al 9 %, la tensión tiene un aumento mínimo, la curva del material es casi paralela al eje de la deformación, como se observa en la 3.8 entre el 9 % y 18 % de la deformación relativa. Esta consideración es muy importante para los criterios de falla y de convergencia del método iterativo de Newton-Rapson, como se presentará en las siguientes secciones.

Los modelos estudiados presentan un comportamiento no lineal debido a dos factores, la no linealidad geométrica (grandes rotaciones y/o desplazamientos) y no linealidad física (o de material). La no linealidad geométrica suele ser resultado de la influencia de grandes deformaciones y desplazamientos sufridos por la estructura debido a la acción de las cargas. Para los modelos analizados en la presente tesis se consideró este efecto. Activado a través del comando *NLGEOM,ON* del software ANSYS. Dado que la no linealidad física es una propiedad intrínseca del material que se traduce en una relación no lineal entre la deformación y la tensión como se mostró anteriormente en esta sección.

Estas no linealidades hacen que la matriz de rigidez de la estructura se modifique a medida que la estructura se deforma. Por lo tanto, cuando estos efectos estén presentes, la solución debe ser obtenida por métodos incrementales e iterativos tales como el método de Newton-Raphson (MNR). Brevemente el MNR consiste en, antes de cada solución, el método evalúa el vector de residuos o fuerzas no equilibradas (*'out-of-balance-load-vector'*) que es la diferencia entre las fuerzas internas (cargas correspondientes a las tensiones en los elementos) y las cargas externas aplicadas. El método obtiene una solución lineal, utilizando el vector de fuerzas no equilibradas y luego verifica el criterio de convergencia

establecido. Si el criterio no es alcanzado, el vector de fuerzas no equilibradas se evalúa nuevamente, la matriz de rigidez es actualizada y se obtiene una nueva solución. Este proceso iterativo continúa hasta que el problema alcance a algún criterio de convergencia. Para más detalles, ver [2, 1].

3.6. Incrementos de Carga Utilizados

En un análisis no lineal, así como la convergencia y la exactitud de los resultados debido a la malla utilizada, se debe considerar la convergencia del método de solución utilizada por '*incrementos de carga*'. Para obtener la convergencia y resultados más precisos, los incrementos de la carga aplicada en el análisis de elementos finitos debe variar en función de la zona afectada: elástica, elástico-plástico y plástica [11, 23].

En cuanto a la no linealidad física, los aceros API 5L presentan un comportamiento lineal hasta el límite de proporcionalidad S_{EL} siendo este menor que el límite elástico S_y . En esta situación el aumento de la presión interna aplicada en interior del ducto puede ser grande o incluso única hasta que el elemento comience a deformarse. Durante el análisis elástico-plástico, el aumento de la carga óptima tiende a disminuir, por que a cada incremento mas elementos plastifican, ocurriendo también un gran aumento de las deformaciones plásticas.

En el trabajo de Bin Fu y Kirkwood Mike [29], recomienda incrementos del orden de 5×10^{-5} de la presión total aplicada (por ejemplo, para una presión interna de 20MPa se tiene incrementos del orden de 10^{-3} MPa). Este incremento, por ser pequeño, se recomienda para presiones próximas de la ruptura, no siendo necesario en el comienzo del análisis.

En el trabajo Diniz [11], se limitó la deformación en $250\mu\varepsilon$ por incremento en la zona de deformación plástica. Después del análisis que hizo, el recomienda incrementos de la presión de $10^{-3}MPa$ para esta región. Para las regiones, de transición y elástico de 0,1 MPa y $2MPa$ respectivamente.

En la presente tesis el proceso de iteraciones (para la solución del sistema de ecuaciones no lineales) continuará hasta que se alcance la convergencia establecida. Se puede definir valores de convergencia en ANSYS para la carga, desplazamiento, rotación o combinaciones de estos, con la posibilidad de cada uno asumir valores diferentes. El criterio utilizado aquí se basa en los valores de la carga F en este caso 'la carga' es la presión interna p . Con el comando del ANSYS $CNVTOL, F, , 0,001, 2, 1$; donde, F es la carga, $0,001MPa$ es el valor de la tolerancia, 2 es el tipo norma que se utilizará en este caso una norma euclidiana $L2$ y 1 el valor mínimo permitido para calcular el valor de referencia de la carga.

Además, se limita a 500 el número máximo de iteraciones de equilibrio dentro de cada "substep" durante el análisis con el comando $NEQIT, 500$. Por lo tanto, el criterio de convergencia se alcanza cuando las cargas no equilibradas, son menores o iguales a 0,001 dentro del número máximo de iteraciones definido. Si esto no ocurre, entonces es realizada una corrección (reducción) del valor del incremento de carga Δp_i en el 50% como se mencionó anteriormente.

3.7. Criterios de Ruptura y Falla Numérica

Según se mencionó anteriormente, fue utilizado en la presente tesis, la formulación del método de elementos finitos, que se basa en la mecánica del continuo. Por esta razón, es necesario definir un criterio para detectar el valor de la presión a la cual ocurre la falla o la ruptura en el ducto [2, 1].

El criterio de falla usado en elementos finitos por Bin Fu y Kirkwood Mike [29], considera que la falla se produce en el instante en que todos los elementos que se encuentren en cualquier línea a lo largo del espesor, alcanzan el valor de la resistencia a la tracción real σ_{ur} del material $\sigma_{VM} = \sigma_{ur}$, donde σ_{VM} es la tensión de von Mises.

En el trabajo de Cabral [23] el criterio utilizado para la falla numérica de los modelos analizados, establece la interrupción del análisis en el momento que todos los elementos a lo largo de la capa de la región más solicitada alcanza la resistencia a la tracción real del material σ_{ur} .

En la presente tesis el criterio de falla o ruptura utilizado para los modelos numéricos de los especímenes estudiados a través del MEF, se estableció de la misma forma que Diniz J.L.C [11], según los siguientes criterios:

- 1.- Cuando el primer elemento alcanza el valor de la resistencia a la tracción real del material $\sigma_{VM} = \sigma_{ur}$.
- 2.- Cuando todos los elementos a lo largo del espesor en cualquier región del defecto, alcance el valor del límite de ruptura real del material $\sigma_{VM} = \sigma_{ur}$, ocurriendo inestabilidad numérica debido al colapso plástico.

La evaluación de la presión de falla de ductos corroídos sometidos a diversos tipos de cargas, puede ser calculado mediante un análisis numérico no lineal. Como se describió anteriormente, en un análisis lineal, el método de elementos finitos (MEF) calcula la solución del sistema de ecuaciones matricial $[K][u] = [F]$ a través de métodos directos o iterativos [2, 1], donde $[K]$ es una función sólo de las propiedades elásticas del material.

En cuanto al caso de análisis no lineal, donde en la estimación de la presión de falla están involucrados grandes deformaciones y no linealidad de material, la solución del sistema de ecuaciones se resuelve por incrementos, es decir, $[K][\Delta u] = [\Delta F]$. Esto se debe a que la matriz de rigidez $[K] = f(u)$ ya no es constante, es decir, que pasa a depender del estado actual y la historia de la deformación del material [2, 11, 1]. Por lo tanto, este efecto no lineal acaba extendiéndose por el dominio (región del espécimen que contiene el defecto) a medida que más puntos alcanzan y sobrepasan el límite elástico S_y .

También para realizar el análisis no lineal en ANSYS, en la presente tesis se utilizó la función, '*Automatic Time Step*' en '*ON*', con el comando *AUTOTS* en *ON*. '*Automatic Time Step*' es un recurso en el que las cargas aplicadas, son determinadas automáticamente por el programa (ANSYS) en función de la respuesta del estado actual del análisis [23]. Esto significa que la carga del paso actual siempre estará sujeta a posibles ajustes (bisecciones o duplicaciones). Se caracteriza por un esquema automático, para asegurar que la variación del incremento de carga no sea ni demasiado grande ni demasiado conservador (pequeño). Así, un cálculo que estima el valor del siguiente incremento de carga, se basa en factores tales como: número de iteraciones utilizado en el incremento de carga (si se excede el número máximo permitido), la presencia de algún elemento distorsionado, y el tamaño del incremento de deformación plástica [1].

CAPÍTULO 4

RESULTADOS

4.1. Introducción

En este capítulo se presentan los resultados de las presiones de falla según los métodos tradicionales (B31G, 085dL, DNV), el método MTI, el nuevo método MTCL y por el MEF. Seguidamente se muestran los errores porcentuales respectivos de las presiones de falla. Después se presentan resultados obtenidos por el método de elementos finitos (MEF) con el software comercial ANSYS para el espécimen IDTS5; se muestra la distribución de las tensiones de von Mises y se muestran gráficamente para una mejor visualización e interpretación de las zonas críticas. También se muestra la convergencia, la no convergencia o inestabilidad numérica y el tiempo de procesamiento de la solución. Se realiza un análisis de las líneas de ruptura (LR) a lo largo del espesor para la colonia del IDTS5, es decir, para la superficie externa del defecto, la intermedia y la interna.

Finalmente, Se comparan gráficamente los resultados de simulación numérica via MEF y los cálculos teóricos del nuevo método MTCL con los resultados experimentales de laboratorio por Benjamin AC, Freire J.L.F, y RD Vieira [8].

4.2. Comparación Entre los Métodos

Las predicciones dadas por los métodos tradicionales, el método MTI y el nuevo método MTCL utilizando los factores f igual a 0,5, 1, 2 y 3,33; así como

4.3. Simulaciones Numéricas Utilizando MEF para IDTS5

En primer lugar, se encontró la presión de la falla del ducto con defectos de corrosión, teniendo en cuenta los criterios de falla y convergencia adoptados. Para mostrar el procedimiento de cálculo adoptado en la simulación numérica se utilizó el espécimen con dos defectos IDTS5 según se muestra en la Figura 4.1. Finalmente se presentan tablas y cuadros con los resultados de todos los especímenes IDTS estudiados incluyendo los resultados de las pruebas experimentales.

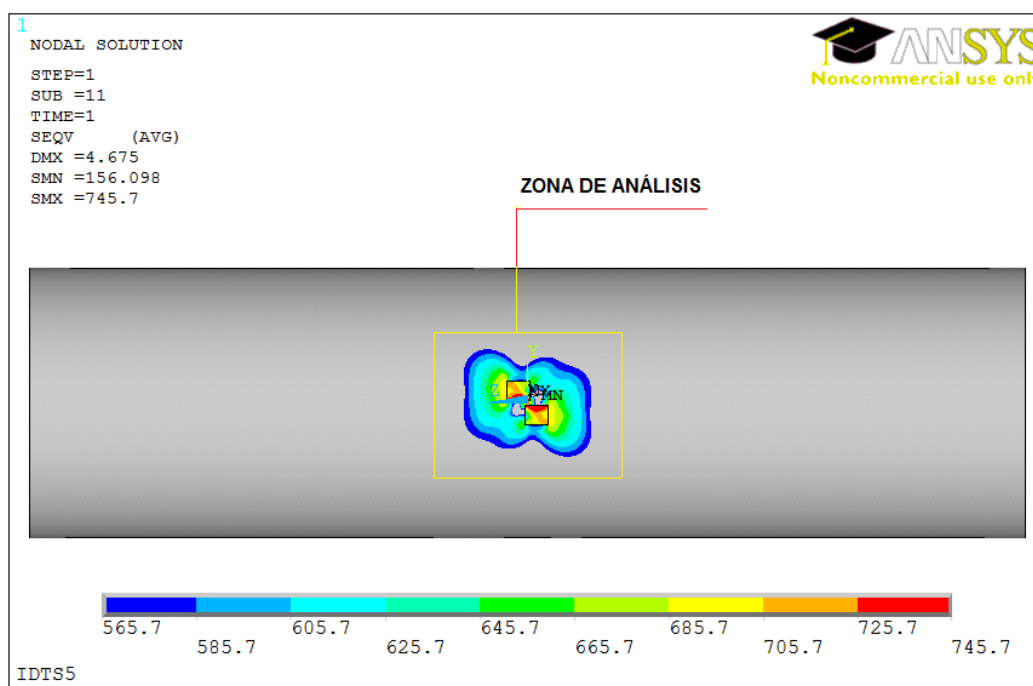


Figura 4.1: Tensiones equivalentes de von Mises para IDTS5

La Figura 4.1 muestra el espécimen IDTS5 completo y la Figura 4.2 muestra una región ampliada denominada zona de análisis, en la cual se observan regiones bien definidas; una zona gris (fuera de la escala de colores o tensiones críticas) y la zona principal en estudio denominada '*colonia de defectos*', a partir de aquí solamente se presentara esta zona mostrando únicamente '*la colonia de defectos*' y no todo el espécimen IDTS según la Figura 4.2.

La Figura 4.3 muestra la colonia de defectos, la malla, las capas a lo largo del espesor y la distribución de las tensiones von Mises, mostrando sólo la colonia

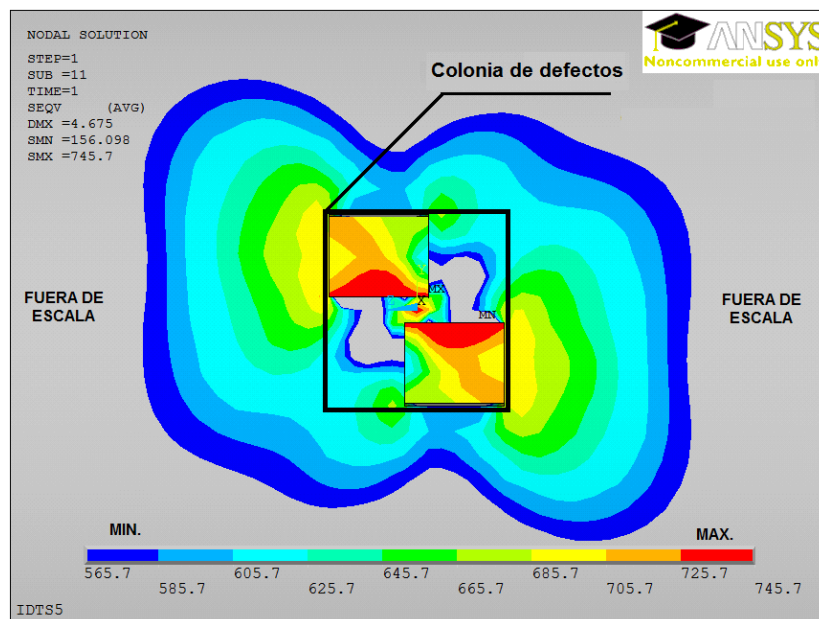


Figura 4.2: Colonia de defectos del espécimen IDTS5

de defectos (IDTS5). Se observa una área gris que corresponde a los valores de tensión inferiores a la tensión mínima considerada para visualización (565,7 MPa color azul); esta escala es asumida con el objetivo de tener una mejor visualización de las tensiones. Tenga en cuenta que, la menor tensión de von Mises es de $SMN = 156$ MPa. Cada intervalo de color varía de 20 en 20 MPa desde el valor mínimo de color azul (565,7 MPa) hasta el color rojo ($SMX = 745,7$ MPa) el máximo valor de la tensión de von Mises que es igual a la resistencia a la tracción real del material ($\sigma_{VM} = \sigma_{ur}$).

El intervalo de visualización de las tensiones aún es grande considerando incrementos de $\Delta = 20MPa$ para la escala de colores, esto indica cual elemento o cuales elementos dentro de la colonia de defectos han alcanzado la máxima tensión (falla - ruptura). Por lo tanto, es necesario reducir la escala de visualización. La Figura 4.4 y la Figura 4.5 muestran los mismos resultados con incrementos de $\Delta = 10MPa$ y $\Delta = 1MPa$ respectivamente, donde se observa con mayor claridad que elemento(s) alcanza(n) el valor de la máxima tensión que es igual a la resistencia a la tracción real (745,7 MPa color rojo), es decir la falla (ruptura)

de estos elementos.

El intervalo de tensión máxima se alcanza sólo por doce elementos, cinco elementos en cada defecto siguiendo las LR y dos elementos en los vértices opuestos, como se muestra en la Figura 4.5, según el criterio del primer elemento, como se definió anteriormente en el modelo numérico por MEF.

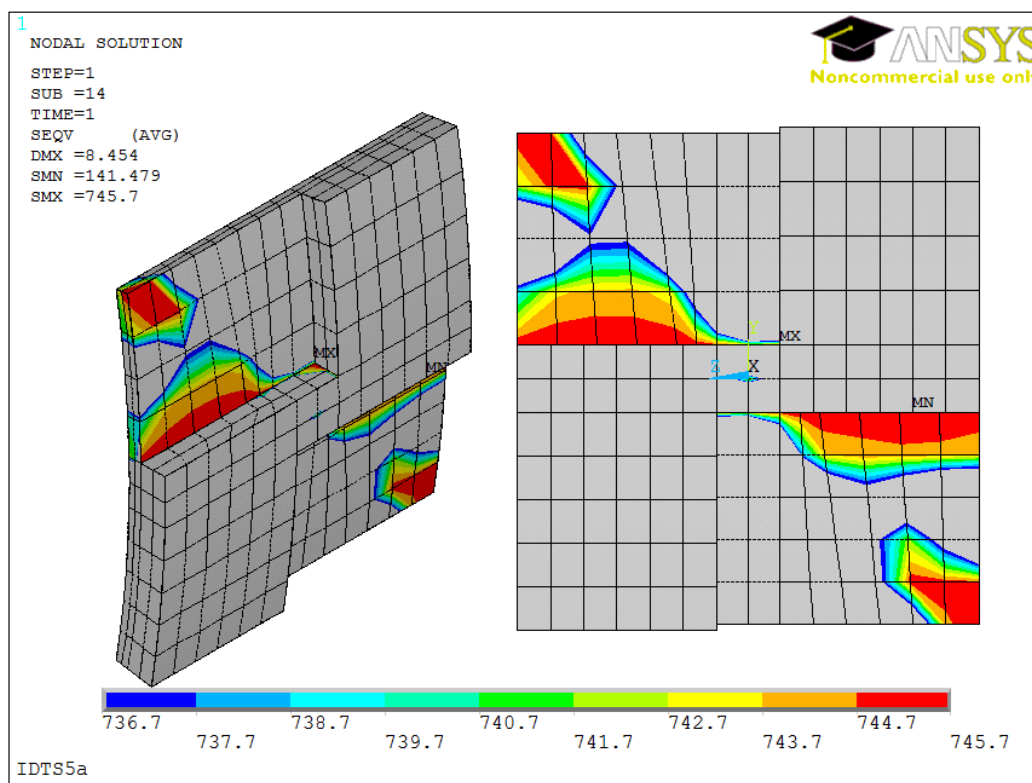


Figura 4.5: Tensiones de VM de IDTS5, rango [736MPa-745.7MPa] $\Delta = 1MPa$

La figura 4.6 muestra los resultados de la última capa (la superficie interna del tubo), en la cual los elementos alcanzan la tensión máxima. Esto sucede cuando todos los elementos a lo largo del espesor (todas las capas) alcanzan el valor de la resistencia a la tracción real ($\sigma_{VM} = \sigma_{ur}$) del material, tal como se presentó en el capítulo anterior, los criterios de falla.

La figura 4.7 muestra la tensión de von Mises para la última capa (superficie interna del ducto), desde el valor mínimo (color azul) hasta el valor de tensión máxima (color rojo oscuro).

Los datos de la tensión de von Mises y las coordenadas de los nodos se tomaron a partir del análisis numérico realizado en ANSYS utilizando el comando *PHAT*, luego estos datos fueron exportados para EXCEL, estos datos fueron leídos y procesados en MATLAB en el cual se creó un programa (rutina de programación), con el cual se generó la Figura 4.7 y Figura 4.8.

La figura 4.8 muestra la distribución de tensiones de von Mises para la última capa (superficie interna del ducto), como una superficie en tres dimensiones, mostrando las tensiones máximas por donde ocurrirá la falla (color rojo oscuro), en esta región de tensiones máximas, se encuentran las líneas de ruptura LR.

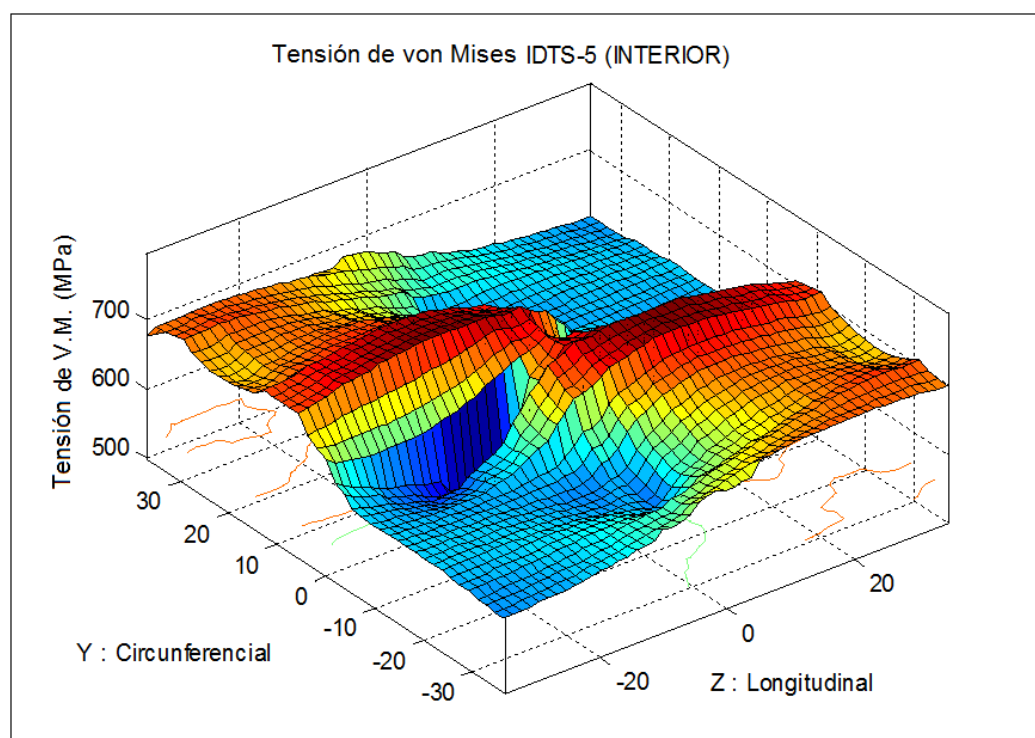


Figura 4.8: Ploteo 3D de las Tensiones de VM de la superficie interior IDTS5

Las Figuras 4.9 a 4.11, muestran la convergencia y el número de iteraciones, el proceso no lineal iterativo continúa hasta que se alcanza la convergencia establecida como se describió en la sección (3.6), el criterio basado en los valores de carga, número máximo de iteraciones y el uso de la norma euclidiana $L2$.

La Figura 4.9 muestra la convergencia cuando los elementos de la superficie

exterior de los defectos o primera capa (SE-PC) alcanzan el valor límite de resistencia a la tracción real material ($\sigma_{VM} = \sigma_{ur}$), y el número de iteraciones máximo en este caso fue de 86 y que el tiempo de procesamiento de solución alcanzado fue de 8 horas 14 minutos.

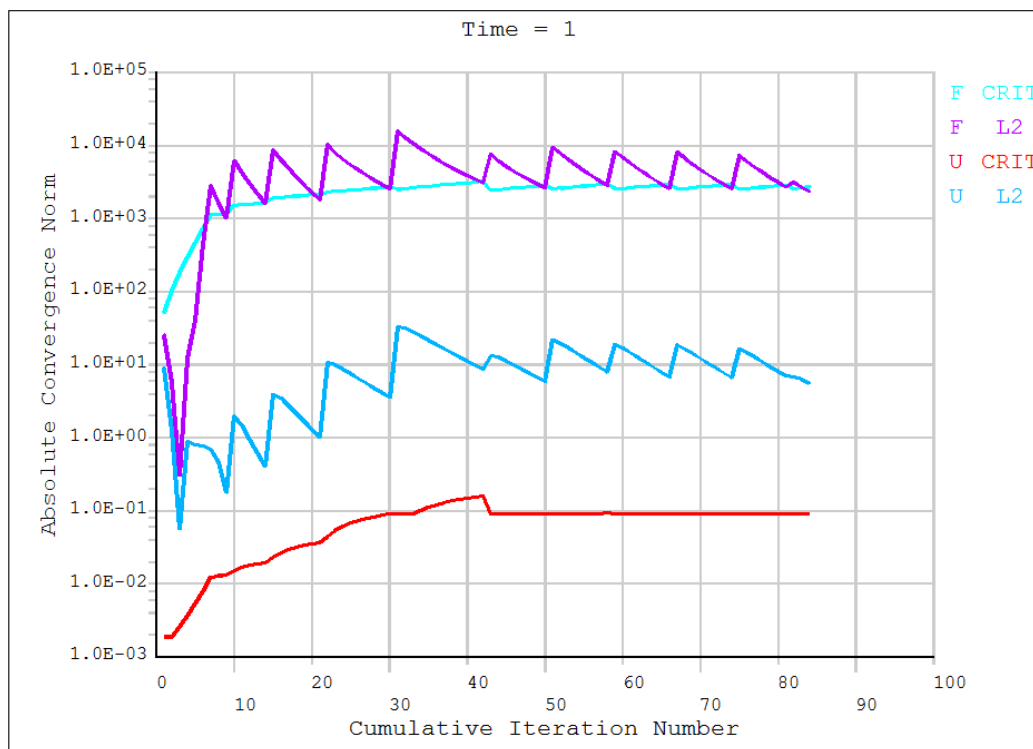


Figura 4.9: Convergencia vs número de iteraciones para SE-PC

La Figura 4.10 muestra la convergencia de la última capa de elementos correspondientes a la superficie interna o ultima capa (SI-UC). Al final hubo una inestabilidad mínima, pero se alcanzó el criterio de falla y la convergencia, el número de iteraciones fue de 90, fue mayor que para la primera capa según la Figura anterior.

Al aumentar el valor de la presión Δp , ocurre la inestabilidad numérica, como se muestra en la Figura 4.11 Para el paso 16 (*load/step*); debido a la presencia de uno o más elementos enormemente distorsionados en la zona de análisis del espécimen, y también por pérdida de ductilidad del material. Esto se relaciona con el nivel casi horizontal de la curva tensión-deformación real del material, en

el intervalo de 9 % a 18 % de deformación relativa ε que se presentó en la sección (3.5) para la no linealidad del material.

La Tabla 4.3 muestra la evolución paso a paso del proceso iterativo y las presiones (en MPa) para cada fase de carga. Para el paso 17 (*load/step*) el subpaso (*substep*) correspondiente es 999999, es decir infinito; esto significa que, no hay convergencia de acuerdo con los criterios establecidos. Entonces se tiene que hacer una nueva simulación con una presión Δp inferior a la que causó la falla o no convergencia.

Tabla 4,3: Resultados de la simulación numérica en ANSYS

***** INDEX OF DATA SETS ON RESULTS FILE - IDTS12 *****					
LOAD/STEP	TIME/FREQ	SUBSTEP	CUMULATIVE	Δp	PRESSURE
1	1.00E-02	1	2	1.7956	11.6876
2	2.00E-02	2	3	1.7956	13.4832
3	3.50E-02	3	4	1.7956	15.2788
4	5.75E-02	4	5	1.7956	17.0744
5	9.13E-02	5	6	0.8978	17.9722
6	0.14188	6	7	0.8978	18.8700
7	0.21781	7	8	0.4489	19.3189
8	0.33172	8	9	0.4489	19.7678
9	0.50258	9	11	0.2245	19.9923
10	0.75887	10	23	0.2245	20.2167
11	0.86738	11	61	0.1122	20.3289
12	0.93369	12	70	0.0561	20.3850
13	0.96353	13	90	0.0281	20.4131
14	0.98176	14	96	0.0140	20.4271
15	0.98997	15	120	0.0140	20.4412
16	0.99223	16	171	0.0070	20.4482
17	1	999999	181	-	-

4.4. Análisis de las LR para IDTS5 según MEF

La figura 4.12 muestra solamente la colonia de defectos del espécimen IDTS5 (o grupo de defectos) que se usará en el estudio del método MTCL.

La figura 4.13 muestra las secciones en corte, de color rojo la *sección – B* a la izquierda y de color azul *sección – A* a la derecha. El análisis de las tensiones correspondientes a las LR se muestran a continuación. El número (1) corresponde

4.5. Comparación General de los Métodos

Los resultados fueron divididos en dos grupos de: IDTS2 a IDTS7 y IDTS8 a IDTS12, para estos dos grupos de especímenes se calculan las de presiones de falla por métodos tradicionales, MTI, MTCL utilizando factores de resistencia circunferencial f 0,5, 2 y 3,33 y la simulación numérica por MEF.

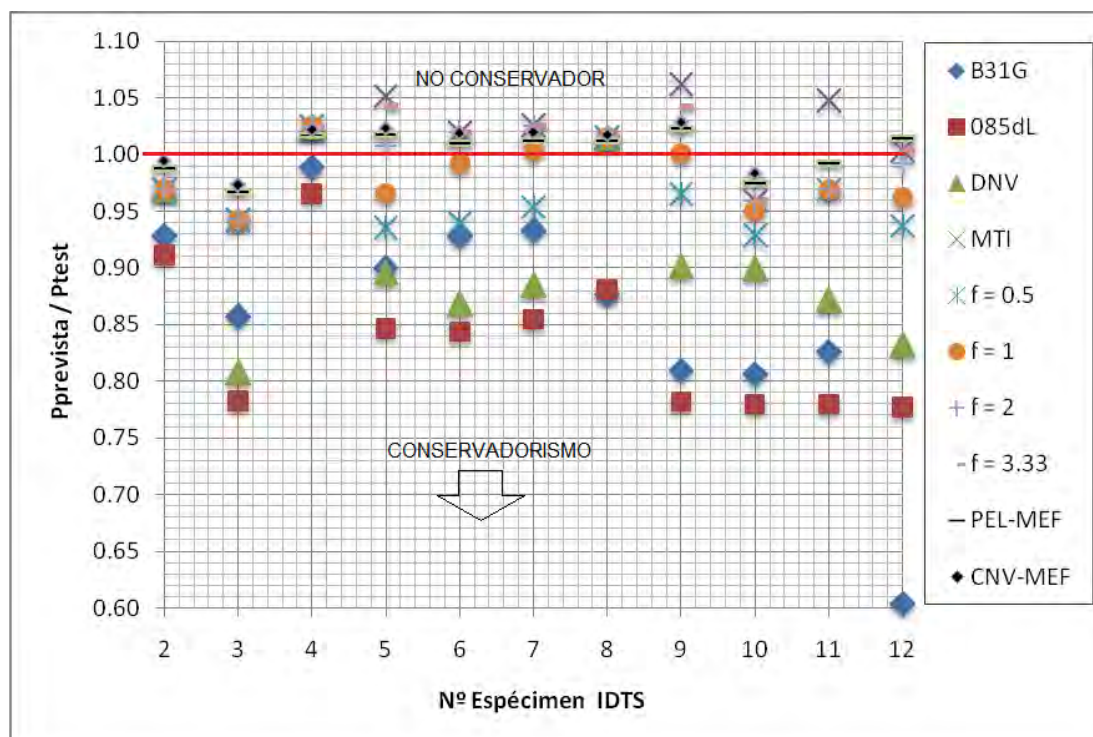


Figura 4.16: Razones entre las presiones de falla y la presión de test

En la Figura 4.16, las presiones de falla reales medidas en las pruebas de laboratorio [8, 17] son comparadas con las estimadas por los cinco métodos, es decir, el método ASME B31G, DNV RP-F101 para un defecto individual (Parte B), el RSTRENG área efectiva, el método DNV RP-F101 para defectos interactuando (Parte B), el método de MTI, MTCL, y también con el MEF. Se observa el conservadorismo de los métodos métodos ASME B31G, DNV RP-F101 e RSTRENG (085dL).

La figura 4.17 muestra las razones de las presiones de falla, según el método de MTI, MTCL, y el MEF, esto con el fin de obtener una mejor visión. Se observa el no conservadorismo del método MTI. El MEF presenta un conservadorismo solamente de cuatro especímenes.

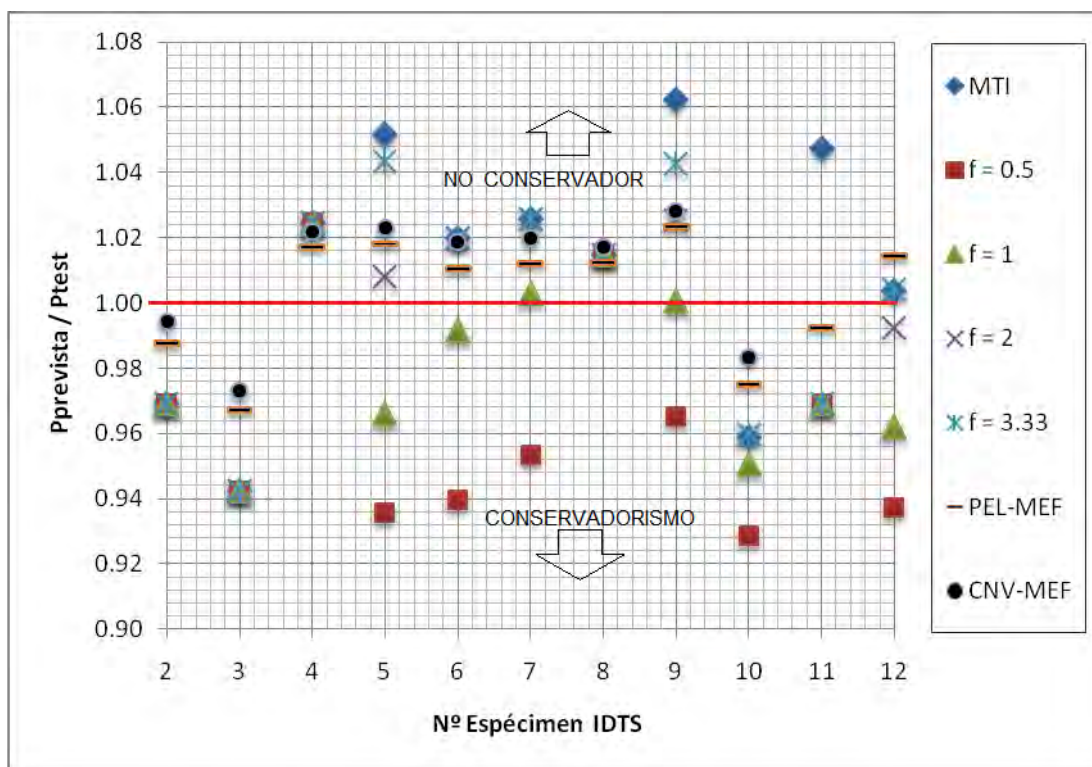


Figura 4.17: Razones entre las presiones de falla del MTI, MTCL y MEF respecto a la presión de test

La Tabla 4.4 muestra la razón de presiones en comparación con la presión de falla experimental para todos los métodos, considerando la presión de falla del MEF. El valor máximo es 1,044 para el MTCL considerando $f = 3,33$ y para el método de elementos finitos la razón máxima es 1,023. Estos valores se acercan más a la presión de falla real. Se observa que al utilizar el factor $f = 3,33$ representa mejor la realidad.

Tabla 4,4: Razón entre las presiones en comparación con la presión de test

ESPÉCIMEN	MÉTODOS TRADICIONALES			MTI	NUEVO MÉTODO (MTCL)				MEF	
	B31G	085dL	DNV		f = 0.5	f = 1	f = 2	f = 3.33	PEL	CNV
IDTS2	0.929	0.912	0.969	0.969	0.969	0.969	0.969	0.969	0.988	0.994
IDTS3	0.858	0.783	0.808	0.942	0.942	0.942	0.942	0.942	0.967	0.973
IDTS4	0.989	0.966	1.025	1.025	1.025	1.025	1.025	1.025	1.017	1.022
IDTS5	0.901	0.847	0.896	1.052	0.936	0.966	1.008	1.044	1.018	1.023
IDTS6	0.929	0.844	0.868	1.020	0.940	0.992	1.020	1.020	1.010	1.019
IDTS7	0.934	0.855	0.884	1.026	0.953	1.003	1.026	1.026	1.012	1.020
IDTS8	0.877	0.881	1.015	1.015	1.015	1.015	1.015	1.015	1.012	1.017
IDTS9	0.810	0.782	0.901	1.062	0.965	1.001	1.025	1.042	1.023	1.028
IDTS10	0.807	0.780	0.899	0.959	0.929	0.951	0.960	0.960	0.975	0.984
IDTS11	0.827	0.780	0.871	1.048	0.969	0.969	0.969	0.969	0.992	-
IDTS12	0.604	0.777	0.832	1.004	0.937	0.962	0.992	1.004	1.014	-
Razón Promedio	0.860	0.837	0.906	1.011	0.962	0.981	0.996	1.001	1.003	1.009
Desviación Estándar	0.103	0.064	0.070	0.039	0.032	0.027	0.030	0.035	0.019	0.020
Máximo	0.989	0.966	1.025	1.062	1.025	1.025	1.026	1.044	1.023	1.028
Mínimo	0.103	0.777	0.808	0.942	0.929	0.942	0.942	0.942	0.967	0.973

El Cuadro 4.1 muestra una comparación entre los resultados experimentales y los resultados del modelo numérico por MEF para los especímenes IDTS 2 a 7. La segunda columna muestra la distribución de las tensiones von Mises en escala de colores desde 736,7 MPa (color azul) hasta el valor máximo de 745,7 MPa (color rojo) para última capa o superficie interior de cada espécimen. Tenga en cuenta que el aumento de escala para cada color es de 1 MPa. Asimismo el Cuadro 4.2 presenta la comparación entre los resultados experimentales y los resultados del modelo numérico (MEF) para los especímenes IDTS 8 a 12.

Los Cuadros 4.3 y 4.4 muestran las comparaciones entre resultados experimentales y analíticos de las presiones de falla del método MTCL. Los resultados experimentales de las muestras IDTS-3, 4 y 6 mostraron que hubo interacción entre defectos, aunque no tan evidente [8, 17]; los cálculos teóricos según el método MTCL demuestran que únicamente para el espécimen de IDTS4 se produce la falla individual (véase Apéndice B). Para el IDTS3 el método MTCL dice que hay interacción entre los dos defectos, pero el resultado de la prueba experimental no muestra claramente, esta falla presenta extricción (necking) en los dos defectos.

Para el espécimen IDTS10 el método establece que la falla puede ocurrir por los dos defectos superiores o inferiores indiferentemente. En la prueba de laboratorio, la falla tendrá lugar por donde exista la menor resistencia causada por pequeñas diferencias en las tolerancias geométricas en el mecanizado de los defectos. El espécimen IDTS10 falló en los dos defectos superiores de la colonia de defectos, además de presentar extricción (necking) pronunciada en los dos defectos inferiores de la colonia de defectos.

La falla de los especímenes IDTS7 y IDTS9 en las pruebas experimentales, se dio en tres defectos y también a través de todo el espesor del material íntegro entre ellos, denominándose a esta falla total. El método MTCL establece que la falla de los especímenes IDTS7 y IDTS9 se produce en sólo dos de los tres defectos, esto se debe a que, las presiones calculadas de dos y tres defectos según el MTCL son muy similares y corresponden a los valores más bajos de presión calculados como se presenta en el Apéndice B.

La falla de los especímenes IDTS10 a IDTS12 en las pruebas experimentales, se dio en una parte del número total de defectos de la colonia. Este tipo de falla es clasificada como falla parcial e interactiva. El método MTCL establece que la falla de los especímenes IDTS10 a IDTS12 se produce de la misma manera que en la prueba experimental.

El Cuadro 4.5, muestra una comparación de las tensiones de von Mises que actúan en la superficie interior del ducto, y los resultados experimentales de los especímenes IDTS2 a IDTS7. La segunda columna muestra iso-superficies para iguales valores de las tensiones, la tercera columna muestra una superficie tridimensional que representa la distribución de tensiones en la región de colonia de defectos en las direcciones longitudinal y circunferencial para cada espécimen.

Las iso-superficies correspondientes a la segunda columna y la superficie tridimensional de la tercera columna de los cuadros 4.5 y 4.6, muestran la distribución de las tensiones de von Mises, las tensiones de azul (655.7 MPa para IDTS2-7, y 707 MPa para IDTS8-12) son las menores tensiones y las de color rojo (745.7 MPa para IDTS2-7, y 797 MPa para IDTS8-12) corresponden a las tensiones máximas. También, las tensiones máximas (zonas de color rojo) muestran las LR por donde se produce la ruptura del material (la falla), estos resultados fueron proporcionados por el método de elementos finitos.

En los resultados numéricos MEF, se observa que en los especímenes IDTS2, IDTS4 y IDTS8 la falla se produce cerca de los bordes del defecto, siguiendo la dirección longitudinal como se muestra en los Cuadros 4.5 y 4.6. En el ensayo experimental los especímenes IDTS2, IDTS4 y IDTS8 confirmaran estos resultados. Observe que el espécimen IDTS4 tiene dos defectos alineados circunferencialmente y la falla es individual en cualquiera de los defectos.

Los resultados numéricos por el MEF de los especímenes IDTS10 a IDTS12, prevé que la falla se da en una parte del número total de defectos de la colonia. Esto sucedió en la prueba experimental de la misma manera como se muestra en los cuadros 4.5 y 4.6.

Para la colonia de defectos de los especímenes IDTS 10 a IDTS12, la falla se produce en un grupo de defectos de la colonia, es decir en parte del número total de defectos, por ejemplo, para el espécimen IDTS12 la falla se produce en 6 de los 9 defectos. Esta falla se clasifica como falla parcial e interactiva, como se muestra en el cuadro 4.6.

CONCLUSIONES

Conclusiones y Recomendaciones

En la presente tesis se estudiaron a once especímenes tubulares con defectos de corrosión, dos especímenes fueron consideradas como muestras de control (IDTS2 y IDTS8) y sólo con un defecto básico. Los once especímenes fueron clasificados en dos grupos: el primero (IDTS2 a IDTS7) con una pérdida promedio de espesor de $5,40mm$ (66.7% del espesor) y el segundo grupo (IDTS8 a IDTS12) con una pérdida promedio de espesor de $3,78mm$ (47.3% del espesor). Con el objetivo de Reducir los costos de mantenimiento innecesarios y prematuros, se ha enfocado a crear un método (MTCL) menos conservador para el cálculo de la presión de falla y las tensiones máximas para un oleoducto que contiene defectos de corrosión interactuando entre sí.

Se presentó un análisis teórico del los parámetros utilizados en el método MTCL basado en la ecuación de la DNV RP-F101; también se realizó un análisis numérico utilizando el método de elementos finitos (MEF) para calcular la presión de la falla y las tensiones máximas actuantes en un ducto que contiene defectos de corrosión; para el estudio del problema se utilizaron los softwares ANSYS y MATLAB. Para la validar del método MTCL se comparó con los resultados obtenidos en simulaciones numéricas (MEF), métodos tradicionales, el método MTI;

utilizando como referencia los resultados de las pruebas experimentales de laboratorio a escala real [8].

Al concluir el desarrollo de la presente tesis, titulada "Método Para la Evaluación de la Resistencia a la Presión Interna en Tuberías API 5L X80 de 18 Pulgadas de Diámetro, Utilizadas en Transporte de Petróleo ", se ha llegado a las siguientes conclusiones:

1. Se ha comprobado que el nuevo MTCL presentó buenos resultados cercanos a los reales, con desviación estándar de 3.53% y un error máximo promedio de -0.15% en comparación con los resultados experimentales, quedando así demostrado la eficiencia del MTCL.

2. Las separaciones de material íntegro longitudinales s y circunferenciales c son consideradas en las líneas de ruptura LR, que proporcionan el camino de la ruptura. Las distancias circunferenciales se ven afectados por un factor de ponderación f denominado como factor de resistencia circunferencial. Fueron evaluados diferentes valores, $f = 0.5, 1, 2$ y 3.33 ; se obtuvieron las presiones de falla y los resultados demostraron que el factor $f = 3.33$ es el más adecuado a ser utilizado para el cálculo de la pérdida de espesor efectivo d_g de un grupo de defectos según el MTCL. También al comparar los resultados de las razones entre las presiones de falla del nuevo MTCL con respecto a los resultados experimentales, la razón promedio es de 1.001 esto nos indica que las presiones del MTCL con las presiones experimentales están muy cercanos, esto ocurre cuando se utiliza el factor de resistencia circunferencial igual a $f=3.33$

3. En el análisis teórico del método MTCL de la interacción entre dos defectos con la misma geometría (igual longitud L y ancho W) como es el caso del

espécimen IDTS5, se concluyó que si la separación longitudinal entre defectos s es mayor que $7,3L$ y $c = 0$, no existirá interacción entre los defectos y la falla es individual y se produce en cualquiera de los dos defectos. Así mismo, para la separación circunferencial c de material íntegro entre los defectos es mayor que $1,07L$ y $s = 2L$, no habrá interacción entre los dos defectos, la falla es individual.

4. En el enfoque analítico del MTCL, se presentó una metodología sencilla para calcular la presión de la falla de un grupo de defectos interactuando; basado en ecuaciones semi-empíricas, en este caso en la ecuación propuesta por DNV RP-F101. La presión de falla es una función de la pérdida de espesor efectivo del grupo de defectos d_g , de la longitud del grupo de defectos L_g , del factor de forma del grupo de defectos M_g .

5. En los resultados experimentales la interacción entre los defectos ocurrió en los nueve especímenes IDTS con más de un defecto. Esta interacción se manifiesta por una reducción en la presión de falla cuando se comparó con la presión de falla de las muestras de control (IDTS2 y IDTS8). En la presente tesis, esto también fue confirmado por las simulaciones numéricas mediante MEF, se encontró una desviación estándar de 1.90% y un error promedio igual a -0.28%, con respecto a los resultados experimentales.

Recomendaciones para Trabajos Futuros

1. El estudio y el análisis de la presente tesis consideró únicamente una carga de presión interna constante. Realizar un análisis más completo el considerar otros tipos de cargas, tales como las cargas térmicas, cargas axiales, cargas concentradas, cargas dinámicas.

2. Calculada la presión de falla de una colonia de corrosión de un ducto, el siguiente paso es decidir si continuará su operación normal de funcionamiento, si se cambia el tramo del ducto o si se realizará un reparo en la zona o tramo de ducto afectado, entonces para el caso que se recomiende plantear un reparo, se puede plantear mediante la instalación de un refuerzo metálico o algún material compuesto de mayor resistencia que el acero API 5L X80, se puede plantear pruebas en laboratorio y/o simulaciones numéricas mediante MEF.

3. En la presente tesis, queda comprobado el método MTCL para el cálculo de la presión falla y las tensiones máximas de grupos de defectos de tipo 1 y tipo 2. Sería recomendable realizar el mismo tipo de estudio de simulaciones numéricas y pruebas reales en laboratorio para los grupos de defectos mixtos del tipo 3 [20].

BIBLIOGRAFÍA

- [1] ANSYS 12. Ansys Release 9.0 Documentation:. ” *Operations Guide (Chapter 3) and Structural Guide (Chapter 8)*”. <http://www.ansys.com>. 2010.
- [2] K.J. Bathe. *Finite Elements Procedures*. Editora Prentice-Hall pp.485-640, 1996.
- [3] Benjamin, A.C. & Andrade, E.Q. Projeto 601295 ” *Avaliação de Dutos Corroídos com Defeitos Curtos*” Especificação 13 (Revisão 2): Procedimento para Definição da Estratégia de Aplicação do Carregamento em Análises de Ruptura de Espécimes Tubulares com Defeitos Curtos de Corrosão usando Elementos Finitos. 2005.
- [4] R.D. Souza. ” *Avaliação Estrutural de Dutos com Defeitos de Corrosão Reais*”. Pós- Graduação em Engenharia Mecânica, PUC-Rio, Rio de Janeiro, Dissertação de Mestrado,112f. 2003.
- [5] ASME; ASME-B31G. -” *Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines*” -A Supplement to ANSI/ASME B31 Code for Pressure Piping, The American Society of Mechanical Engineers, New York. 1991.
- [6] Kiefner, J.F; Vieth, P.H. ” *A Modified Criterion for Evaluating the Remaining Strength of Corroded Pipe*”. Contract PR-3-805, Pipeline Research Council International, Inc, American Gas Assotiation, Catalog No. L51688Hbe. 1989.

- [7] DNV. " *Corroded Pipelines-Recommended Practice RP-F101, Det Norske Veritas*", Høvik, Norway. 1999.
- [8] Benjamin A.C; Freire J.L.F; Vieira R.D. " *Analysis of Pipeline Containing Interacting Corrosion Defects*" A series on Applications of Experimental Techniques in the Field of Pipeline Integrity, Experimental Techniques May-June, Vol. 31, No. 3, 74-82. 2007.
- [9] Benjamin, A.C; Vieira, R.D; Freire, J.L.F; Castro, J.T.P. " *Burst Tests on Pipeline with Long External Corrosion*", International Pipeline Conference - Volume 2, ASME. 2000.
- [10] Benjamin, A.C; Andrade, E.Q; Noronha, D.B. " *Finite Element Models for the Prediction of the Failure Pressure of Pipelines with Long Corrosion Defects*", International Pipeline Conference, ASME IPC, IPC02 27191, Calgary. 2002.
- [11] J.L.C. DINIZ. " *Resistência de Dutos com Defeitos Usinados*", Programa de Pós- Graduação em Engenharia Mecânica, PUC/RIO, Dissertação de Mestrado, 97p., Rio de Janeiro. 2002.
- [12] Benjamin, A.C; Andrade, E.Q. " *Predicting the Failure Pressure of Pipelines Containing Non Uniform Depth Corrosion Defects Using the Finite Element Method. 22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2003-37072)*. 2003.
- [13] Benjamin, A.C; Andrade, E.Q. " *Structural Evaluation of Corrosion Defects in the Pipelines: Comparision of FE Analyses and Assesment Methods*", Proc. 14Pp International Offshore and Polar Engineering Conference, ISBN 1 880653-62-1, ISSN 1098-6189, Toulon. 2004.

- [14] Choi, J.B; Goo, B.K; Kim, J.C. et al. " *Development of Limit Load Solutions for Corroded Gas Pipelines*", Int. J. Pres. Ves. Piping, v.80, p.121-128. 2003.
- [15] A.C.B. Guimarães. " *Avaliação Simplificada da Capacidade de Carga de Dutos Corroídos*", Programa de Pós-Graduação em Métodos Numéricos em Engenharia, UFPR, Dissertação de Mestrado, 107p. 2005.
- [16] Benjamin, A.C & Cunha, D.J.S. " *New Method For The Assessment of Colonies of Corrosion Defects*" Journal of Pipeline Integrity, Quarter 3, 145-161. 2006.
- [17] Benjamin, A.C & Cunha, D.J.S. " *New Method for the Prediction of the Failure Pressure of Interacting Corrosion Defects*" Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference, Lisbon, Portugal. 2007.
- [18] J.L. Kennedy. " *Oil and Gas Pipeline Fundamentals*". Penn Well Publishing Company, 2^{da} edição, Tulsa, Oklahoma. 1993.
- [19] Cosham, A.; Hopkins, P. " *PDAM The Pipeline Defect Assessment Manual*", A Report to the PDAM Joint Industry Project, Andrew Palmer and Associates, Draft Final Report. 2001.
- [20] Kiefner, J.F & Vieth, P.H. " *Evaluating pipe conclusion: PC program speeds new criterion for evaluating corroded pipe,*" Oil & Gas Journal 88(34):91-93. 1990.
- [21] J.L.F. Freire. " *Engenharia de Dutos*". ABCM. 2009.
- [22] Benjamin, A.C; Freire, J.L.F; Vieira, R.D; Andrade, E.Q. " *Burst tests on pipeline containing closely spaced corrosion defects*" Proceedings of the 25th International Conference on Off-shore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE 2006, American Society for Mechanical Engineers-ASME, New York, June, 4-9, Hamburg, Germany. 2006.

- [23] H.D.L Cabral. " *Desenvolvimento de Ferramentas Computacionais para Modelagem e Análise Automática de Defeitos de Corrosão em Dutos*". Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFPE, Recife, Dissertação de Mestrado, 140f. 2007.
- [24] Andrade, E.Q; Benjamin, A.C; Machado Jr. P.R.S.; Pereira, L.C; Jacob, B.P; Carneiro, E.G; Guerreiro, J.N.C; Noronha Jr., D.B. " *Finite Element Modeling of the Behavior of Pipelines Containing Interacting Corrosion Defects*". 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2006-92600), Hamburg, Germany. 2006.
- [25] API Specification 5L. " *Specification for Line Pipe*", 43rd edition, American Petroleum Institute, Washington, DC. 2004.
- [26] Freire, J.L.F; Vieira, R.D & Benjamin, A.C. " *Experimental strain analysis of metal loss defects in pipeline,*" *Experimental Techniques* 30(5):42-47. 2006.
- [27] Freire, J.L.F; Vieira, R.D; Castro, J.T.P & Benjamin, A.C. " *Burst tests of pipeline with extensive longitudinal metal loss,*" *Experimental Techniques* 30(6):60-65. 2006.
- [28] Han, W.; Reddy, B.D. " *Plasticity - Mathematical Theory and Numerical Analysis*", Springer-Verlag, New York. 1999.
- [29] Fu P.; Kirkwood M.G. " *Predicting failure pressure of internally corroded linepipe using the finite element method*". OMAE volumen V, pipeline technology. ASME, 175-184. 1995.