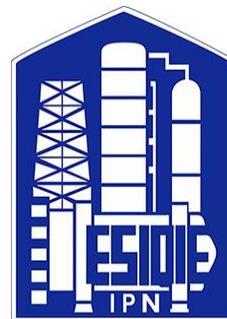




INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

**ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA
QUÍMICA E INDUSTRIAS EXTRACTIVAS**



DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA EN METALURGIA Y MATERIALES

SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN

**“Resistencia remanente en recipientes sujetos a
presión con pérdidas de metal tipo picadura”**

TESIS

**PARA OBTENER EL GRADO DE MAESTRÍA EN
CIENCIAS EN INGENIERÍA METALÚRGICA**

PRESENTA

Ing. Juan José Trujillo Tadeo

DIRECTORES DE TESIS

**Dr. Jorge Luis González Velázquez
Dr. Diego Israel Rivas López**

CIUDAD DE MÉXICO

2018



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

SIP-14-BIS

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México siendo las 12:00 horas del día 18 del mes de Diciembre del 2018 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de la Tesis, designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de ESIQIE para examinar la tesis titulada:

“Resistencia remanente en recipientes sujetos a presión con pérdidas de metal tipo picadura”

Presentada por el alumno:

 TRUJILLO
Apellido paterno

 TADEO
Apellido materno

 JUAN JOSÉ
Nombre(s)

Con registro:

B	1	6	0	7	3	0
---	---	---	---	---	---	---

aspirante de:

 MAESTRO EN CIENCIAS EN INGENIERÍA METALÚRGICA

Después de intercambiar opiniones los miembros de la Comisión manifestaron **APROBAR LA TESIS**, en virtud de que satisface los requisitos señalados por las disposiciones reglamentarias vigentes.

LA COMISIÓN REVISORA

Directores de tesis



DR. JORGE LUIS GONZÁLEZ VELÁZQUEZ



DR. DIEGO ISRAEL RIVAS LÓPEZ



DR. VÍCTOR MANUEL LÓPEZ HIRATA



DR. HECTOR JAVIER DORANTES ROSALES



DR. RICARDO GERARDO SÁNCHEZ ALVARADO



DR. JESÚS GILBERTO GODÍNEZ SALCEDO



PRESIDENTA DEL COLEGIO DE PROFESORES DE
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA QUÍMICA E INDUSTRIAS EXTRACTIVAS
SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN


DRA. GUADALUPE SILVA OLIVER



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA CESION DE DERECHOS

En la Ciudad de México el día 10 del mes de Diciembre del año 2018, el que suscribe **JUAN JOSÉ TRUJILLO TADEO** alumno del Programa de **Maestría en Ciencias en Ingeniería Metalúrgica** con número de registro B160730, adscrito a **Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas**, manifiesta que es autor intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección de **Dr. Jorge Luis González Velázquez y Dr. Diego Israel Rivas López** y cede los derechos del trabajo titulado **“Resistencia remanente en recipientes sujetos a presión con pérdidas de metal tipo picadura”** al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección jjtrujillotadeo@hotmail.com, drivas_lopez@yahoo.com.mx y jgonzalez@ipn.mx Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

JUAN JOSÉ TRUJILLO TADEO

Nombre y firma



ÍNDICE

RESUMEN	<i>i</i>
ABSTRACT	<i>ii</i>
LISTA DE FIGURAS	<i>iii</i>
LISTA DE TABLAS	<i>vi</i>
INTRODUCCIÓN	1
CAPÍTULO I	2
CONSIDERACIONES TEÓRICAS	2
1.1 Corrosión por picadura en la Industria del Petróleo	2
1.2 Recipientes a presión de pared delgada	6
1.2.1 Consideraciones para simplificar el estudio de recipientes cilíndricos	6
1.2.2 Recipientes cilíndricos	7
1.3 Plasticidad	11
1.3.1 Ecuación esfuerzo vs. deformación plástica	12
1.3 Criterios de cedencia	13
1.3.1 Criterio de Tresca	13
1.3.2 Criterio de von-Mises	14
1.4 Método del Elemento Finito	15
1.4.1 Procedimiento general del método de los elementos finitos	15
1.4.2 Análisis Lineal Estático	17
1.4.3 Análisis No Lineal	18
1.4.4 Tipos de No Linealidades	19
1.4.5 No Linealidad Geométrica	19
1.4.6 No Linealidad del Material	20
1.4.7 No Linealidad por Restricción o Contacto	20
CAPÍTULO II	21
ESTADO DEL ARTE	21
CAPÍTULO III	25
METODOLOGÍA EXPERIMENTAL	25
3.1 Procedimiento Numérico	25
3.1.1 Metodología numérica a desarrollar	25
3.2 Modelación geométrica de plantillas de picadura estándar	26
3.2.1 Geometría de Picaduras	26
3.2.2 Calculo de área dañada por picaduras	27
3.3 Implementación del Modelo de Distribución Máxima de Gumbel	30
3.3.1 Modelado de variación de profundidad de picadura	30
3.4 Consideraciones para la Simulación Numérica	32



3.4.1 Caracterización Mecánica mediante Ensayo de Tensión Uniaxial	32
3.4.2 Parámetros de Entrada para Análisis Estructural No Lineal	32
3.4.3 Selección de Elemento Finito	33
3.4.4 Carga y condiciones de frontera	35
3.4.5 Matriz de Experimentación Numérica	36
CAPÍTULO IV	38
RESULTADOS	38
4.1 Caracterización Mecánica del Acero de prueba	38
4.1.1 Ensayo de Tensión Uniaxial	38
4.2 Simulaciones Numéricas por el Método del Elemento Finito	38
4.2.1 Validación de Modelo de Elemento Finito	38
4.3 Primera Condición de Modelado	41
4.3.1 Modelado “Picaduras aleatoriamente distribuidas con profundidad uniforme (PPU)”	41
4.3.2 Modelado “Áreas Localmente Adelgazadas (LTA)”	47
4.4 Segunda Condición de Modelado	53
4.4.1 Modelado “Picaduras aleatoriamente distribuidas con profundidad en función de la Distribución Máxima de Gumbel”	53
CAPÍTULO V	57
ANÁLISIS DE RESULTADOS	57
5.1 Comportamiento mecánico en las condiciones de experimentación	57
5.1.1 Análisis de ensayo de tensión uniaxial	57
5.1.2 Análisis para las simulaciones con picaduras aleatorias y profundidad uniforme PPU	57
5.1.3 Análisis en secciones con LTA	59
5.1.4 Análisis en la Distribución Máxima de Gumbel de picaduras	60
5.1.5 Análisis comparativo de secciones con Picaduras de Profundidad uniforme (PPU) y secciones con LTA	61
5.1.6 Análisis comparativo de secciones sin defectos, PPU, LTA y Gumbel	65
5.2 Análisis Paramétrico	69
5.2.1 Criterio de Esfuerzo en Ligamento	69
CONCLUSIONES	71
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	73



RESUMEN

En este trabajo se presenta un procedimiento para determinar la resistencia remanente en recipientes a presión con defectos tipo picadura, mediante análisis no lineales de elemento finito. La simulación del efecto en el estado de esfuerzos de las picaduras fueron consideradas bajo tres distintos modelos; picaduras aleatorias con profundidad uniforme (PPU), secciones de tuberías con áreas localmente adelgazadas (LTA) y picaduras aleatorias con una variación en la profundidad de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel.

Siendo éste último caso, una de las aportaciones específicas y principales de este trabajo, donde se busca incorporar la naturaleza estocástica compleja del fenómeno de picadura.

Los resultados muestran que el espaciamiento entre picaduras orientadas con respecto al eje longitudinal de la tubería tiene un mayor efecto en el estado de esfuerzos seguido de la profundidad de picadura, los cuales en conjunto indican el sitio donde puede ocurrir la falla. Los modelos LTA con el mayor porcentaje de área dañada (#8) presentan valores de esfuerzos equivalentes menores de entre 63% y 72% con respecto a los modelos PPU y Gumbel, debido a que no consideran la geometría, densidad y profundidad de picaduras. Los cálculos por LTA con elevados porcentajes de área dañada por picaduras, no son válidos para considerar el mecanismo de corrosión por picadura ya que expondrían claramente a un componente a la falla.

La implementación de la Distribución Máxima de Gumbel hace que los cálculos para determinar el daño por picadura sean menos conservadores en 20% con respecto a los modelos con profundidades de picaduras uniformes (PPU). El modelo propuesto incorpora la sinergia entre la densidad, la profundidad y orientación de las poblaciones de picaduras que permite parametrizar y obtener el diagrama de fallas y determinar la integridad mecánica del componente. En consecuencia se postula que la metodología desarrollada puede incorporarse de manera exitosa a la evaluación de la integridad de recipientes sujetos a presión con daño por corrosión por picadura externo.



ABSTRACT

This paper presents a procedure to determine the remaining strength in pressure vessels with pitting defects, by nonlinear finite element analysis. The stress state was calculated to three different models; random pits with uniform depth (PPU), pipes sections with local thin areas (LTA) and sections with random pits with a variation in depth according to the Gumbel Max Distribution. Being this last case, one of the specific and main contributions of this work, which seeks to incorporate the complex stochastic nature of the pitting phenomenon.

The results show that the spacing between pitting oriented with respect to the longitudinal axis of the pipe has a greater effect on the stress state followed by pit depth, which together indicate the site where the failure may occur. The LTA models with the highest percentage of damaged area (# 8) have equivalent stress values of between 63% and 72% in relationship to the PPU and Gumbel models, due to they don't consider the geometry, density and depth of pitting. LTA calculations with high percentages of area damaged by pitting are not valid to consider the mechanism of pitting corrosion since they would clearly expose a component to the failure.

The implementation of the Maximum Gumbel Distribution makes calculations to determine pitting damage less conservative by 20% compared to models with uniform pits depths (PPU). The proposed model incorporates the synergy between the density, the depth and the orientation of the pit populations that allows to parameterize and obtain the failure diagram and determine the mechanical integrity of the component. It is postulated that the methodology developed can be successfully incorporated into the evaluation of the integrity in pressure vessel with external pitting corrosion damage.



LISTA DE FIGURAS

<i>Figura 1. Industria del Petróleo y Gas.</i>	2
<i>Figura 2. Distribución de Gumbel obtenida del ajuste de los datos experimentales de Aziz</i>	4
<i>Figura 3. API 579-1/ASME FFS-1 Parte 6 [6], contiene ocho tablas de picadura estándar con dimensiones de 150 mm por 150 mm, las cuales incrementan el porcentaje de daño, siendo la plantilla número 1 la de menor daño y la plantilla 8 la que contiene el mayor daño por picaduras.</i>	5
<i>Figura 4. Elemento de material de pared de un recipiente cilíndrico presurizado referido a coordenadas cilíndricas.</i>	8
<i>Figura 5. Diagramas de cuerpo libres (DCL) para obtener los esfuerzos circunferencial y axial en la pared de un recipiente cilíndrico de pared delgada presurizado.</i>	9
<i>Figura 6. Círculo de Mohr para un elemento de un recipiente cilíndrico a presión.</i>	10
<i>Figura 7. Curva Esfuerzo-Deformación.</i>	12
<i>Figura 8. Malla típica de elementos finitos. Elementos, nodos y bordes.</i>	16
<i>Figura 9. Diagrama de la Metodología Numérica a desarrollar.</i>	25
<i>Figura 10. Propiedades mecánicas y dimensiones de tubería.</i>	26
<i>Figura 11. Modelación de tablas de picadura estándar mediante sistema CAD CATIA V5 R21.</i>	26
<i>Figura 12. Modelación de tablas de picadura estándar para grados 3, 5 y 8.</i>	27
<i>Figura 13. Área dañada en tabla de picadura estándar con grado de daño #5.</i>	28
<i>Figura 14. Extrapolación de tabla de picadura estándar grado 5 a una región de 50 mm por 50 mm.</i>	30
<i>Figura 15. Gráfica de Función de Densidad de Probabilidad para 270 picaduras.</i>	31
<i>Figura 16. Gráfica de Función de Distribución Acumulativa para 270 picaduras.</i>	31
<i>Figura 17. Geometría y dimensiones de probetas para prueba de tensión uniaxial de acuerdo al estándar ASTM E8/E8M-11.</i>	32
<i>Figura 18. Curva Esfuerzo-Deformación real cargada en ANSYS Workbench, obtenida de la prueba de tensión uniaxial en un Acero al Carbono especificación A106 Gr B.</i>	33
<i>Figura 19. Elemento Finito SOLID186.</i>	34



<i>Figura 20. Elemento Finito SOLID187.</i>	34
<i>Figura 21. Presión en Superficie Interna del Modelo de Elemento Finito.</i>	35
<i>Figura 22. Soporte de Fricción en Bordes Extremos de Sección de Tubería.</i>	35
<i>Figura 23. Esfuerzo equivalente von-Mises en una sección de tubería sin picaduras.</i>	39
<i>Figura 24. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería sin daño por picaduras.</i>	40
<i>Figura 25. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con PPU para la plantilla de picaduras estándar #3.</i>	41
<i>Figura 26. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería PPU de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #3, para una presión interna de 30 MPa.</i>	42
<i>Figura 27. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con PPU para la plantilla de picaduras estándar #5.</i>	43
<i>Figura 28. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería PPU uniformes para la plantilla de picaduras estándar #8.</i>	45
<i>Figura 29. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con PPU de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #8, para una presión interna de 8 MPa.</i>	46
<i>Figura 30. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería LTA con diferentes profundidades para la plantilla de picaduras estándar #3.</i>	47
<i>Figura 31. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería LTA con profundidad de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #3, para una presión interna de 25 MPa.</i>	48
<i>Figura 32. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería LTA con diferentes profundidades para la plantilla de picaduras estándar #5.</i>	49
<i>Figura 33. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería LTA con profundidad de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #5, para una presión interna de 25 MPa.</i>	50
<i>Figura 34. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería LTA con diferentes profundidades para la plantilla de picaduras estándar #8.</i>	51
<i>Figura 35. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería LTA con profundidad de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #8, para una presión interna de 18 MPa.</i>	52
<i>Figura 36. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con una variación de profundidad de picadura de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel.</i>	53
<i>Figura 37. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con un área dañada por la plantilla #3 con profundidades de picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel, para una presión interna de 35 MPa.</i>	54



- Figura 38. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con un área dañada por la plantilla #5 con profundidades de picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel, para una presión interna de 35 MPa.* 55
- Figura 39. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con un área dañada por la plantilla #8 con profundidades de picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel, para una presión interna de 7 MPa.* 56
- Figura 40. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras y LTA con la mínima y máxima profundidad de daño de acuerdo a la plantilla de picaduras estándar #3.* 62
- Figura 41. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras y LTA con 4 mm de profundidad de daño de acuerdo a la plantilla de picaduras estándar #3.* 63
- Figura 42. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras y LTA con la mínima y máxima profundidad de daño de acuerdo a la plantilla de picaduras estándar #5.* 64
- Figura 43. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras y LTA con la mínima y máxima profundidad de daño de acuerdo a la plantilla de picaduras estándar #8.* 65
- Figura 44. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras uniformes, LTA y Distribución Máxima de Gumbel para la plantilla de picaduras estándar #3 con la mayor profundidad de daño.* 66
- Figura 45. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras uniformes, LTA y Distribución Máxima de Gumbel para la plantilla de picaduras estándar #5 con la mayor profundidad de daño.* 67
- Figura 46. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras uniformes, LTA y Distribución Máxima de Gumbel para la plantilla de picaduras estándar #8 con la mayor profundidad de daño.* 68
- Figura 47. Análisis paramétrico de secciones de tubería con picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel.* 70
- Figura 48. Modelo experimental con picaduras aleatorias con una variación en la profundidad de acuerdo a Gumbel.* 72



LISTA DE TABLAS

<i>Tabla 1. Comparación de los principales procedimientos FFS [21].</i>	4
<i>Tabla 2. Porcentaje de Área dañada por picaduras de tablas de picadura estándar.</i>	29
<i>Tabla 3. Primera condición de experimentación sin implementar la Distribución Máxima de Gumbel.</i>	36
<i>Tabla 4. Segunda condición de experimentación implementando la Distribución Máxima de Gumbel.</i>	37
<i>Tabla 5. Resultado del ensayo de tensión uniaxial.</i>	38



INTRODUCCIÓN

Uno de los mayores problemas en la industria petrolera proviene de las fugas de producto y/o pérdidas de la integridad de estructuras metálicas que contienen daños tipo picadura [1] [2]. La corrosión por picadura es la forma de ataque corrosivo localizado más insidioso que afecta los materiales de ingeniería, debido a que es difícil detectar [3]. Este tipo de corrosión localizada surge de manera directa sobre una superficie expuesta, dónde el diámetro de estos huecos puede ser pequeño o grande, aunque en la mayoría de los casos son relativamente pequeños con respecto a su profundidad. Las picaduras pueden encontrarse de manera aislada o en grupos que provocan una apariencia superficial de rugosidad [4] [5].

Actualmente, el único método establecido y aceptado para la determinación de la integridad mecánica de un componente, que contiene daño por picadura, es la aplicación del estándar API 579-1/ASME FFS-1 [6], parte 6; Dónde la evaluación de nivel 1, establece la severidad del daño a través de la comparación física superficial de los daños a evaluar y la profundidad máxima, con respecto a tablas de patrones de daño por picadura contenidos en el estándar; En el nivel 2 de evaluación, la estimación del daño se realiza, mediante la determinación de la distancia y profundidades entre parejas de picaduras y su orientación con respecto a los esfuerzos máximos del componente; Finalmente, en el nivel 3 de evaluación, se realiza una simulación mediante el método de los elementos finitos (FEA), donde se reduce la rigidez de nuestro componente para simular el daño o se modela la geometría del daño por picadura en función del perfil de profundidad de picadura [6]. Sin embargo, debido a que la distribución, número y variación de las profundidades de picadura son de naturaleza estocástica, es aún muy complejo establecer el efecto de la población de este tipo de daño sobre la integridad de un componente con certeza absoluta [7-11].

Si bien, existen escasos trabajos que proponen métodos para evaluar la integridad mecánica de componentes que contienen picaduras, actualmente en ninguno de éstos es considerada la distribución de profundidad de picadura.

Por lo tanto, este trabajo propone una metodología de evaluación para la determinación de la resistencia remanente de recipientes cilíndricos sujetos a presión interna con pérdida de metal tipo picadura en la parte externa del componente; mediante el desarrollo de diagramas de integridad mecánica; los cuales consideran la naturaleza estocástica del fenómeno de picadura, a través de simulaciones No Lineales por el Método del Elemento Finito.

CAPÍTULO I

CONSIDERACIONES TEÓRICAS

1.1 Corrosión por picadura en la Industria del Petróleo

La industria del petróleo tiene una amplia variedad de ambientes corrosivos únicos. Los Problemas de corrosión ocurren en al menos tres áreas generales; producción, almacenamiento y operación [7]. Miles de Millones de dólares se gastan anualmente para la sustitución de estructuras, maquinaria y componentes corroídos [7], incluyendo los costos por mantenimiento preventivo de la corrosión tales como inspecciones, mantenimiento de las estructuras y protección catódica. En el 2014 el costo directo de la corrosión en EE.UU. fue de 276 mil millones de dólares, de acuerdo a un estudio realizado por NACE [8]. Otros países industrializados deben estar experimentando problemas de corrosión de una magnitud comparable [8].



Figura 1. Industria del Petróleo y Gas.

El resultado final de la corrosión es la falla, donde el componente, la estructura o el equipo pierde su funcionalidad debido a que la corrosión es un fenómeno que ha estado ocurriendo sin interrupción durante un largo período y en algunos casos sin alguna señal de advertencia [9].

La corrosión por picadura es una de las formas más graves de corrosión que puede dañar gravemente los materiales de ingeniería con consecuencias indeseables [9].



En sistemas que sufren corrosión por picadura, no se emplean valores de velocidad de corrosión obtenidos mediante técnicas de evaluación electroquímica para la medición del tiempo de vida de la estructura.

Para este tipo de sistemas se debe utilizar el concepto de máxima profundidad de picadura en la evaluación de la velocidad de daño [10] [11].

Dichas mediciones de profundidad de picadura son complicadas porque existe una variación estadística en la profundidad dentro del espécimen expuesto [10], por lo que es difícil tratar con la corrosión por picadura debido a su naturaleza aleatoria [12]. Debido a la complejidad de los sistemas de corrosión por picaduras, se han desarrollado modelos teóricos y herramientas de simulación para el mejor entendimiento del proceso de corrosión por picadura [11], con la finalidad de predecir la evolución de las profundidades máximas de picadura a través de tiempo como factor clave en la evaluación de la confiabilidad estructural. La naturaleza estocástica de la corrosión por picaduras ha sido reconocida en varias investigaciones que intentan explicar su comportamiento.

Es importante mencionar que hasta la fecha solo un modelo probabilístico ha tenido la suficiente capacidad de simular la corrosión por picadura (“Modelación Estocástica del Proceso de Corrosión por Picadura en Aceros Grado Tubería”) [13].

La Figura 2, muestra los datos ajustados de Aziz, el cual estudio la corrosión por picadura en aleaciones de aluminio, donde encontró que la cinética de crecimiento sigue una Distribución Máxima de Gumbel en la que es posible predecir el crecimiento de las picaduras con las máximas profundidades considerando la naturaleza compleja de este fenómeno.

Algunos modelos intentaron simular el comportamiento de la corrosión por picadura, sin embargo, como se puede ver, el modelo probabilístico de Rivas [13] es el único que tiene un buen ajuste con los datos experimentales de Aziz [14-18].

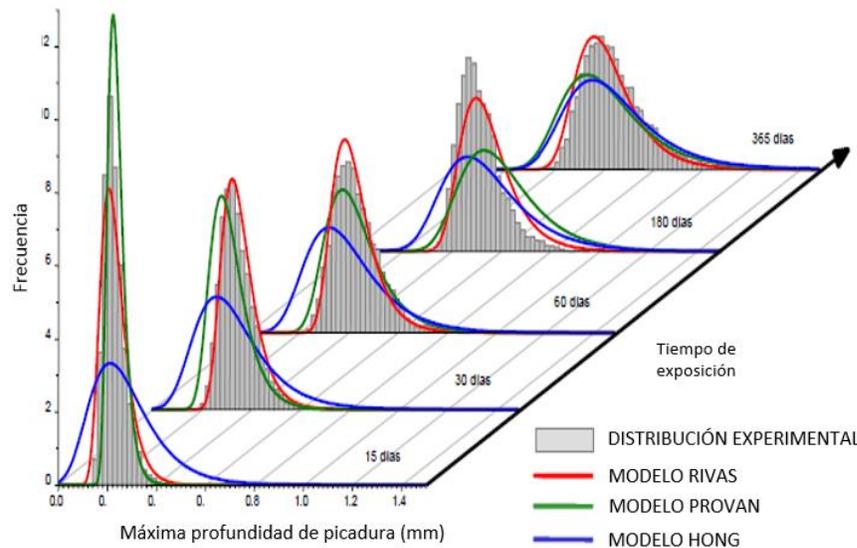


Figura 2. Distribución de Gumbel obtenida del ajuste de los datos experimentales de Aziz.

Los requisitos regulatorios mundiales implican que la evaluación FFS debe basarse en buenas prácticas de ingeniería reconocidas y generalmente aceptadas. La investigación realizada y el conocimiento adquirido durante los últimos años han conducido a la formulación de estándares y procedimientos internacionales para realizar evaluaciones de FFS. La Tabla 1 proporciona una lista de los principales procedimientos de FFS junto con los mecanismos de falla abordados y el sector industrial relacionado.

Tabla 1. Comparación de los principales procedimientos FFS [21].

Procedimiento	Estatus	Sector Industrial	Falla/Mecanismos de daño								
			Picaduras	Picaduras (velocidad de crecimiento)	Fractura	Fatiga	Ruptura por Termofluencia	Perdida de Metal	Agrietamiento Asistido por el Ambiente	Daños Mecánicos	Daño por Fuego
BS 7910	Procedimiento Nacional del Reino Unido, publicado por BSI	General	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗
API 579-1/ASME FFS-1	Estándar por API/ASME	Instalaciones de Petróleo y gas	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
FIINET	Documento Europeo sustituido por BS 7910:2013	General	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗
SINTAP	Documento Europeo sustituido por FIINET	General	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✗
B31.G	Estándar ASME	Transporte por Tuberías	✗	✗	✗	✗	✗	✓	✗	✓	✗
R5	Mantenimiento por la Industria Nuclear de Reino Unido	General	✗	✗	✓	✓	✓	✗	✗	✗	✗
R6	Mantenimiento por la Industria Nuclear de Reino Unido	General	✗	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✗	✗
RSE-M	Código de Diseño Francés	Energía Nuclear	✗	✗	✓	✓	✓	✗	✗	✗	✗

Actualmente el estándar API 579-1/ASME FFS-1 [6], es el único que evalúa la integridad mecánica de componentes que contienen corrosión por picaduras a través de tres niveles de evaluación FFS. Siendo el Nivel 1 el más conservador que el Nivel 2 y el Nivel 3 de evaluación es el más preciso. El Nivel 1 realiza un análisis comparativo, entre el daño real y tablas de picadura contenidas en este estándar (Ver Figura 3), donde la picadura más profunda medida es empleada para calcular un Factor de Resistencia Remanente (RSF) y finalmente establecer una presión límite de operación. El Nivel 2 considera la interacción mutua entre las picaduras vecinas, donde la distancia de separación entre ellas y la orientación respecto al eje longitudinal del recipiente se tiene que medir para poder calcular el RSF y establecer la presión límite de operación. Finalmente, el Nivel 3 utiliza métodos numéricos, como el Método del Elemento Finito para evaluar la integridad mecánica del componente [6].

Es importante señalar que el estándar API 579-1/ASME FFS-1 [6] no considera la interacción mutua entre la densidad de picaduras y la distribución de profundidad de picaduras. Y tampoco puede ser utilizado para la evaluación predictiva de FFS. Ya que no permite estimar la velocidad de progresión de picadura.

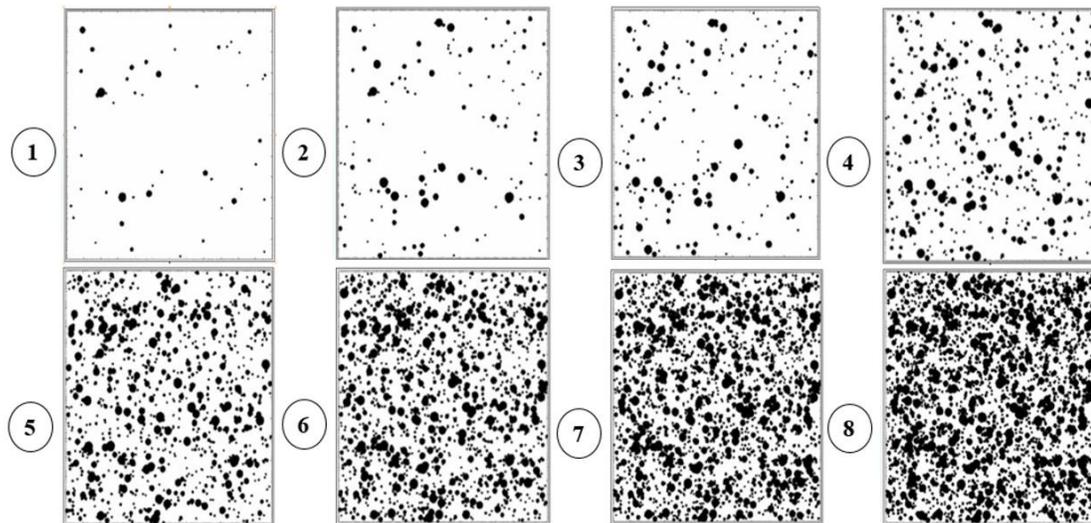


Figura 3. API 579-1/ASME FFS-1 Parte 6 [6], contiene ocho tablas de picadura estándar con dimensiones de 150 mm por 150 mm, las cuales incrementen el porcentaje de daño, siendo la plantilla numero 1 la de menor daño y la plantilla 8 la que contiene el mayor daño por picaduras.



1.2 Recipientes a presión de pared delgada

Los recipientes a presión de pared delgada son ampliamente utilizados en la industria para el almacenamiento y transporte de líquidos y gases cuando se configuran como tanques o tuberías. También aparecen como componentes de vehículos aeroespaciales y marinos, como las pieles de cohetes, globos y los cascos submarinos [14] [15].

Las paredes de un recipiente a presión de pared delgada ideal actúan como una membrana (es decir, no se ven afectadas por esfuerzos de flexión en la mayor parte de su extensión). Una esfera es la geometría óptima para un recipiente a presión cerrado en el sentido de ser la forma más eficiente desde el punto de vista estructural [16].

Un recipiente cilíndrico es algo menos eficiente por dos razones:

- 1) Los esfuerzos de la pared varían según la dirección.
- 2) El cierre por tapas puede alterar significativamente el estado ideal de la membrana, requiriendo refuerzos locales adicionales. Sin embargo, la forma cilíndrica puede ser más conveniente para fabricar y transportar

1.2.1 Consideraciones para simplificar el estudio de recipientes cilíndricos

Las suposiciones clave utilizadas aquí son: espesor de pared y simetrías geométricas. Ello hace posible obtener **esfuerzos de pared promedio** mediante la utilización de simples diagramas de cuerpo libre (DCL). Detallaremos las siguientes:

1. **Espesor de pared.** La pared es muy delgada en comparación con las otras dimensiones del recipiente. Si el grosor es t y una dimensión característica es R (por ejemplo, el radio del cilindro o esfera) asumiremos que:

$$\frac{t}{R} \ll 1, \quad \text{o} \quad R/t \gg 1$$

Usualmente $R/t > 10$. Como resultado, podemos suponer que las tensiones son uniformes a través de la pared.



2. **Simetrías.** En recipientes cilíndricos, la geometría y la carga son cilíndricamente simétricas. En consecuencia, se puede suponer que los esfuerzos son independientes de la coordenada angular del sistema de coordenadas cilíndricas.
3. **Presión interna uniforme.** La presión interna, denotada por p es uniforme y en todas partes positiva.
4. **Se ignoran los efectos de borde.** Se ignoran las características que pueden afectar las suposiciones de simetría. Esto incluye soportes y tapas de extremo del cilindro. La suposición es que las perturbaciones del estado de estrés básico se limitan a las regiones locales y pueden ser ignoradas en el diseño básico.

1.2.2 Recipientes cilíndricos

Consideramos un recipiente cilíndrico de radio R , espesor t cargado por la presión interna p . Usamos el sistema de coordenadas cilíndricas (x, r, θ) representado en la Figura 4, en el cual:

x coordenada axial

r coordenada radial

θ coordenada angular

Cortando el cilindro por dos planos normales a x y $x + dx$, luego por dos planos θ y $\theta + d\theta$, como se muestra en la Figura 4. El elemento resultante, que se muestra en la vista explosionada tiene seis superficies. La superficie exterior $r = R$ está libre de esfuerzo [16] [17]. Así

$$\sigma_{rr} = \tau_{rx} = \tau_{r\theta} = 0 \quad \text{en} \quad r = R$$

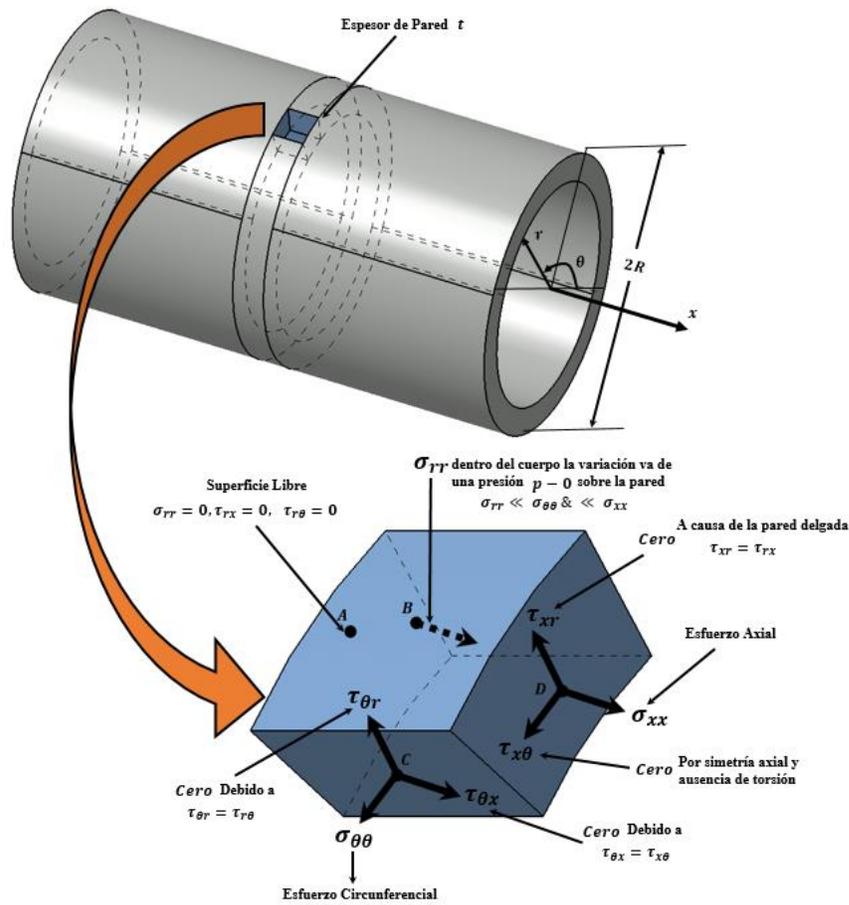


Figura 4. Elemento de material de pared de un recipiente cilíndrico presurizado referido a coordenadas cilíndricas.

En la superficie interna $r = R - t$ existe un esfuerzo normal de compresión que equilibra la presión aplicada pero no los esfuerzos tangenciales. Así

$$\sigma_{rr} = -p, \quad \tau_{rx} = \tau_{r\theta} = 0 \quad \text{en} \quad r = R - t$$

Como la pared es delgada, podemos asumir que

$$\tau_{rx} = \tau_{r\theta} = 0 \quad \text{para todo} \quad r \in [R - t, R]$$

Donde σ_{rr} varía de $-p$ a cero. Más adelante veremos que σ_{rr} es mucho más pequeño que los otros dos esfuerzos normales, y de hecho puede ser despreciable. Debido a que $\tau_{rx} = \tau_{zr}$ y $\tau_{r\theta} = \tau_{\theta r}$ debido a la simetría del esfuerzo cortante, concluimos que:

$$\tau_{zr} = \tau_{\theta r} = 0 \quad \text{para todo } r \text{ dentro de la pared}$$

Los esfuerzos normales σ_{xx} y σ_{zz} se denominan esfuerzo axial y esfuerzo circunferencial. El último componente de esfuerzo de la pared es $\tau_{\theta x} = \tau_{x\theta}$, es el esfuerzo de corte. Debido a las suposiciones de simetría en la geometría y la carga, este esfuerzo es cero [17]. El estado de esfuerzos de la pared del cilindro usando la matriz de esfuerzos y tomando los ejes $\{x, \theta, r\}$ tenemos:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{x\theta} & \tau_{xr} \\ \tau_{\theta x} & \sigma_{\theta\theta} & \tau_{\theta r} \\ \tau_{rx} & \tau_{r\theta} & \sigma_{rr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\theta\theta} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

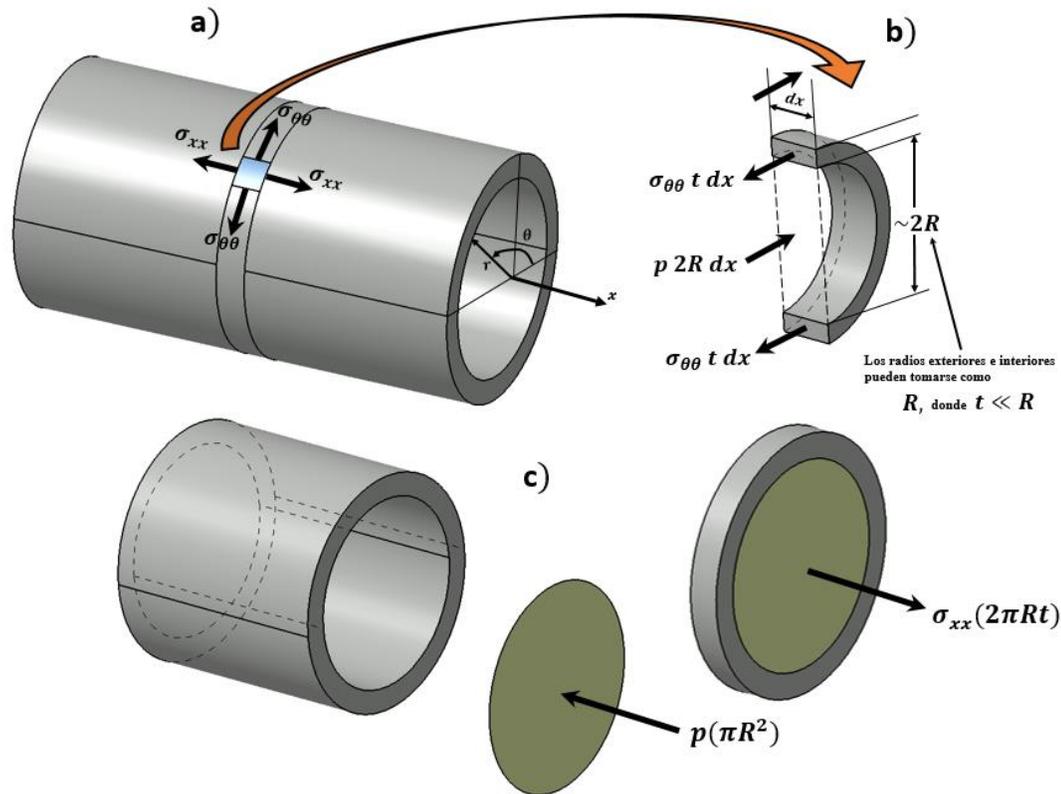


Figura 5. Diagramas de cuerpo libres (DCL) para obtener los esfuerzos circunferencial y axial en la pared de un recipiente cilíndrico de pared delgada presurizado.

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{pR}{t}, \quad \sigma_{xx} = \frac{pR}{2t} = \frac{1}{2}\sigma_{\theta\theta}$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\theta\theta} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = \frac{pR}{2t} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Puede observarse que, mientras que el tercer esfuerzo principal es cero sobre la superficie exterior del recipiente, vale $-p$ sobre la interior, y puede representarse por un punto $C(-P, 0)$ sobre el círculo de Mohr (Figura 6) [17]. De aquí que, cerca de la superficie interior del recipiente, el esfuerzo cortante máximo sea igual al radio de un círculo de diámetro CA y tendremos que:

$$\tau_{max} = \frac{1}{2}(\sigma_{\theta\theta} + p) = \frac{pr}{2t} \left(1 + \frac{t}{r}\right)$$

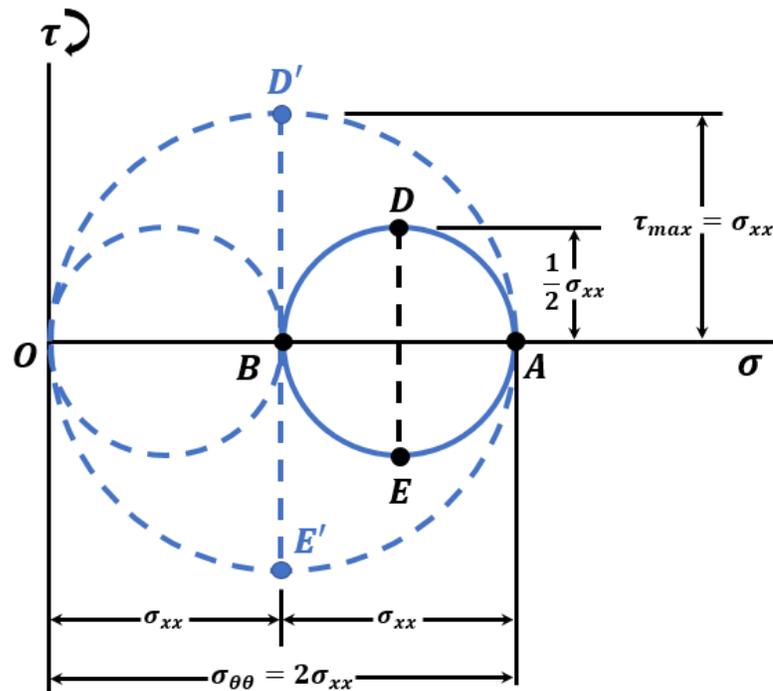


Figura 6. Círculo de Mohr para un elemento de un recipiente cilíndrico a presión.



1.3 Plasticidad

La plasticidad es la habilidad que tiene un material de presentar deformación permanente e irreversible como resultado de la aplicación de un esfuerzo y esencialmente sin cambio de volumen, produciendo cambios en la microestructura y, por tanto, en sus propiedades mecánicas [18].

La deformación plástica es el resultado del reacomodo de partículas en el interior del cuerpo [18]. En experimentos se ha encontrado que la deformación plástica presenta las siguientes características:

- 1) **Es irreversible:** Esto significa que, aunque macroscópicamente podamos deformar un cuerpo y después volverlo a deformar para obtener la forma inicial, la condición interna habrá cambiado. Las causas de irreversibilidad son el endurecimiento por deformación, que hace que el esfuerzo de cedencia aumente después de cierta deformación plástica y el hecho de que la deformación plástica es acumulativa.
- 2) **Depende de la trayectoria:** Aun cuando la forma inicial y final sean iguales, la deformación total dependerá de la trayectoria que se haya seguido durante la deformación.
- 3) **Constancia de volumen:** Generalmente es aceptado que los sólidos son incomprensibles, por lo que el volumen no cambiará durante la deformación plástica.

El comportamiento plástico es caracterizado por la curva esfuerzo-deformación en tensión uniaxial, cuya forma típica es mostrada en la Figura 7.

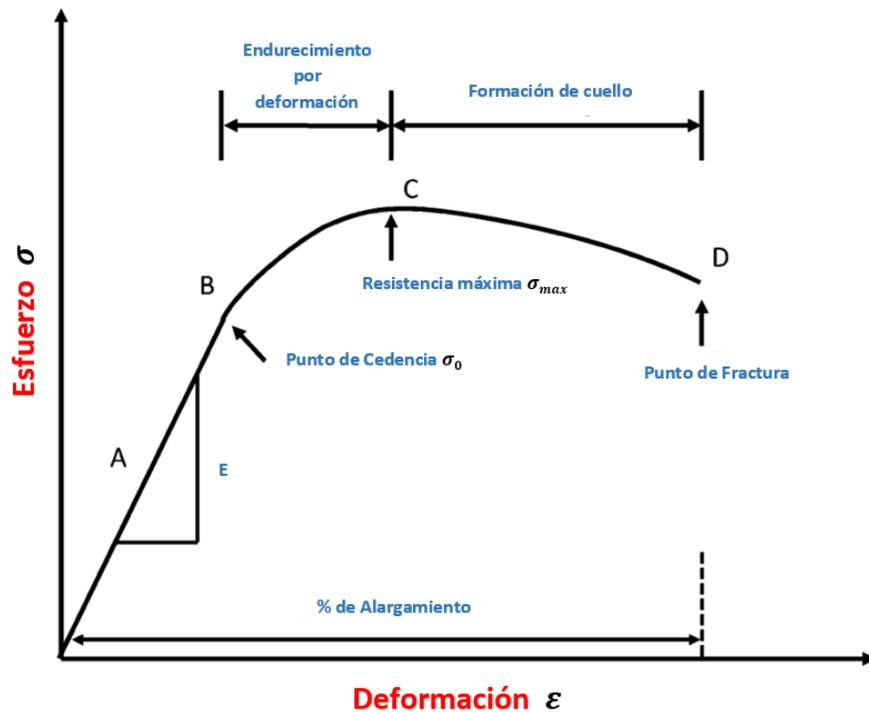


Figura 7. Curva Esfuerzo-Deformación.

1.3.1 Ecuación esfuerzo vs. deformación plástica

Una relación empírica entre el esfuerzo y la deformación reales fue propuesta por Hollomon y tiene la forma [18] [19]:

$$\sigma_{real} = k e^n$$

$$n = \frac{d \ln \sigma}{d \ln e}$$

Donde n es el coeficiente de endurecimiento por deformación y k es una constante del material definida como el esfuerzo real (σ_{real}) cuando $e = 1$. El coeficiente de endurecimiento por deformación es el que determina el comportamiento después de la cedencia. Cuando $n = 0$ se dice que se tiene un plástico ideal, porque no endurece por deformación. Los valores de $n = 0.1$ y $n = 0.5$ definen un tipo de comportamiento llamado flujo ideal [18] [19].



1.3 Criterios de cedencia

Sabemos que cuando un material alcanza su esfuerzo de cedencia en tensión uniaxial, comenzara a deformarse plásticamente. Sin embargo, en situaciones practicas es muy común que el material se encuentre bajo un estado combinado de esfuerzos y la deformación plástica puede ocurrir a un esfuerzo diferente al esfuerzo de cedencia en tensión uniaxial [18] [19].

A la manera de calcular si existe cedencia bajo un estado combinado de esfuerzos se le llama criterio de cedencia. Este debe ser un invariante, porque no debe depender de la orientación y debe eliminar el esfuerzo hidrostático, ya que este no causa deformación [18].

1.3.1 Criterio de Tresca

El criterio de Tresca o del esfuerzo cortante máximo establece que la deformación plástica iniciará cuando el esfuerzo cortante máximo rebase un valor critico (k) [20]. Para un estado cualquiera de esfuerzos, el esfuerzo cortante máximo esta dado por la diferencia entre el esfuerzo principal máximo y mínimo, como muestra el círculo de Mohr y que está dado por:

$$\tau_{max} = \frac{(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{rr})}{2} = k$$

Para encontrar el valor de k se aplica el criterio para el caso de tensión uniaxial. El esfuerzo principal máximo es:

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_0$$

Los otros esfuerzos principales valen:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{rr} = 0$$

entonces:

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_0}{2} = k$$



Por lo tanto, el criterio de Tresca es:

$$\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{rr} = \sigma_0$$

1.3.2 Criterio de von-Mises

Este criterio establece que la cedencia inicia cuando el valor del esfuerzo efectivo sea mayor a un valor crítico dado por k^2 [20]. El esfuerzo efectivo es el segundo invariante del tensor de esfuerzos y está dado por:

$$\frac{1}{6}[(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{xx})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{rr})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2]$$

De nuevo k es evaluada a partir del caso de tensión uniaxial, donde los esfuerzos principales son:

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_0$$

$$\sigma_{xx} = \sigma_{rr} = 0$$

Sustituyendo:

$$\sigma_0 = (3)^{1/2}k$$

Lo que hace que el criterio de von-Mises sea:

$$\sigma_0 = \frac{1}{\sqrt{2}}[(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{xx})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{rr})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2]^{1/2}$$



1.4 Método del Elemento Finito

El método de elementos finitos es una herramienta numérica para determinar soluciones aproximadas a una gran clase de problemas de ingeniería. El método fue desarrollado originalmente para estudiar los esfuerzos en estructuras complejas de aeronaves [21], y luego se extendió al campo general de la mecánica continua [22]. La importancia del método de elementos finitos es que puede analizar matemáticamente estructuras complejas. Por supuesto, también puede analizar estructuras simples [23]. La característica más importante del método de elementos finitos, es que se presta fácilmente a la escritura de programas informáticos, que pueden analizar una gran cantidad de problemas complejos con condiciones de contorno complejas. Esto se debe a que generalmente es muy difícil resolver una ecuación diferencial parcial que se aplica sobre una forma compleja con condiciones de contorno complejas [24].

La base del MEF consiste en considerar pequeñas partes llamadas “elementos”, los cuales subdividen el dominio del sólido estructural, conectándose unos con otros en un número finito de puntos llamados “nodos”. Este ensamble proporciona un modelo para el elemento estructural, en el cual el dominio de cada elemento asume una solución general simple a las ecuaciones de gobierno. La solución específica para cada elemento viene a ser una función de valor desconocido en los nodos. Aplicando una solución de forma general a todos los elementos resulta en un grupo finito de ecuaciones algebraicas que deben ser resueltas para las incógnitas de valor nodal [25].

1.4.1 Procedimiento general del método de los elementos finitos

La solución de un problema continuo mediante el método de elementos finitos se aproxima mediante el siguiente proceso paso a paso [26] [27] [28]:

1) Discretizar el dominio

Divida la región de solución en elementos o subregiones que no se superpongan. La discretización de elementos finitos permite una variedad de formas de elementos, por ejemplo, triángulos, cuadriláteros. Cada elemento está formado por la conexión de un cierto número de nodos (Figura 8). El número de nodos empleados para formar un elemento depende del tipo de elemento (o función de interpolación).

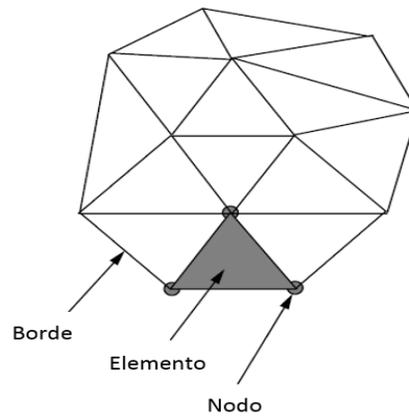


Figura 8. Malla típica de elementos finitos. Elementos, nodos y bordes.

2) Seleccionar funciones de interpolación o forma

El siguiente paso es elegir el tipo de función de interpolación que representa la variación de la variable de campo sobre un elemento. La cantidad de nodos forma un elemento; la naturaleza y el número de incógnitas en cada nodo decide la variación de una variable de campo dentro del elemento.

3) Formulación de las ecuaciones del elemento

A continuación, tenemos que determinar las ecuaciones matriciales que expresan las propiedades de los elementos individuales formando un elemento y un vector de carga.

$$[K]_e = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} \\ k_{21} & k_{22} \end{bmatrix} = \frac{EA}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\{f\}_e = \begin{Bmatrix} P_1 \\ P_2 \end{Bmatrix}$$

Donde el subíndice e representa al elemento; E es el módulo de elasticidad del material; A representa el área de la sección transversal del elemento; f representa las fuerzas que actúan en el sistema; L representa la longitud del elemento, y k_{ij} $i, j = 1, 2$ denota los coeficientes de rigidez.

4) Ensamble de la ecuación del elemento para obtener un sistema de ecuaciones simultáneas

Para encontrar las propiedades del sistema en general, debemos reunir todas las ecuaciones de elementos individuales, es decir, combinar las ecuaciones matriciales de cada elemento de forma adecuada de modo que la matriz resultante represente el



comportamiento de toda la región de solución del problema. Las condiciones de contorno deben incorporarse después del ensamblaje de las contribuciones del elemento individual, esto es:

$$[K]\{d\} = \{f\}$$

Donde $[K]$ es la matriz rigideces globales; $\{f\}$ es el vector de fuerzas globales, y $\{d\}$ es el vector de desplazamientos globales desconocido.

5) Resolver el sistema de ecuaciones

El conjunto resultante de ecuaciones algebraicas, ahora puede resolverse para obtener los valores nodales de la variable de campo, por ejemplo, desplazamientos.

6) Calcular valores secundarios

A partir de los valores nodales de la variable de campo, por ejemplo, desplazamientos, podemos calcular las cantidades secundarias, por ejemplo, esfuerzos, etc.

1.4.2 Análisis Lineal Estático

El diseño de la mayoría de las estructuras modernas se basa en teoría de la elasticidad considerando pequeñas deformaciones [24]. Es decir, se supone que la deformación de la estructura es linealmente proporcional a la carga aplicada y no sufre una deformación permanente. Por ejemplo, si la carga aplicada aumenta en un factor de dos, se supone que la estructura aumenta su deformación en un factor de dos.

Un análisis estático lineal es un análisis donde una relación lineal se mantiene entre las fuerzas aplicadas y los desplazamientos. En la práctica, esto es aplicable a problemas estructurales donde las tensiones permanecen en el rango elástico lineal del material utilizado [26]. En un análisis estático lineal, la matriz de rigidez del modelo es constante, y el proceso de resolución es relativamente corto en comparación con un análisis no lineal en el mismo modelo. Por lo tanto, para una primera estimación, el análisis estático lineal se usa a menudo antes de realizar un análisis completo no lineal [27].



1.4.3 Análisis No Lineal

Un análisis no lineal es un análisis en el que se mantiene una relación no lineal entre las fuerzas aplicadas y los desplazamientos. Los efectos no lineales pueden originarse desde la no linealidad geométrica (es decir, grandes deformaciones), la no linealidad del material (es decir, el material elasto-plástico) y el contacto. Estos efectos dan como resultado una matriz de rigidez que no es constante durante la aplicación de carga. Esto se opone al análisis estático lineal, donde la matriz de rigidez se mantuvo constante. Como resultado, se requiere una estrategia de resolución diferente para el análisis no lineal y, por lo tanto, un solucionador diferente [29].

La mayoría de los problemas encontrados por los ingenieros y diseñadores no son lineales y deben tratarse como tales. Sin embargo, en la práctica, las aproximaciones lineales se consideran adecuadas para muchas aplicaciones prácticas de ingeniería. Las ventajas de trabajar con sistemas lineales incluyen [29]:

- a) El modelo matemático es lineal y, por lo tanto, implica ecuaciones diferenciales lineales que pueden resolverse rápidamente.
- b) Para muchos problemas de ingeniería, la versión linealizada da una buena idea del comportamiento del sistema. Muy a menudo, un factor de seguridad se utiliza para solucionar las incertidumbres en el modelado de problemas de ingeniería.

No tenemos que abandonar el tratamiento de muchos problemas físicos desde el punto de vista lineal. Sin duda, depende del problema y hasta qué punto se utilizarán los resultados. Si uno está buscando resultados precisos o algunos fenómenos que no serán detectados por el análisis lineal, se requiere un análisis no lineal.

Debe señalarse, que los procedimientos de análisis no lineales son más complejos y, por lo tanto, requieren mucho tiempo. Gracias a los avances tecnológicos en la última década, la disponibilidad de computadoras de alta velocidad, se han utilizado en el desarrollo de diversas técnicas analíticas y numéricas para resolver diferentes tipos de problemas no lineales en la mecánica estructural [29].



1.4.4 Tipos de No Linealidades

En general, las no linealidades en la mecánica estructural pueden surgir de muchas maneras diferentes. La ley de Hooke no es válida si el comportamiento de la curva esfuerzo-deformación del material no es lineal. Este tipo de no linealidad generalmente se conoce como no linealidad del material o física. Alternativamente, en muchos casos es posible un tipo diferente de no linealidad basada en las deformaciones de un cuerpo elástico. Los problemas que involucran deformaciones muy grandes se llaman problemas geométricos no lineales.

También son posibles las combinaciones de no linealidades de tipo geométrico y físico. Las no linealidades también pueden surgir al establecer condiciones de frontera o restricciones, la presencia de resortes no lineales o deslizamientos parciales. Es bien sabido que las respuestas estáticas y dinámicas de los cuerpos gobernados por no linealidades complican las investigaciones analíticas.

El mayor uso de componentes estructurales de paredes delgadas en el diseño de vehículos espaciales y su comportamiento no lineal en condiciones estáticas y dinámicas a las que están sujetos ha atraído la atención de muchos investigadores en el pasado reciente. Como resultado, el estudio del comportamiento no lineal de cuerpos deformables, ha recibido mucha atención en la literatura [29].

1.4.5 No Linealidad Geométrica

En los análisis que involucran la no linealidad geométrica, los cambios en la geometría a medida que la estructura se deforma se consideran al formular las ecuaciones constitutivas y de equilibrio. Muchas aplicaciones de ingeniería, como la conformación de metales, el análisis de neumáticos y el análisis de dispositivos médicos requieren el uso de un gran análisis de deformación basado en la no linealidad geométrica. Se requiere un pequeño análisis de deformación basado en la no linealidad geométrica para algunas aplicaciones, como el análisis que involucra cables, arcos y carcasas [29] [30].



1.4.6 No Linealidad del Material

La introducción de nuevos materiales y su aplicación en ambientes críticos han generado un interés en las técnicas de análisis no lineal. Estas técnicas, junto con la disponibilidad de computadoras de alta velocidad, han hecho realidad la solución de problemas materialmente no lineales. El efecto de la no linealidad material en el comportamiento de los componentes estructurales es una consideración importante en el análisis de los sistemas estructurales.

Vale la pena señalar que el análisis elástico es bastante conservador porque no aprovecha la capacidad de muchos materiales para transportar cargas más allá de alcanzar la resistencia a la cedencia [29] [30].

Una amplia gama de materiales de ingeniería exhibe un comportamiento esfuerzo-deformación no lineal bajo condiciones de carga variables. Los metales y los polímeros, por ejemplo, se deforman de esta manera cuando fluyen de forma plástica y, por lo tanto, la relación de esfuerzo-deformación no lineal entra en las ecuaciones principales. Por lo tanto, la ley generalizada de Hooke ya no es válida en el tratamiento de problemas no lineales [29].

1.4.7 No Linealidad por Restricción o Contacto

La no linealidad de restricciones en un sistema puede ocurrir si existen restricciones cinemáticas en el modelo. Incluir efectos de contacto es un tipo de no linealidad de "estado cambiante", donde puede ocurrir un cambio abrupto en la rigidez cuando los cuerpos entran o salen de contacto entre sí [30].



CAPÍTULO II

ESTADO DEL ARTE

Ahmed A. Soliman y colaboradores [31], en 2018 determinaron el Factor de Resistencia Remanente, (RSF, por sus siglas en inglés *Remaining Strength Factor*) mediante análisis no lineales de elemento finito en tuberías de pared delgada con defectos tipo picadura localizados en la parte externa, los resultados se compararon con los RSF calculados por los niveles 1 y 2 del estándar API 579-1/ASME FFS-1 Parte 6. La modelación geométrica, consistió tomar las dimensiones y propiedades mecánicas de tubos de acero API 5L X80 con un diámetro de 18". Los patrones tomados correspondieron a los grados de daño 1, 2 y 3 contenidos en el estándar API 579-1/ASME FFS-1 Parte 6. Modelando únicamente un 18% de daño del área total de las plantillas de picadura estándar. Finalmente, la profundidad de las picaduras se modeló constante considerando el 20% y 70% del espesor de la pared del tubo.

Los resultados indican que, de las tres plantillas de picadura estándar estudiadas, el RSF estimado por Nivel 1 de la evaluación FFS es mayor que las del Nivel 2. Esto significa que no se mantiene el concepto de mayor conservadurismo con menor nivel de evaluación. De acuerdo con esto, se recalculan nuevos valores de referencia de RSF para el nivel 1 aplicando FEA no lineal en colonias de picaduras con profundidades uniformes, el RSF estimado se alinea más con el grado de conservadurismo de FFS. La evaluación de Nivel 2 de FFS toma en cuenta todas las características geométricas de la colonia de picaduras, la interacción entre picaduras y la posible existencia de LTA y por lo tanto proporciona estimaciones más realistas, pero altamente conservadoras de RSF para colonias de picaduras. Sin embargo, se deben introducir mejoras en su procedimiento para mejorar la efectividad al identificar parejas de picaduras y para modular el conservadurismo de LTA. Se debe tener en cuenta que esta correlación se basa en la porción tomada de cada tabla de picadura estándar. Ya que al considerar el 100% de daño de las plantillas de picadura estándar, proporcionará estimaciones más realistas de la resistencia remanente de componentes que sufren corrosión por picadura.

Xiaoben Liu y colaboradores [32], en el 2016 realizaron un análisis de falla en tuberías con defectos de corrosión considerando modelos con defectos tipo ranura y modelos tipo picadura elíptica donde se aplicaron las condiciones de carga en servicio.

Mediante el método del elemento finito se evaluaron modelos aplicando una tensión en las secciones transversales de los tubos, y una presión en la pared interna. El criterio de falla que consideraron fue el esfuerzo de flujo.



Finalmente, concluyen que la profundidad de ambos defectos tiene una gran influencia en la resistencia del tubo en todas las condiciones. Con el incremento en la profundidad del defecto, el esfuerzo equivalente de von-Mises también se ve incrementado y la concentración de esfuerzos se vuelve más severa. Aunado a esto, si el defecto está en una posición profunda respecto al espesor del tubo, el esfuerzo equivalente de von-Mises disminuye un poco cuando se incrementa el ancho del defecto, y se incrementa un poco cuando se aumenta la longitud del defecto. Pero para todos los casos, el concentrador de esfuerzos se vuelve severo cuando se disminuye el ancho del defecto.

S.S. Al-Owaisi y colaboradores [33], en el 2016 analizaron el comportamiento mecánico en tuberías especificación API 5L X60 Y X80 presurizadas con defectos de pérdida de metal, considerando la forma y localización del defecto y su interacción cuando se encuentran estrechamente espaciados.

A partir de simulaciones por el método del elemento finito, se llevaron a cabo investigaciones paramétricas del efecto que tiene la forma y la ubicación de los defectos estrechamente espaciados en el comportamiento mecánico. En los modelos se utilizaron dos tipos de defectos en la superficie exterior de la tubería; defectos circulares y defectos encajonados curvados con las mismas dimensiones en cuanto a longitud y ancho. La profundidad de los defectos fue constante, como el 50% del espesor de la pared del tubo. La distancia entre los defectos se modificó en función del espesor de la pared de la tubería.

Los resultados muestran que los defectos de forma circular espaciados longitudinalmente por una distancia de tres veces el espesor $3t$ o menor interactuarán, provocando la falla de la tubería, del mismo modo ocurrió para los defectos con geometría de caja curvada. La simulación numérica, también muestra que los defectos espaciados circunferencialmente para ambas geometrías de defecto no interactuarán si están separados por una distancia de $0.5t$ o más.

Jialin Sun y colaboradores [34], en el 2018 evaluaron la presión de falla en tuberías mediante el método de los elementos finitos considerando la interacción entre múltiples defectos de corrosión.

Desarrollaron modelos de tuberías con especificación API X46, X60 y X80 que contenían defectos por corrosión con una geometría encajonada curvada que se alinearon longitudinalmente, se alinearon circunferencialmente y se traslaparon entre sí. Se consideró el tamaño de los defectos de corrosión y el grado de los aceros de



tubería para evaluar el efecto de interacción entre los defectos adyacentes, la profundidad de los defectos fue constante.

En general, la presión de falla de las tuberías corroídas disminuye con el efecto de interacción creciente entre múltiples defectos de corrosión. El efecto de interacción depende principalmente de la orientación mutua de los defectos y su geometría y espaciado. Para tuberías que contienen defectos de corrosión alineados longitudinalmente, cuando el espaciado entre ellos es mayor que $2.5\sqrt{Dt}$, no hay interacción. Los múltiples defectos pueden ser tratados individualmente. Para tuberías que contienen defectos de corrosión alineados circunferencialmente, cuando el espaciado entre ellos es mayor que $5.3t$, no existe interacción. En comparación con los defectos de la corrosión circunferencial, los defectos longitudinales están asociados con una separación mayor donde existe el efecto de interacción entre los defectos de la corrosión para afectar la presión de falla de la tubería. La separación circunferencial de los defectos de corrosión tiene un menor impacto en la presión de falla de las tuberías corroídas en comparación con la separación longitudinal. Para los defectos de corrosión traslapados, se produce una concentración de esfuerzo principalmente en el defecto del fondo. El nivel de esfuerzo aumenta a medida que aumenta la profundidad del defecto y se observa el esfuerzo equivalente máximo de von-Mises en el borde del defecto inferior. El grado de acero no afecta aparentemente el efecto de interacción entre los defectos de corrosión que están orientados de forma longitudinal, circunferencial o superpuestos entre sí.

B. A. Chouchaoui y colaboradores [35], en el 1994 estudiaron el comportamiento mecánico en tuberías con corrosión por picaduras alineadas longitudinalmente.

Mediante análisis por elemento finito se estudió el comportamiento mecánico en modelos de tuberías grado X46 los cuales presentaban picaduras tipo elípticas alineadas longitudinalmente a una distancia de separación desde $1WT-6WT$ donde el parámetro WT es el espesor de la pared de la tubería. La profundidad de los defectos fue constante, como el 60% del espesor de la pared del tubo. Además, se realizaron pruebas a escala real en tuberías de 12" de diámetro, tomando las consideraciones anteriores para determinar la zona de falla debido a la presión interna.

Las dos metodologías desarrolladas mostraron que parejas de picaduras orientadas longitudinalmente y estén en contacto, pueden ser evaluadas de una manera conservadora como un solo defecto siempre y cuando tengan la misma profundidad de picadura. En picaduras alineadas longitudinalmente, estrechamente espaciadas, la picadura central tendrá la tendencia de fallar primero.



Adilson C. Benjamin y colaboradores [36] [37], en el 2016 generaron una base de datos de presiones de falla obtenidas en pruebas de estallido en tuberías con pérdidas de metal por corrosión y compararon estos resultados con seis métodos de evaluación actualmente ocupados.

Se realizaron pruebas de estallido a dieciocho tuberías con especificación API 5L X70 de un diámetro de 457.2 mm y un espesor de 8 mm, que contenían defectos tipo corrosión localizada. Los cuales se maquinaron mediante electroerosión, con una geometría tipo caja con esquinas redondeadas y profundidad uniforme. Los defectos de corrosión que interactúan están constituidos por la combinación desde dos hasta diez de los tres defectos base (BD1, BD2 Y BD3). En donde se evaluó la presión de falla debida a la interacción de los defectos y se comparó con seis métodos de evaluación: Método B31G, Método RSTRENG 0.85-dL, Método DNV RP-F101 (Parte B) para defectos individuales, Método del área efectiva RSTRENG, Método DNV RP-F101 (Parte B) para interacción de defectos y finalmente con el Método DNV RP-F101 (Parte B) para defectos con formas complejas.

Finalmente, se concluye que el Método RSTRENG 0.85-dL es el método de Nivel 1 que predijo las presiones de falla más cercanas a las presiones de falla reales, seguido del Método DNV RP-F101 (Parte B) para defectos individuales y Método B31G. Los Métodos DNV RP-F101 para interacción y forma compleja de defectos son los métodos de Nivel 2 que predijeron las presiones de falla más cercanas a las presiones de falla reales, seguido por el Método del área efectiva RSTRENG. Los errores en las predicciones de los métodos de Nivel 1 y Nivel 2 para evaluar interacción de defectos fueron considerablemente más altos que los errores en las predicciones de los métodos de Nivel 1 para los defectos individuales. La razón principal de este aumento en el conservadurismo es que los cálculos que realizan estos métodos para predecir la presión de falla de los defectos que interactúan se basan en la proyección de los defectos en el plano longitudinal. La consecuencia de proyectar los defectos en el plano longitudinal es la pérdida de datos sobre el espaciado entre los pares de defectos dentro de la colonia. Los resultados de los métodos de Nivel 1 también se ve afectado negativamente por la irregularidad de los perfiles de profundidad de las colonias evaluadas.

CAPÍTULO III

METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

3.1 Procedimiento Numérico

3.1.1 Metodología numérica a desarrollar

Para el desarrollo de la presente tesis se llevó a cabo el procedimiento numérico mostrado en la Figura 9. Las actividades de esta metodología se describen a continuación.

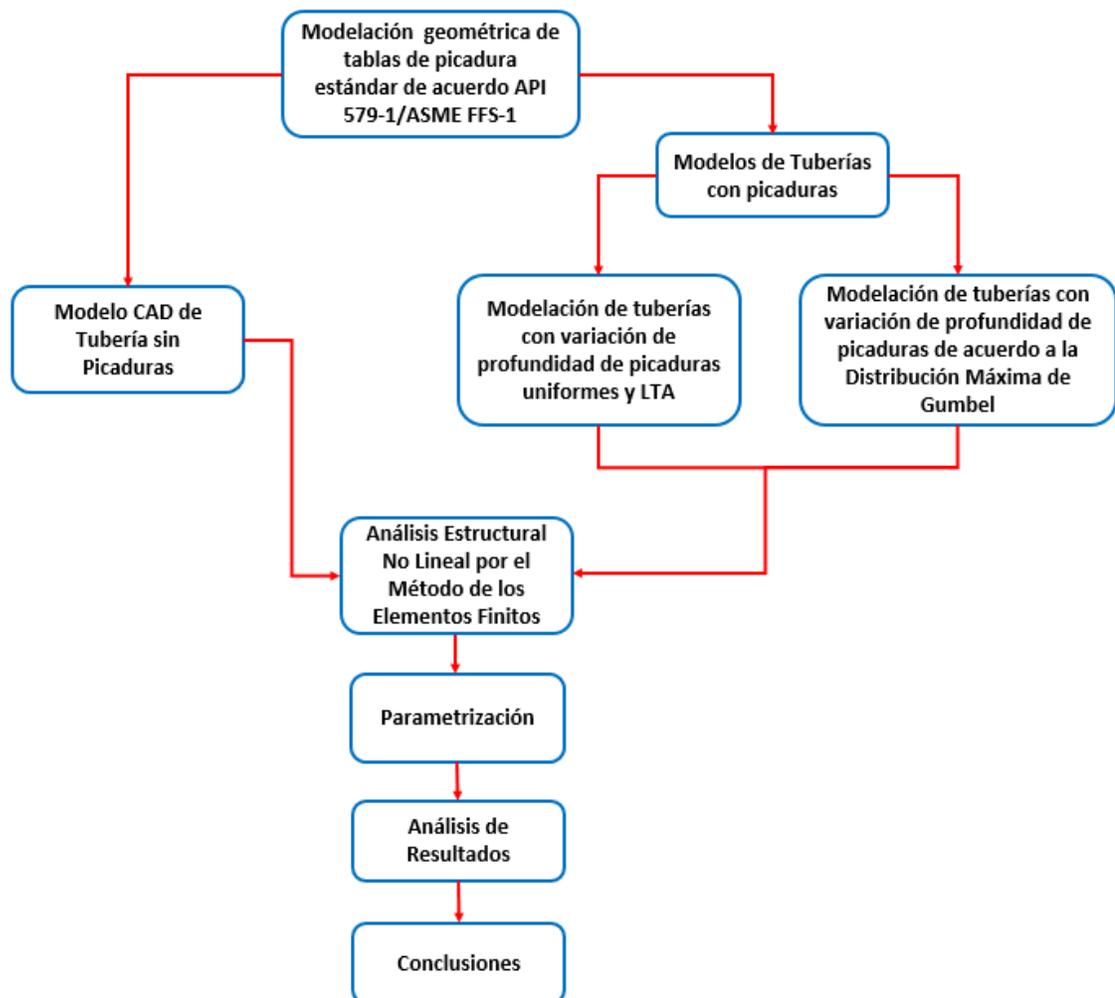


Figura 9. Diagrama de la Metodología Numérica a desarrollar.

3.2 Modelación geométrica de plantillas de picadura estándar

3.2.1 Geometría de Picaduras

La sección de tubería con defectos tipo picadura a estudiar corresponde a una tubería de acero al carbono especificación ASTM A106 Gr B, que suele ocuparse en sistemas de tuberías de petroquímicas, plataformas petrolíferas, etc. La siguiente Figura muestra las propiedades mecánicas que fueron tomadas del estándar A106/A106M-15 [38], y las dimensiones geométricas de la tubería objeto de estudio.

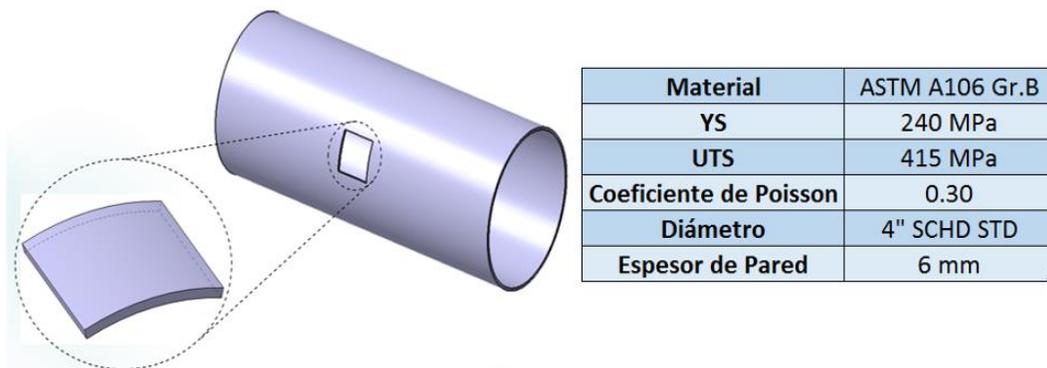
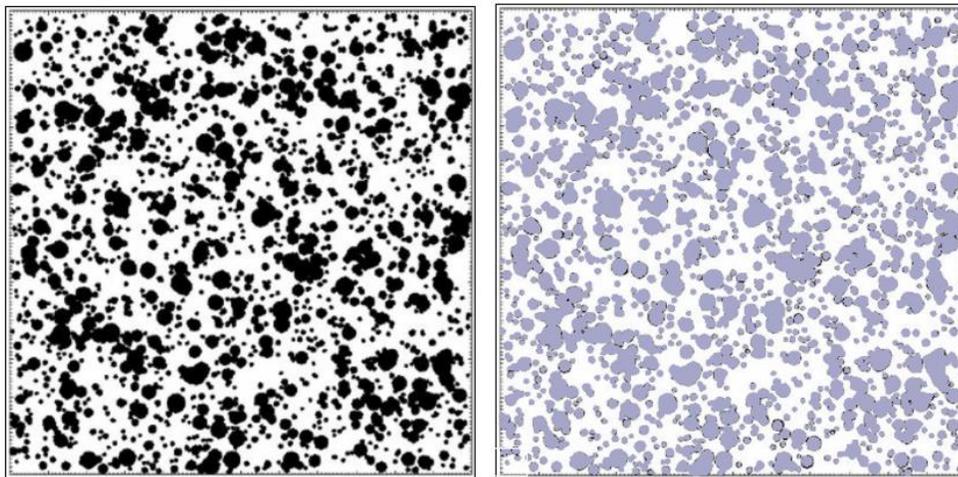


Figura 10. Propiedades mecánicas y dimensiones de tubería.

Mediante Diseño Asistido por Computadora (CAD) fueron modeladas las tablas de picadura estándar contenidas en el estándar API 579-1/ASME FFS-1 Parte 6 [6].



Nota: la escala de esta figura es de 152.4 mm por 152.4 mm (6 in por 6 in)

Figura 11. Modelación de tablas de picadura estándar mediante sistema CAD CATIA V5 R21.

De las ocho tablas de picadura estándar contenidas en API 579-1/ASME FFS-1 Parte 6 [6], únicamente se tomaron las plantillas #3, #5 y #8 de picadura estándar para su estudio. Ver Figura 12.

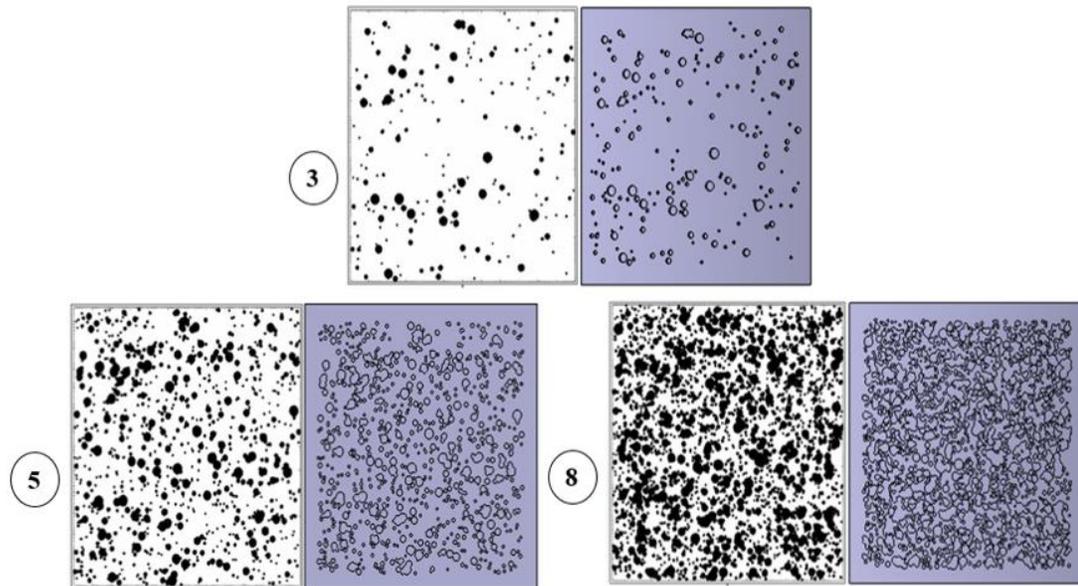
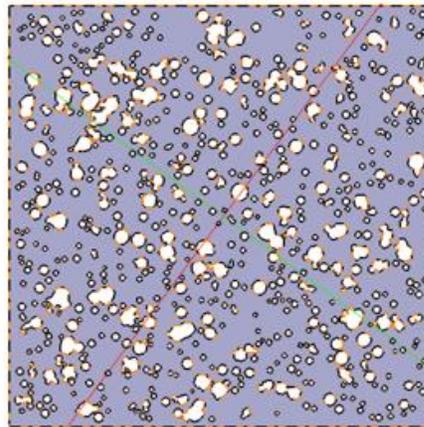


Figura 12. Modelación de tablas de picadura estándar para grados 3, 5 y 8.

Como se puede observar las tablas de picadura estándar modeladas anteriormente contienen defectos con geometría irregular y con bordes agudos que actuaran como concentradores de esfuerzos. De acuerdo a Yi Huang y colaboradores [39], la variación de la resistencia última en placas con defectos tipo picadura con geometrías cónica, semiesférica y cilíndrica es mínima. Por lo tanto, el modelo de Análisis de Elementos Finitos para este estudio, se simplificó al considerar picaduras cilíndricas aleatorias.

3.2.2 Cálculo de área dañada por picaduras

A partir de las tablas de picadura estándar, se calculó el porcentaje de área dañada. A continuación, se muestra el cálculo del área dañada para la tabla de picadura con un daño grado 5.



Characteristics		Center Of Gravity (G)	
Area	0.01826904m2	Gx	20mm
Mass	0.18269036kg	Gy	75.3976317mm
Surfacic mass	10kg_m2	Gz	74.66530007mm

Figura 13. Área dañada en tabla de picadura estándar con grado de daño #5.

$$A_{analizar} = 0.02322576 \text{ m}^2 \rightarrow 100\%$$

$$A_{sin\ daño} = 0.01826904 \text{ m}^2 \rightarrow 78.65\%$$

$$\therefore A_{picada} = (A_{analizar} - A_{sin\ daño}) \rightarrow \mathbf{21.34\%}$$

El porcentaje de área dañada para cada tabla de picadura estándar, se muestra en la siguiente tabla:

Tabla 2. Porcentaje de Área dañada por picaduras de tablas de picadura estándar.

Tabla de Picadura Estándar	% Área dañada por picaduras
1	1.36
2	3.61
3	5.99
4	11.46
5	21.34
6	30.51
7	38.55
8	44.60

El termino de porcentaje de área dañada es de gran utilidad, ya que se puede extrapolar a cualquier región con daños por picadura sin importar las dimensiones.

Para este estudio, el área a evaluar fue de **2500 mm²** por lo que el número de picaduras considerando un daño grado 5 será de:

$$\phi_{picadura} = \frac{1}{16} in \quad A_{picadura} = 1.9793 mm^2$$

$$A_{estudio} = 2500 mm^2 \rightarrow 100\%$$

$$A_{picada} = 533.50 mm^2 \rightarrow 21.34\%$$

$$N_{picaduras} = (A_{picada}/A_{picadura}) = (533.50 mm^2/1.9793 mm^2)$$

$$N_{picaduras} = \mathbf{270 picaduras}$$

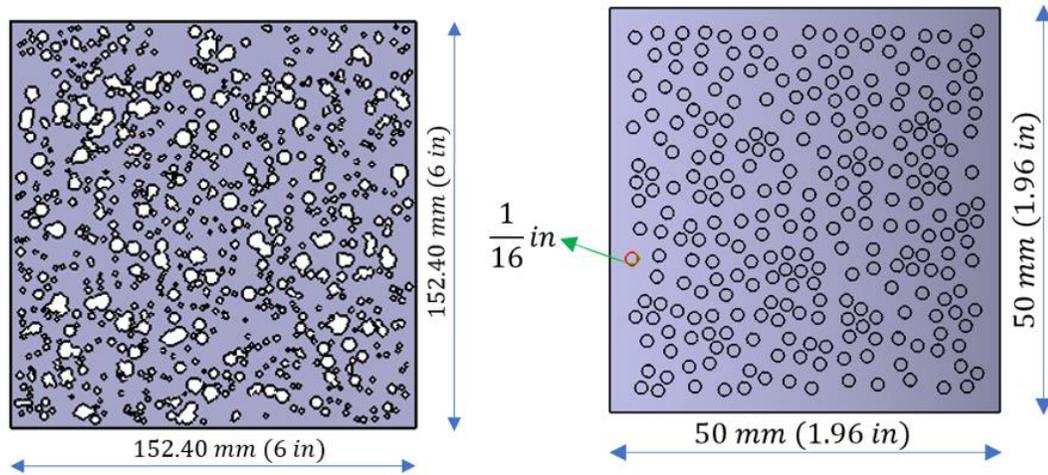


Figura 14. Extrapolación de tabla de picadura estándar grado 5 a una región de 50 mm por 50 mm.

3.3 Implementación del Modelo de Distribución Máxima de Gumbel

3.3.1 Modelado de variación de profundidad de picadura

La distribución de profundidad de picaduras se determinó a partir del modelo estocástico de la corrosión por picaduras, que describe la corrosión por picadura como la combinación de dos procesos físicos: iniciación de picadura y crecimiento de picadura. Y la Estadística de Valores Extremos se ha utilizado para mostrar cómo estos dos procesos se pueden combinar para producir un modelo unificado para simular la corrosión por picaduras, y la Distribución Máxima de Gumbel para todas las variaciones posibles de los tiempos de inicio de picadura y para todas las posibles formas funcionales que gobiernan el proceso de crecimiento de picadura [40]. La familia de distribuciones de valores extremos generalizada tiene la siguiente función de distribución:

$$G(z) = \exp \left[- \left[1 + \xi \left(\frac{z - \mu}{\sigma} \right) \right]^{-\frac{1}{\xi}} \right]$$

Donde: μ , es el parámetro de localización; σ , el parámetro de escala; y ξ , que es el parámetro de forma. A partir de las gráficas *Función de Densidad de Probabilidad* y *Función de Densidad Acumulativa*, se modeló la distribución de profundidad de picadura. Considerando el 85% del espesor de la pared de la tubería como la profundidad máxima de las picaduras, únicamente se modelaron picaduras en la parte exterior de la pared de la tubería.

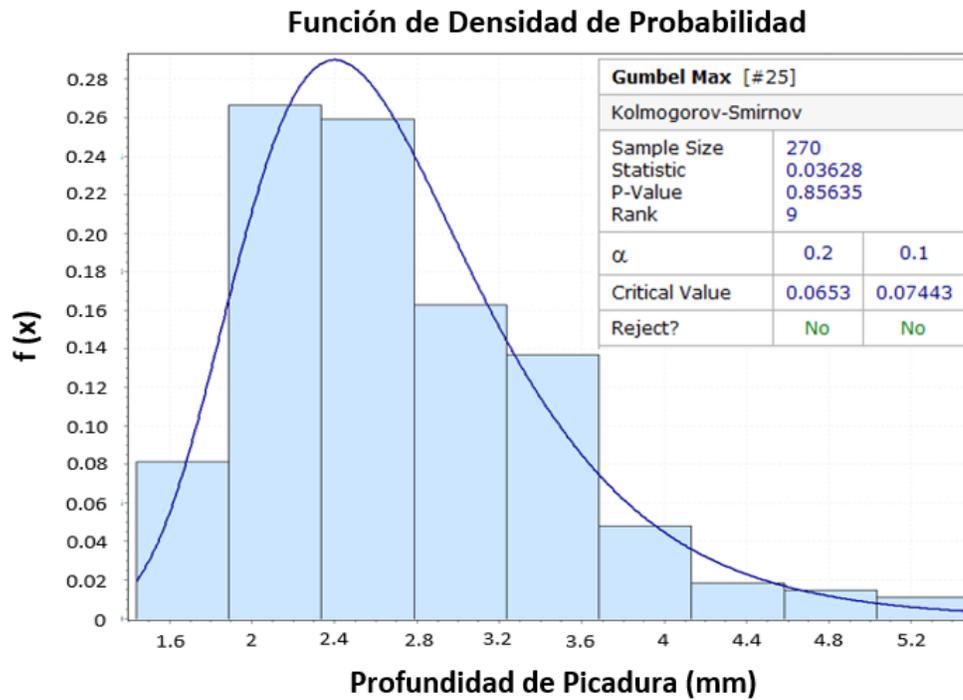


Figura 15. Gráfica de Función de Densidad de Probabilidad para 270 picaduras.

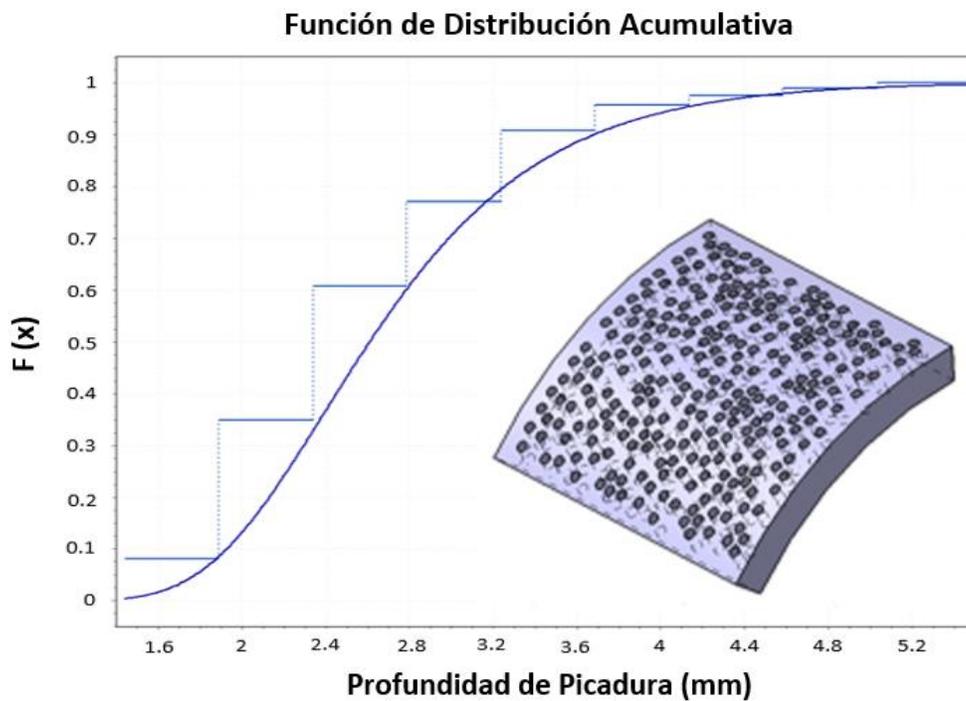


Figura 16. Gráfica de Función de Distribución Acumulativa para 270 picaduras.

3.4 Consideraciones para la Simulación Numérica

3.4.1 Caracterización Mecánica mediante Ensayo de Tensión Uniaxial

Esta prueba se efectuó a temperatura ambiente de acuerdo con los lineamientos descritos en el estándar ASTM E8/E8M. En este trabajo, debido a las dimensiones de los tubos objeto de estudio, los cuales eran de un diámetro de 114 mm y un espesor de pared de 6 mm , las muestras ensayadas fueron extraídas únicamente de la dirección longitudinal. La Figura 17 muestra la forma y dimensiones de las probetas utilizadas para el ensayo de tensión uniaxial.

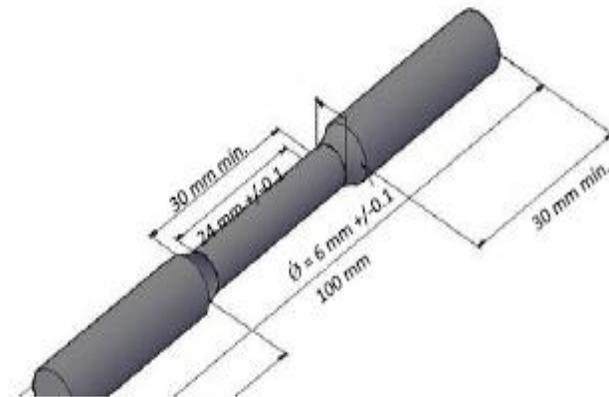


Figura 17. Geometría y dimensiones de probetas para prueba de tensión uniaxial de acuerdo al estándar ASTM E8/E8M-11.

3.4.2 Parámetros de Entrada para Análisis Estructural No Lineal

Para la realización del Análisis Estructural No Lineal por Elementos Finitos, se determinó el esfuerzo de cedencia, el esfuerzo máximo a la tensión, (*YS* y *UTS*, por sus siglas en inglés *Yield Strength* y *Ultimate Tensile Strength*).

Para conocer la función de Hollomon ($\sigma_{real} = ke^n$) que caracteriza la curva esfuerzo-deformación verdadera del material, valores de esfuerzo y deformación que describen el comportamiento no lineal del material, mismos que sirvieron para definir los parámetros de entrada del material en el análisis no lineal por FEA.

La curva representativa de este material fue introducida en el software ANSYS Workbench R17.0 mediante una entrada de datos del material con la opción *Endurecimiento Isotrópico Multilineal*, como se muestra en la Figura 17.

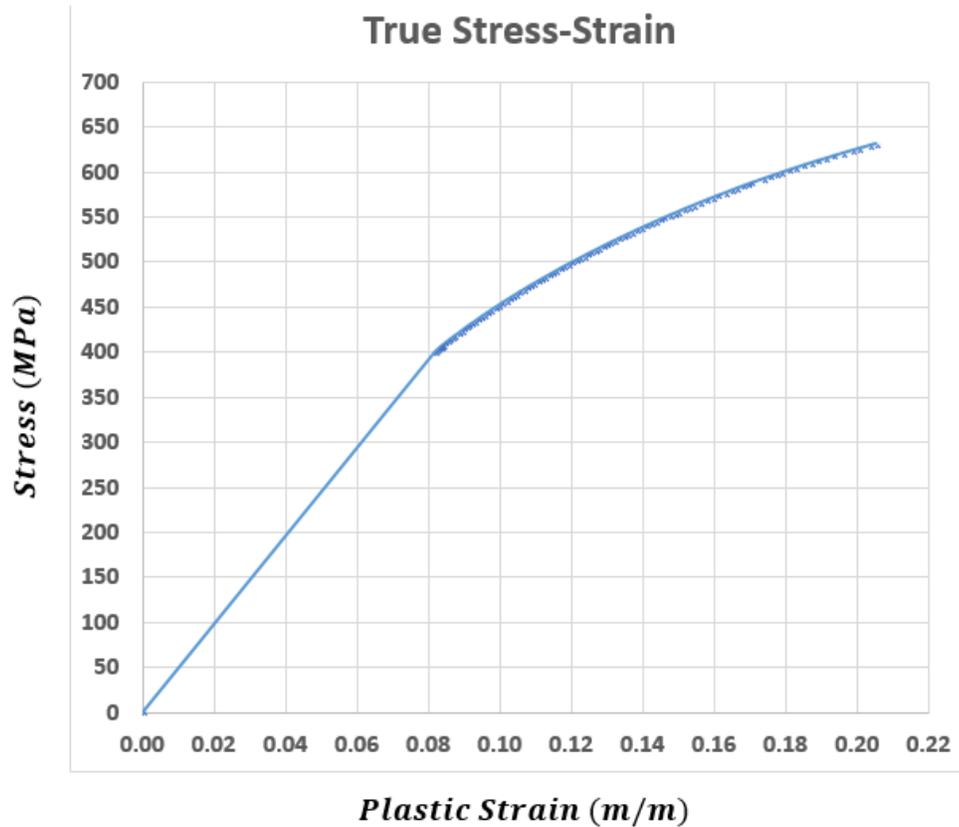


Figura 18. Curva Esfuerzo-Deformación real cargada en ANSYS Workbench, obtenida de la prueba de tensión uniaxial en un Acero al Carbono especificación A106 Gr B.

3.4.3 Selección de Elemento Finito

El Análisis por el Método de Elementos Finitos, se realizó utilizando el programa ANSYS Workbench R17.0. Los modelos de Elemento Finito utilizados, fueron el elemento *SOLID86* ocupado para la sección sin defectos por picadura y el elemento *SOLID187* para las secciones de tubería con defectos tipo picadura.

El elemento *SOLID186* está definido por 20 nodos que tienen tres grados de libertad en cada nodo: traslaciones en las direcciones nodales x, y, z. El elemento soporta plasticidad, grandes deflexiones, grandes deformaciones, etc. Es comúnmente llamado elemento ladrillo y es ideal para mallar geometrías regulares.

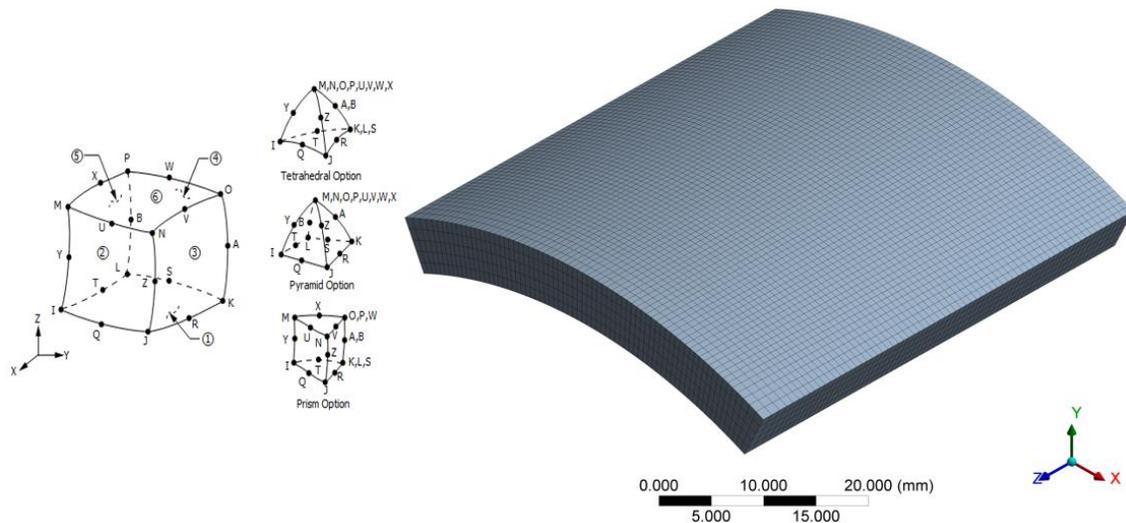


Figura 19. Elemento Finito *SOLID186*.

El elemento *SOLID187* está definido por 10 nodos que tienen tres grados de libertad en cada nodo: traslaciones en las direcciones nodales x, y, z. *SOLID187* es muy adecuado para modelar mallas irregulares y realizar análisis no lineales.

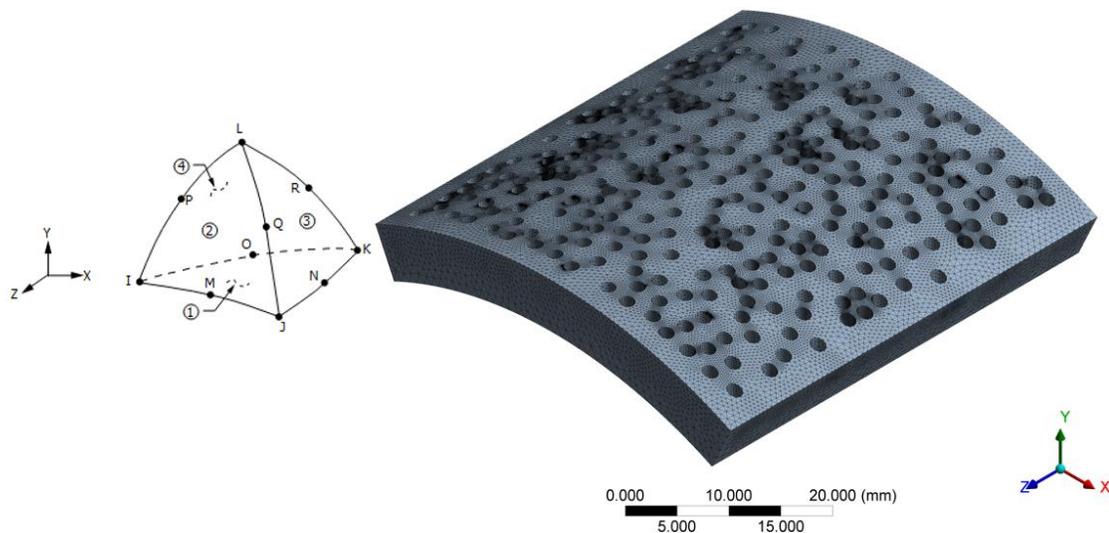


Figura 20. Elemento Finito *SOLID187*.

3.4.4 Carga y condiciones de frontera

La presión se aplica gradualmente a las superficies internas del modelo. El enfoque completo de Newton-Raphson se utiliza para resolver el conjunto de ecuaciones de equilibrio no lineales que representan matemáticamente el problema estructural [41].

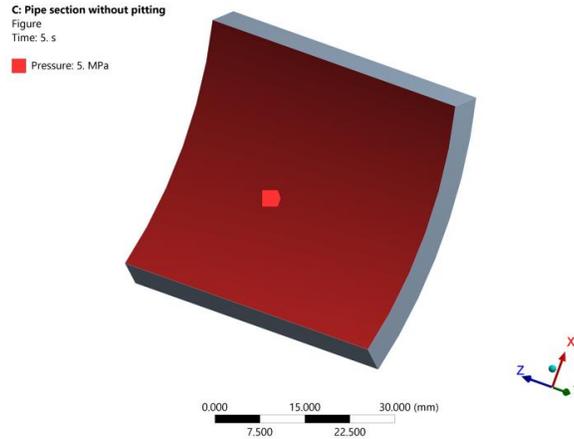


Figura 21. Presión en Superficie Interna del Modelo de Elemento Finito.

En los cuatro bordes extremos de nuestra sección de tubería aplicamos, el tipo de soporte *Frictionless Support* [41], esta condición de contorno evita que una o más caras planas o curvas se muevan o se deformen en la dirección normal. La dirección normal es relativa a la cara de la geometría seleccionada.

Ninguna parte del cuerpo de la superficie puede moverse, girar o deformarse de manera normal a la cara. Para las direcciones tangenciales, el cuerpo de la superficie seleccionada es libre de moverse, girar y deformarse tangencialmente a la cara. Para un cuerpo de superficie plana, el soporte sin fricción es equivalente a una condición de simetría.

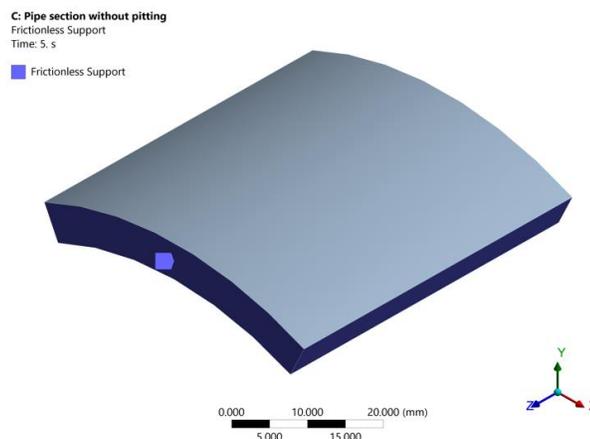


Figura 22. Soporte de Fricción en Bordes Extremos de Sección de Tubería.



Los efectos no lineales debidos tanto al gran desplazamiento como a la no linealidad del material se activaron en los modelos FEA. Como la formulación del elemento finito utilizado en este trabajo se basa en la mecánica de un medio continuo, no es posible simular el desarrollo de discontinuidades en el material. Por este motivo, es necesario definir un criterio para detectar el nivel de presión de falla de la tubería corroída. El criterio de falla conocido como el "criterio de tensión del ligamento" [42] se adopta para que se logre la falla cuando la tensión de von-Mises en el ligamento mínimo excede el esfuerzo de flujo del material.

3.4.5 Matriz de Experimentación Numérica

En el presente estudio se propusieron los siguientes Modelos de Simulación en el cual, el primer modelo se evaluó el estado de esfuerzos en secciones de tubería de acero al carbono con defectos aleatorios tipo picadura y con Áreas Localmente Adelgazadas, (*LTA*, por sus siglas en ingles *Local Thin Area*), considerando como grado de daño por picadura, las plantillas 3, 5 y 8, aplicando una presión interna de 5 MPa a 35 MPa y con una variación uniforme en la profundidad de picadura desde 2 mm a 5 mm (Ver Tabla 3).

Tabla 3. Primera condición de experimentación sin implementar la Distribución Máxima de Gumbel.

Patrón de Picadura Estándar	LTA Equivalente al Área dañada con Picaduras	Presión (Mpa)	Profundidad Uniforme (mm)
<i>Plantilla #3</i> 5.99 % de Área dañada por picaduras 76 Picaduras de un Ø 1/16 in	<i>Área dañada 150 mm²</i> <i>Dimensiones de Región Dañada</i> <i>12.25 mm por 1225 mm</i>	5	
<i>Plantilla #5</i> 21.34 % de Área dañada por picaduras 270 Picaduras de un Ø 1/16 in	<i>Área dañada 533.50 mm²</i> <i>Dimensiones de Región Dañada</i> <i>20 mm por 20 mm</i>	10	2
		15	3
		20	4
		25	5
		30	
<i>Plantilla #8</i> 44.60 % de Área dañada por picaduras 563 Picaduras de un Ø 1/16 in	<i>Área dañada 1115 mm²</i> <i>Dimensiones de Región Dañada</i> <i>33.40 mm por 33.40 mm</i>	35	

En el segundo modelo, se evaluó el estado de esfuerzos en secciones de tubería de acero al carbono con defectos aleatorios tipo picadura, considerando como grado de daño por



picadura, las plantillas 3, 5 y 8, aplicando una presión interna de 5 MPa a 35 MPa y con una variación en la profundidad de picadura de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel (Ver Tabla 4).

Tabla 4. Segunda condición de experimentación implementando la Distribución Máxima de Gumbel.

Patrón de Picadura Estándar	Presión (Mpa)	Profundidad de Picaduras
<i>Plantilla #3 5.99 % de Área dañada por picaduras 76 Picaduras de un Ø 1/16 in</i>	5	<i>Variación de Profundidad de Picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel</i>
<i>Plantilla #5 21.34 % de Área dañada por picaduras 270 Picaduras de un Ø 1/16 in</i>	10	
	15	
	20	
	25	
	30	
<i>Plantilla #8 44.60 % de Área dañada por picaduras 563 Picaduras de un Ø 1/16 in</i>	35	

Tanto en la primera y segunda condición de experimentación se evaluó el estado de esfuerzos en el modelo de sección de tubería de acero al carbono sin daño por picaduras, el cual sirvió de referencia.



CAPÍTULO IV

RESULTADOS

4.1 Caracterización Mecánica del Acero de prueba

4.1.1 Ensayo de Tensión Uniaxial

Los valores del esfuerzo de cedencia y el esfuerzo máximo a la tensión del acero empleado, así como los valores de referencia del material de acuerdo a la especificación A106/A106M-15 [38], se muestran en la Tabla 5.

Tabla 5. Resultado del ensayo de tensión uniaxial.

Acero	Resistencia a la cedencia		Esfuerzo máximo de tensión	
	ksi	MPa	ksi	MPa
ACERO DE PRUEBA	47	325	76	523
A106/A106M-15	35	240	60	415

4.2 Simulaciones Numéricas por el Método del Elemento Finito

4.2.1 Validación de Modelo de Elemento Finito

El cálculo analítico del estado de esfuerzos presentes en la sección de la tubería sin picaduras se realizó mediante las ecuaciones de Barlow y el criterio de cedencia de von-Mises. Posteriormente se comparó con el resultado obtenido de la simulación FEA.

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{PD}{2t}$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{(1 \text{ MPa})(0.114 \text{ m})}{2(0.006 \text{ m})} = 9.50 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{xx} = \frac{PD}{4t}$$

$$\sigma_{xx} = \frac{(1 \text{ MPa})(0.114\text{m})}{4(0.006 \text{ m})} = 4.75 \text{ MPa}$$

Criterio de cedencia de von-Mises

$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{xx})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{rr})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2]^{\frac{1}{2}}$$

$$\sigma_{rr} = 0$$

$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} [(9.50 \text{ MPa} - 4.75 \text{ MPa})^2 + (4.75 \text{ MPa} - 0)^2 + (0 - 9.50 \text{ MPa})^2]^{\frac{1}{2}}$$

$$\sigma = 8.2272 \text{ MPa}$$

Este resultado se comparó con el resultado de la simulación FEA mediante el software ANSYS Workbench R17.0:

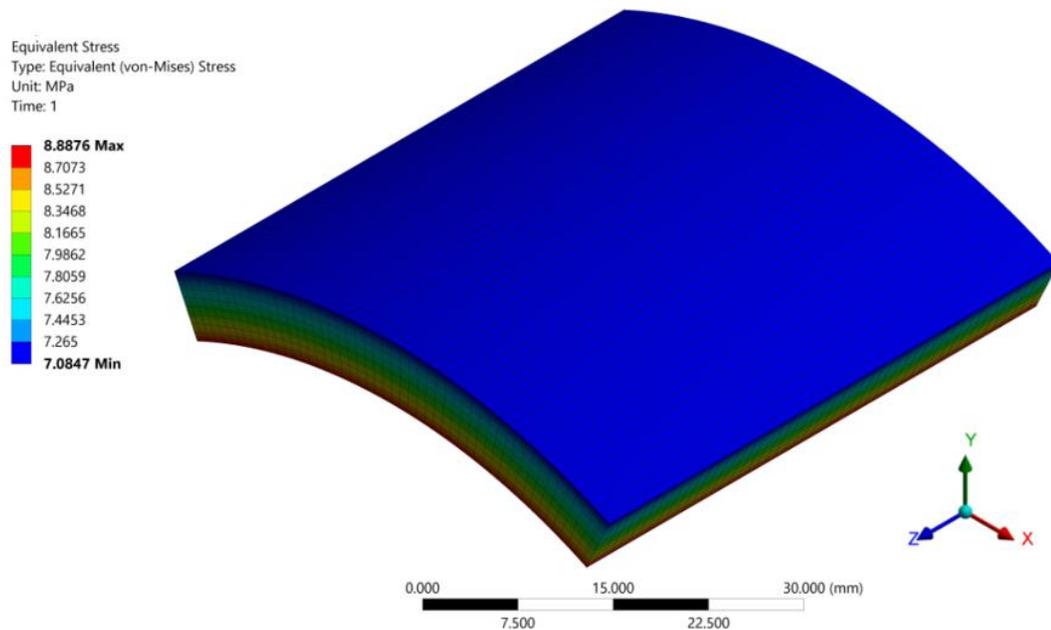


Figura 23. Esfuerzo equivalente von-Mises en una sección de tubería sin picaduras.

Simulación FEA $\sigma_{FEA} = 8.8876 \text{ MPa}$

Criterio de Cedencia von-Mises $\sigma_{Analítico} = 8.2272 MPa$

Se observa que hay una ligera diferencia entre ambos resultados, además, para tener una mayor similitud en estos valores tendríamos que incrementar el número de elementos en nuestro modelo lo cual incrementaría el tiempo de solución y un mayor gasto computacional. Como se mencionó anteriormente el Método del Elemento Finito es una herramienta numérica para aproximación de soluciones de ecuaciones diferenciales parciales muy complejas.

Una vez que se verificaron las simulaciones FEA, se informaron los valores obtenidos para cada escenario. La Figura 24 muestra la variación del esfuerzo equivalente von-Mises con respecto a la presión interna aplicada en la sección de tubería sin defectos.

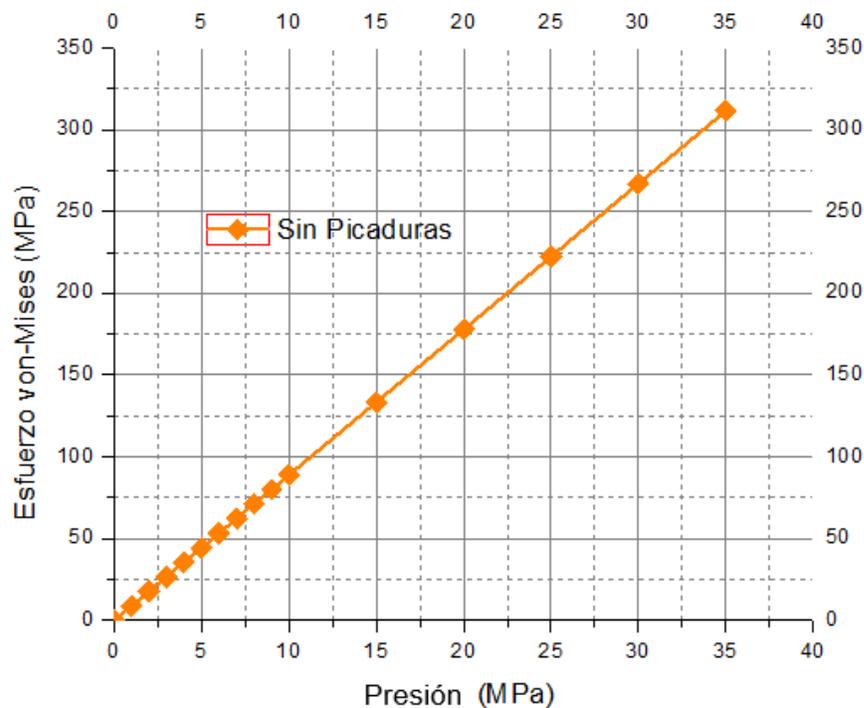


Figura 24. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería sin daño por picaduras.

4.3 Primera Condición de Modelado

4.3.1 Modelado “Picaduras aleatoriamente distribuidas con profundidad uniforme (PPU)”

Se presentan los resultados del primer caso de estudio, donde se crearon modelos con picaduras aleatorias y profundidades de picadura uniformes, considerando los patrones de picadura estándar #3, #5 y 8.

La Figura 25, muestra los resultados del esfuerzo equivalente en el segmento de tubería, bajo la consideración de un patrón de picadura grado #3, que es el menos severo. Donde la población de picaduras posee una profundidad uniforme.

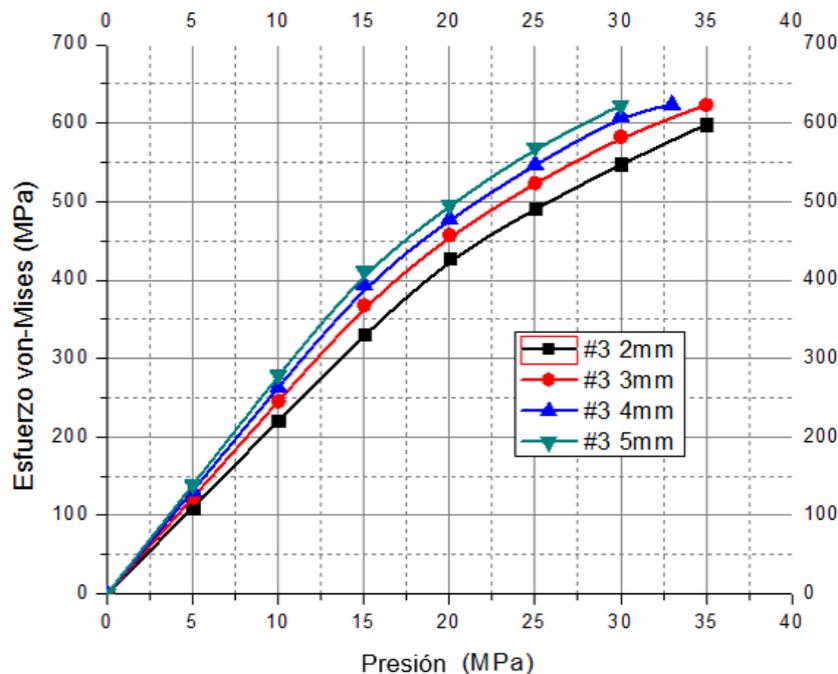


Figura 25. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con PPU para la plantilla de picaduras estándar #3.

La Figura 26, muestra el corte transversal del modelo de elemento finito para la sección de tubería con picaduras de acuerdo a la plantilla #3 con profundidad uniforme de picadura al 85% de la pared (5 mm), donde el esfuerzo equivalente máximo de von-mises se ubica en el ligamento entre las parejas de picaduras vecinas que están orientadas con respecto al eje longitudinal del segmento de tubería.

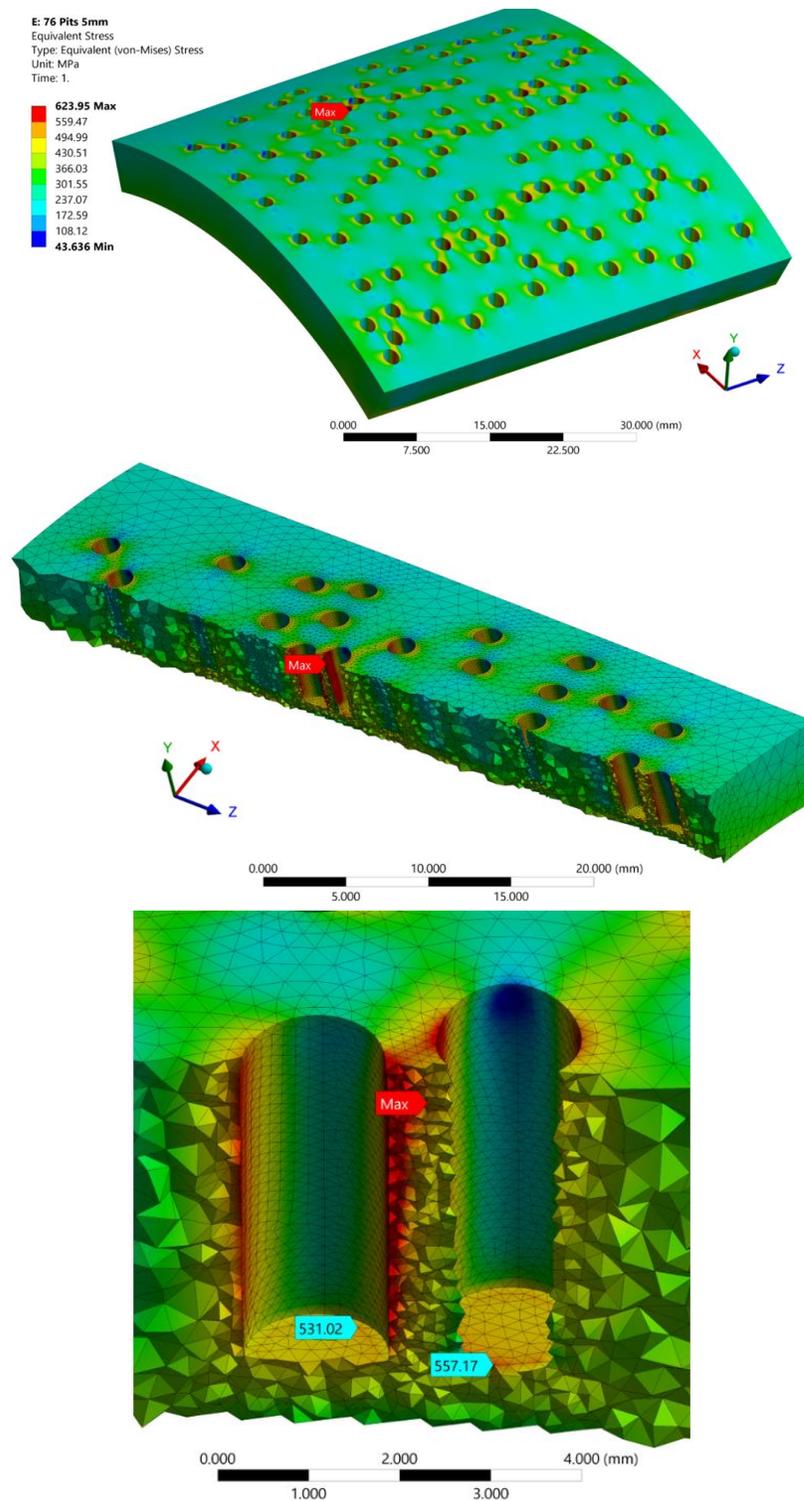


Figura 26. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería PPU de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #3, para una presión interna de 30 MPa.

En la Figura 27, se tienen los resultados del esfuerzo equivalente en función de la presión interna, en la sección de tubería, bajo la consideración de PPU de acuerdo a la plantilla de picaduras #5.

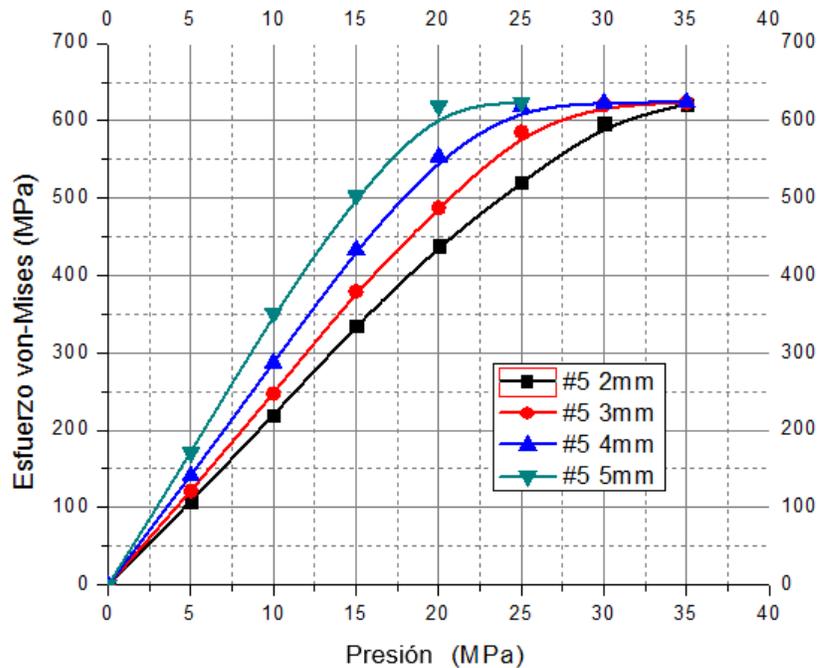


Figura 27. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con PPU para la plantilla de picaduras estándar #5.

En la Figura 28, se observa el modelo de elemento finito para la sección de tubería con picaduras de acuerdo a la plantilla #5 con PPU de 5mm, donde el esfuerzo equivalente máximo de von-mises se ubica en el ligamento entre las parejas de picaduras vecinas que están orientadas con respecto al eje longitudinal del segmento de tubería.

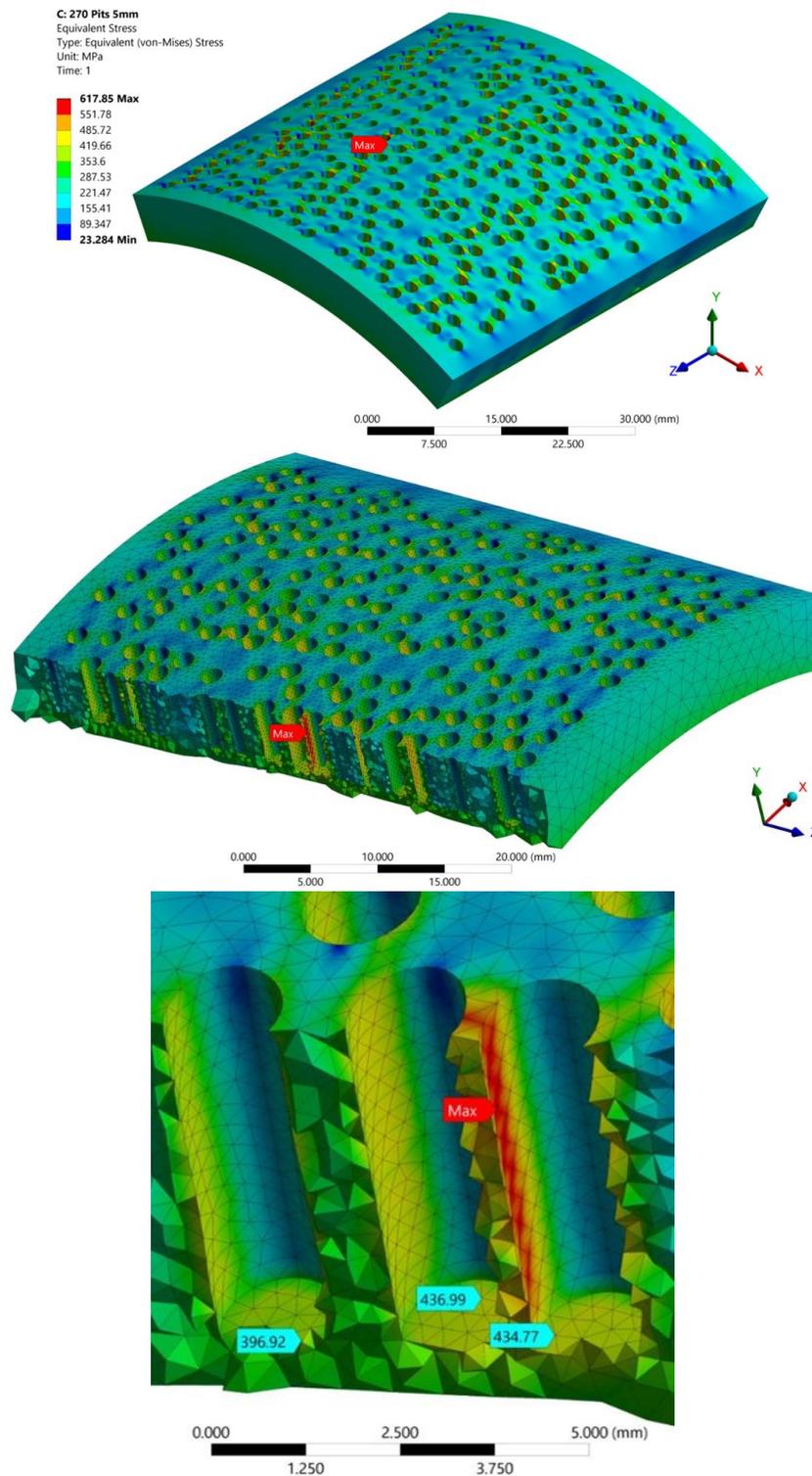


Figura 28. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con PPU de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #5, para una presión interna de 25 MPa.

La Figura 29, muestra los resultados del esfuerzo equivalente en el segmento de tubería, bajo la consideración de un patrón de picadura grado #8, que es el patrón de picadura más severo. Donde la población de picaduras posee una profundidad uniforme.

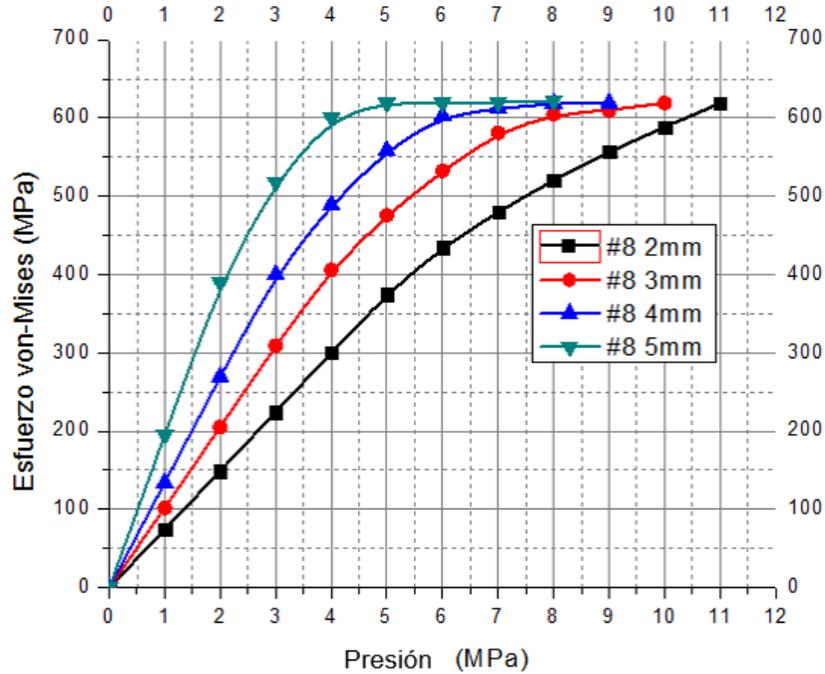


Figura 28. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería PPU uniformes para la plantilla de picaduras estándar #8.

La Figura 30, muestra el corte transversal del modelo de elemento finito para la sección de tubería con picaduras de acuerdo a la plantilla #8 con profundidad uniforme de picadura al 85% de la pared, donde el esfuerzo equivalente máximo de von-mises se ubica en el ligamento entre las parejas de picaduras vecinas que están orientadas con respecto al eje longitudinal del segmento de tubería, podemos ver que las picaduras vecinas más cercanas entre sí, tienden a interactuar incrementando los esfuerzos equivalentes.

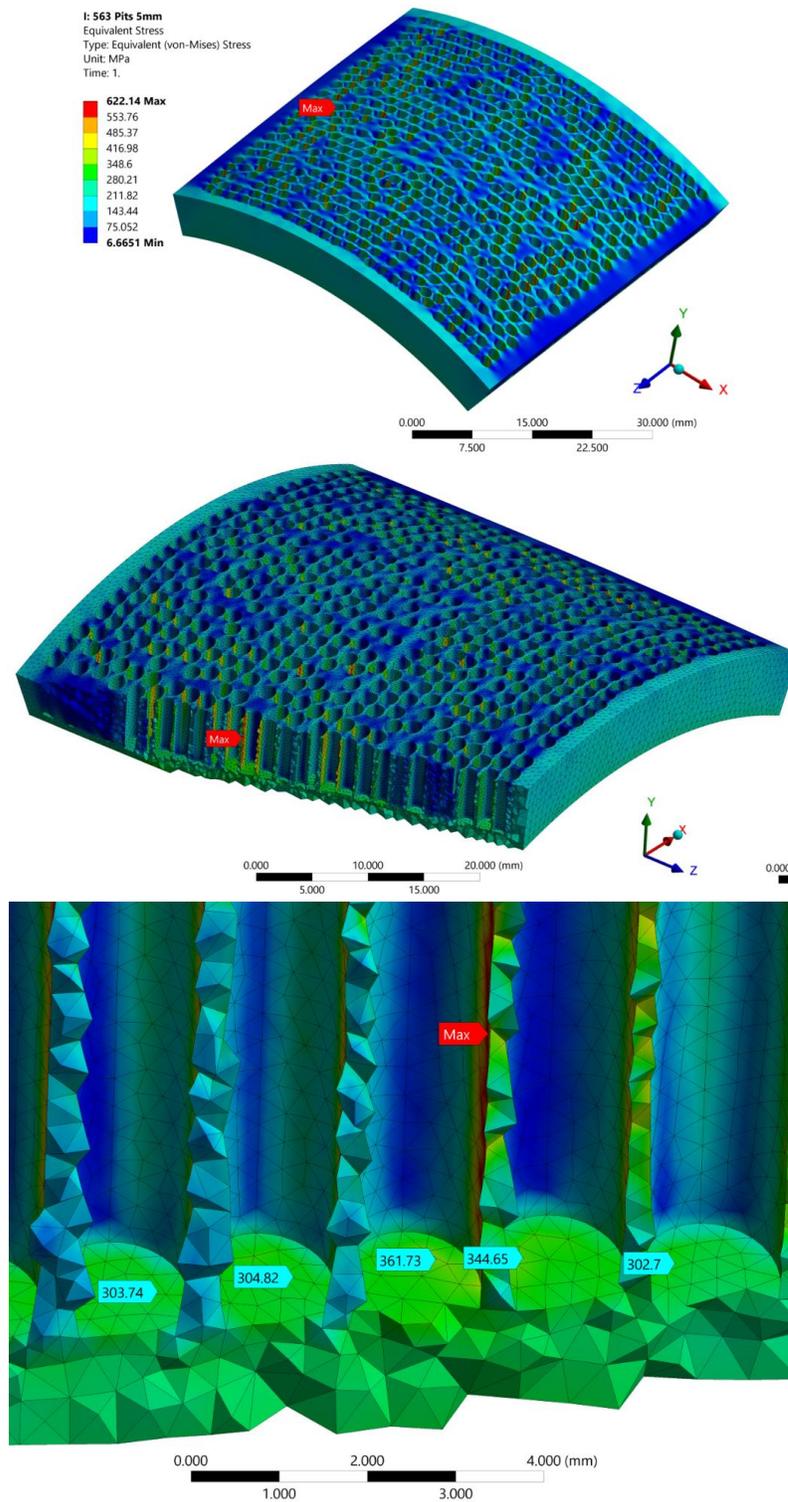


Figura 29. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con PPU de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #8, para una presión interna de 8 MPa.

4.3.2 Modelado “Áreas Localmente Adelgazadas (LTA)”

Se muestran los resultados del primer caso de estudio, con modelos con áreas localmente adelgazadas (LTA), considerando el mismo porcentaje de área dañada para los patrones estándar #3, #5 y 8.

La Figura 31, exhibe los resultados del esfuerzo equivalente en el tramo de tubería, bajo consideración LTA para un grado de daño estándar por picaduras #3.

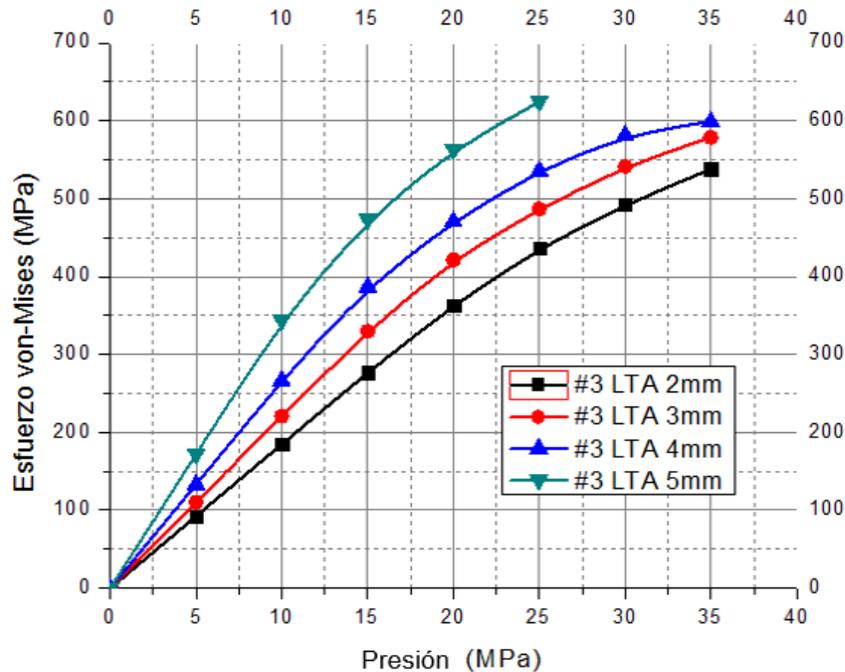


Figura 30. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería LTA con diferentes profundidades para la plantilla de picaduras estándar #3.

En la Figura 32, se observa el corte transversal del modelo de elemento finito para la sección de tubería con picaduras de acuerdo a la plantilla #3 bajo la consideración LTA para una profundidad de 5 mm de daño. Donde el esfuerzo equivalente máximo de von-Mises se encuentra localizado en la cavidad del centro de la sección de tubería, podemos notar que esfuerzo máximo se extiende en un área mayor con respecto a la sección dañada por picaduras uniformes.

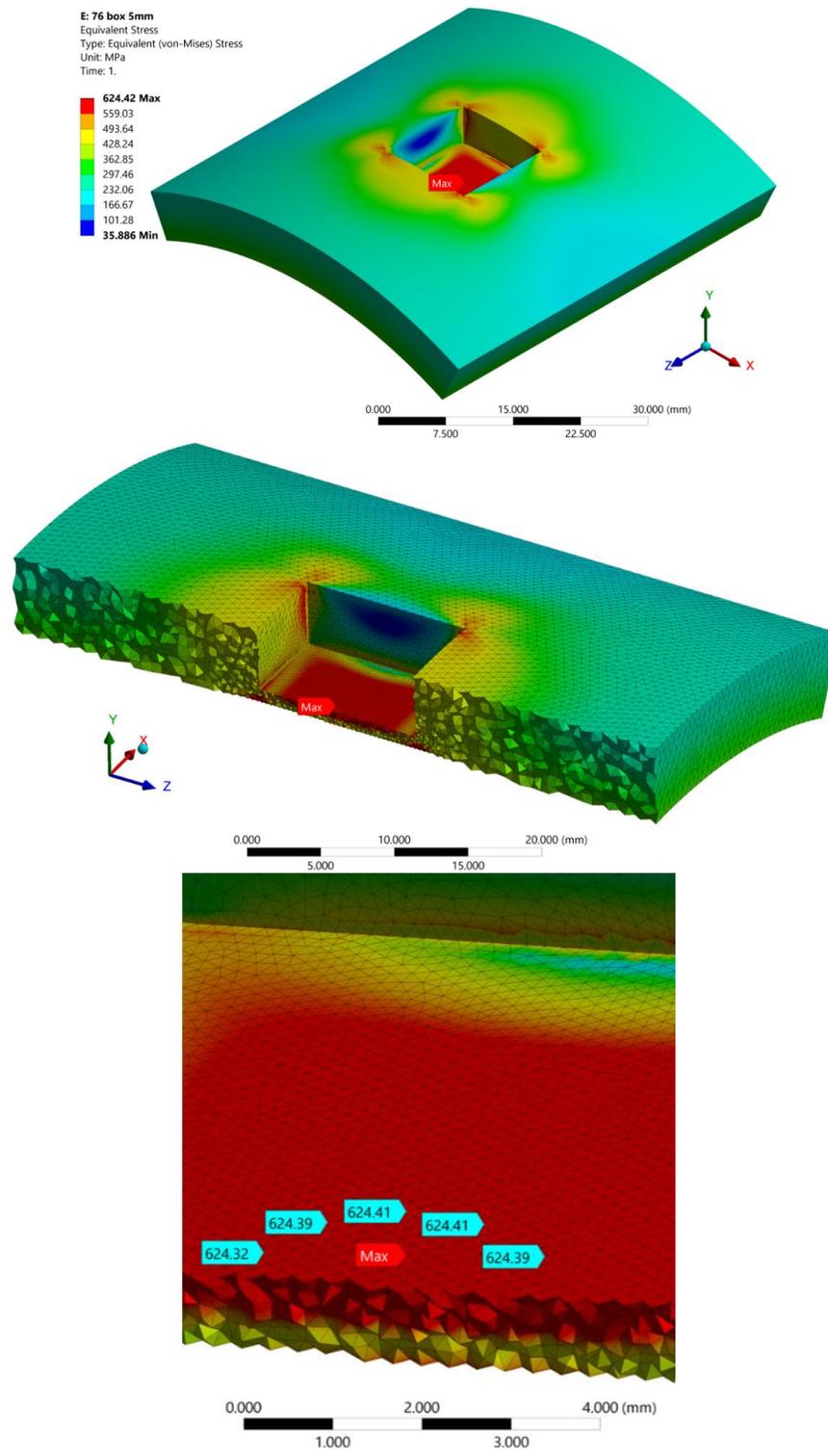


Figura 31. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería LTA con profundidad de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #3, para una presión interna de 25 MPa.

La Figura 33, exhibe los resultados del esfuerzo equivalente en función de la presión interna aplicada en el tramo de tubería, bajo consideración LTA para un grado de daño por picaduras #5.

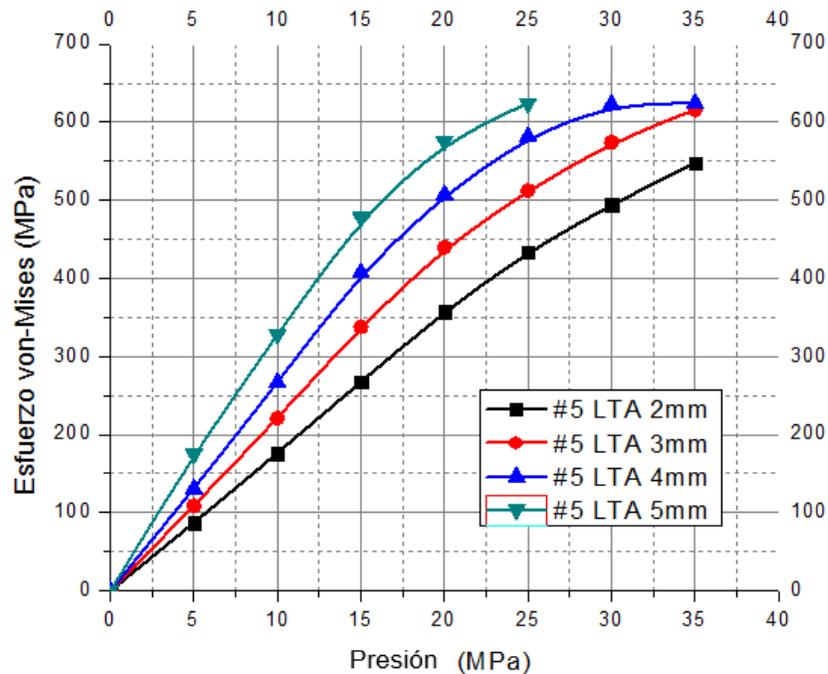


Figura 32. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería LTA con diferentes profundidades para la plantilla de picaduras estándar #5.

En la Figura 34, se tiene el modelo de elemento finito para la sección de tubería con picaduras de acuerdo a la plantilla #5 bajo la consideración LTA para una profundidad de 5 mm de daño. Donde el esfuerzo equivalente máximo de von-Mises se encuentra cercano a los bordes de la cavidad.

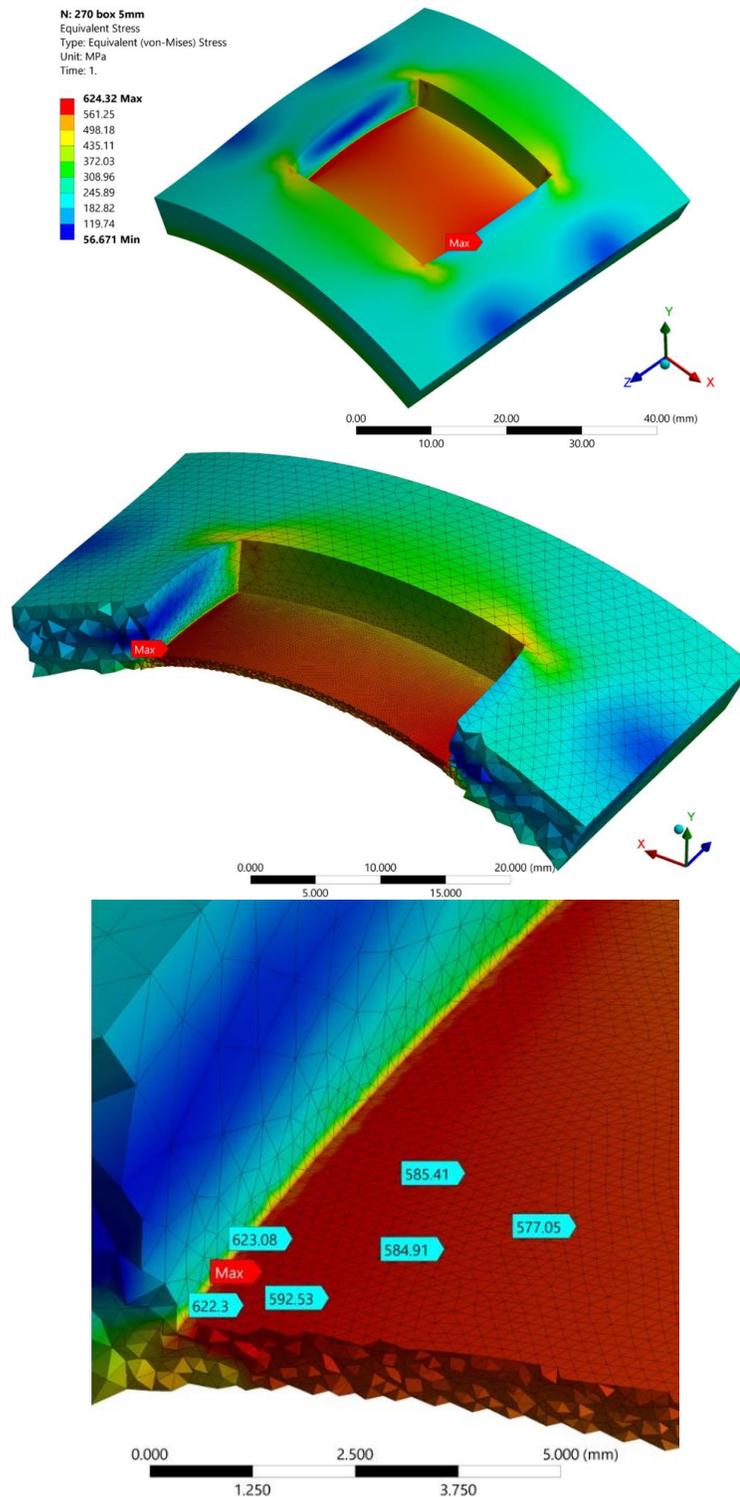


Figura 33. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería LTA con profundidad de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #5, para una presión interna de 25 MPa.

En la Figura 35, se tienen los resultados del esfuerzo equivalente respecto a la presión interna aplicada en el tramo de tubería, bajo consideración LTA para un grado de daño por picadura estándar #8.

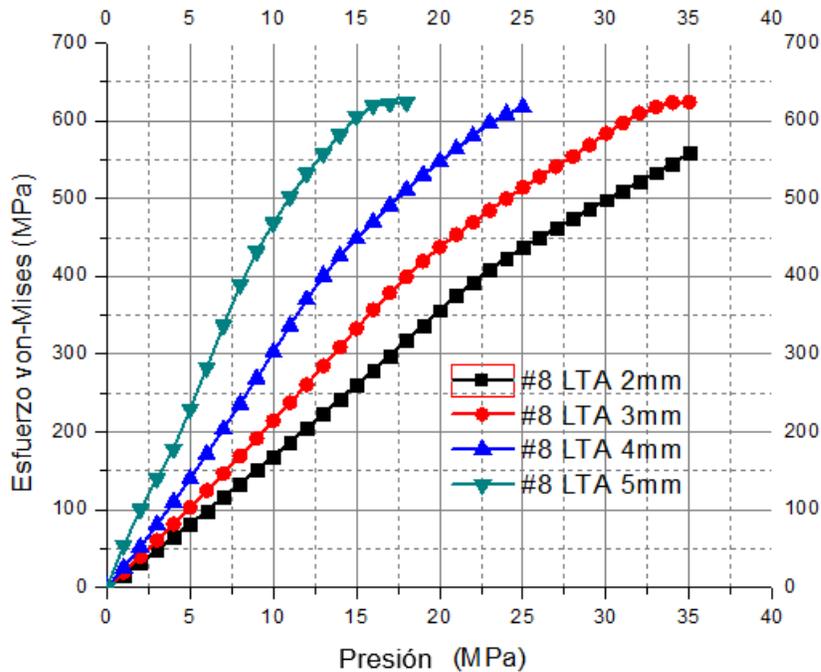


Figura 34. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería LTA con diferentes profundidades para la plantilla de picaduras estándar #8.

La Figura 36, presenta el corte transversal del modelo de elemento finito para la sección de tubería con picaduras de acuerdo a la plantilla #8 bajo la consideración LTA para una profundidad de 5 mm de daño. Se puede apreciar que el esfuerzo equivalente máximo de von-Mises se encuentra localizado cercano a los contornos de la cavidad con respecto a la dirección circunferencial.

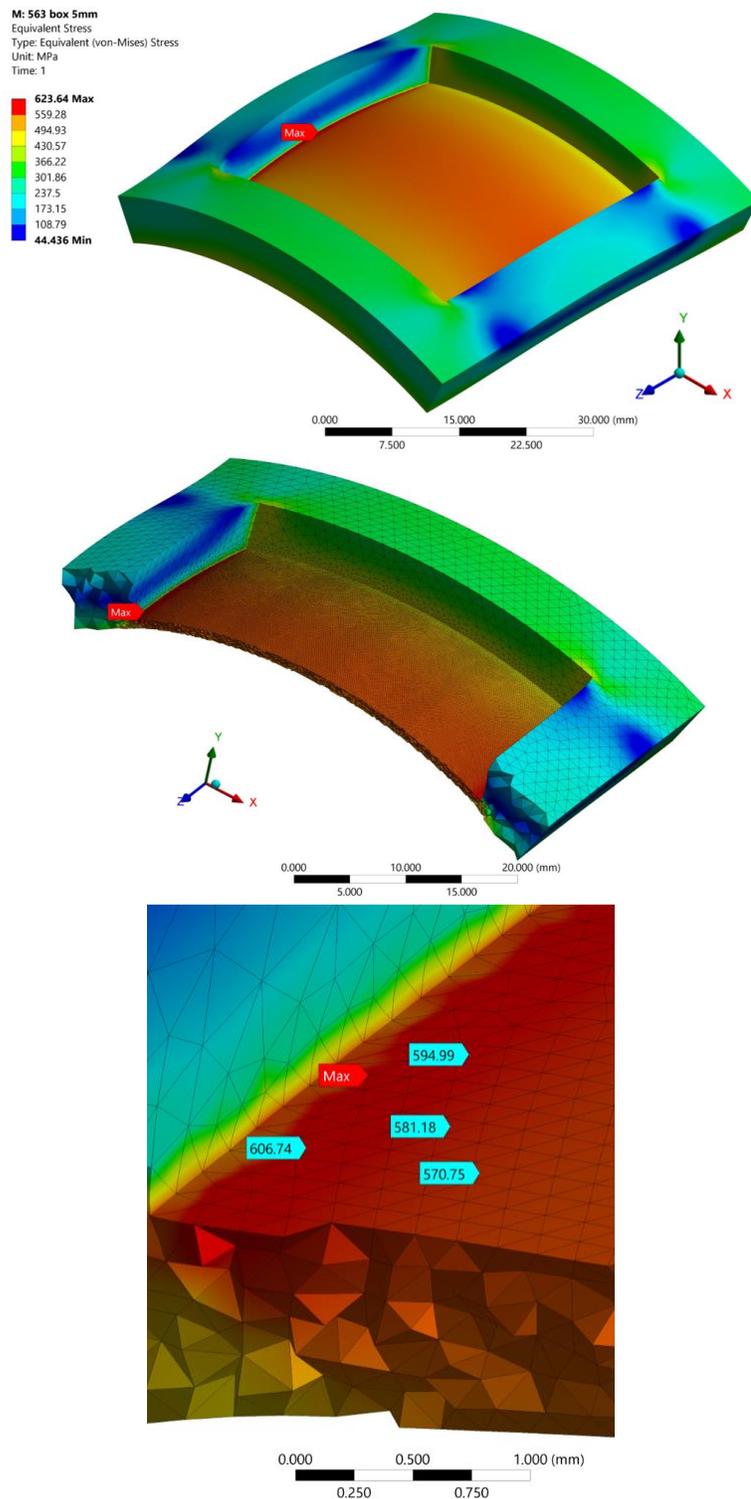


Figura 35. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería LTA con profundidad de 5mm de acuerdo a la tabla de picadura #8, para una presión interna de 18 MPa.

4.4 Segunda Condición de Modelado

4.4.1 Modelado “Picaduras aleatoriamente distribuidas con profundidad en función de la Distribución Máxima de Gumbel”

En la Figura 37, se presentan los resultados del segundo caso de estudio, implementando la Distribución Máxima de Gumbel para modelar la variación de profundidad de picaduras en las secciones de tubería para las plantillas de picadura estándar #3, #5 y #8, donde podemos observar el esfuerzo equivalente de von-Mises en función de la presión interna aplicada.

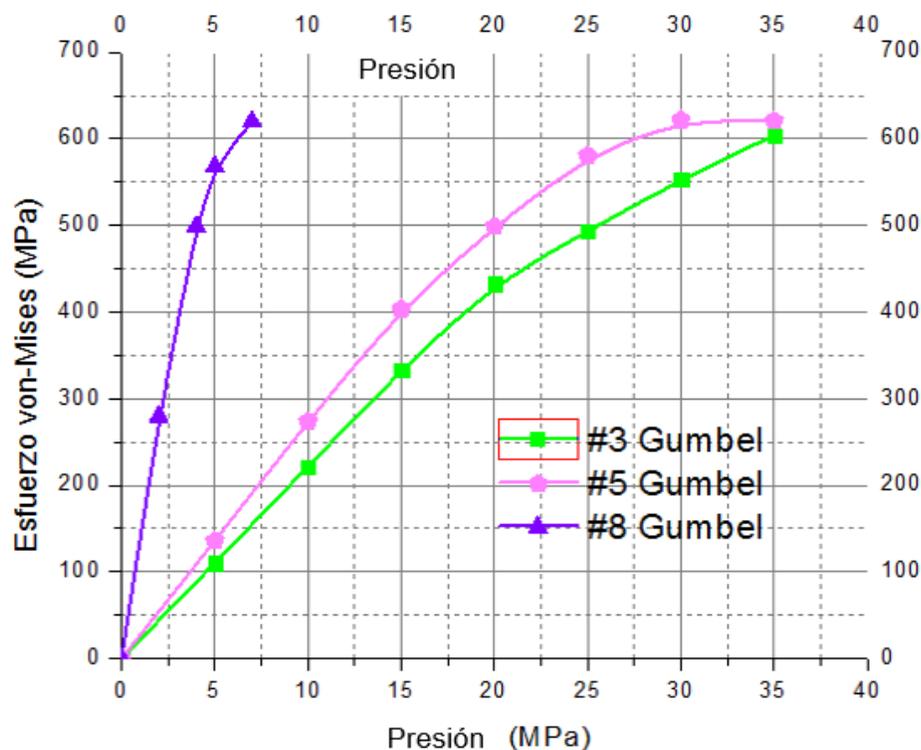


Figura 36. Gráfica Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con una variación de profundidad de picadura de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel.

En las Figuras 38, 39 y 40, se muestra los cortes de la sección transversal de los modelos de elemento finito para las secciones de tubería con picaduras de acuerdo a la plantilla #3, #5 y #8 con una variación en la profundidad en función de la Distribución Máxima de Gumbel que van desde una profundidad mínima del 17% del espesor de pared a una profundidad máxima del 85% del espesor de pared.

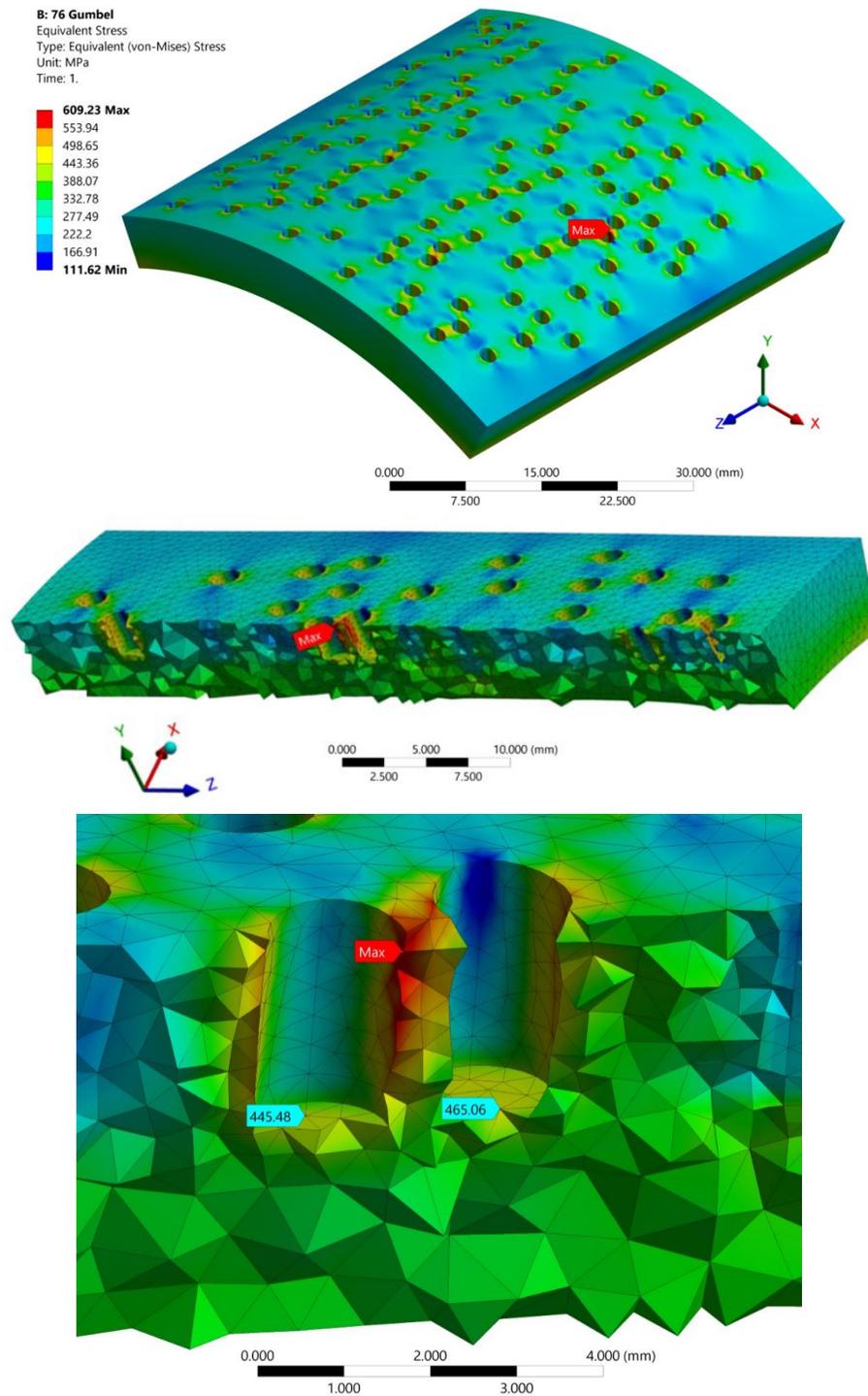


Figura 37. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con un área dañada por la plantilla #3 con profundidades de picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel, para una presión interna de 35 MPa.

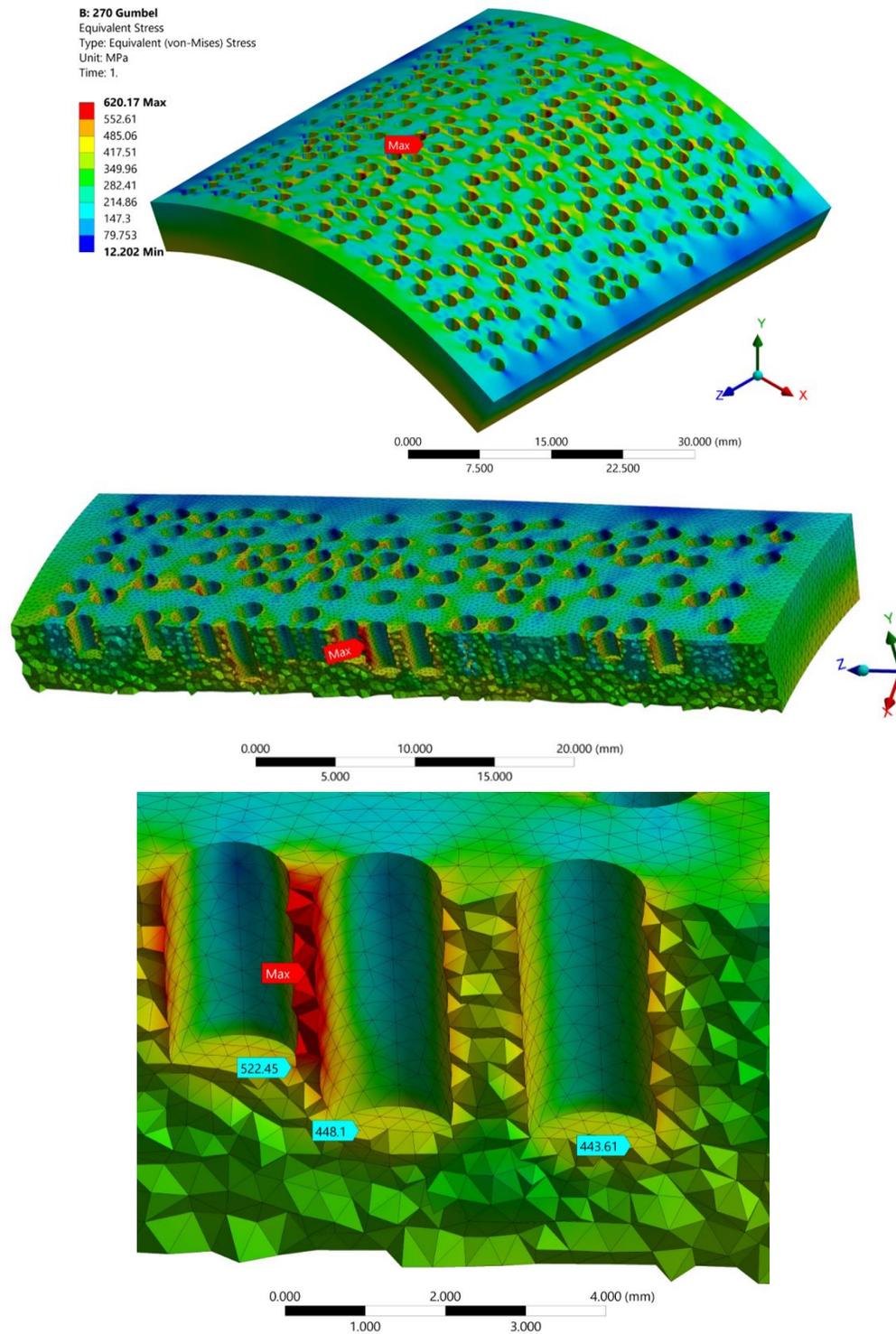


Figura 38. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con un área dañada por la plantilla #5 con profundidades de picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel, para una presión interna de 35 MPa.

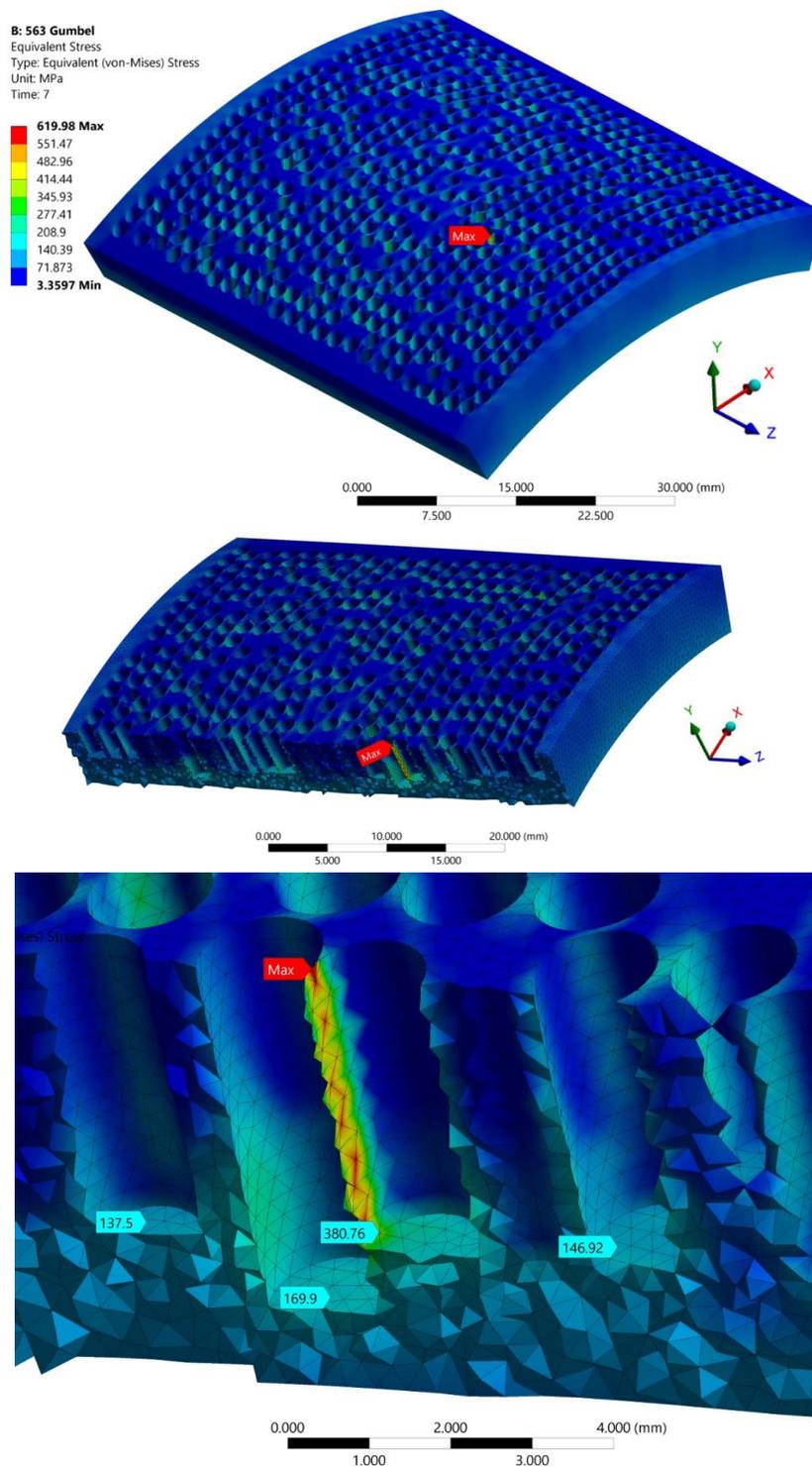


Figura 39. Esfuerzo equivalente de von-Mises en sección de tubería con un área dañada por la plantilla #8 con profundidades de picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel, para una presión interna de 7 MPa.



CAPÍTULO V

ANÁLISIS DE RESULTADOS

5.1 Comportamiento mecánico en las condiciones de experimentación

5.1.1 Análisis de ensayo de tensión uniaxial

El acero de prueba posee mayores valores de resistencia mecánica que la especificación A106/A106M-15, ya que el valor de resistencia a la cedencia y esfuerzo máximo a la tensión son 35% y 26% superiores respectivamente. Si bien el acero de prueba fue adquirido bajo la especificación señalada. Los valores de referencia especifican a la mínima resistencia que debe mostrar el acero. También las características metalúrgicas (tamaño de grano) y químicas pueden ser la causa del aumento de las propiedades mecánicas, esto no representa un problema para el desarrollo de este trabajo.

5.1.2 Análisis para las simulaciones con picaduras aleatorias y profundidad uniforme PPU

La Figura 25, muestra un comportamiento aproximadamente lineal del esfuerzo equivalente hasta una presión interna aplicada de 15 MPa en las secciones de tubería con picaduras con profundidad uniforme (PPU) con cuatro distintas profundidades y con un patrón de daño grado #3.

Los resultados en el modelo de 5 mm de profundidad, indica que el esfuerzo de falla se presenta a un valor de presión interna 23% menor que para el caso de picaduras a 2 mm. Este comportamiento es consistente en todos los casos modelados. Es decir, entre mayor sea la profundidad uniforme de picadura, se tendrá un aumento en los esfuerzos equivalentes. Para este caso de simulación en particular, estos aumentos son relativamente proporcionales.

Como se puede apreciar en la Figura 26, el esfuerzo equivalente en el ligamento es 13% superior que en el fondo de las picaduras que interactúan.

La Figura 27, muestra un comportamiento aproximadamente lineal del esfuerzo equivalente hasta una presión interna aplicada de 12 MPa en las secciones de tubería con picaduras con profundidad uniforme (PPU) con cuatro distintas profundidades y con un patrón de daño grado #5.



Los resultados en el modelo de 5 mm de profundidad, indica que el esfuerzo de falla se presenta a un valor de presión interna 29% menor que para el caso de picaduras a 2 mm. Este comportamiento es consistente en todos los casos modelados. Es decir, entre mayor sea la profundidad uniforme de picadura, se tendrá un aumento en los esfuerzos equivalentes. Para este caso de simulación en particular, estos aumentos son relativamente proporcionales.

Como se muestra en la Figura 28, el esfuerzo máximo se localiza en el ligamento entre dos picaduras que se encuentran ligeramente alineadas al eje longitudinal de la tubería. Podemos ver que las picaduras vecinas más cercanas entre sí, tienden a interactuar incrementando los esfuerzos en los fondos de las picaduras a una razón del 30% respecto al ligamento.

La Figura 29, muestra un comportamiento aproximadamente lineal del esfuerzo equivalente hasta una presión interna aplicada de 2.5 MPa en las secciones de tubería con picaduras con profundidad uniforme (PPU) con cuatro distintas profundidades y con un patrón de daño grado #8.

El modelo con profundidad uniforme de 5 mm alcanza el esfuerzo de falla a una presión interna de 8 MPa, mientras que el resto de las profundidades simuladas no se alcanza el valor de falla. Si bien esto indicaría que el componente no falla dentro del intervalo de presiones consideradas; Al realizar la comparación con el aumento sin daño, si se observa un aumento en la concentración de esfuerzos.

La Figura 30, presenta el esfuerzo máximo que se localiza en el ligamento entre una población de picaduras alineadas al eje longitudinal de la tubería. Podemos apreciar que las picaduras vecinas más cercanas entre sí, tienden a interactuar incrementando los esfuerzos en los fondos de las picaduras a una razón del 45% respecto al ligamento.

Conforme avanza el patrón de daño #3 a #8, cada vez se separan más las curvas de las diferentes profundidades de picadura, lo que indica que el aumento del área dañada por picaduras potencia significativamente la concentración de esfuerzos, ya que el esfuerzo de falla se alcanza a presiones más bajas.



5.1.3 Análisis en secciones con LTA

La Figura 31, muestra un comportamiento aproximadamente lineal del esfuerzo equivalente hasta una presión interna aplicada de 10 MPa en las secciones de LTA de acuerdo al estándar de picaduras #3.

El modelo con LTA de 5 mm alcanza el esfuerzo de falla a una presión interna de 25 MPa, mientras que en el resto de las profundidades simuladas no se alcanza el valor de falla. Si bien esto indicaría que el componente no falla dentro del intervalo de presiones consideradas; Al realizar la comparación con la sección sin daño, si se observa un aumento en la concentración de esfuerzos. Mientras que el esfuerzo equivalente de LTA de 5 mm de profundidad se incrementa en un 30% respecto a la sección de tubería con menor afectación.

Como se puede apreciar en la Figura 32, el esfuerzo máximo se localiza en el en el centro de la cavidad y se extiende prácticamente en toda el área de material faltante, mientras que en los bordes de la cavidad orientados en la dirección circunferencial los esfuerzos son menores en un 52% respecto al esfuerzo equivalente en el centro.

La Figura 33, expone un comportamiento aproximadamente lineal del esfuerzo equivalente hasta una presión interna aplicada de 12 MPa en las secciones de LTA de acuerdo al estándar de picaduras #5.

El modelo de LTA de 5 mm falla con una presión del 29% menor con respecto a las otras dos tuberías que presentan profundidades máximas. Mientras que el esfuerzo equivalente en la LTA más profunda incrementa un 30% su valor con respecto a la sección con menor daño.

Como se puede apreciar en la Figura 34, el esfuerzo equivalente máximo de von-Mises se localiza cercano a los bordes de la cavidad orientados respecto al eje circunferencial de la tubería. Además, se puede notar que el esfuerzo disminuye conforme nos vamos acercando al centro de la cavidad.

La Figura 35, exhibe un comportamiento aproximadamente lineal del esfuerzo equivalente hasta una presión interna aplicada de 8 MPa en las secciones de LTA de acuerdo al estándar de picaduras #8.



El modelo de LTA de 5 mm falla con una presión del 49% menor con respecto a las otras dos tuberías que presentan profundidades máximas. Mientras que el esfuerzo equivalente en el LTA más crítica incrementa un 49% su valor con respecto a la sección con menor daño.

En la Figura 36, se observa que el esfuerzo equivalente máximo de von-Mises se encuentra localizado cercano a los contornos de la cavidad con respecto a la dirección circunferencial. El campo de esfuerzos en la cavidad disminuye conforme nos acercamos al centro de la sección de tubería.

Entre mayor es la profundidad de las LTA, los esfuerzos equivalentes no muestran un incremento simétrico o lineal, sino un comportamiento que incrementa hasta por encima de un 40% el esfuerzo a la misma presión entre valores de presiones internas idénticas.

5.1.4 Análisis en la Distribución Máxima de Gumbel de picaduras

La Figura 37, evidencia una diferencia alrededor del 14% en los esfuerzos equivalentes para un intervalo de presión interna de 15 MPa a 30 MPa para las curvas que corresponden a picaduras aleatoriamente distribuidas con un grado de daño #3 y #5, simulando la variación de profundidad de picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel donde en ambos casos la profundidad de picadura va de un 33% a un 85% con respecto al espesor de la pared de la tubería.

Como en ningún otro de los casos analizados anteriormente, la pendiente en la curva de Gumbel para un daño #8 es muy pronunciada, lo que implica un aumento del esfuerzo equivalente a valores bajos de presión, en otras palabras, tiende a fallar con una presión del 80% menor en comparación con las curvas de Gumbel para grados de daño #3 y #5, mientras que el esfuerzo equivalente se incrementa en un 75% con respecto a la sección de tubería con menor grado de afectación.

También se muestra que la presión de falla es alcanzada a un valor de presión interna 21% menor en el caso del patrón de daño #5 con respecto a la plantilla #3. Esto evidencia, que existe un efecto claro en el aumento del concentrador de esfuerzos con respecto al grado de daño.



La Figura 38, muestra que el esfuerzo máximo se localiza en el ligamento entre dos picaduras que se encuentran ligeramente alineadas al eje longitudinal de la tubería además estas picaduras son las que están más cercanas entre sí y presentan la misma profundidad de picadura de 3 mm. Podemos ver que el esfuerzo en los fondos de la pareja de picaduras que presentan la falla tienen una variación del 24% y 27% en relación al ligamento.

La Figura 39, señala que el esfuerzo máximo se localiza en el ligamento entre dos picaduras que se encuentran ligeramente alineadas al eje longitudinal de la tubería además estas picaduras son las que están más cercanas entre sí y presentan profundidades de picadura de 3 mm y 4 mm. Podemos ver que el esfuerzo en los fondos de la pareja de picaduras que presentan la falla tienen una variación del 16% y 28% respecto al ligamento siendo la menor variación en la picadura de 3 mm.

Se observa en la Figura 40, que el esfuerzo máximo se localiza en el ligamento entre dos picaduras que se encuentran ligeramente alineadas al eje longitudinal de la tubería además estas picaduras son las que están más cercanas entre sí y presentan profundidades de picadura de 4 mm y 5 mm. Podemos ver que el esfuerzo en los fondos de la pareja de picaduras que presentan la falla tienen una variación del 39% y 73% respecto al ligamento, siendo la menor variación en la picadura de 4 mm.

5.1.5 Análisis comparativo de secciones con Picaduras de Profundidad uniforme (PPU) y secciones con LTA

La Figura 41, muestra una comparativa entre el modelo de Picaduras con profundidades uniformes (PPU) contra los modelos con LTA para la plantilla de grado #3 considerando únicamente la menor y mayor profundidad de daño.

Se tiene un incremento de un 13% en el esfuerzo equivalente en la sección de PPU con 2 mm con respecto al modelo de LTA, por lo que para esta condición la sección con picaduras uniformes es la más crítica. Sin embargo, ocurre lo contrario al aumentar la profundidad de daño a 5 mm en ambos modelos, donde el modelo de LTA incrementa su estado de esfuerzo alrededor de un 9% en comparación al modelo con PPU.

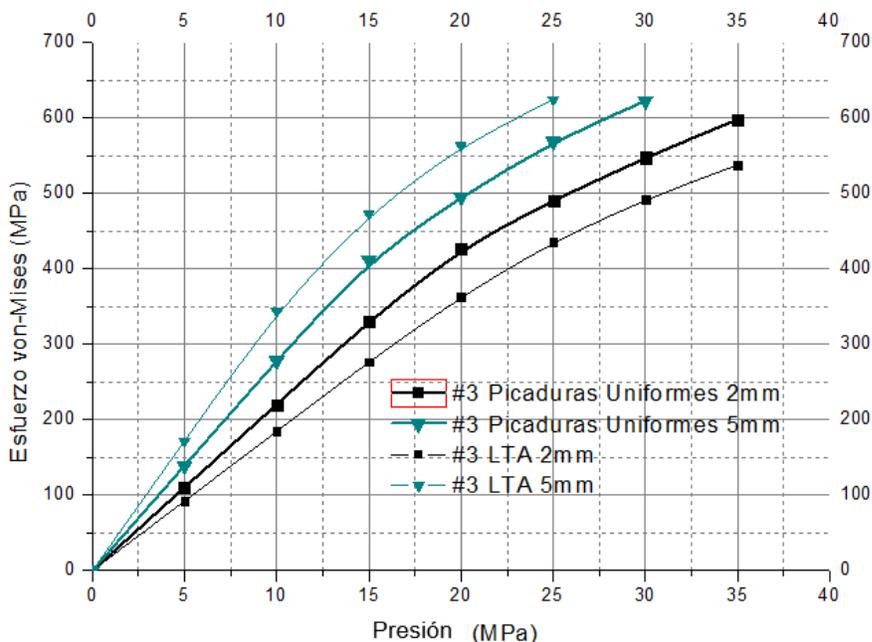


Figura 40. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras y LTA con la mínima y máxima profundidad de daño de acuerdo a la plantilla de picaduras estándar #3.

La Figura 42, exhibe una comparativa entre el modelo PPU contra el modelo de LTA para el grado de daño #3 considerando una profundidad de 4 mm para los dos modelos.

Se muestra que ambos modelos tienen el mismo comportamiento del esfuerzo equivalente en función de la presión interna aplicada hasta una presión de 20 MPa, después la variación en el esfuerzo es de un 3% aproximadamente antes de llegar a la falla en ambos modelos, por lo que para este grado de daño y profundidad se puede simplificar el análisis considerando una LTA.

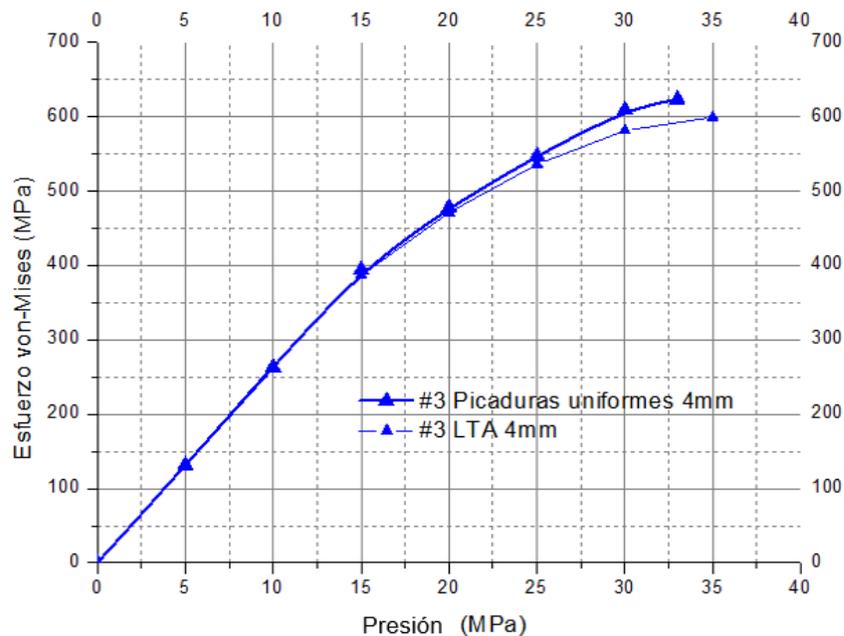


Figura 41. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras y LTA con 4 mm de profundidad de daño de acuerdo a la plantilla de picaduras estándar #3

La Figura 43, muestra una comparativa entre los modelos de secciones de tubería con PPU contra los modelos de LTA para el grado de daño #5 considerando la menor y la mayor profundidad de daño.

Se tiene un incremento de un 17% en el esfuerzo equivalente en la sección con PPU de 2mm con respecto al modelo de LTA con la misma profundidad, por lo que para esta condición la sección con PPU es la más crítica.

El segmento de tubería con PPU con la máxima profundidad de daño tiende a incrementar los esfuerzos en un valor del 6% con respecto a una sección de tubería con LTA, por lo que para esta condición considerar modelos con PPU es más crítico ya que alcanzara la falla a una menor presión.

Para el patrón de daño superficial #5, existe una menor variación entre los esfuerzos equivalentes calculados, cuando la profundidad del daño incrementa en ambos modelos.

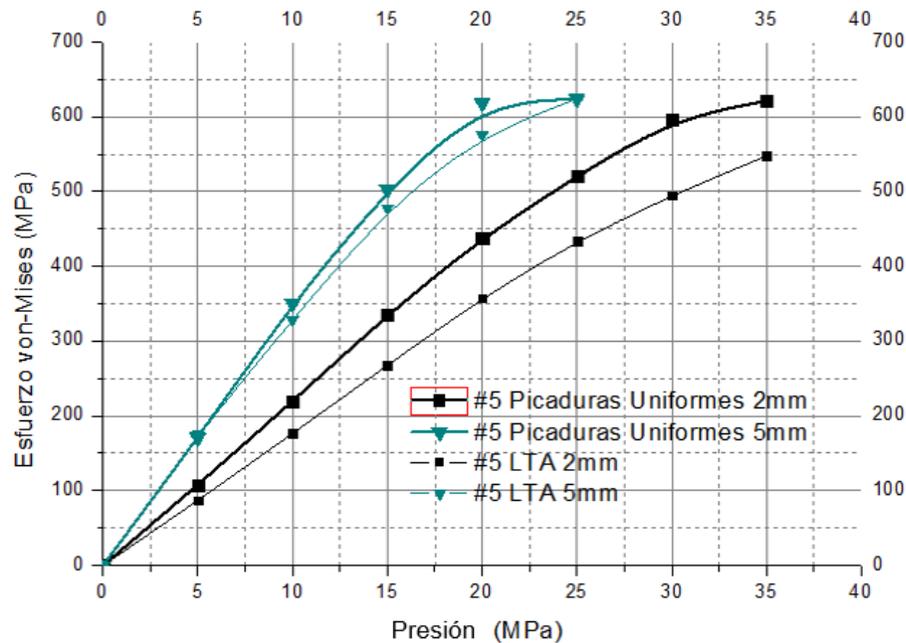


Figura 42. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras y LTA con la mínima y máxima profundidad de daño de acuerdo a la plantilla de picaduras estándar #5.

La Figura 44, muestra una comparativa entre los modelos de secciones de tubería con PPU contra los modelos de LTA para el grado de daño #8 considerando la menor y la mayor profundidad de daño.

Para el caso de 2 mm en PPU el esfuerzo de falla se alcanza alrededor de 11 MPa, mientras que en el modelo de LTA no se llega al esfuerzo de falla, al considerar la misma presión interna, se observa que el patrón de daño #8 en conjunto con modelos de PPU aumenta 2.75 veces la concentración de esfuerzos. Mientras que con 5 mm de profundidad de daño hay un incremento de alrededor de 3.2 veces en los esfuerzos equivalentes.

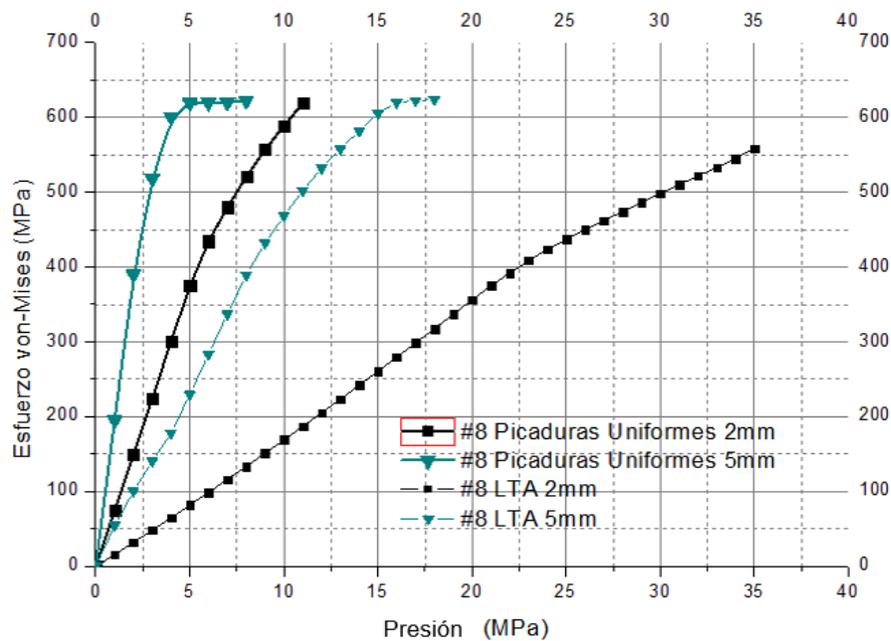


Figura 43. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras y LTA con la mínima y máxima profundidad de daño de acuerdo a la plantilla de picaduras estándar #8.

5.1.6 Análisis comparativo de secciones sin defectos, PPU, LTA y Gumbel

La Figura 45, muestra una comparativa de la sección de tuberías sin defectos por picadura y de tres modelos con el mismo grado de daño de acuerdo a la plantilla #3 para secciones con PPU, LTA y Gumbel.

Los esfuerzos equivalentes son superiores alrededor del 17% y 29% para los casos con PPU y modelos con LTA con respecto a la curva de Gumbel, siendo el modelo de LTA donde se registran los esfuerzos más altos. Además de que el esfuerzo de falla en la LTA ocurre a una presión de alrededor de un 28% menor respecto a la curva de Gumbel.

Adicionalmente la curva de Gumbel al encontrarse por debajo de los modelos con PPU y LTA indica que los esfuerzos reportados en este modelo no son tan conservadores.

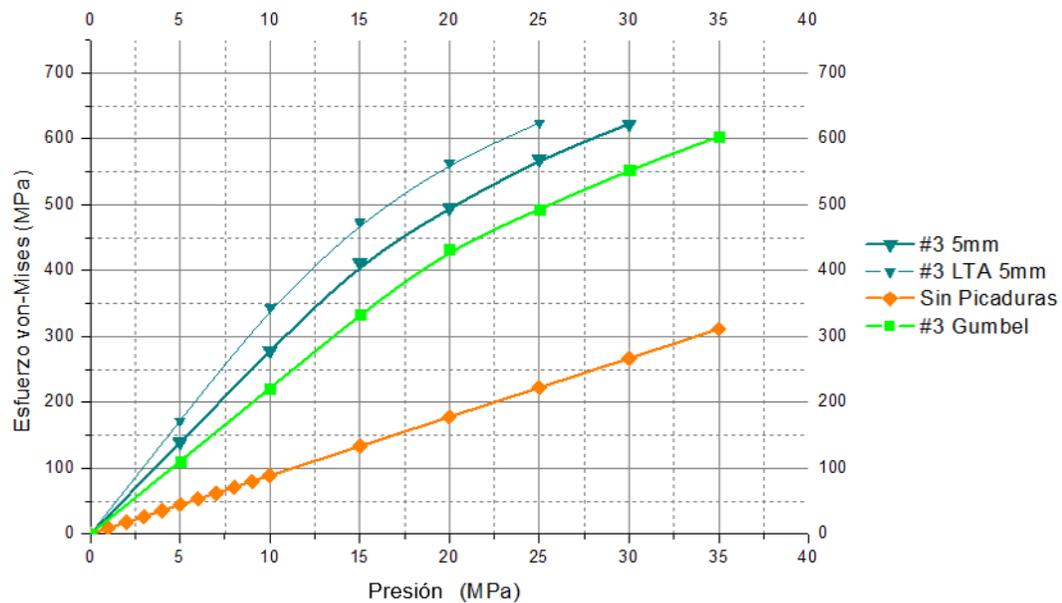


Figura 44. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras uniformes, LTA y Distribución Máxima de Gumbel para la plantilla de picaduras estándar #3 con la mayor profundidad de daño.

La Figura 46, muestra una comparativa de la sección de tuberías sin defectos por picadura y de tres modelos con el mismo grado de daño de acuerdo a la plantilla #5 para secciones con PPU, LTA y Gumbel.

Se muestra un aumento en el esfuerzo equivalente alrededor del 15% y 20% para secciones con LTA y modelos con PPU con respecto a la curva de Gumbel, siendo el modelo de PPU el más crítico. Además de que el esfuerzo de falla en la sección con PPU ocurre a una presión de alrededor de un 28% menor respecto a la curva de Gumbel.

Además, se exhibe que la curva de Gumbel se encuentra por debajo de los otros dos modelos con daño, lo que significa que los esfuerzos equivalentes obtenidos de la simulación con el modelo de Gumbel no son tan conservadores.

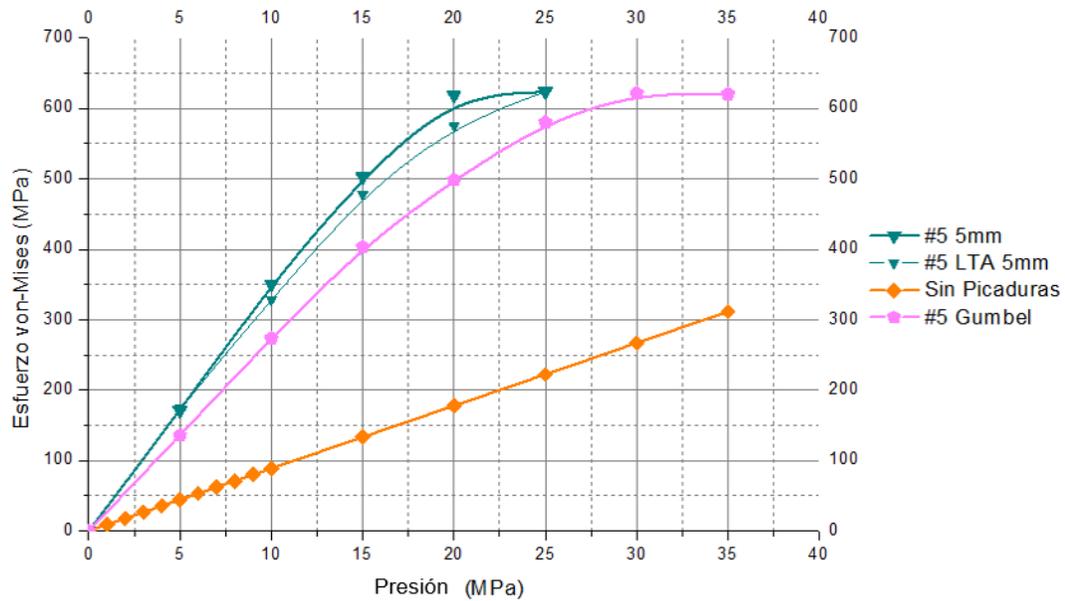


Figura 45. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras uniformes, LTA y Distribución Máxima de Gumbel para la plantilla de picaduras estándar #5 con la mayor profundidad de daño.

La Figura 47, muestra una comparativa de la sección de tuberías sin defectos por picadura y de tres modelos con el mismo grado de daño de acuerdo a la plantilla #8 para secciones con PPU, LTA y Gumbel.

Se muestra un aumento en el esfuerzo equivalente alrededor del 18% para el modelo con PPU y una disminución en el estado de esfuerzos de alrededor del 63% en los modelos con LTA con respecto a la curva de Gumbel para un daño grado #8, siendo la sección con PPU la más crítica.

Además, se exhibe que la curva de Gumbel se encuentra localizada en medio de los otros dos modelos que presentan daño. Sin embargo, se tiene que el comportamiento de la curva de Gumbel y los modelos de PPU tienen una tendencia similar en el estado de esfuerzos, esto evidencia el gran efecto que tienen las picaduras como concentradores de esfuerzo, cuando se incrementa el daño con picaduras.

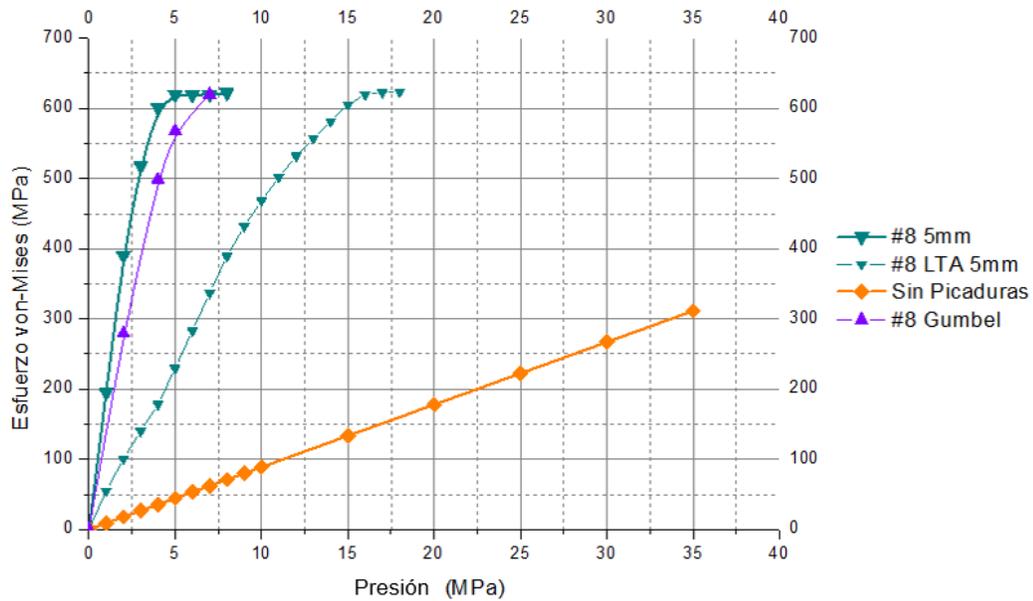


Figura 46. Gráfica comparativa de Esfuerzo-Presión de Simulaciones FEA en secciones de tubería con picaduras uniformes, LTA y Distribución Máxima de Gumbel para la plantilla de picaduras estándar #8 con la mayor profundidad de daño.

De acuerdo a los resultados anteriores, la curva de Gumbel para un grado de daño #3, #5 y #8 presentan un comportamiento no tan conservador con respecto a los modelos de PPU y LTA en el estado de esfuerzos, ya que al considerar la variación de profundidades de picadura en función de la Distribución Máxima de Gumbel, el estado de esfuerzos se apega más a la naturaleza estocástica del fenómeno de picadura.



5.2 Análisis Paramétrico

5.2.1 Criterio de Esfuerzo en Ligamento

El análisis de los resultados de simulación, tanto para PPU, LTA y profundidades Gumbel muestran que los valores de esfuerzo más elevados se localizan en el ligamento entre picaduras. Por lo tanto, en este trabajo se propone evaluar la falla en las secciones de tubería con daños por picadura, mediante el “**Criterio de Esfuerzo en el Ligamento**” [43], el cual se define como el esfuerzo equivalente de von-Mises que se localiza en el ligamento entre dos picaduras vecinas que interactúan entre sí, de acuerdo con esto, la falla ocurrirá cuando el esfuerzo en el ligamento alcance un valor crítico de referencia.

De esta manera para crear el diagrama de falla se empleó la Figura 37 que corresponde a las curvas de Gumbel para daños por picadura #3, #5 y #8.

Se parametrizo el esfuerzo máximo equivalente de von-Mises (σ_{VM}) reportado en las simulaciones FEA No Lineales, el cual se tomó de acuerdo al criterio de esfuerzo en el ligamento, y se dividió entre el esfuerzo de flujo (σ_F), el cual fue el valor crítico de referencia, para considerar la falla del componente, otorgándonos un número adimensional en el eje de las ordenadas, el cual se nombró S_R .

$$\sigma_F = \frac{1}{2}(YS + UTS)$$

$$S_R = \frac{\sigma_{VM}}{\sigma_F}$$

En el eje de las abscisas se utilizó el parámetro P_R que relaciona la presión interna aplicada en la sección (P_A) y la presión de falla (P_F) de la tubería sin defectos por picadura.

$$P_R = \frac{P_A}{P_F}$$

$$P_F = \frac{2\sigma_F t}{D}$$

La Figura 48, muestra la construcción del diagrama de falla para componentes con daños por picadura con una variación en la profundidad de picadura de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel, el cual permite predecir el comportamiento mecánico de recipientes cilíndricos con presión interna que presenten defectos tipo picadura.

Este diagrama permitirá realizar cálculos ni tan conservadores, ni tan críticos en comparación con los modelos de PPU y LTA.

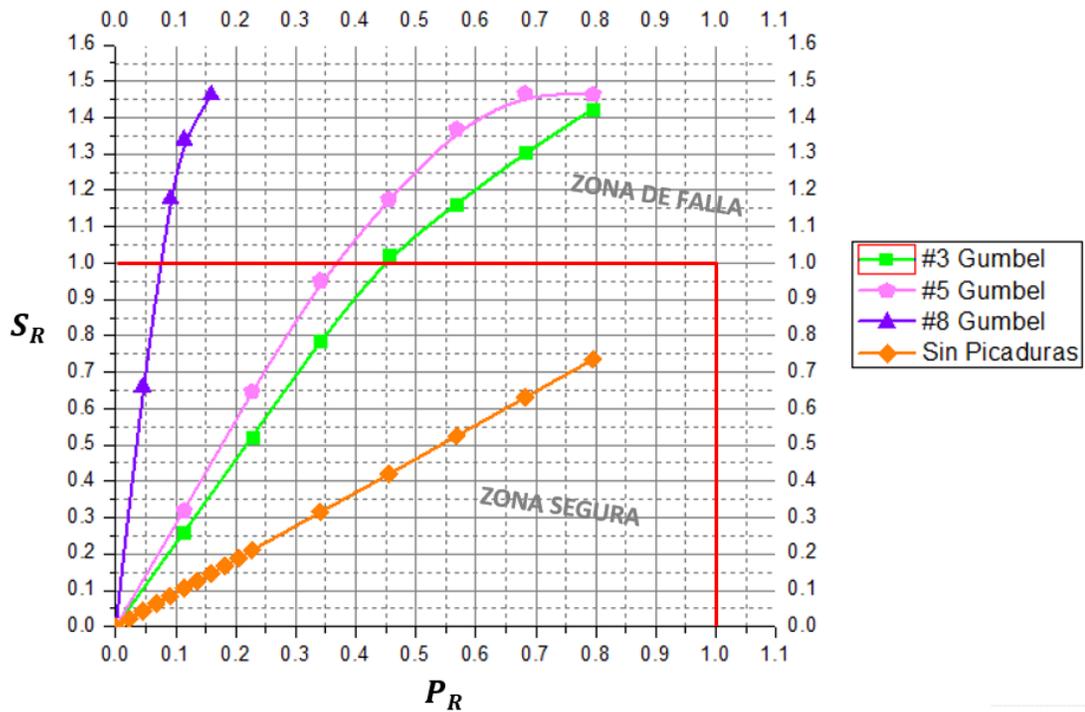


Figura 47. Análisis paramétrico de secciones de tubería con picaduras de acuerdo a la Distribución Máxima de Gumbel.



CONCLUSIONES

Derivado del análisis y la evidencia generada durante este trabajo, con respecto al estudio de la resistencia remanente en recipientes a presión con defectos tipo picadura, se tienen las siguientes conclusiones:

1. Los resultados obtenidos a través del procedimiento de evaluación propuesto, indican que es posible establecer el estado de esfuerzos en recipientes cilíndricos con presión interna, considerando la densidad de las picaduras, el área dañada y la distribución aleatoria de la profundidad de la picadura de acuerdo a Gumbel.
2. Implementar la Distribución Máxima de Gumbel para simular la profundidad de picadura, hace que los cálculos para determinar el daño por picadura sean menos conservadores en un 20% con respecto a los modelos con profundidades de picaduras uniformes (PPU).
3. El espaciamiento entre picaduras entre picaduras orientadas con respecto al eje longitudinal de la tubería tiene un mayor efecto en el estado de esfuerzos seguido, de la profundidad de picadura los cuales en conjunto indican el sitio donde puede ocurrir la falla.
4. Los modelos LTA con el mayor porcentaje de área dañada (#8) presentan valores de esfuerzos equivalentes menores de entre 63% y 72% con respecto a los modelos PPU y Gumbel, debido a que no consideran la geometría, densidad y profundidad de picaduras.
5. Los cálculos por LTA con elevados porcentajes de área dañada por picaduras, no son válidos para considerar el mecanismo de corrosión por picadura ya que expondrían claramente a un componente a la falla.
6. Es posible incorporar la sinergia entre la densidad, la profundidad y orientación de las poblaciones de picaduras que permite parametrizar y obtener el diagrama de fallas y determinar la integridad mecánica del componente.

Debido a la importancia de estudiar este fenómeno para determinar la integridad de los componentes mecánicos, actualmente se están realizando modelos físicos para validar los resultados numéricos propuestos.

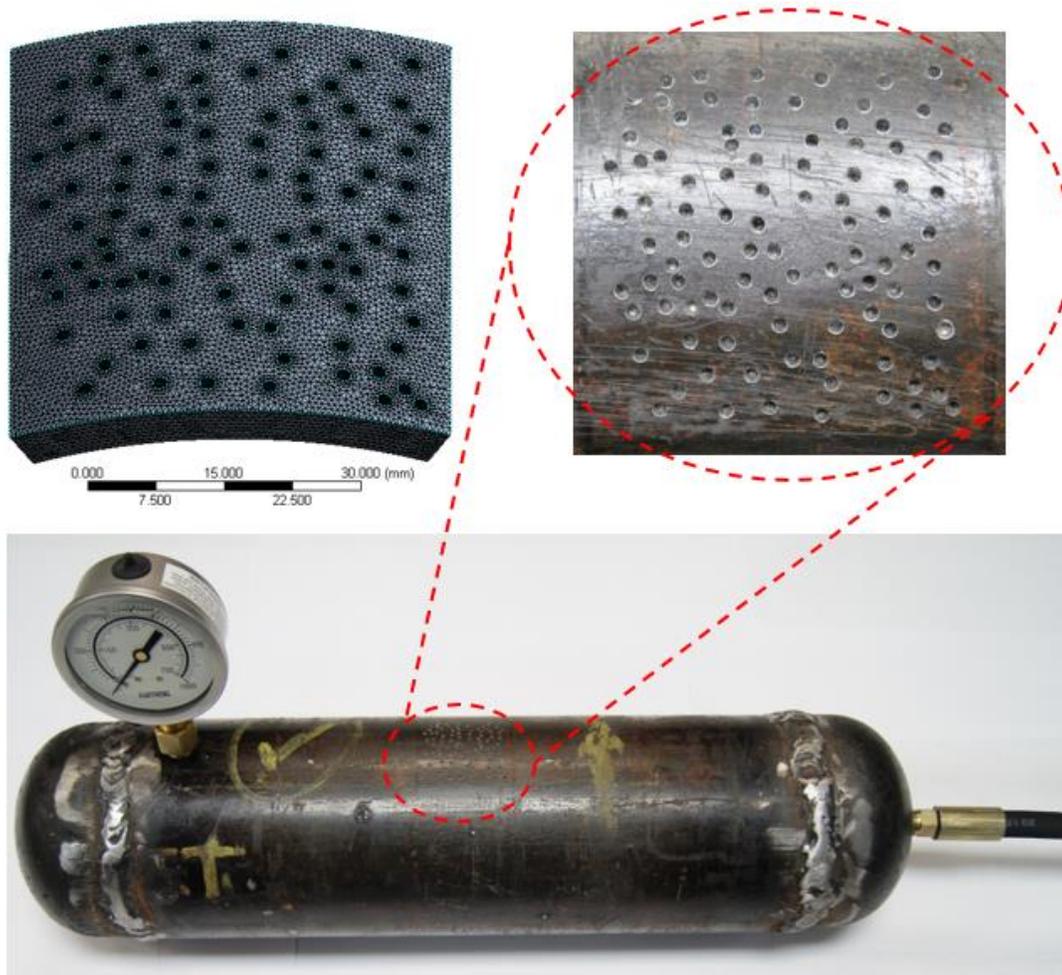


Figura 48. Modelo experimental con picaduras aleatorias con una variación en la profundidad de acuerdo a Gumbel.



REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] S. J., La corrosión en tuberías metálicas enterradas: "Intentar evitar lo inevitable", PROCAISA, S.A., 1999.
- [2] S. J., ¿Qué técnicas externas de inspección detectan posibles zonas de pérdida de metal en redes complejas de pipelines o conductos enterrados?, PROCAISA. S.A., 1999.
- [3] C. L. R. S. S. V. G.T. Burstein, «Corrosion,» *Engineering Science and Technology*, Vols. %1 de %2Vol. 39, N° 1, pp. pg. 25-30, 2004.
- [4] D. Landolt, "Corrosion and Surface Chemistry of Metals", CRC. Press, pg. 312, 2003.
- [5] M. G. Fontana, "Corrosion Engineering", 3th edition, McGraw-Hill, pg.63, 1987.
- [6] API/ASME, Fitness-For-Service API 579-1/ASME FFS-1, Three Park Avenue, New York, 2016.
- [7] P. Schweitzer, Fundamental of metal corrosion, USA: Boca Raton, 2007.
- [8] J. V. N. T. G. Koch., International Measures of Prevention, Application, and Economics of Corrosion Technologies Study, Houston, TX: NACE International Impact, 2016.
- [9] V. R. K. Elayaperumal, "Corrosion Failures; Theory, case studies, and solutions", New Jersey: Wiley & Sons, 2015.
- [10] T. Shibata, "Corrosion Probability and Statistical Evaluation of Corrosion Data", Uhlig's Corrosion Handbook, 2000.
- [11] M. Kowaka, "Introduction to Life Prediction of Industrial Plant Materials": Application of the Extreme Value Statistical Method for Corrosion Analysis, New York: Allerton Press, 1994.
- [12] F. C. J. H. J.C. Velázquez, «Modelado del crecimiento de picaduras en tuberías enterradas que transportan hidrocarburos utilizando técnicas estadísticas,» *Revista de Metalurgia*, pp. 47 (3), 244-260, 2004.
- [13] D. C. F. J. Rivas, "Modelación Estocástica del Proceso de Corrosión por Picadura en Aceros Grado Tubería" (Tesis de Maestría), Cd. México, México: Instituto Politécnico Nacional, 2008.
- [14] P. John F. Harvey, THEORY AND DESIGN OF PRESSURE VESSELS, 135 West 50th Street, New York : Van Nostrand Reinhold Company Inc., 1980.
- [15] O. T. L. Maurice Stewart, Pressure Vessels Field Manual- Common Operating Problems and Practical Solutions, The Boulevard, Langford Lane, Kidlington, Oxford: ELSEVIER, 2013.
- [16] R. H. & H. Josephs, Practical Stress Analysis in Engineering Design (Third Edition), Part VI Piping and Pressure Vessels, 6000 Broken Sound Parkway NW, Suite 300 Boca Raton: CRC Press Taylor & Francis Group, 2009.



- [17] V. Vullo, Circular Cylinder and Pressure Vessels, Rome, Italy: Springer, 2014.
- [18] J. L. G. Velázquez, Metalurgia Mecánica, México: LIMUSA, 2017.
- [19] G. E. Dieter, Mechanical Metallurgy, USA: McGraw-Hill, 1986.
- [20] R. G. Budynas, Advanced Strength and Applied Stress Analysis (Second Edition), Mainland China: McGraw-Hill Companies, Inc, 1999.
- [21] C. R. W, «The finite element analysis in plane stress analysis,» de *Proc. 2nd ASCE Conf. on Electronic Computation*, Pittsburgh, 1960.
- [22] O. C. K. Zienkiewicz, Finite elements in the solution of field problems, *Engineer*, 200,507-510, 1965.
- [23] J. P. Z. Juan Bruno Bazzano, Introducción al Análisis No Lineal de Estructuras, Montevideo, Uruguay: Creative Commons Attribution, 2017.
- [24] C. T. F. Ross, FINITE ELEMENT TECHNIQUES IN STRUCTURAL MECHANICS, Coll House, Westergate, Chichester, West Sussex, PO20 6QL England: Albion Publishing Chichester, 1996.
- [25] W. P. N. K. N. S. Roland, Fundamentals of the Finite Element Method for Heat and Fluid Flow, England: John Wiley & Sons Ltd, 2004.
- [26] S. Moaveni, FINITE ELEMENT ANALYSIS: Theory and Application with Ansys, 1.4 Basic Steps in the finite element method., Upper Saddle River, New Jersey 07458: Prentice-Hall, Inc, 1999.
- [27] D. L. Logan, A FIRST COURSE IN THE FINITE ELEMENT METHOD, 1.4 General Steps of the Finite Element Method., Stamford, CT 06902, USA: CENGAGE Learning, 2012.
- [28] S. S. RAO, THE FINITE ELEMENT METHOD IN ENGINEERING FOURTH EDITION, 1.5 General Description of the Finite Element Method, Elsevier Science & Technology , 2004.
- [29] M. Sathyamoorthy, NONLINEAR ANALYSIS of STRUCTURES, Boca Raton, Florida 33431: CRC Press, 1997.
- [30] W. Rust, Non-Linear Finite Element Analysis in Structural Mechanics, Switzerland: Springer International, 2015.
- [31] M. M. M. C. S. M. S. Ahmed A. Soliman, «Pressure carrying capacities of thin walled pipes suffering from random colonies of pitting corrosion,» *International Journal of Pressure Vessels and Piping* , vol. 166, pp. 48-60, 2018.
- [32] H. Z. M. L. Q. D. Y. C. Xiaoben Liu, «Failure Analysis of Oil Tubes Containing Corrosion Defects Based on Finite Element Method,» *International Journal of ELECTROCHEMICAL SCIENCE*, vol. 11, pp. 5180-5196, 2016.
- [33] A. B. W. S. S.S. Al-Owaisi, «Analysis of shape and location effects of closely spaced metal loss defects in pressurised pipes,» *Engineering Failure Analysis*, vol. 68, pp. 172-186, 2016.



- [34] Y. F. C. Jialin Sun, «Assessment by finite element modeling of the interaction of multiple corrosion defects and the effect on failure pressure of corroded pipelines,» *Engineering Structures*, vol. 165, pp. 278-286, 2018.
- [35] B. A. C. & R. J. Pick, «Behaviour of longitudinally aligned corrosion pits,» *Pressure Vessels and Piping*, vol. 67, pp. 17-35, 1996.
- [36] J. L. F. F. R. D. V. D. J. C. Adilson C. Benjamin, «Interaction of corrosion defects in pipelines- Part 1: Fundamentals,» *Pressure Vessels and Piping*, vol. 144, pp. 56-62, 2016.
- [37] J. L. F. F. R. D. V. D. J. C. Adilson C. Benjamin, «Interaction of corrosion defects in pipelines- Part 2: MTI JIP database of corroded pipe tests,» *Pressure Vessels and Piping*, vol. 145, pp. 41-59, 2016.
- [38] ASTM-A106/A106M-15, «Standard Specification for Seamless Carbon Steel Pipe for High-Temperature Service».
- [39] Y. Z. G. L. Q. Z. Yi Huang, «Ultimate strength assessment of hull structural plate with pitting corrosion damnification under biaxial compression,» *Ocean Engineering*, vol. 37, pp. 1503-1512, 2010.
- [40] F. C. L. A. D. R. J. H. A. Valor, «"Stochastic modeling of Pitting Corrosion: A new model for initiation and growth of multiple corrosion pits",» *Corrosion Science*, vol. Vol. 49, pp. pg. 559-579, 2007.
- [41] ANSYS, «ANSYS Documentation, Mechanical Applications,» SAS IP, Inc, 2017.
- [42] B. F. M. K. D. V. A.D. Batte, «Advanced Methods for Integrity Assessment of Corroded Pipelines,» *Pipes & Pipelines International*, pp. 5-11, 1997.
- [43] D. F. B. K. M. V. D. Batte, «Advanced methods for integrity assessment of corroded pipelines,» *Pipes and Pipelines International*, vol. 42, pp. 5-11, 1997.
- [44] S. F. K. S. A. Elahe, «A predictive approach to fitness-for-service assessment of pitting corrosion,» *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, pp. 137 13-21, 2015.
- [45] G. Frankel, «"Localized Corrosion of Metals; A review of rate-controlling factors in initiation and growth",» *Electrochemical* , 1998.
- [46] M. K. S. H. I. T. Katano Y., «"Predictive Model for Pit Growth on Underground Pipes",» *Corrosion*, vol. Vol. 59 N° 2, pp. pg. 155-161, 2003.
- [47] P. Aziz, «"Application of the Statistical Theory of Extreme Values to the Analysis of Maximum Pit Depth Data for Aluminum",» *Corrosion*, vol. Vol. 12, pp. pg. 495t-506t, 1956.
- [48] J. N. B. B. J.E. Strutts, «"The Prediction of Corrosion by Statistical Analysis of Corrosion Profiles",» *Corrosion Science* , Vols. %1 de %2Vol. 25, N° 5, pp. pg. 305-315, 1985.
- [49] E. R. J.W. Provan, «"Development of Markov Description of Pitting Corrosion",» *Corrosion*, vol. Vol. 45, pp. pg. 178-192, 1989.



- [50] H. Hong, «"Application of the Stochastic Process to Pitting Corrosion",» *Corrosion*, vol. Vol. 55, pp. pg. 10-16, 1999.
- [51] Y. B. C. S. M. L. Xin Li, «Effect of interaction between corrosion defects on failure pressure of thin wall steel pipeline,» *Pressure Vessels and Piping*, vol. 138, pp. 8-18, 2016.
- [52] R. E. M. Mojtaba Mokhtari, «A new approach to assess the remaining strength of corroded steel pipes,» *Engineering Failure Analysis*, vol. 93, pp. 144-156, 2018.
- [53] J. N. Reddy, *An Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis*, Department of Mechanical Engineering, Texas A&M University, College Station: OXFORD UNIVERSITY PRESS.

