

**Evaluación del colapso prematuro de casing en pozos desviados mediante simulación
con elementos finitos**

Jhoao Alexander Villabona Camacho

Trabajo de grado para optar al título de Magíster en Ingeniería de Hidrocarburos

Director(a):

Zuly Himelda Calderón Carrillo

PhD en Ingeniería Química

Universidad Industrial de Santander

Facultad de Ingenierías Físicoquímicas

Escuela de Ingeniería Petróleos

Maestría en Ingeniería de Hidrocarburos

Bucaramanga

2020

Agradecimientos

El autor extiende sus sinceros agradecimientos a:

El Señor Jesús por ser mi Dios, creador y proveedor de conocimiento y sabiduría.

Mi esposa e hijas por ser el motor que me impulsa a seguir creciendo en todos los aspectos de la vida, por ser el pilar fundamental de mis triunfos y mi mayor orgullo.

Mis padres y hermanos por su apoyo y compañía desde los inicios de mi formación humana.

La Universidad Industrial de Santander, la Escuela en Ingeniería de Petróleos, docentes y administrativos, por todo el soporte brindado durante el desarrollo de la maestría.

El Grupo de Investigación Estabilidad de Pozo por la oportunidad de desarrollar esta investigación.

La Doctora Zuly Calderón, gracias profe por sus consejos y recomendaciones, por la paciencia y el acompañamiento recibido durante todo el proceso.

Mis compañeros Miguel, Henry, Emmanuel y Laura, gracias por brindarme su amistad, por su apoyo y ayuda desinteresada y por acompañarme en esta aventura.

Tabla de Contenido

	Pág.
Introducción.....	11
1. Objetivos	13
1.1. Objetivo General.....	13
1.2. Objetivos Específicos	13
2. Marco teórico	14
2.1. Generalidades diseño y selección de casing	16
2.1.1. <i>Diseño para estallido</i>	18
2.1.2. <i>Diseño para tensión</i>	19
2.1.3. <i>Diseño para colapso (modelo esfuerzos biaxiales)</i>	20
2.1.4. <i>Modelo triaxial Von Mises - Hencky</i>	23
2.2. Fallas del casing	26
2.2.1. <i>Fallas por pandeo o deformación</i>	27
2.2.2. <i>Fallas por actividad tectónica</i>	29
2.2.3. <i>Fallas por erosión o corrosión</i>	29
2.2.4. <i>Fallas por desgaste mecánico</i>	30
2.2.5. <i>Fallas por compactación o subsidencia</i>	31
2.3. Elementos finitos	32
2.3.1. <i>Elasticidad</i>	32
2.3.2. <i>Deformaciones</i>	35
2.3.3. <i>Esfuerzos</i>	36
2.3.4. <i>Movimiento en el medio continuo</i>	39
2.3.5. <i>Modelos constitutivos: Hiper-elasticidad</i>	45
2.3.6. <i>Modelo Neo-Hooke</i>	47
2.4. Software Abaqus	48
2.5. Análisis para evaluar las fallas por colapso.....	54
2.5.1. <i>Geometría y construcción del modelo</i>	55
3. Selección de variables influyentes y aplicación de la metodología MICMAC.....	59
4. Selección de criterios de falla de casing y planteamiento del modelo de simulación... 64	64
4.1. Colapso debido a la carga de presión del fluido.....	64
4.2. Colapso debido al arrastre durante introducción del casing	66

4.3. Colapso por desgaste del casing	66
4.4. Colapso por flexión debido a la deformación del casing durante introducción	68
4.5. Modelo base para el análisis de colapso	70
5. Simulación numérica en Abaqus del modelo planteado	72
5.1. Geometría de tubería para el análisis del colapso de casing.....	73
5.2. Materiales y condiciones de frontera para el modelo de cuarto de tubería	74
5.3. Condiciones de carga y pasos de procesamiento en Abaqus.....	75
5.4. Mallado en Abaqus del modelo cuarto de tubería	76
5.5. Análisis 2D FEM.....	77
5.6. Análisis de convergencia.....	83
5.7. Análisis de ovalidad y desgaste en modelo base de cuarto de tubería	83
5.7.1. <i>Análisis del desgaste en el casing</i>	84
5.7.2. <i>Análisis del efecto de ovalidad en el casing</i>	88
5.7.3. <i>Resultados y análisis - modelo combinado ovalidad y desgaste</i>	90
6. Análisis de evento de colapso prematuro en la industria	99
7. Conclusiones	108
8. Recomendaciones.....	110
Referencias bibliográficas	111

EVALUACIÓN DEL COLAPSO PREMATURO DE CASING

Lista de Tablas

	Pág.
Tabla 1. Grados de casing.....	18
Tabla 2. Códigos relaciones directas	61
Tabla 3. Porcentajes de motricidad.....	62
Tabla 4. Porcentajes de dependencia.....	62
Tabla 5. Variables seleccionadas.....	63
Tabla 6. Resumen propiedades del casing.....	74
Tabla 7. Variables computacionales utilizados en el análisis desgaste – ovalidad	94
Tabla 8. Variables computacionales utilizados en el análisis de momento flector	98
Tabla 9. Datos del casing pozo COL-5H.....	101
Tabla 10. Constantes usadas en la simulación.....	101
Tabla 11. Resultados análisis de colapso del pozo COL-5H según método API 5C3	101
Tabla 12. Estado de esfuerzos in-situ en el campo Colombia.....	102

Lista de Figuras

	Pág.
Figura 1. Esquema de sartas de casing	15
Figura 2. Relación de esfuerzos y régimen de falla.....	16
Figura 3. Diagrama análisis de estallido de la tubería.....	19
Figura 4. Fuerzas axiales generadoras de tensión en la tubería.....	20
Figura 5. Rangos de falla por colapso de la tubería.....	21
Figura 6. Representación de modelo triaxial	24
Figura 7. Representación gráfica del cuerpo del tubo utilizando el modelo de Von Mises-Hencky con factores de seguridad	25
Figura 8. Pandeo por pérdida de soporte lateral	28
Figura 9. Desgaste por pandeo helicoidal.....	28
Figura 10. Colapso de casing por falla natural	29
Figura 11. Erosión del casing por producción de finos	30
Figura 12. Desgaste de tubería por fricción.....	31
Figura 13. Deformación del casing por compactación del yacimiento	32
Figura 14. Configuraciones de referencia y actualizada.....	39
Figura 15. Deformación de un segmento PQ	41
Figura 16. Componentes de un modelo en Abaqus	49
Figura 17. Familia de elementos	53
Figura 18. Elementos según orden de interpolación	53
Figura 19. Geometría del modelo en estudio.....	56
Figura 20. Condiciones de simetría y frontera del modelo.....	57
Figura 21. Detalle de mallado.....	58
Figura 22. Matriz de relaciones directas.....	61
Figura 23. Gráfico de relaciones directas	63
Figura 24. Colapso y estallido de la tubería por diferencial de presión en la tubería.....	65
Figura 25. Desgaste de casing por contacto con sarta de perforación	67
Figura 26. Trayectorias de equilibrio en cilindros.....	69
Figura 27. Geometría modelo para análisis de colapso	71
Figura 28. Geometría modelo para análisis pandeo y flexión	71

Figura 29. Matriz de combinaciones a evaluar.....	72
Figura 30. Geometría modelo cuarto de tubería.....	73
Figura 31. Condiciones de frontera aplicadas al modelo de cuarto de tubería.....	75
Figura 32. Cargas aplicadas al modelo de cuarto de tubería.....	76
Figura 33. Mallado modelo cuarto de tubería.....	77
Figura 34. Diagrama ecuaciones de Lamé.....	78
Figura 35. Valores máximos de σ_r para casing sometido hasta 5.000 psi de presión externa según espesor de tubería.....	79
Figura 36. Valores máximos de σ_t para casing sometido hasta 5.000 psi de presión externa según espesor de tubería.....	79
Figura 37. Valores máximos de σ_r para casing sometido hasta 7.000 psi de presión externa según espesor de tubería.....	80
Figura 38. Valores máximos de σ_t para casing sometido hasta 7.000 psi de presión externa según espesor de tubería.....	80
Figura 39. Esfuerzo Von Mises de casing sin imperfecciones geométricas.....	81
Figura 40. Variación geométrica del casing por deformación (ovalidad 0,5%).....	82
Figura 41. Esfuerzos Von Mises casing con leve deformación (ovalidad 0,5%).....	82
Figura 42. Número de nodos requeridos en la convergencia del modelo.....	83
Figura 43. Matriz de combinaciones a evaluar.....	84
Figura 44. Desplazamiento radial debido al desgaste concéntrico o reducción simétrica del espesor del casing con 0% de desgaste.....	85
Figura 45. Desplazamiento radial debido al desgaste concéntrico o reducción simétrica del espesor del casing con 10% de desgaste.....	86
Figura 46. Desplazamiento radial debido al desgaste concéntrico o reducción simétrica del espesor del casing con 20% de desgaste.....	86
Figura 47. Desplazamiento radial debido al desgaste concéntrico o reducción simétrica del espesor del casing con 30% de desgaste.....	86
Figura 48. Presión de colapso vs porcentaje de desgaste del casing.....	87
Figura 49 Resistencia efectiva al colapso del casing según porcentaje de desgaste.....	88
Figura 50. Presión de colapso vs porcentaje de ovalidad inicial del casing.....	89
Figura 51. Resistencia efectiva al colapso del casing según porcentaje de ovalidad.....	90

Figura 52. Presión de colapso - modelo combinado ovalidad y desgaste (casing de 7 in, P-110, 29 lbs/ft).....	91
Figura 53. Presión de colapso - modelo combinado ovalidad y desgaste (casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft).....	91
Figura 54. Presión de colapso - modelo combinado ovalidad y desgaste (casing de 5 ½ in, P-110, 17 lbs/ft).....	92
Figura 55. Presión de colapso - modelo combinado ovalidad y desgaste (casing de 5-½ in, P-110, 20 lbs/ft).....	92
Figura 56. Resistencia efectiva al colapso según modelo combinado desgaste - ovalidad..	93
Figura 57. Distribución de desplazamientos radiales y de esfuerzos de Von Mises al inicio del colapso del casing con ovalidad de 0% y 0,4% de desgaste.....	94
Figura 58. Geometría del modelo en estudio.....	95
Figura 59. Malla de tubería.....	96
Figura 60. Condiciones de simetría, frontera y cargas del modelo	97
Figura 61. Ovalidad producida por momento.....	98
Figura 62. Histórico de pozos campo Colombia	99
Figura 63. Mapa de esfuerzos campo Colombia	100
Figura 64. Análisis de carga simulada casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft.....	103
Figura 65. Pandeo del casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft	104
Figura 66. Comportamiento σ_r casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft; sometido a 4.000 psi de presión externa.....	105
Figura 67. Comportamiento σ_t casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft; sometido a 4.000 psi de presión externa.....	106
Figura 68. Comportamiento presión de colapso respecto ovalidad inicial del casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft	107
Figura 69. Ovalidad producida por momento o flexión aplicada sobre el casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft.....	107

Resumen

Título: Evaluación del colapso prematuro de casing en pozos desviados mediante simulación con elementos finitos.*

Autor: Jhoao Alexander Villabona Camacho**

Palabras Clave: Colapso prematuro de casing, simulación numérica, espesor crítico, efecto de ovalidad.

Descripción:

El casing es un componente esencial en un pozo, es la principal barrera estructural que impide el flujo descontrolado de fluidos del subsuelo a superficie y constituye el canal de producción de petróleo y gas durante la vida operativa del pozo. Una falla de casing tiene implicaciones económicas, un alto impacto ambiental y excesivos tiempos no-productivos (NPT) en operaciones remediales. Estadísticas de pozos convencionales y no-convencionales, en países productores muestran que aproximadamente el 7% de los pozos tienen al menos una forma de falla de integridad (Davies et al., 2014).

Para mitigar estos problemas se han establecido ciertas prácticas siguiendo las normas de diseño API, y estrictos programas de operación. Pero a pesar de estas precauciones se ha observado colapsos casing prematuros en pozos desviados. Debido a la recurrencia en el problema se han realizados esfuerzos por establecer técnicas que permitan evaluar la integridad del casing de una forma más acertada, siendo la simulación numérica la más adecuada para evaluar el colapso de casing en pozos desviados (Xi et al., 2018).

Por tal motivo en esta investigación se evaluaron numéricamente los efectos que ejercen parámetros como el desgaste y la ovalización en la integridad del casing, con el objeto de determinar el grado de afectación y su injerencia en los colapsos prematuros de casing. Resultados obtenidos muestran que los efectos de deformación en los tubulares durante la corrida en pozo, así como su desgaste por acción mecánica disminuyen la resistencia del material hasta un 30% tempranamente.

* Trabajo de Grado.

** Facultad de Ingenierías Físicoquímicas. Escuela de Ingeniería de Petróleos. Director(a): Zuly Himelda Calderón Carrillo, PhD en Ingeniería Química.

Abstract

Title: Numerical simulation of early casing collapse in deviated wells using finite elements.*

Author: Jhoao Alexander Villabona Camacho**

Keywords: Early casing collapse, numerical analysis, critical wear, ovality effect.

Description:

Casing is an essential component in a well, it is the main structural barrier that prevents the uncontrolled flow of fluids from subsurface to surface and constitutes the channel for oil and gas production during the operational well life. A casing failure has economic implications, a high environmental impact and excessive NPT, in remedial operations. Statistics of conventional and unconventional wells in oil producing countries show that approximately 7% of wells have at least one form of integrity failure (Davies et al., 2014).

To mitigate these problems, certain practices have been established following API standards design, and strict operating programs. But despite these precautions, early casing collapse has been observed in deviated wells. Due to the recurrence of this problem, efforts have been made to establish techniques that allow evaluating the integrity of the casing in a more accurate way, being the numerical simulation the most appropriate to evaluate the casing collapse in deviated wells (Xi et al., 2018).

For this reason, in this research, the effects of parameters such as wear and ovality on the casing integrity were numerically evaluated, in order to determine the degree of material damage and its interference in early casing collapse. Results obtained show that the deformation effects in the tubulars during running, as well as their wear by mechanical action, early decrease the resistance of the material up to 30%.

* Degree Work.

** Facultad de Ingenierías Físicoquímicas. Escuela de Ingeniería de Petróleos. Director(a): Zuly Himelda Calderón Carrillo, PhD en Ingeniería Química.

Introducción

El casing es un componente esencial en un pozo, es la principal barrera estructural que impide el flujo descontrolado de fluidos del subsuelo a superficie y constituye el canal de producción de petróleo y gas durante la vida operativa del pozo. Una falla de casing tiene implicaciones económicas (pérdida parcial o total de la producción del pozo), un alto impacto ambiental, sobrecostos y excesivos tiempos no productivos (NPT, por sus siglas en inglés) en operaciones remediales.

Estadísticas de pozos convencionales y no-convencionales, en países como Canadá, China, Países Bajos, Noruega, Reino Unido y Estados Unidos, muestran que aproximadamente el 7% de los pozos tienen al menos una forma de falla de integridad (Davies et al., 2014). Un casing puede estar sometido a diversas cargas variables, las cuales pueden ser, tectónicas, fracturas naturales, deslizamiento y cizallamiento durante su instalación y operación, tensiones inducidas durante la estimulación, así como pérdida de espesor por degradación del material (Mohammed et al., 2019).

En Colombia, campos como Casabe han registrado problemas de colapso de casing en pozos productores e inyectores, por fallas relacionadas con el efecto de inundación de agua y diferenciales de presión, el alto valor de presión de inyección, la distribución asimétrica de fracturas (tanto naturales como inducidas) y la mala calidad de cemento (Olarte et al., 2009). La mayoría de las fallas por colapso se originan durante la vida operativa del pozo, pero se han observado casos en los cuales el colapso de casing se produce prematuramente, generando problemas para alcanzar el objetivo del pozo en algunos casos o para la adecuada evaluación del potencial productor de este.

Para mitigar estos problemas se han establecido ciertas prácticas siguiendo las normas de diseño API, así como estrictos programas realizados en conjunto entre la compañía operadora y las prestadoras de servicios para las operaciones de corrida y cementación de casing, con los cuales se busca no exceder los límites operacionales establecidos, la resistencia material, establecer maniobras operativas adecuadas, una buena centralización y una efectiva cementación. Pero a pesar de estas precauciones, se han observado colapsos prematuros de casing en pozos desviados. Debido a la recurrencia del problema se han realizado esfuerzos por establecer técnicas que permitan evaluar la integridad del casing de una forma más acertada; por lo cual, la simulación mediante elementos finitos (FEM, por sus siglas en inglés) se muestra como la técnica de análisis más adecuada para evaluar el colapso de casing en pozos desviados (Xi et al., 2018).

Teniendo en cuenta los aspectos mencionados anteriormente, este proyecto de investigación se enfoca en la evaluación del colapso prematuro de casing en pozos desviados mediante simulación con elementos finitos.

1. Objetivos

1.1. Objetivo general

Evaluar el colapso prematuro de casing en pozos desviados mediante simulación con elementos finitos.

1.2. Objetivos específicos

Priorizar las variables de mayor impacto en el colapso de casing, evaluando las condiciones operacionales bajo las cuales se presenta.

Seleccionar los criterios de falla de casing que permitan simular numéricamente los escenarios en los que se produce su colapso prematuro, estableciendo un modelo base.

Simular con un software de elementos finitos las condiciones de falla que pueden originar el colapso prematuro de casing en pozos desviados, según modelo base y escenarios seleccionados.

Evaluar el colapso prematuro de casing en pozos desviados que hayan presentado condiciones similares de falla, mediante simulación con elementos finitos según escenarios planteados.

2. Marco teórico

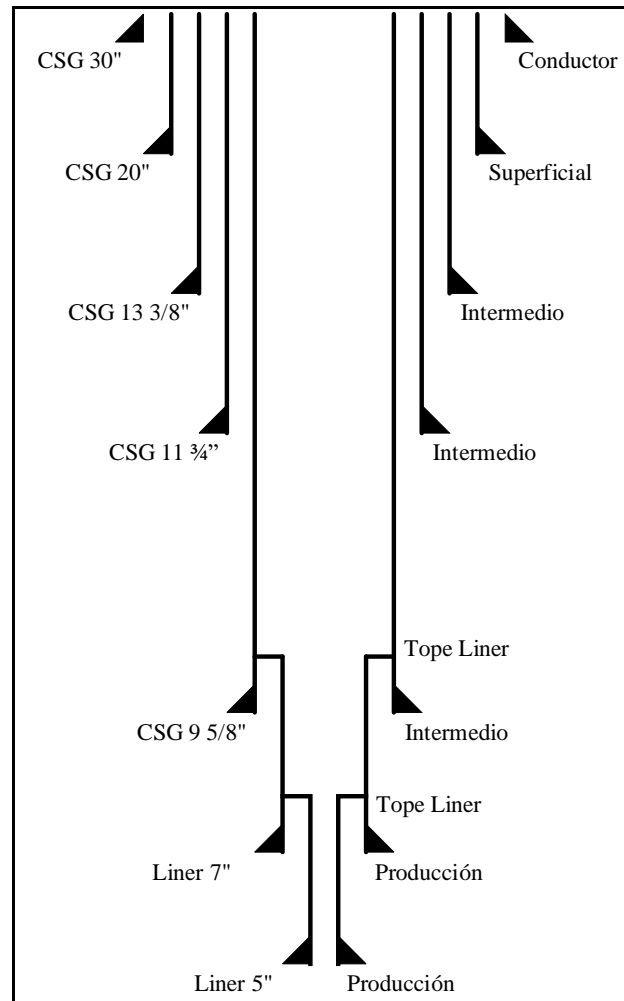
Poder alcanzar el objetivo primario y/o secundario en un pozo, implica un correcto estado mecánico, que se traduce en la selección de los diferentes tamaños de broca con los cuales se perforará el pozo y los casings o casing que serán usados para cubrir, aislar y separar cada una de esas fases o secciones. Un estado mecánico básico requiere de tres secciones (superficial, intermedia y principal), cada una de las cuales se perfora con una broca de diámetro secuencialmente menor y se recubre con un casing determinado para cada una de estas secciones, ver Figura 1. Los puntos de asentamiento o profundidades en las cuales se da fin a una sección e inicio a otra, y por consiguiente se ubica un casing, se establece con base en un modelo geomecánico, en consideraciones ambientales, en regulación y/o políticas de la compañía, y en los riesgos geológicos que se conocen en el área donde se encuentra el pozo (estos riesgos geológicos se establecen con la información disponible y pozos de correlación).

Entre las consideraciones para el análisis de fallas por colapso están la geomecánica y tectónica del área, propiedades geomecánicas (como presión de poro, gradiente de fractura, gradiente de colapso), el estado de esfuerzos actuantes en el pozo, ver **Figura 2**, propiedades mecánicas de las rocas (consolidación y resistencia mecánica), calidad del yacimiento, perfiles de temperatura, columna lito-estratigráfica, tipo de fluidos y presiones esperadas de yacimiento (contacto petróleo-agua), tipo de completamiento (dual, sencillo), función del pozo (productor, inyector), volumen a producir, tope y base del yacimiento, presencia de materiales corrosivos (H_2S , CO_2 , Cl^-), tratamientos químicos, si es candidato a fracturamiento/estimulaciones, tipo de pozo (vertical, desviado u horizontal), parámetros de

perforación a usar en cada sección, y capacidad de carga del equipo de perforación (Santos & Azevedo et al., 2009).

Figura 1

Esquema de sartas de casing



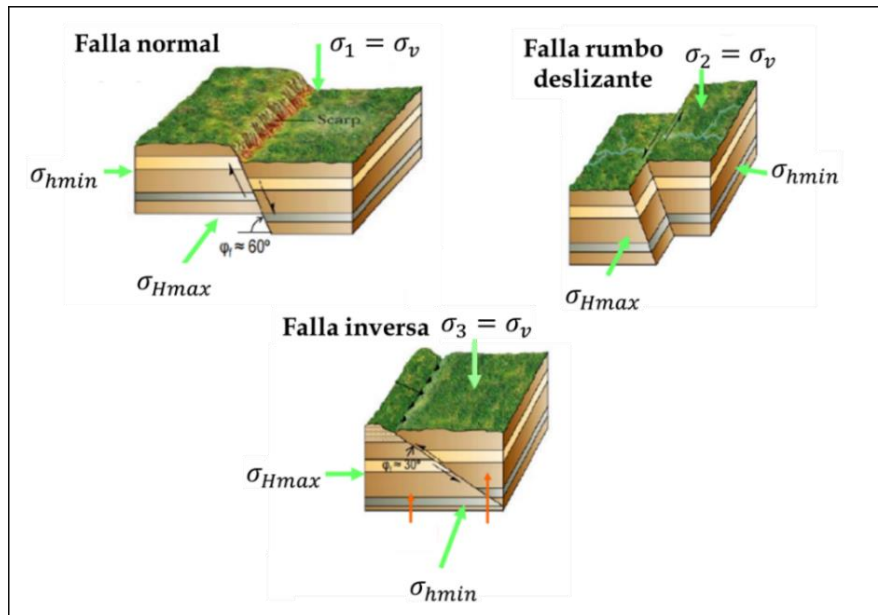
Nota: Adaptado de Rendon et al., 2013.

El casing tienen diversas funciones tales como evitar derrumbes de estratos superiores con baja o nula consolidación, impedir la contaminación de acuíferos, soportar equipos de control de pozo (preventoras o BOP, por sus siglas en inglés), separar formaciones con regímenes de presión de poro diferentes, evitar problemas de pérdidas de circulación, separar

yacimientos de crudos - gas - agua, y explotar selectivamente yacimientos de hidrocarburos, entre otros (Santos & Azevedo et al., 2009).

Figura 2

Relación de esfuerzos y régimen de falla



Nota: Adaptado de Zoback et al., 2007.

2.1. Generalidades diseño y selección de casing

La selección de casing requiere de una evaluación de ingeniería, en la cual se establecen los parámetros y requerimientos mínimos de seguridad que debe cumplir (esta selección debe ser costo-eficiente y no sobredimensionada, para no incurrir en sobrecostos), generalmente esta evaluación se realiza usando como referencia la norma API 5C3 (1994), la cual establece los cálculos requeridos para el diseño y selección del casing considerando criterios específicos tales como presión de colapso, resistencia a la fluencia de la tubería, resistencia a la presión interna, resistencia de las conexiones, pesos, elongación, prueba de aplanamiento, presiones hidrostáticas de prueba, torques requeridos para tubería y casing,

pruebas de curvatura o doblado para tubería de línea soldada por arco sumergido, y determinación del tamaño mínimo de la muestra de impacto para acoplamientos y tuberías API, con lo cual se cubren los principales mecanismos de falla del casing (colapso, estallido, tensión y compresión), Bravo et al., 2013. La selección de cada casing se realiza con base en requerimientos específicos tales como el diámetro externo, el peso (definido por el espesor de la pared), la longitud, el grado (clasificación por resistencia mecánica y propiedades metalúrgicas) y el tipo de conexiones. Los diferentes tipos de grado de casing son expresados con una letra y un número (P-110 por ejemplo). La letra hace referencia a su composición química (componentes de la aleación metálica) y el número designa su límite elástico (expresado en kilo libras por pulgada cuadrada, kpsi). Los grados de tubería de casing API se fabrican bajo una licencia concedida la cual debe cumplir con las especificaciones que se encuentran en la norma API 5CT (2005), estos grados tienen límites elásticos que van desde 40 a 125 kpsi. La norma API 5CT incluye cuatro grupos de clasificación para casing grado API: Grupo 1: casing grados H, J, K y N; Grupo 2: casing grados C, L, M y T; Grupo 3: casing grado P; Grupo 4: casing grado Q, ver tabla 1.

También son fabricados casing con grados no-API, los cuales no se ajustan a los grupos mencionados anteriormente, esto no implica que sean de menor calidad, por el contrario, son casing requeridos para aplicaciones especiales que no están cubiertas por los de grado API (Rahman & Chilingarian, 1995).

Tabla 1*Grados de casing*

Grado	Resistencia a la fluencia (kpsi)		Resistencia mínima a la tensión (kpsi)
	Mínima	Máxima	
H-40	40	80	60
J-55	55	80	75
K-55	55	80	95
N-80	80	110	100
M-65	65	85	85
L-80	80	95	95
C-90	90	105	100
C-95	95	110	105
T-95	95	110	105
P-110	110	140	125
Q-125	125	150	135

Nota: Tomado de API 5CT, 2005.

2.1.1. Diseño para estallido

El estallido se origina cuando la presión del fluido contenido en la tubería es mayor a la presión externa que soporta el casing, superando la resistencia del material lo cual ocasiona su falla y posterior ruptura. Para el diseño de una tubería por estallido se asume que los esfuerzos internos son máximos y la presión externa es nula, ver figura 3. API plantea la ecuación de Barlow.

$$P_i = 0,875 \frac{2Y_p t}{OD}; \quad (1)$$

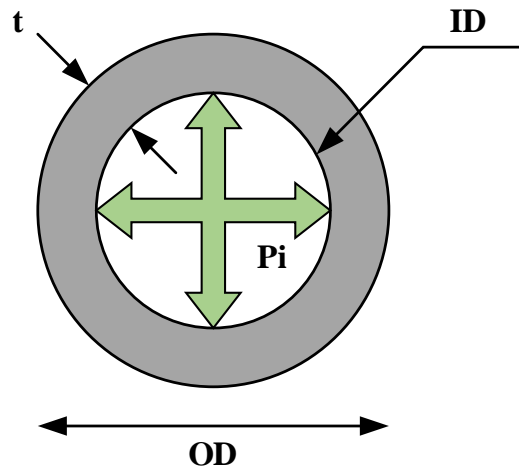
Donde: P_i = Presión interna mínima de cedencia, psi.

Y_p = Mínimo esfuerzo de cedencia, psi.

t = Espesor nominal, in.

OD = Diámetro externo, in.

ID = Diámetro interno, in.

Figura 3*Diagrama análisis de estallido de la tubería*

Nota: Tomado de API 5C3, 1994.

2.1.2. Diseño para tensión

La tensión se genera por la acción de cargas axiales que actúan perpendicularmente sobre el área de la sección transversal del cuerpo del tubo causando falla o fractura en la tubería, ver figura 4. La falla por tensión se origina cuando se supera la cedencia del material la cual es ocasionada principalmente por efectos del propio peso de la tubería, esfuerzos térmicos residuales en la misma, flotación, flexión, también por factores operacionales y compactación del yacimiento.

$$R_T = Y_p * A_s = 0,7854 * Y_p(OD^2 - ID^2); \quad (2)$$

Donde: R_T = Resistencia a la tensión, psi.

Y_p = Mínimo esfuerzo de cedencia, psi.

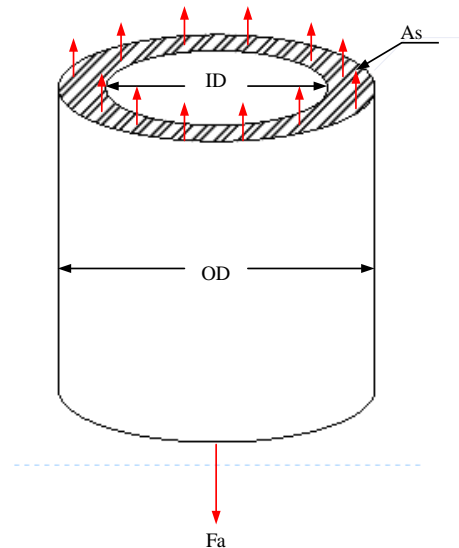
A_s = Área transversal del cuerpo de la tubería, in².

OD = Diámetro externo, in.

ID = Diámetro interno, in.

Figura 4

Fuerzas axiales generadoras de tensión en la tubería



Nota: Tomado de API 5C3, 1994.

2.1.3. Diseño para colapso (modelo esfuerzos biaxiales)

El colapso se origina cuando la presión externa en la tubería de casing es mayor que la presión interna en el pozo, excediendo la capacidad de resistencia del material y generando una deformación en el tubo, esta puede ser producida por la presión de la columna del fluido en la cara exterior de la tubería o inducida por el desplazamiento de la roca. En condiciones reales de operación el casing está sometido a cargas combinadas originadas por la acción de presiones externas e internas y cargas axiales variables, por lo cual se establecen diferentes cálculos para la presión límite de colapso, teniendo como base la resistencia a la fluencia de la tubería y la relación diámetro espesor (OD / t), ver

Figura 5.

$$Y_{pa} = \left[\sqrt{1 - 0,75 \left(\frac{\sigma_a}{Y_p} \right)^2} - 0,5 \left(\frac{\sigma_a}{Y_p} \right) \right] Y_p; \quad (3)$$

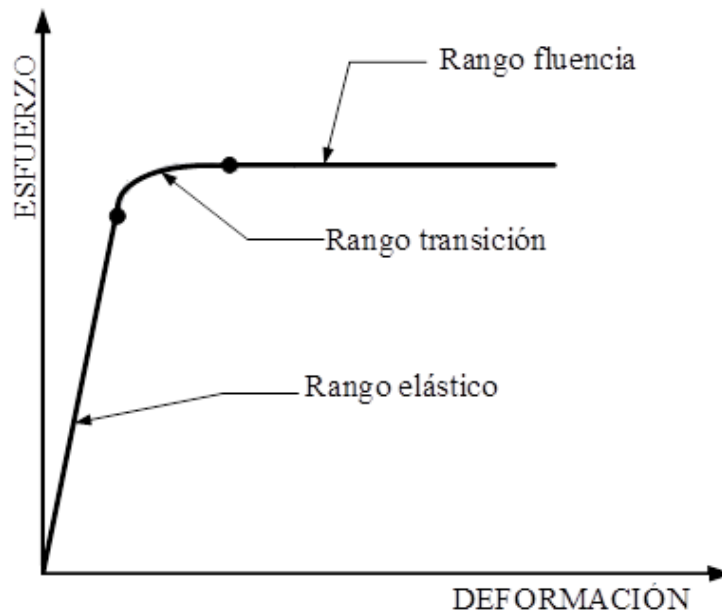
Donde: σ_a = Esfuerzo axial, psi.

Y_p = Mínimo esfuerzo de cedencia de la tubería, psi.

Y_{pa} = Resistencia a la fluencia ajustada, psi.

Figura 5

Rangos de falla por colapso de la tubería



Nota: Adaptado de Rahman et al., 1995.

a) Presión de colapso elástica:

$$P_e = \frac{46,95 \times 10^6}{\frac{OD}{t} \left(\frac{OD}{t} - 1 \right)^2}; \quad (4)$$

Ecuación aplicable para valores de $\left(\frac{OD}{t}\right)$:

$$\left(\frac{OD}{t}\right) \geq \frac{2 + B/A}{3B/A}; \quad (5)$$

b) Presión de colapso transitiva:

$$P_t = Y_{pa} \left(\frac{F}{\left(\frac{OD}{t}\right)} - G \right); \quad (6)$$

Ecuación aplicable para valores de $\left(\frac{OD}{t}\right)$:

$$\frac{Y_{pa}(A - F)}{C + Y_{pa}(B - G)} \leq \left(\frac{OD}{t}\right) \leq \frac{2 + B/A}{3B/A}; \quad (7)$$

c) Presión de colapso en el rango plástico:

$$P_p = Y_{pa} \left[\frac{A}{\left(\frac{OD}{t}\right)} - B \right] - C; \quad (8)$$

Ecuación aplicable para valores de $\left(\frac{OD}{t}\right)$:

$$\frac{\sqrt{(A - 2)^2 + 8 \left(B + \frac{C}{Y_{pa}} \right) + (A - 2)}}{2 \left(B + \frac{C}{Y_{pa}} \right)} \leq \left(\frac{OD}{t}\right) \leq \frac{Y_{pa}(A - F)}{C + Y_{pa}(B - G)}; \quad (9)$$

d) Presión de colapso para el esfuerzo de cedencia (fluencia):

$$P_y = 2Y_{pa} \left[\frac{\left(\frac{OD}{t}\right) - 1}{\left(\frac{OD}{t}\right)^2} \right]; \quad (10)$$

Ecuación aplicable para valores de $\left(\frac{OD}{t}\right)$:

$$\left(\frac{OD}{t}\right) \leq \frac{\sqrt{(A-2)^2 + 8\left(B + \frac{C}{Y_{pa}}\right) + (A-2)}}{2\left(B + \frac{C}{Y_{pa}}\right)}; \quad (11)$$

Donde:

$$A = 2,8762 + 0,10679x10^{-6}(Y_{pa}) + 0,21301x10^{-10}(Y_{pa})^2 - 0,53132x10^{-16}(Y_{pa})^3; \quad (12)$$

$$B = 0,026233 + 0,50609x10^{-6}(Y_{pa}); \quad (13)$$

$$C = -465,93 + 0,030867(Y_{pa}) + 0,10483x10^{-7}(Y_{pa})^2 - 0,36989x10^{-13}(Y_{pa})^3; \quad (14)$$

$$F = \frac{46,95x10^6 \left(\frac{3\frac{B}{A}}{2 + \frac{B}{A}}\right)}{Y_{pa} \left(\frac{3\frac{B}{A}}{2 + \frac{B}{A}} - \frac{B}{A}\right) \left(1 - \frac{3\frac{B}{A}}{2 + \frac{B}{A}}\right)^2}; \quad (15)$$

$$G = \frac{FB}{A}; \quad (16)$$

2.1.4. Modelo triaxial Von Mises - Hencky

Von Mises–Hencky, 1989, propone la teoría de la distorsión para calcular un esfuerzo triaxial equivalente (σ_{vme}) a partir de los tres esfuerzos principales que actúan en la tubería, como lo muestra la **Figura 6**, y considera que este es el máximo esfuerzo de cedencia del material. Para calcularlo se utiliza la siguiente ecuación aplicando coordenadas cilíndricas.

$$\sigma_{VME} = \frac{1}{2} [(\sigma_A - \sigma_T)^2 + (\sigma_T - \sigma_R)^2 + (\sigma_R - \sigma_A)^2]; \quad (17)$$

Donde: σ_{VME} = Esfuerzo equivalente de Von Mises, psi.

σ_A = Esfuerzo axial, psi.

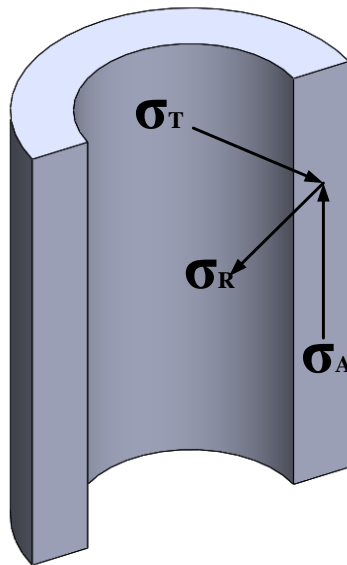
σ_R = Esfuerzo radial, psi.

σ_T = Esfuerzo tangencial, psi.

Castillo et al., 2009, enuncio un procedimiento de normalización para determinar la resistencia de las tuberías aplicando el modelo Von Mises, para lo cual se deben tener algunas consideraciones si la tubería ha de ser evaluada por colapso o estallido.

Figura 6

Representación de modelo triaxial



Nota: Tomado de Fjaer et al., 2008.

a) Resistencia al colapso

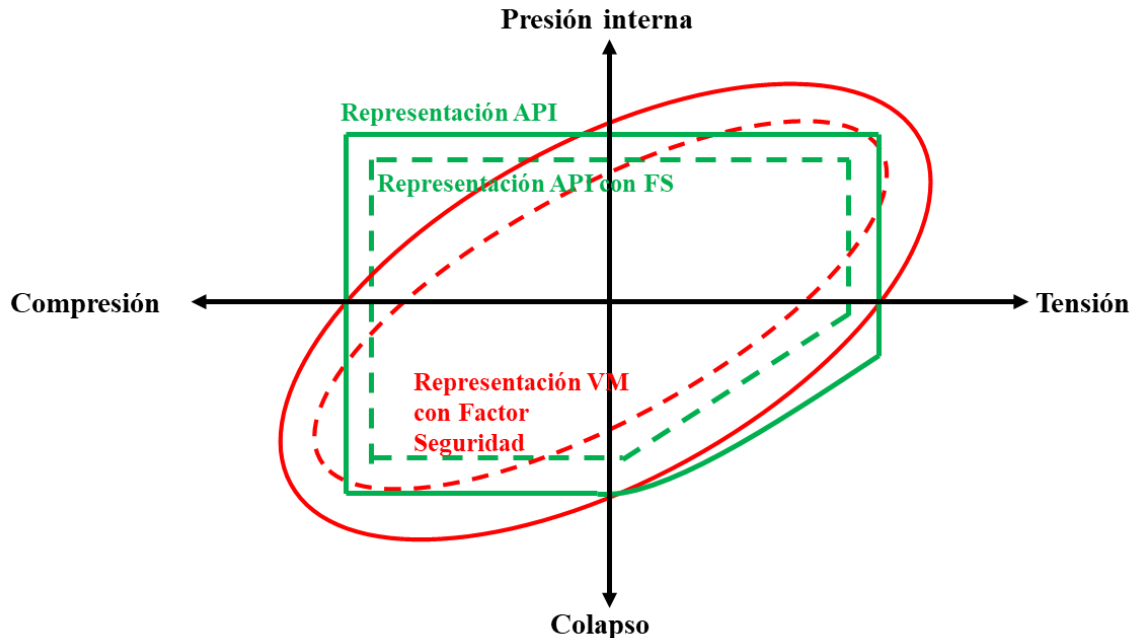
Para evaluar el diseño por colapso utilizando el modelo triaxial de Von Mises-Hencky se debe asumir que la presión interna en la tubería es cero y las cargas actuantes sobre esta son únicamente externas. Luego de simplificar la ecuación 17 según las consideraciones establecidas, se obtiene una semi-elipse cuyo contorno simboliza la resistencia al colapso para las diferentes condiciones de esfuerzo axial. El resultado grafico es la curva en el cuadrante tres y cuatro de la **Figura 7**.

b) Resistencia al estallido

Para evaluar el diseño por estallido se asume que no existe presión en la cara externa de la tubería, se simplifica en términos de la presión interna la ecuación 17 y se obtiene una semi-elipse cuyo contorno simboliza la resistencia a la presión interna para las diferentes condiciones de esfuerzo axial. El resultado grafico es la curva en el cuadrante uno y dos de la **Figura 7**. De la combinación de las curvas obtenidas en los dos casos anteriores se obtiene la elipse que representa los límites de resistencia a la falla por colapso y presión interna a las diferentes condiciones de esfuerzo axial. Siendo la cedencia del material representada por la magnitud de la elipse, ver **Figura 7**.

Figura 7

Representación gráfica del cuerpo del tubo utilizando el modelo de Von Mises-Hencky con factores de seguridad



Nota: Adaptado de Tenaris Tamsa, 2011.

2.2. Fallas del casing

Entender el fenómeno de falla del casing sigue siendo un desafío de ingeniería en el proceso de desarrollo de pozos horizontales y/o altamente desviados. Mohammed et al. (2019), presentan una completa revisión del estado del arte de la integridad estructural del casing y los modos de falla en diferentes tipos de pozo. Esta revisión abarca la identificación de las causas subyacentes y los modos y mecanismos de falla resultantes bajo diferentes condiciones de operación, tanto en pozos convencionales como no-convencionales, con el objetivo de mejorar la comprensión de los factores que causan estas fallas, identificar soluciones a través de un análisis causa raíz, tomar acciones para reducir la falla del casing y sus efectos, e incluso adoptar un cambio de paradigma en las futuras prácticas de construcción de pozos. El desafío de mantener la integridad del casing en diferentes tipos de pozos implica el análisis de este ítem en pozos de alta presión y alta temperatura (HPHT, por sus siglas en inglés), pozos geotérmicos, pozos candidatos a fracturamiento y/o

estimulaciones, pozos inyectoros, pozos desviados y/o horizontales, entre otros. Identificando los modos específicos de falla, a través de un análisis estadístico de las diferentes fallas registradas y los tipos de casing usados; la revisión de las técnicas de evaluación de integridad del casing existentes y emergentes, junto con sus respectivas limitaciones; y el establecimiento de las oportunidades y desafíos relacionados con la integridad de casing.

Eventos relacionados con la falla de casing han sido registrados y reportados por varios autores. Davies et al. (2014), determinaron estadísticamente que el 7% de los pozos alrededor del mundo tienen al menos una forma de falla de integridad. Kiran et al., (2017), determinaron que las principales causas de fugas en los pozos de petróleo y gas son la ruptura de las roscas, la corrosión del casing, los micro anillos en el cemento, los canales de lodo y la migración de gas a través de la capa de roca dañada. Liang et al., (2017), analizaron la integridad específica del casing relacionada con el tipo de pozo, su función y las operaciones que se realicen en el pozo y/o en el campo, determinando que uno de los factores que afectan la integridad del casing son el pandeo o deformación lateral del casing. Adicional a todos los estudios ya mencionados existen numerosos informes sobre fallas de casing, pero son escasos los estudios detallados en la literatura abierta sobre soluciones para reducir estas fallas. Se encuentran disponibles excelentes estudios de revisión de literatura como el de King y King, (2013) sobre el impacto ambiental por fallas en la construcción de pozos, el de Davies et al., (2014) sobre integridad de pozos de petróleo y gas, y el de Kiran et al., (2017) sobre barreras de integridad de pozos. Según Kiran et al., (2017) los principales modos de falla del casing se pueden agrupar en: A) Fallas por pandeo o deformación. B) Fallas de corte. C) Fallas por colapso o estallido. D) Fallas por fatiga del material. E) Fallas por erosión o corrosión. F) Eliminación o reducción de barreras de pozo. G) Fallas en las conexiones del casing. H)

Fallas por pérdida de hermeticidad. I) Fallas del sistema casing – cemento – formación. L)

Fallas por desgaste mecánico.

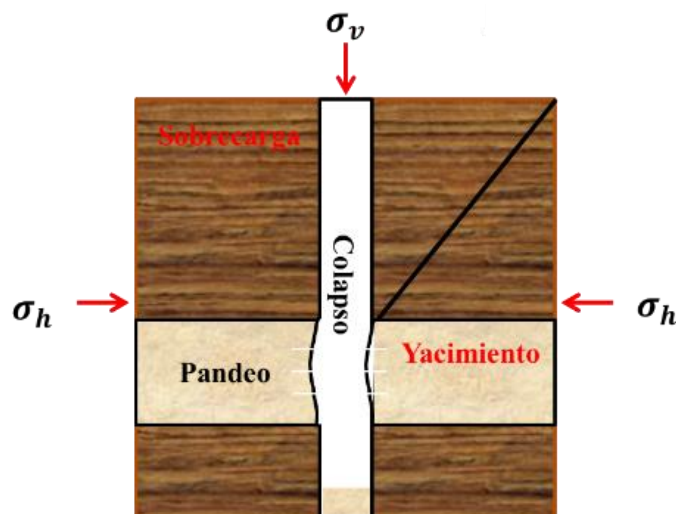
2.2.1. Fallas por pandeo o deformación

Esta falla se origina por falta de soporte lateral en la tubería de casing generado en algunos casos por la producción de sólidos (arenas pocos consolidadas, ver

Figura 8) o cuando el casing no es cementado hasta la superficie, por lo cual se debe tener en cuenta la tensión requerida para su adecuado asentamiento en las cuñas del cabezal, ver **Figura 9**. El valor de esta tensión está relacionado con las propiedades mecánicas de la tubería, de los cambios de presión, densidad y de temperatura de la siguiente etapa de perforación (Tenaris Tamsa, 2011).

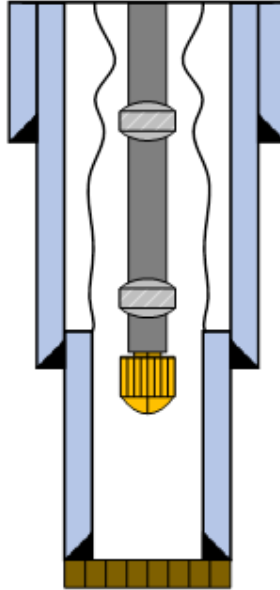
Figura 8

Pandeo por pérdida de soporte lateral



Nota: Tomado de Tenaris Tamsa, 2011.

Figura 9

Desgaste por pandeo helicoidal

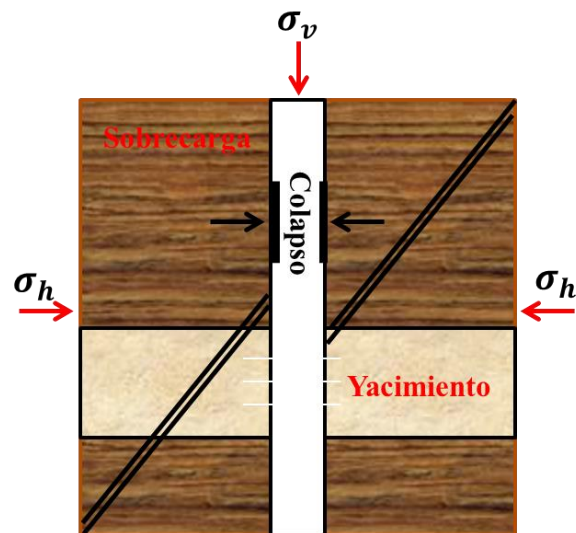
Nota: Tomado de Tenaris Tamsa, 2011.

2.2.2. Fallas por actividad tectónica

En operaciones de perforación se atraviesan fallas naturales, lutitas fisiles, formaciones arcillosas y domos salinos, entre otras litologías, cuyos comportamientos químico-mecánicos generan sobrecargas geoestáticas que se transmiten radialmente hacia el pozo, ocasionando el colapso de la tubería de casing, ver **Figura 10**.

Figura 10

Colapso de casing por falla natural



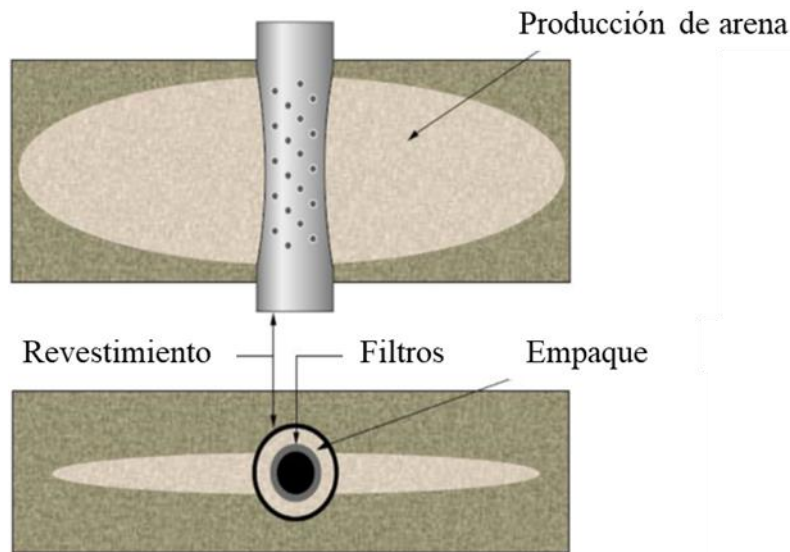
Nota: Adaptado de Kiran et al., 2017.

2.2.3. Fallas por erosión o corrosión

La corrosión en el casing está relacionada con el deterioro del material a consecuencia de un ataque químico ocasionado por los gases o fluidos que se encuentran en el entorno, relacionada principalmente con ácido sulfhídrico, bióxido de carbono entre otros agentes químicos (Kiran et al., 2017). La erosión se da principalmente en arenas débilmente compactadas y en la zona cañoneada de la tubería, ocasionada por la fricción que ejerce la producción de finos en las paredes del casing, ver **Figura 11**.

Figura 11

Erosión del casing por producción de finos



Nota: Adaptado de Kiran et al., 2017.

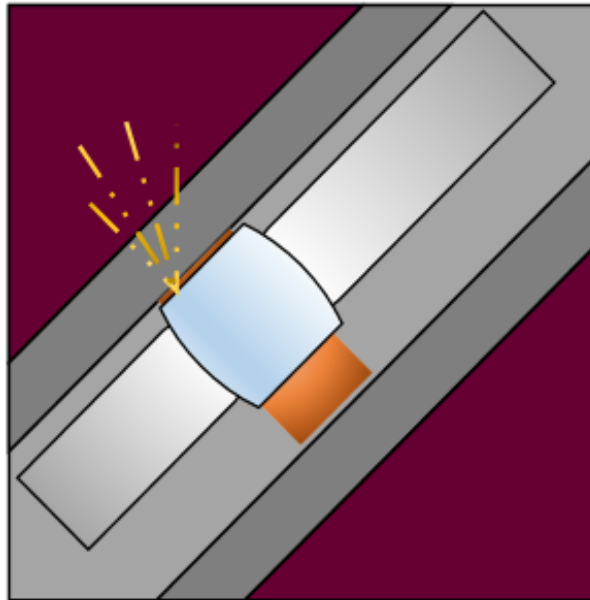
2.2.4. Fallas por desgaste mecánico

El desgaste en las tuberías de casing obedece principalmente a la fricción mecánica de las paredes internas del casing con las diferentes herramientas corridas durante las etapas de perforación, completamiento, producción e intervenciones por acciones remediales o mantenimiento del pozo, generando desgaste y reducción de las propiedades mecánicas del material, ver **Figura 12**. La magnitud del desgaste en la tubería está relacionada con problemas de pega de tubería, cambios bruscos en la trayectoria del pozo y la periodicidad o recurrencia de las intervenciones remediales o mantenimiento que se realicen en el pozo (Kiran et al., 2017). Mao, Cai y Wang (2018), describieron fallas por desgaste del casing, como la falla resultante del contacto por fricción de la sarta de perforación con la tubería de casing, que genera la eliminación de la superficie del casing y, en consecuencia, este desgaste se traduce en la reducción del espesor y de la resistencia del material. Cabe mencionar que

al reducir el espesor de la pared del casing se reducen las propiedades mecánicas del tubular (Bravo et al., 2013).

Figura 12

Desgaste de tubería por fricción

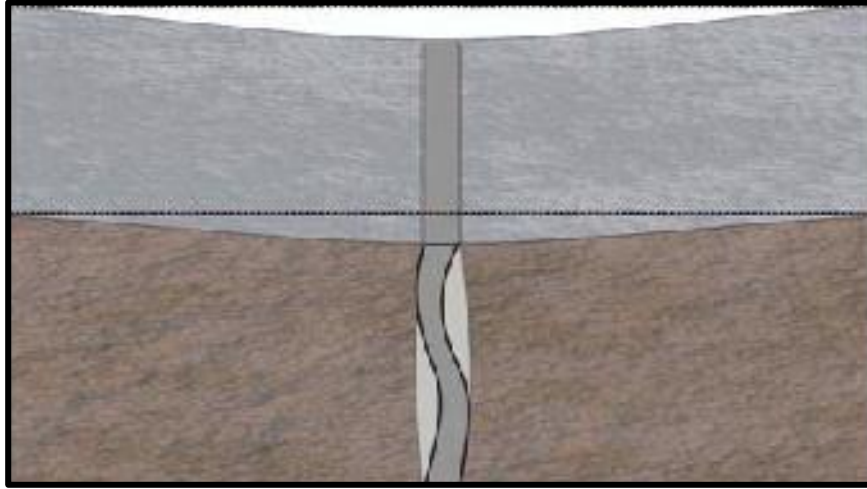


Nota: Tomado de Tenaris Tamsa, 2011.

2.2.5. Fallas por compactación o subsidencia

Cuando el yacimiento se encuentra en producción, se puede presentar el fenómeno de depletamiento (pérdida de presión de yacimiento), lo cual produce el aumento del esfuerzo efectivo vertical, lo cual su vez conlleva generación de una gran compactación, ver **Figura 13**. Si el yacimiento es de gran espesor, esta compactación desencadena la subsidencia de la superficie (Morita et al., 2011).

Figura 13

Deformación del casing por compactación del yacimiento

Nota: Tomado de Morita et al., 2011.

2.3. Elementos finitos

El método de Elementos Finitos es un método de carácter numérico para la resolución de ecuaciones diferenciales e integrales, utilizados en diversos problemas de ingeniería y física. Se basa en la división de un cuerpo, estructura u objeto en una serie de subdominios (Elementos Finitos); los cuales cuentan con ecuaciones integrales (Vargas-Félix, 2010).

2.3.1. Elasticidad

El fenómeno de la elasticidad lineal relaciona los esfuerzos, deformaciones y desplazamientos que sufre el cuerpo sólido. El objetivo del análisis de este fenómeno recae en conocer a exactitud dichos parámetros, ya que describen el problema de manera general (Timoshenko & Goodier, 1951). Partiendo de una formulación Lagrangiana, la cual es aplicable en mecánica de medios continuos y mecánica de sólidos deformables, se extrae la ecuación de conservación de momentum:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{b} = \rho \ddot{\mathbf{u}}; \quad (18)$$

Donde: ρ = La densidad del material.

$\boldsymbol{\sigma}$ = El tensor de esfuerzos.

\mathbf{b} = Las fuerzas de cuerpo.

\mathbf{u} = Los desplazamientos del cuerpo.

El modelo elástico para problemas estáticos suprime los términos de aceleración asumiendo que las cargas son aplicadas lentamente y que las fuerzas inerciales son muy pequeñas. Al eliminar el término de aceleración se obtiene la ecuación de equilibrio:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{b} = 0; \quad (19)$$

$$\frac{\partial \sigma_{ji}}{\partial x_j} + \rho b_i = 0; \quad (20)$$

Cabe mencionar que la formulación Lagrangiana se centra en el estudio de sistemas newtonianos con física lagrangiana y que está relacionada con la energía, en particular con establecer las ecuaciones de mínima energía de un sistema. En este punto se puede correlacionar con la energía de Von Mises, la cual corresponde a la energía mínima por debajo de la cual un sistema pierde sus propiedades elásticas (Chen et al., 2010).

Elasticidad lineal

El método de elementos finitos se basa en discretizar el dominio del problema en un número finito de elementos. Cada elemento contendrá una porción de información del conjunto, según su ubicación en el espacio, y dicha información se transfiere a los nodos que

conforman cada uno de los elementos y es de interés para el análisis extraer esa información. Después, se definen las relaciones entre el esfuerzo, la deformación y el desplazamiento para la descripción del problema elástico lineal (Morales, 2013). Un elemento finito típico, está definido por sus nodos i, j, k, l , etc. y fronteras de línea recta. Los desplazamientos nodales \mathbf{u} en cualquier punto del elemento, pueden ser aproximados al vector $\hat{\mathbf{u}}$.

$$\mathbf{u} \approx \hat{\mathbf{u}} = \sum_k N_k \mathbf{a}_k^e = [N_i, N_j, \dots] \begin{Bmatrix} a_i \\ a_j \\ \vdots \end{Bmatrix}^e = \mathbf{N} \mathbf{a}^e; \quad (21)$$

Donde: \mathbf{N} = Representa las funciones de forma.

\mathbf{a}^e = La lista de desplazamientos nodales para un elemento particular.

Los desplazamientos se definen en función de las coordenadas del sistema de referencia. Para el caso bidimensional:

$$\mathbf{u} = \begin{Bmatrix} u(x, y) \\ v(x, y) \end{Bmatrix}; \quad (22)$$

Donde: u y v representan los movimientos horizontales y verticales de un punto dentro del elemento:

$$\mathbf{a}_i = \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \end{Bmatrix}; \quad (23)$$

u_i y v_i son los correspondientes desplazamientos del nodo i .

2.3.2. Deformaciones

Conociendo los desplazamientos en cada nodo de los elementos, las deformaciones pueden ser determinadas (Morales, 2013). La relación resultante puede ser escrita en notación matricial:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \mathbf{X}}; \quad (24)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} \approx \hat{\boldsymbol{\varepsilon}} = \mathbf{B}\mathbf{a}; \quad (25)$$

Siendo \mathbf{B} un operador lineal que denota la derivada con respecto a un punto material, de tal forma que represente la derivada parcial de las funciones de forma \mathbf{N} con respecto a las coordenadas \mathbf{X} :

$$\mathbf{B} = \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial \mathbf{X}}; \quad (26)$$

$$\mathbf{X} = x_i = (\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z}); \quad (27)$$

Para el caso de esfuerzo plano, las deformaciones que ocurren en el plano son definidas en términos de desplazamientos:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left(\left(\frac{d\mathbf{u}}{d\mathbf{x}} \right)^T + \frac{d\mathbf{u}}{d\mathbf{x}} \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{du_i}{dx_j} + \frac{du_{jj}}{dx_i} \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{du}{dx} + \frac{dv}{dy} + \frac{du}{dy} + \frac{dv}{dx} \right); \quad (28)$$

En forma matricial:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{du}{dx} \\ \frac{dv}{dy} \\ \frac{du}{dy} + \frac{dv}{dx} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u \\ v \end{pmatrix}; \quad (29)$$

Con las funciones de forma N_i ; N_j ; N_k y N_l determinadas para un elemento de cuatro nodos, la matriz \mathbf{B} sería de la siguiente forma.

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_2}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_3}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_4}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_1}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_2}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_3}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_4}{\partial y} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \frac{\partial N_3}{\partial y} & \frac{\partial N_3}{\partial x} & \frac{\partial N_4}{\partial y} & \frac{\partial N_4}{\partial x} \end{bmatrix}; \quad (30)$$

2.3.3. Esfuerzos

El material dentro de las fronteras elementales puede estar sujeto a deformaciones iniciales debido a cambios de temperatura, contracciones etc. Si dichos esfuerzos se representan con $\boldsymbol{\sigma}_0$ entonces los esfuerzos $\boldsymbol{\sigma}$ se calculan con la diferencia entre la deformación actual $\boldsymbol{\varepsilon}$ y la inicial $\boldsymbol{\varepsilon}_0$. Si se asume que el cuerpo está sometido a un esfuerzo inicial $\boldsymbol{\sigma}_0$, este esfuerzo puede adicionarse simplemente a la definición general (Morales, 2013). Por consiguiente, asumiendo un comportamiento general elástico lineal, la relación entre esfuerzos y deformaciones será lineal y de la forma:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_0) + \boldsymbol{\sigma}_0; \quad (31)$$

Donde: \mathbf{D} es la matriz de elasticidad que contiene las propiedades del material, posteriormente denominado tensor de cuarto orden del modelo constitutivo o módulo

tangente. De nuevo, para el caso particular de esfuerzo plano, los tres componentes de esfuerzo correspondientes a las deformaciones ya definidas:

$$\sigma = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}; \quad (32)$$

Con las deformaciones iniciales:

$$\varepsilon_0 = \begin{Bmatrix} (\varepsilon_x)_0 \\ (\varepsilon_y)_0 \\ (\gamma_{xy})_0 \end{Bmatrix}; \quad (33)$$

Esfuerzo plano en material isotrópico

Por definición, todos los componentes de los esfuerzos que no estén en el plano xy son cero y no contribuyen al trabajo interno (Morales, 2013). La matriz **D** puede ser obtenida de la relación esfuerzo-deformación (E = Módulo de elasticidad. ν = Coeficiente de Poisson):

$$\varepsilon_x - (\varepsilon_x)_0 = \frac{1}{E} \sigma_x - \frac{\nu}{E} \sigma_y; \quad (34)$$

$$\varepsilon_y - (\varepsilon_y)_0 = -\frac{1}{E} \sigma_x + \frac{\nu}{E} \sigma_y; \quad (35)$$

$$\gamma_{xy} - (\gamma_{xy})_0 = \frac{2(1 + \nu)}{E} \tau_{xy}; \quad (36)$$

Resolviendo para los esfuerzos, se obtiene la matriz **D**:

$$D = \frac{E}{1 - \nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1 - \nu}{2} \end{bmatrix}; \quad (37)$$

Deformación plana en material isotrópico

Los esfuerzos en una dirección perpendicular al plano xy son diferentes a cero, aunque, por definición las deformaciones en esa dirección son nulas y por tal razón, los esfuerzos en esa dirección no contribuyen al trabajo interno (Morales, 2013).

$$\varepsilon_x - (\varepsilon_x)_0 = \frac{1}{E}\sigma_x - \frac{\nu}{E}\sigma_y - \frac{\nu}{E}\sigma_z; \quad (38)$$

$$\varepsilon_y - (\varepsilon_y)_0 = -\frac{\nu}{E}\sigma_x + \frac{1}{E}\sigma_y - \frac{\nu}{E}\sigma_z; \quad (39)$$

$$\gamma_{xy} - (\gamma_{xy})_0 = \frac{2(1+\nu)}{E}\tau_{xy}; \quad (40)$$

$$\varepsilon_z = -\frac{\nu}{E}\sigma_x - \frac{\nu}{E}\sigma_y - \frac{1}{E}\sigma_z + (\varepsilon_z)_0; \quad (41)$$

Despejando σ_z :

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) - E(\varepsilon_z)_0; \quad (42)$$

Eliminando los esfuerzos σ_z y resolviendo para restantes, se obtiene la matriz **D**:

$$\mathbf{D} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix}; \quad (43)$$

Las deformaciones iniciales son:

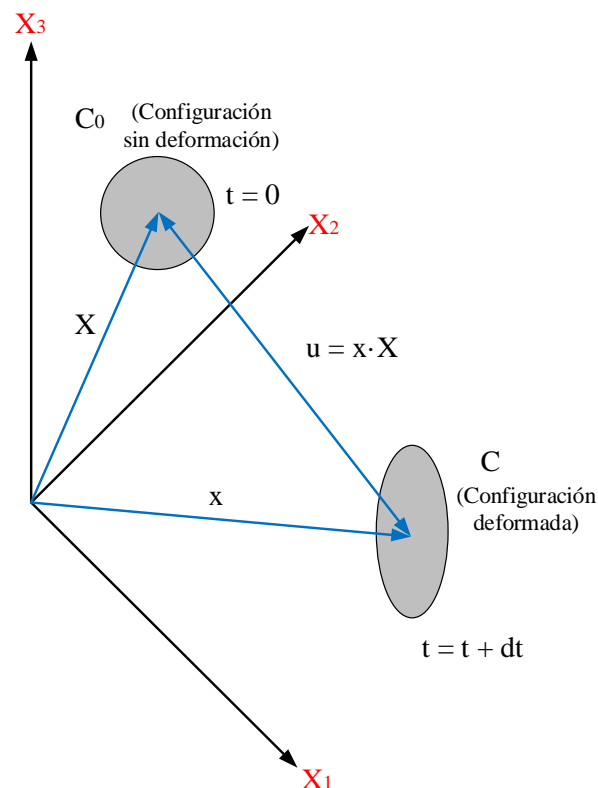
$$\boldsymbol{\varepsilon}_0 = \begin{Bmatrix} (\varepsilon_x)_0 + \nu(\varepsilon_z)_0 \\ (\varepsilon_y)_0 + \nu(\varepsilon_z)_0 \\ (\gamma_{xy})_0 \end{Bmatrix}; \quad (44)$$

2.3.4. *Movimiento en el medio continuo*

El comportamiento geométrico no lineal, con cambios grandes o pequeños en la geometría del cuerpo, tienen efectos significativos en las características de carga-desplazamiento de este. Cuando los desplazamientos y deformaciones son grandes, la geometría del cuerpo debe ser actualizada para determinar la nueva posición x de un punto material X (Reddy, 2004). En la figura 14, se observa un cuerpo ocupando una configuración inicial C_0 en el cual una partícula del cuerpo ocupa la posición X , referenciada por el sistema cartesiano (X_1, X_2, X_3) . Al aplicar una carga al cuerpo, este se deforma, desplaza y asume una nueva configuración C , en la cual ahora la partícula ocupa la posición x .

Figura 14

Configuraciones de referencia y actualizada



Nota: Tomado de Reddy, 2004.

Como se observa en la figura anterior se puede analizar la deformación del cuerpo partiendo de una de las dos configuraciones: En la primera descripción cualquier formulación realizada respecto a la configuración de referencia C_0 es denominada *Formulación Lagrangiana Total*. En la cual el movimiento del cuerpo es referido a la configuración inicial o de referencia C_0 , también llamada configuración sin deformación. De esta forma, las coordenadas actuales de la partícula (x_1, x_2, x_3) , se expresan en términos de las coordenadas de referencia (X_1, X_2, X_3) :

$$\mathbf{x} = \mathbf{x}(\mathbf{X}, t); \quad (45)$$

En la segunda descripción una formulación expresada en términos de desplazamientos, esfuerzos y deformaciones medidos en la configuración actual C , también llamada configuración deformada o Euleriana, es llamada *Formulación Lagrangiana actualizada*. De forma análoga, las coordenadas iniciales de la partícula (X_1, X_2, X_3) se pueden expresar en términos de las coordenadas actuales (x_1, x_2, x_3) :

$$\mathbf{X} = \mathbf{X}(\mathbf{x}, t); \quad (46)$$

El desplazamiento de la partícula, de la configuración de referencia a la actual es:

$$\mathbf{u} = \mathbf{x} - \mathbf{X}; \quad (47)$$

Así mismo, los desplazamientos pueden ser expresados en términos de X o de x , es decir, se puede expresar u como una formulación Lagrangiana Total o Actualizada:

$$\mathbf{u}(\mathbf{X}, t) = \mathbf{x}(\mathbf{X}, t) - \mathbf{X}; \quad (48)$$

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}, t) = \mathbf{x} - \mathbf{X}(\mathbf{x}, t); \quad (49)$$

Deformación

En este caso si se considera dos puntos p y q en el cuerpo con coordenadas \mathbf{X}_p y \mathbf{X}_q , la posición de q relativa a p esta dada por el vector elemental $d\mathbf{X}$ en la configuración sin deformación C_0 , ver figura 15:

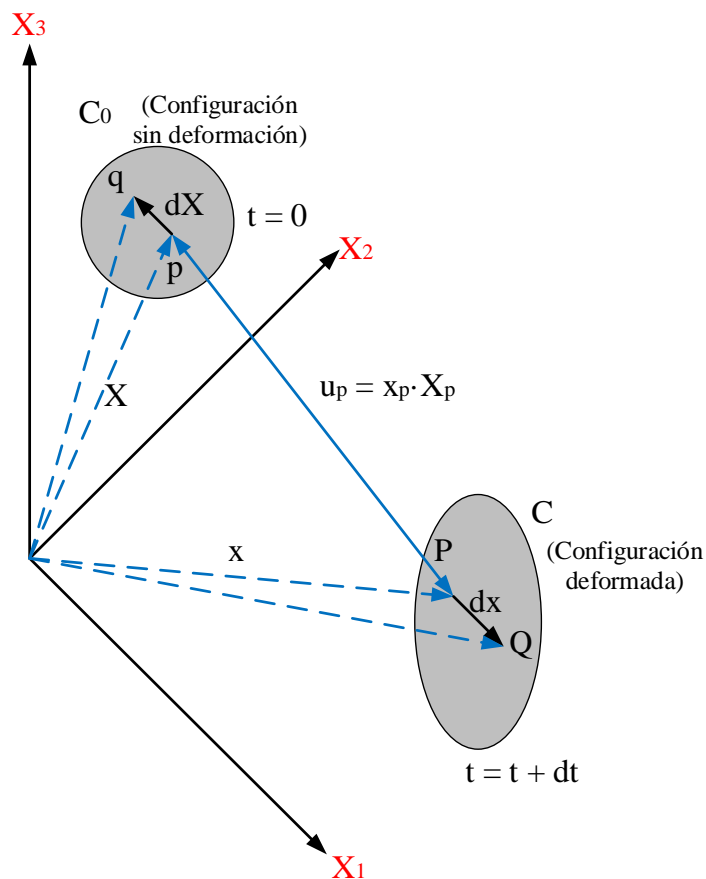
$$d\mathbf{X} = \mathbf{X}_q - \mathbf{X}_p; \quad (50)$$

Y en la configuración deformada:

$$d\mathbf{x} = \mathbf{x}_q - \mathbf{x}_p; \quad (51)$$

Figura 15

Deformación de un segmento PQ



Nota: Tomado de Reddy, 2004.

La relación que hay entre el segmento material $d\mathbf{X}$ y el segmento actual deformado $d\mathbf{x}$ está dada por un tensor bipunto denominado tensor gradiente de deformación \mathbf{F} :

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F} \cdot d\mathbf{X}; \quad (52)$$

$$\mathbf{F} = \frac{d\mathbf{x}}{d\mathbf{X}}; \quad (53)$$

Como consecuencia:

$$d\mathbf{X} = \mathbf{F}^{-1} \cdot d\mathbf{x}; \quad (54)$$

$$\mathbf{F}^{-1} = \frac{d\mathbf{X}}{d\mathbf{x}}; \quad (55)$$

El tensor gradiente de deformación también puede ser definido en términos de los desplazamientos medidos en la configuración sin deformación o Lagrangiana total.

$$\mathbf{F} = \frac{d\mathbf{x}}{d\mathbf{X}} = \frac{d(\mathbf{u}(\mathbf{X}, t) + \mathbf{X})}{d\mathbf{X}} = \frac{d\mathbf{u}(\mathbf{X}, t) + d\mathbf{X}}{d\mathbf{X}}; \quad (56)$$

$$\mathbf{F} = \frac{d\mathbf{u}}{d\mathbf{X}} + \mathbf{I}; \quad (57)$$

Donde: \mathbf{I} es el tensor identidad.

Si se considera nuevamente los puntos p y q separados por $d\mathbf{X}$ en la configuración sin deformación y por $d\mathbf{x}$ en la configuración deformada. La distancia entre los puntos p y q para las dos configuraciones se expresa de la siguiente manera (este tensor es simétrico en coordenadas cartesianas):

$$(dS)^2 = d\mathbf{X} \cdot d\mathbf{X}; \quad (58)$$

$$d(ds)^2 = d\mathbf{x} \cdot d\mathbf{x} = (\mathbf{F} \cdot d\mathbf{X}) \cdot (\mathbf{F} \cdot d\mathbf{X}) = d\mathbf{X}^T \cdot (\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F}) \cdot d\mathbf{X} = d\mathbf{X}^T \cdot \mathbf{C} \cdot d\mathbf{X}; \quad (59)$$

$$\mathbf{C} = (\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F}); \quad (60)$$

El cambio del cuadrado de las distancias que ocurre mientras el cuerpo se deforma de la configuración inicial a la actual puede ser expresado en términos relativos a la distancia inicial como:

$$(ds)^2 - (dS)^2 = 2d\mathbf{X} \cdot \mathbf{E} \cdot d\mathbf{X}; \quad (61)$$

Donde: \mathbf{E} es el Tensor de deformación Green-Lagrange, y se define como:

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2}(\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F} - \mathbf{I}) = \frac{1}{2}(\mathbf{C} - \mathbf{I}); \quad (62)$$

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2} \left(\left(\frac{d\mathbf{u}}{d\mathbf{X}} \right)^T + \left(\frac{d\mathbf{u}}{d\mathbf{X}} \right) + \left(\frac{d\mathbf{u}}{d\mathbf{X}} \right)^T \cdot \left(\frac{d\mathbf{u}}{d\mathbf{X}} \right) \right); \quad (63)$$

Esfuerzos

Las ecuaciones de movimiento o equilibrio se derivan de la configuración deformada en el tiempo t . Sin embargo, mientras la geometría de la configuración deformada sea desconocida las ecuaciones deben escribirse en términos de la configuración sin deformación que es conocida (Reddy, 2004). Manteniendo esa premisa, en problemas no lineales se pueden definir varias medidas de esfuerzo:

- Esfuerzos de Cauchy, $\boldsymbol{\sigma}$.
- Tensor de esfuerzo nominal \mathbf{P} o Primer tensor de esfuerzos Piola-Kirchhoff.
- Segundo Tensor de esfuerzos Piola-Kirchhoff, \mathbf{S} .
- Tensor de Kirchhoff, $\boldsymbol{\tau}$.

Considerando un cuerpo en la configuración deformada, se denota una fuerza $d\mathbf{f}(\hat{\mathbf{n}})$ aplicada a una pequeña área $\hat{\mathbf{n}}da$ localizada en la posición x , donde $\hat{\mathbf{n}}$ es el vector unitario normal al área a . El vector esfuerzo se puede definir como $\mathbf{t}(\hat{\mathbf{n}}) = \frac{d\mathbf{f}}{da}$. El tensor de esfuerzos de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$, también llamado tensor de esfuerzos verdaderos se define como la fuerza actual por unidad de área deformada.

$$d\mathbf{f} = \mathbf{t}da = d\mathbf{a} \cdot \boldsymbol{\sigma}; \quad (64)$$

$$d\mathbf{a} = \hat{\mathbf{n}}da; \quad (65)$$

$$\mathbf{t}da = \hat{\mathbf{n}} \cdot \boldsymbol{\sigma}da; \quad (66)$$

La anterior ecuación es llamada la ley de Cauchy, donde \mathbf{t} es también llamada la tracción sobre la superficie. Para expresar $d\mathbf{f}$ en términos del área sin deformación dA , se requiere el primer tensor de esfuerzos de Piola-kirchhoff \mathbf{P} :

$$d\mathbf{f} = d\mathbf{A} \cdot \mathbf{P}; \quad (67)$$

$$d\mathbf{A} = \hat{\mathbf{N}}dA; \quad (68)$$

$$\mathbf{t}dA = \hat{\mathbf{N}} \cdot \mathbf{P}dA; \quad (69)$$

De manera análoga, se puede escribir la fuerza $d\mathbf{f}$ aplicada al área deformada, en términos de la configuración sin deformación mediante el tensor gradiente de deformación:

$$d\mathbf{F} = \mathbf{F}^{-1} \cdot d\mathbf{f} = \mathbf{F}^{-1} \cdot (d\mathbf{A} \cdot \mathbf{P}) = d\mathbf{A} \cdot \mathbf{F}^{-T} \cdot \mathbf{P} = d\mathbf{A} \cdot \mathbf{S}; \quad (70)$$

Los esfuerzos medidos para las diferentes configuraciones se relacionan entre sí mediante las siguientes transformaciones, se usa J como el determinante del tensor gradiente de deformación \mathbf{F} :

$$J = \det(\mathbf{F}); \quad (71)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = J^{-1} \mathbf{F} \cdot \mathbf{P} = J^{-1} \mathbf{F} \cdot \mathbf{S} \cdot \mathbf{F}^T; \quad (72)$$

$$\mathbf{P} = J \mathbf{F}^{-1} \cdot \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{S} \cdot \mathbf{F}^T; \quad (73)$$

$$\mathbf{S} = J \mathbf{F}^{-1} \cdot \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{F}^{-T} = \mathbf{P} \cdot \mathbf{F}^{-T}; \quad (74)$$

$$\boldsymbol{\tau} = J \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{F} \cdot \mathbf{P} = \mathbf{F} \cdot \mathbf{S} \cdot \mathbf{F}^T; \quad (75)$$

2.3.5. Modelos constitutivos: Hiper-elasticidad

En la descripción matemática del comportamiento de un material, la respuesta se caracteriza por medio de una ecuación constitutiva que calcula el esfuerzo como una función de la historia de la deformación del cuerpo. Las relaciones constitutivas permiten distinguir un material de otro (Belytschko et al., 2014).

La respuesta del material puede ser modelada por una simple extensión de las leyes elásticas lineales reemplazando el esfuerzo por el segundo tensor Piola-Kirchhoff y la deformación lineal por el tensor deformación de Green-Lagrange. Este material es llamado un material Saint Venant-Kirchhoff o material Kirchhoff. El modelo general es:

$$\mathbf{S} = \mathbf{D} : \mathbf{E}; \quad \text{ó} \quad S_{ij} = D_{ijkl} E_{kl}; \quad (76)$$

Donde: \mathbf{D} es un tensor de cuarto orden del módulo elástico, el cual es constante para el material Kirchhoff. Esto representa la generalización de los estados multiaxiales del esfuerzo y la deformación (Belytschko et al., 2014). Para el material Kirchhoff existe una función de energía potencial de deformación elástica. La energía de deformación por unidad de volumen está dada por:

$$w = \int S_{ij} dE_{ij} = \int D_{ijkl} E_{kl} dE_{ij} = \frac{1}{2} D_{ijkl} E_{ij} E_{kl} = \frac{1}{2} \mathbf{E} : \mathbf{D} : \mathbf{E}; \quad (77)$$

El esfuerzo está dado por:

$$S_{ij} = \frac{\partial w}{\partial E_{ij}}; \quad \text{ó} \quad \mathbf{S} = \frac{\partial w}{\partial \mathbf{E}}; \quad (78)$$

La energía de deformación se asume definida positiva:

$$w = \frac{1}{2} D_{ijkl} E_{kl} dE_{ij} = \frac{1}{2} \mathbf{E} : \mathbf{D} : \mathbf{E} \geq 0 \forall \mathbf{E}; \quad (79)$$

La igualdad sostiene que sí y solo si $\mathbf{E} = \mathbf{0}$, lo que implica que \mathbf{D} es un tensor de cuarto orden definido positivo.

$$D_{ijkl} = \frac{\partial^2 w}{\partial E_{ij} \partial E_{kl}}; \quad \text{ó} \quad \mathbf{S} = \frac{\partial^2 w}{\partial \mathbf{E} \partial \mathbf{E}}; \quad (80)$$

La matriz de constantes elásticas suele ser implementadas en notación Voigt, dada la dificultad que conlleva trabajar con matrices de cuarto orden:

$$\{\mathbf{S}\} = [\mathbf{D}]\{\mathbf{E}\}; \quad (81)$$

El caso especial de un material, en el que el trabajo hecho por los esfuerzos durante la deformación depende solo del estado inicial y la configuración del cuerpo deformado, se denomina material hiperelástico (Belytschko et al., 2014). Los materiales hiperelásticos se caracterizan por la existencia de una función de energía de deformación almacenada, que es un potencial para el esfuerzo:

$$\mathbf{S} = 2 \frac{\partial \psi(\mathbf{C})}{\partial \mathbf{C}} = \frac{\partial w(\mathbf{E})}{\partial \mathbf{E}}; \quad (82)$$

Donde: ψ es la energía potencial almacenada en función de \mathbf{C} . Cuando el potencial es escrito como función del tensor de deformación Green-Lagrange \mathbf{E} , se usa la notación w donde la relación entre las dos funciones escalares está dada por:

$$w(\mathbf{E}) = \psi(2\mathbf{E} + \mathbf{I}); \quad (83)$$

2.3.6. Modelo Neo-Hooke

El material Neo-Hooke es una extensión a grandes deformaciones de la ley de Hook lineal para materiales isotrópicos (Belytschko et al., 2014). La función de energía almacenada para un material Neo-Hooke compresible es:

$$\psi(\mathbf{C}) = \frac{1}{2} \lambda_0 (\ln J)^2 - \mu_0 \ln J + \frac{1}{2} \mu_0 (I_1(\mathbf{C}) - 3); \quad (84)$$

Donde: λ_0 y μ_0 son las constantes de Lamé de la teoría lineal definidos por:

$$\mu_0 = \frac{E}{2(1 + \nu)}; \quad (85)$$

$$\lambda_0 = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}; \quad (86)$$

Los esfuerzos están dados por:

$$\mathbf{S} = \lambda_0 \ln J \mathbf{C}^{-1} - \mu_0 (\mathbf{I} - \mathbf{C}^{-1}); \quad (87)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = J^{-1} (\lambda_0 \ln J \mathbf{I} - \mu_0 (\mathbf{B} - \mathbf{I})); \quad (88)$$

Considerando $\lambda = \lambda_0$ y $\mu = \mu_0 - \lambda \ln J$ se obtienen los tensores de elasticidad material y espacial para cada configuración (total y actualizada).

$$D_{ijkl}^{SE} = \lambda_{ij}^{-1} C_{kl}^{-1} + \mu (C_{ik}^{-1} C_{jl}^{-1} + C_{il}^{-1} C_{kj}^{-1}); \quad (89)$$

$$D_{ijkl}^{\sigma} = \lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + \mu (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{kj}); \quad (90)$$

El tensor de elasticidad espacial para la configuración actualizada tiene la misma forma que la ley de Hooke para pequeñas deformaciones, excepto por la dependencia del módulo cortante. El tensor de elasticidad espacial en notación Voigt para un material Neo-Hookean para esfuerzo plano es:

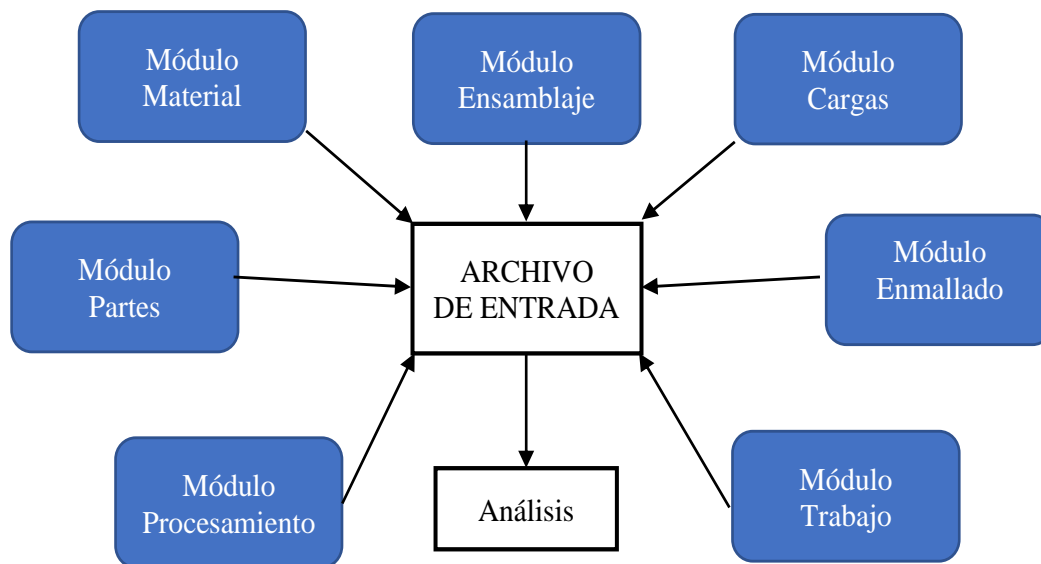
$$[D_{ab}^{\sigma}] = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & 0 \\ 0 & 0 & \mu \end{bmatrix}; \quad (91)$$

2.4. Software Abaqus

Abaqus es un programa CAE de cálculo por elementos finitos, proporciona soluciones de análisis y simulación 3D por elementos finitos, para realizar cálculos estructurales estáticos lineales y no lineales, dinámicos incluyendo simulación de impactos, problemas de contacto de sólidos, térmicos, acoplamientos acústico-estructurales, mecánica de fluidos, piezoeléctricos, entre otros. Un modelo de simulación en Abaqus se realiza con base en los módulos requeridos, en los cuales se define el tipo de análisis, cargas y salidas requeridas, ver figura 16.

Figura 16

Componentes de un modelo en Abaqus (Fuente: Abaqus doc. 6.11)



Nota: Tomado de Reddy, 2004.

Módulo de partes o elementos

Las partes son los bloques constructores de los modelos y tiene una representación basada en características, que permite ser construida y modificada. Las partes son construidas de una lista de características y parámetros que definen la geometría del modelo. Entre la característica bases se encuentran, planar, revolución y extrusión:

- Planar: Se dibuja la característica en un plano de dibujo 2D.
- Revolución: Se dibuja el perfil simétrico en 2D del volumen a construir, y se obtiene la geometría sólida en 3D por revolución.
- Extrusión: Se dibuja el perfil de la característica y luego lo extruye a través de una distancia específica.

Las características que más se ajustan al tema de investigación por lo planteado en los objetivos serán de tipo planar y extrusión.

Módulo de material

En este módulo se puede definir el tipo de materiales, crear y asignar secciones, orientaciones, definir capas compuestas e inercia en una parte. Es posible asignar diferentes propiedades a una parte o región del modelo. En este módulo se escoge el criterio de falla y el tipo de secciones a usar en el modelo, que pueden ser:

- Secciones sólidas: Define las propiedades de las secciones de regiones sólidas 2D, 3D y eje-simétrica
- Sección sólida homogénea: Para materiales 2D y 3D, en el caso 3D es necesario especificar el espesor del plano de esfuerzos o del plano de deformaciones.
- Sección de plano de deformación generalizado: Para materiales con espesor y ángulos de cuñas. Este tipo sólo se asigna para regiones planares 2D.

Módulo de ensamblaje

Un modelo puede estar compuesto por varias partes, por lo cual el acoplamiento de las diferentes partes que conforman el modelo se denominan ensamble.

Módulo de procesamiento

En este módulo se crean los pasos de análisis, se especifican los requerimientos de salida y los controles del análisis. La secuencia de los pasos proporciona una forma conveniente para capturar los cambios en las condiciones de frontera, cargas, en la forma que

las partes del modelo interactúan con otras y reproducen el fenómeno de estudio por etapas logrando una mayor fidelidad del proceso.

- Paso inicial: Permite definir las condiciones de frontera, campos predefinidos, e interacciones que se aplican al comienzo del análisis.
- Pasos del análisis: Están asociados con un procedimiento específico que define el tipo de análisis que se desarrolla durante el modelo, análisis de esfuerzos estáticos o dinámicos, análisis de Esfuerzo/Desplazamiento, estático, transitorio con respuesta del material dependiente del tiempo, campo geoestático de esfuerzos.

Módulo de cargas

Se definen las condiciones iniciales, de cargas, de frontera y campos predefinidos de esfuerzos, son objetos paso-dependientes, lo que significa que se deben especificar los pasos del análisis en los cuales dichas variables estarán activas.

Módulo de enmallado

Este módulo permite generar las mallas en partes y ensamblajes creados dentro de Abaqus/CAE. Para realizar un enmallado relativamente aceptable se debe seguir los siguientes pasos:

- Asignar los atributos de la malla y fijar los controles de esta: Se especifican las características de la malla como densidad, forma y tipo de elemento.
- Generar la malla: Se especifica la técnica de enmallado, la cual determina el nivel de control que se tendrá sobre la malla.

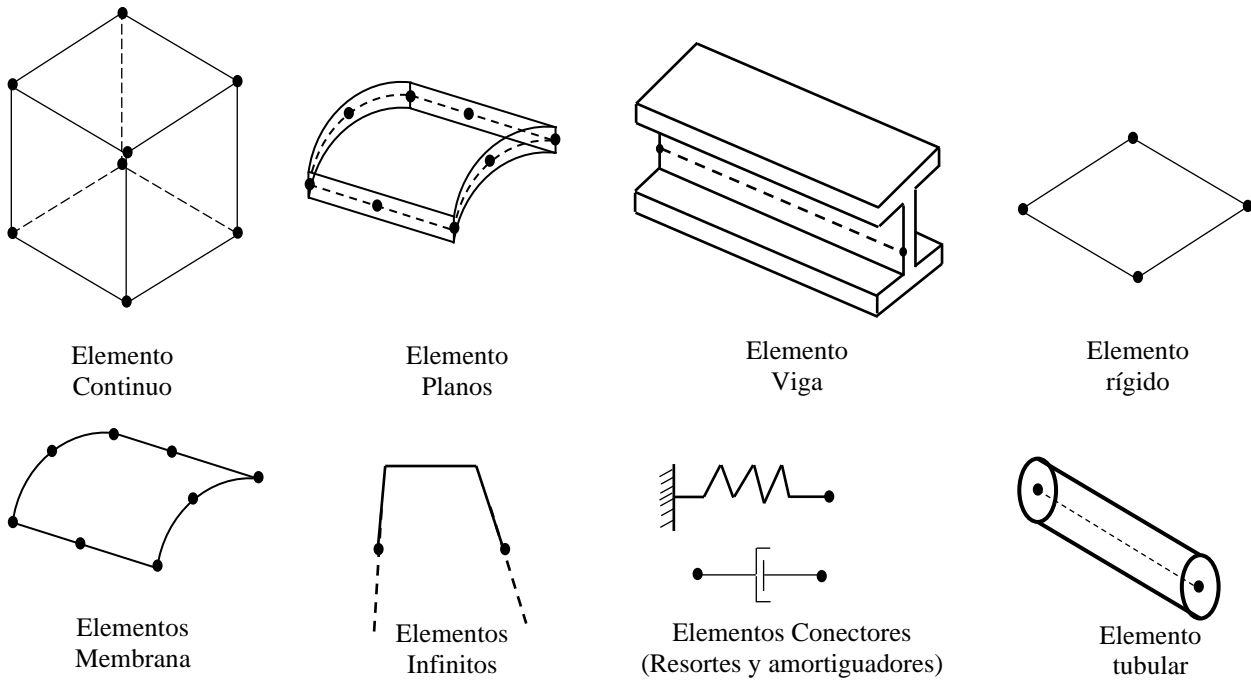
- Refinar la malla: Se especifican las semillas, se divide el modelo complejo en varias regiones más simples para obtener mejor calidad de la malla.
- Optimizar la malla: Se pueden asignar reglas de remallado a las regiones del modelo para permitir un sucesivo refinamiento de la malla de acuerdo con los resultados del análisis.
- Verificar la malla: Se verifica la calidad de la malla la cual influye significativamente en la precisión y exactitud de los resultados del análisis.

Elementos finitos

Son los componentes fundamentales de un modelo en Abaqus. Los elementos finitos se caracterizan por tipos de familia y tipos de elementos (ver figura 17), de acuerdo con el orden de interpolación (ver figura 18).

Figura 17

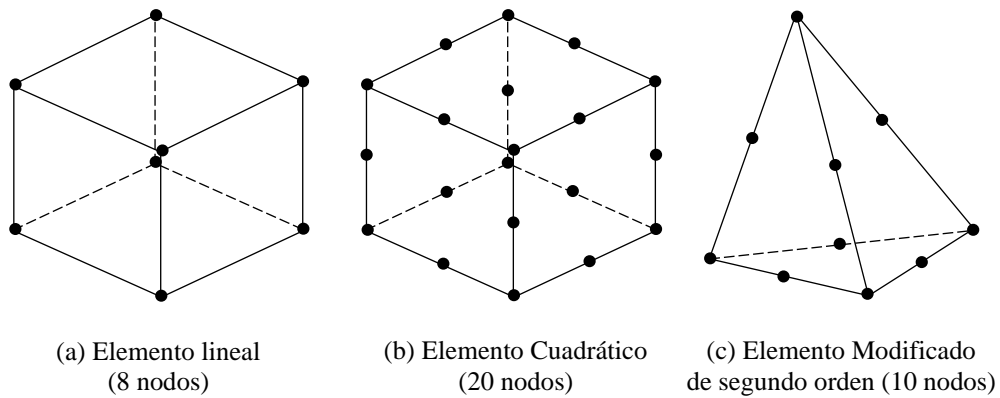
Familia de elementos (Fuente: Abaqus doc. 6.11)



Nota: Tomado de Reddy, 2004.

Figura 18

Elementos según orden de interpolación (Fuente: Abaqus doc. 6.11)



Nota: Tomado de Reddy, 2004.

Módulo de trabajo

Finalizadas todas las tareas que se incluyen en la definición de un modelo (tales como definir la geometría del modelo, asignar las propiedades de la sección y definir las condiciones iniciales y de frontera y el enmallado del mismo), Abaqus utiliza un módulo de trabajo para analizar el modelo. Este módulo permite crear un trabajo, enviarlo para su análisis y monitorear su progreso. Si se quiere se pueden crear varios modelos, trabajos, correr y monitorear los trabajos simultáneamente.

2.5. Análisis para evaluar las fallas por colapso

Muchos estudios realizados para evaluar las fallas por colapso comparan los resultados numéricos obtenidos, analizando los valores de deformación plástica, esfuerzo radial y esfuerzos de Von Mises para determinar las zonas que superaron la resistencia al colapso del material, para las que se diseñó la tubería (Morita et al., 2011), (Huang et al., 2011), (Xinpu et al., 2012), (Gholami & Rasouli, 2016), (Zhao et al., 2019). En este trabajo de investigación, se analizan las fallas observadas en el simulador, teniendo en cuenta que es un análisis estructural y no un análisis fluidodinámico, para lo cual se tiene en cuenta si la deformación plástica es superior a uno, el esfuerzo radial supera la resistencia al colapso de diseño, y/o el esfuerzo de Von Mises supera el esfuerzo de cedencia. Cualesquiera de estas tres variables indican la presencia de una falla en el material.

Cabe mencionar que, aunque el modelo se encuentra en estado estable es necesario establecer la formulación más adecuada, de acuerdo con el tipo de fenómeno que se desea simular y la mejor forma en que se pueda reproducir. Para lo cual Abaqus sugiere el uso de una formulación específica, por ejemplo sugiere un análisis lagrangiano tradicional cuando

se desea que los nodos se fijen dentro del material y los elementos se deformen a medida que el material se deforma, y cuando se necesita que los elementos siempre estén llenos al 100% de un solo material, por lo que el límite del material coincida con el límite del elemento (condición que se acopla muy bien al fenómeno de colapso de casing que se desea simular). Por el contrario, sugiere un análisis euleriano cuando se desea que los nodos estén fijos en el espacio y el material fluya a través de elementos que no se deforman, y cuando no se requiere que los elementos estén llenos de material al 100% (muchos pueden estar parcial o completamente vacíos). El límite material euleriano debe, por lo tanto, calcularse durante cada incremento de tiempo y generalmente no corresponde al límite de un elemento (Abaqus documentation 6.11).

2.5.1. Geometría y construcción del modelo

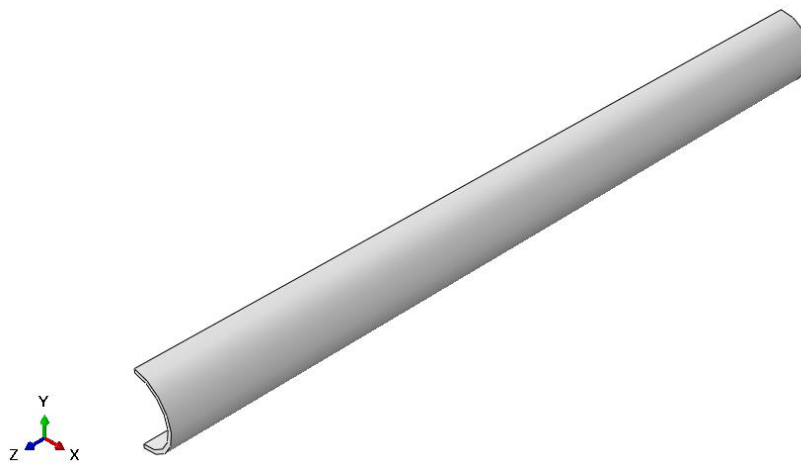
Esta investigación se basa en la aplicación numérica del software Abaqus que utiliza elementos finitos para calcular el campo de desplazamientos y posteriormente, a través de relaciones cinemáticas y constitutivas, las deformaciones y tensiones respectivamente, debido a que es un problema de mecánica de sólidos deformables. El modelo lo constituye una sección de tubería (Casing de 7 in y 29 lbs/ft) de 180 in (15 ft) de largo. En la figura 19, se muestra la geometría del modelo.

Autores como (Kuriyama et al., 1992), (Gholami & Rasouli, 2012) y (Kaldal et al., 2013), llevaron a cabo simulaciones del colapso del casing parametrizando con una geometría de $\frac{1}{4}$ o $\frac{1}{2}$ tubería, dado que la resultante del fenómeno de ovalización o que la forma posterior al pandeo del cilindro (colapso de casing) es simétrica.

Es de resaltar que el fenómeno de ovalización es un efecto simétrico, y como ya se mencionó, aunque el desgaste real no se produce de forma simétrica, por fines prácticos se establece como un desgaste concéntrico (reducción del espesor simétrica del casing), por lo cual la geometría utilizada (1/4 de tubería, con simetría) tiene validez para el análisis del desgaste y la ovalidad (por separado y combinados) sobre la resistencia al colapso del casing.

Figura 19

Geometría del modelo en estudio



Materiales

Para modelar el comportamiento mecánico del casing se considera un modelo hiperelástico bilineal, cuyo módulo de elasticidad es de $2,96E+7$ psi, coeficiente de Poisson de 0,3 y debido a que la tubería es de grado P-110 el esfuerzo de fluencia es de 110.000 psi y un esfuerzo último de 140.000 psi.

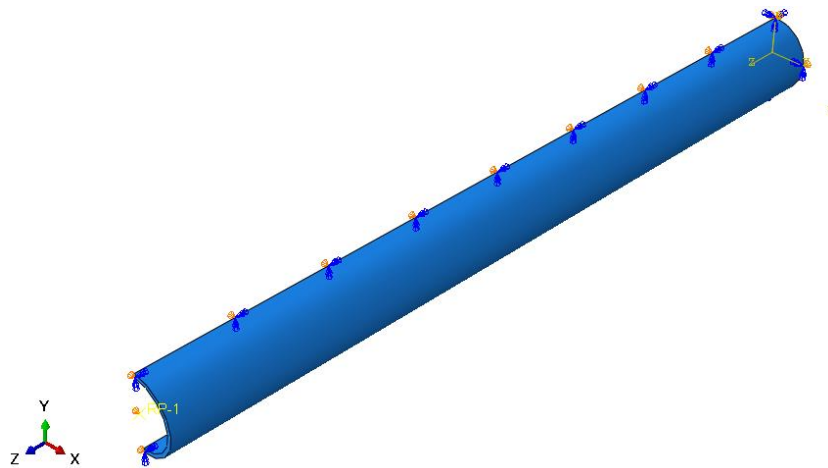
Condiciones iniciales

Con respecto a las condiciones de frontera, se restringen los desplazamientos en la dirección axial en el tope y la base, así como en los extremos laterales del modelo. Esta

condición permite que el tubular sea evaluado bajo cargas de presión interna y externa, ubicada en la parte media del casing, zona lo suficientemente alejada de las condiciones de borde como para que la mismas no tengan influencia, de acuerdo con el principio de Saint Venant, ver figura 20.

Figura 20

Condiciones de simetría y frontera del modelo

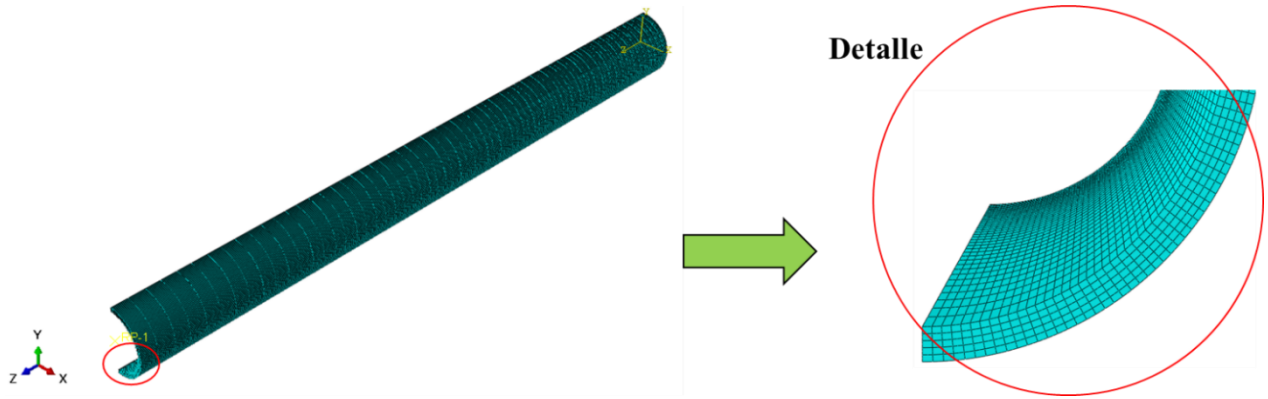


Mallado

La discretización del modelo se realizó utilizando elementos C3D8R según nomenclatura de Abaqus, que representan elementos hexaédricos de 8 nodos y tres grados de libertad por nodo, con integración reducida y control de hourglass. Para la generación de la malla se usó la técnica de colocación de semillas a través del control del tamaño global y control de curvatura. Finalmente, la malla se generó utilizando una técnica de barrido y un algoritmo de eje medio para minimizar las transiciones de tamaño. La malla generada se muestra en la figura 21.

Figura 21

Detalle de mallado



3. Selección de variables influyentes y aplicación de la metodología MICMAC

El análisis de la metodología MICMAC puede ser utilizado para determinar las variables claves en las que se debe basar el estudio y la relación existente entre ellas (Cely, 1999). A continuación, se enuncian las variables que pueden ser estudiadas según su relación con los modos de falla por colapso.

- Variables:**
- A. Grado de ovalización del casing
 - B. Espesor del casing (desgaste)
 - C. Diámetro del casing
 - D. Tipo de completamiento
 - E. Grado de resistencia del casing
 - F. Mal diseño del casing
 - G. Diferencial de presión efectiva en el casing
 - H. Tipo de pozo (vertical, desviado)
 - I. Errores operativos durante la corrida de casing

En la matriz de análisis estructural o matriz MICMAC la motricidad hace referencia al nivel de influencia de una variable sobre las otras, esto depende del impacto que ejerce cada variable sobre las otras, el cual puede ser directo, indirecto y potencial (Cely, 1999). El resultado final del análisis genera una gráfica que se divide en cuatro zonas en las que se ubican las variables de acuerdo con su porcentaje de motricidad y dependencia en el sistema y señala el nivel de importancia de cada variable, estas zonas son:

- Zona de poder: Las variables ubicadas en esta zona son las más importantes ya que no dependen de las demás, presentan un bajo índice de dependencia mientras que alteran fácilmente a las otras por lo cual su índice de motricidad es alto.
- Zona de conflicto: Estas variables también tienen gran importancia ya que, aunque dependen de las demás, también las alteran en gran medida.
- Zona de problemas autónomos: Son variables sin importancia, ya que no alteran ni son alterados por las demás significativamente.
- Zona de salida: En esta zona se ubican variables sin gran influencia, pero muy dependientes de las otras por lo que no son tomadas en cuenta como variables críticas.

El límite de las zonas se determinó con base en la siguiente ecuación:

$$m = \frac{100}{n} \quad (92)$$

Donde: n es el número de variables.

Inicialmente, se definió la matriz de relaciones directas para las 9 variables identificadas con letras desde la “A” hasta la “I” mencionadas anteriormente (ver figura 22), conformada de acuerdo con la influencia entre las variables tal como se enuncia en la Tabla 2, estos valores son establecidos por la metodología MICMAC.

Tabla 2*Códigos relaciones directas (Fuente: Cely, 1999)*

Influencia	Código
Directa	1
Nula	0

Nota: Tomado de Reddy, 2004.

Figura 22*Matriz de relaciones directas (Fuente: Cely, 1999)*

	A	B	C	D	E	F	G	H	I
A	0	1	1	0	1	1	1	0	0
B	1	0	1	0	0	1	1	1	0
C	0	0	0	0	1	0	0	0	1
D	0	0	0	0	1	0	1	1	0
E	1	0	1	0	0	1	0	0	1
F	0	0	0	0	1	0	0	0	0
G	1	1	1	1	1	1	0	1	0
H	1	1	1	1	1	1	1	0	1
I	0	0	1	0	0	0	0	0	0

Nota: Tomado de Reddy, 2004.

Con base en la matriz anterior se determinó el porcentaje de motricidad (ver tabla 3) y dependencia (ver tabla 4) de cada variable de acuerdo con las siguientes ecuaciones:

$$\%M = \frac{IM}{SIM} * 100 \quad (93)$$

$$\%D = \frac{ID}{SID} * 100 \quad (94)$$

Donde: IM: Índices de motricidad (Filas). ID: Índices de dependencia (Columnas).

SIM: Sumatoria de los índices de motricidad.

SID: Sumatoria de los índices de dependencia.

Tabla 3*Porcentajes de motricidad*

Variables	IM	%M
A	5	13,8
B	5	13,8
C	2	5,5
D	3	8,3
E	4	11,0
F	1	2,8
G	7	19,4
H	8	22,2
I	1	2,8
SIM	36	

Tabla 4*Porcentajes de dependencia*

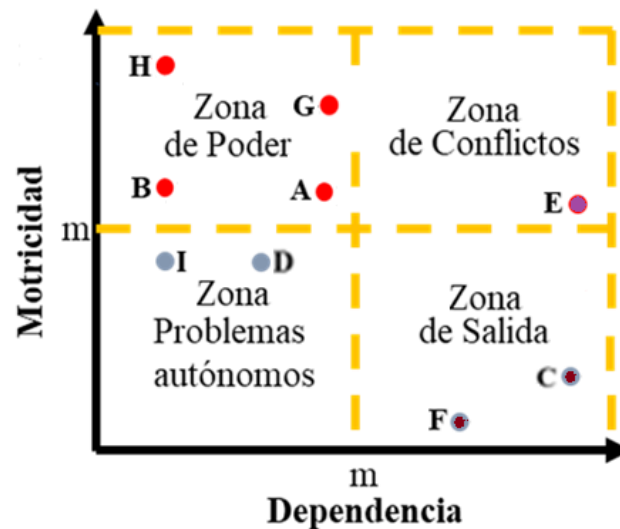
Variables	ID	%D
A	4	11,1
B	3	8,3
C	6	16,7
D	2	5,6
E	6	16,7
F	5	13,9
G	4	11,1
H	3	8,3
I	3	8,3
SID	36	

Posteriormente, se construyó el gráfico de motricidad contra dependencia para determinar las relaciones directas y el nivel de importancia de cada variable seleccionada, ver figura 23. Se establece que las variables más importantes para las fallas en el casing son las ubicadas en la zona de poder debido a que no dependen de las demás, presentando un bajo

índice de dependencia al mismo tiempo que alteran fácilmente a las otras debido a un alto índice de motricidad.

Figura 23

Gráfico de relaciones directas



Según los resultados de la metodología MICMAC, se estableció que las variables más representativas a utilizar para realizar los respectivos análisis elástico y plástico de las fallas en el casing son las mencionada en la Tabla 5.

Tabla 5

Variables seleccionadas

Parámetros analizados	Fallas por colapso
Grado de ovalización del casing	√
Espesor del casing (desgaste)	√
Diferencial de presión efectiva del casing	√
Tipo de pozo (vertical, desviado)	√
Grado de resistencia del casing	√

4. Selección de criterios de falla de casing y planteamiento del modelo de simulación

Como se mencionó anteriormente, un casing puede colapsar debido al pandeo de la tubería por falta de soporte lateral, desgaste de la tubería, cargas tectónicas, corrosión de la tubería, entre otros factores. Además, está sometido a diversas condiciones de carga durante su vida operativa; es importante mencionar que las cargas geostáticas, la fluencia de domos salinos y las fallas litológicas que debe soportar un casing generan la deformación del material a largo plazo y por tal razón no pueden causar el colapso prematuro de casing. Para esta investigación se analizaron algunas hipótesis para comprender los eventos de colapso a corto plazo, las cuales se listan a continuación:

- Colapso debido a la diferencial de presión efectiva.
- Colapso debido al arrastre excesivo durante las operaciones de corrida de casing.
- Colapso por desgaste del casing.
- Colapso por flexión debido a la deformación del tubular durante las operaciones.

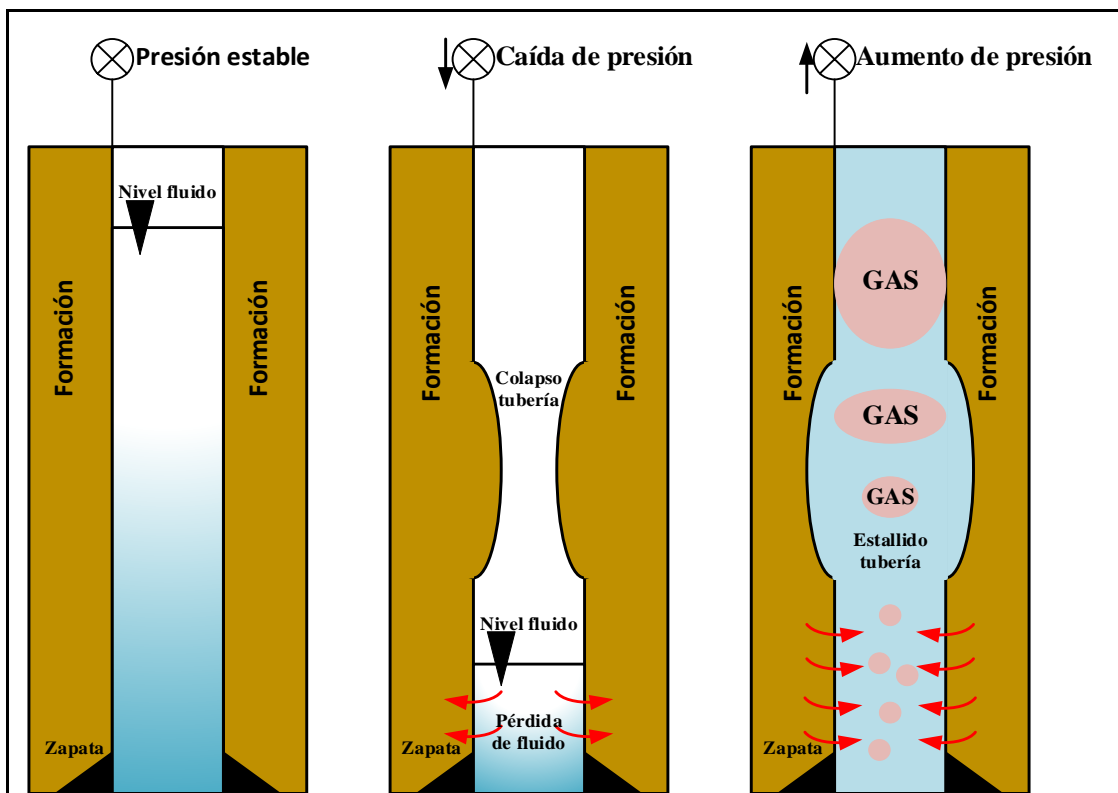
4.1. Colapso debido a la carga de presión del fluido

Para evaluar este tipo de colapso es necesario evaluar el diferencial de presiones internas y externas en la tubería, es decir, conocer si la carga de servicio simulada que debe soportar el casing se encuentra por debajo de los valores de resistencia al colapso y estallido del tubular escogido para el completamiento. El cálculo estándar de la norma API 5C3 establece que este tipo de fallas se originan principalmente por un cambio abrupto en el diferencial de presión, producida por la disminución de los niveles de fluidos en el interior del tubular, relacionado con la pérdida descontrolada de fluido hacia la formación generando el colapso de la tubería. El estallido se genera por el efecto inverso al expuesto anteriormente

en el cual el ingreso de fluidos y la expansión descontrolada de gases que ingresan de la formación al interior del tubular aumentan la presión superando la resistencia al estallido de esta, ver figura 24.

Figura 24

Colapso y estallido de la tubería por diferencial de presión en la tubería



Nota: Tomado de Rahman et al., 1995.

Los métodos de cálculo de la resistencia al colapso de API 5C3 no reflejan los últimos avances técnicos en los procesos de fabricación de casings, teniendo en cuenta parámetros de masa aleatorios, límite elástico, espesor del material, tensión residual, ovalización y excentricidad del tubular, porque solo mantienen su enfoque con factores de diseño conservadores. En la industria se han observado fallas en los casing debido a cargas inferiores para las cuales se diseñaron los tubulares que pueden estar relacionadas a imperfecciones

geométricas, por lo cual se debe tener en cuenta que estas tendrán una gran influencia en la resistencia del material.

4.2. Colapso debido al arrastre durante introducción del casing

Esta falla se origina durante la corrida del casing, por lo cual es necesario realizar un análisis de torque y arrastre para determinar las cargas esperadas durante las operaciones de bajada de casing, con el objeto de definir la densidad de lodo e hidráulica adecuada de limpieza en el pozo que evite un excesivo arrastre a causa de las posibles partículas suspendidas en el lodo de perforación, producto de la roca removida o cavernas generadas en las paredes del pozo, que pueden someter la tubería a esfuerzos axiales altos por la flexión o pandeo de esta.

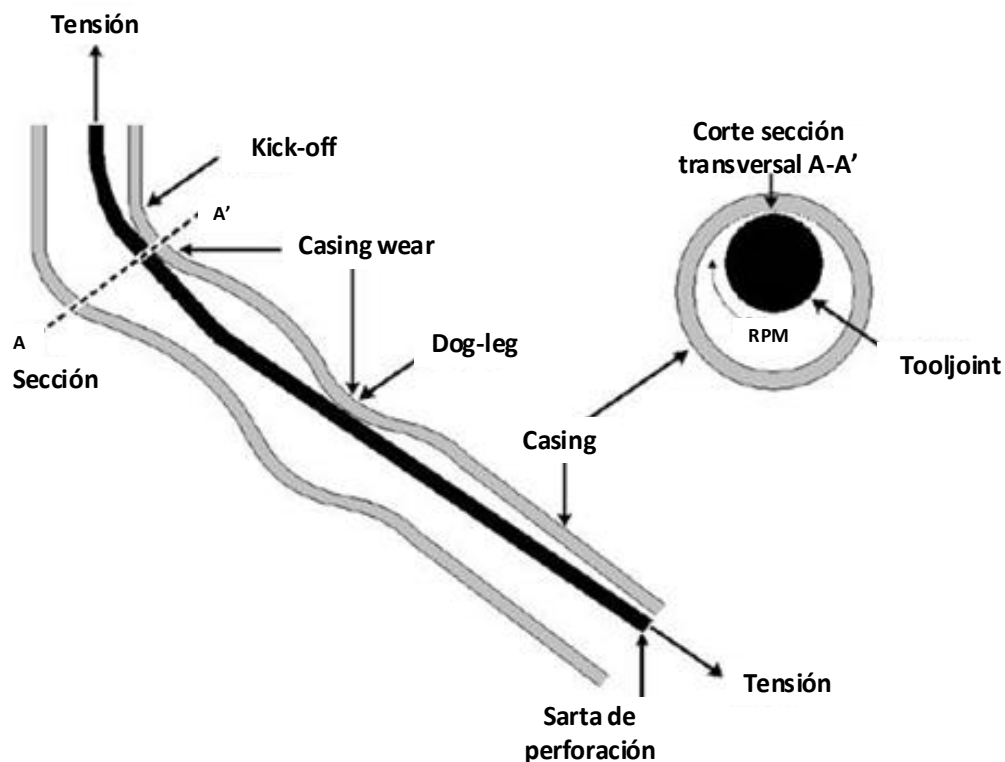
4.3. Colapso por desgaste del casing

Diferentes investigaciones y proyectos en la industria han evaluado y desarrollado en conjunto diversas técnicas de estimación del desgaste del casing, pero el análisis de esfuerzo más común y conservador asume el porcentaje de desgaste como desgaste concéntrico general, y por ende la reducción del espesor de la pared del casing lo cual disminuye su resistencia al colapso (API 5C3, 1994). Aunque proporciona una ventana operativa más grande, esto generalmente da como resultado un diseño demasiado conservador y un costo de casing de pozo más alto. No obstante, una breve exposición a una sarta de perforación giratoria puede crear grandes fuerzas de contacto que causan excentricidad o un grosor no uniforme en la carcasa, ver **Figura 25**. Si esta reducción es lo suficientemente severa, es

posible bajo tal escenario que el colapso ocurra inmediatamente, pero si la reducción de pared no uniforme es moderada, el colapso podría generarse si aumenta la presión diferencial efectiva (es decir, una reducción de la densidad del lodo para la siguiente fase de perforación del pozo).

Figura 25

Desgaste de casing por contacto con sarta de perforación

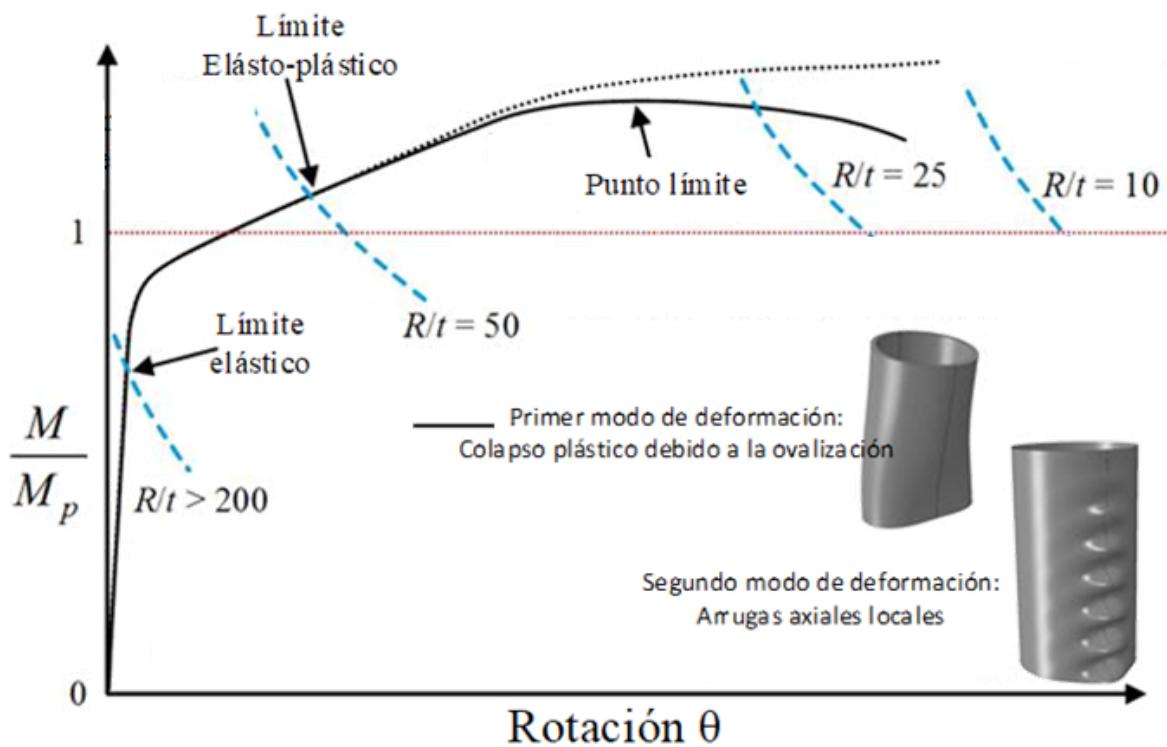


Nota: Adaptado de Gholami & Rasouli, 2012.

Cabe mencionar que es muy complicado establecer la ubicación exacta del desgaste (especialmente en la parte interna del casing), y sería necesario inspeccionar la tubería en superficie con equipos especializados que hagan un barrido en 360° (interno y externo), por lo cual por fines prácticos se evalúa el desgaste de forma concéntrica, es decir, como la pérdida de espesor de pared del casing (Kuriyama et al., 1992).

4.4. Colapso por flexión debido a la deformación del casing durante introducción

Dependiendo de las características geométricas del cilindro, son posibles dos modos de deformación cuando un tubular está sujeto a un momento flector en sus extremos. En el primer modo, la flexión induce la ovalización de la sección transversal del tubo (denominado efecto Brazier) seguido por el aplanamiento del tubular. El segundo modo implica un cambio en el patrón de deformación y, por lo tanto, también la capacidad de momento (inestabilidad de bifurcación) en forma de ondas axiales cortas (arrugas) en el lado comprimido del tubular (Sadowski et al., 2013). La trayectoria primaria es elástica y cercana a lineal hasta un momento aproximado de $0.79 M_p$, después del cual se desarrollan deformaciones inelásticas y la rigidez tangente disminuye significativamente. A continuación, una ilustración cualitativa de las trayectorias de equilibrio en cilindros con $L/R = 7$ y una ley de material de endurecimiento por deformación (cilindros de diferentes longitudes exhiben características cualitativas similares). En la **Figura 26**, se representa en términos del momento final M aplicado (normalizado por el momento plástico M_p) contra la rotación final θ . En los tubos más gruesos (aproximadamente $R/t < 50$), la respuesta permanece casi geoméricamente lineal hasta el momento plástico “ M_p ”. Si se utiliza un análisis numérico elástico-plástico geoméricamente lineal, el análisis predice un endurecimiento por deformación indefinido, pero naturalmente no puede haber pérdida de estabilidad.

Figura 26*Trayectorias de equilibrio en cilindros*

Nota: Tomado de Sadowski et al., 2013.

Un análisis numérico elástico-plástico geoméricamente no lineal predice una ovalización significativa después de que se ha excedido el momento plástico “ M_p ”, produciendo la pérdida de rigidez cuando se alcanza el punto límite. Este punto límite corresponde a un pandeo, en el cual es posible observar dos comportamientos diferentes en las curvas de resistencia en el régimen posterior al pandeo. La posibilidad de que la ovalización cause una rotura plástica (conocida como efecto Brazier), enfoque apropiado para cilindros muy largos. Los tubos gruesos fallan por colapso plástico antes de alcanzar el momento crítico de Braizer (Sadowski et al., 2013). El colapso plástico de cilindros muy gruesos implica un gran esfuerzo de material, y esto plantea un desafío importante para muchos modelos de elementos finitos.

Un comportamiento secundario en la curva puede producir arrugas axiales localizadas en el lado comprimido. El punto en el cual el comportamiento del material (curvas) cambia depende en gran medida de la relación R/t . Si el tubo es muy grueso, la respuesta sigue la curva de ovalización primaria más allá del punto límite con grandes deformaciones. En cilindros más delgados, la bifurcación o cambio en el comportamiento del material ocurre después del punto límite. Pero para los cilindros más delgados que $R/t = 50$, la bifurcación en el camino secundario ocurre antes de alcanzar el punto límite (Sadowski et al., 2013).

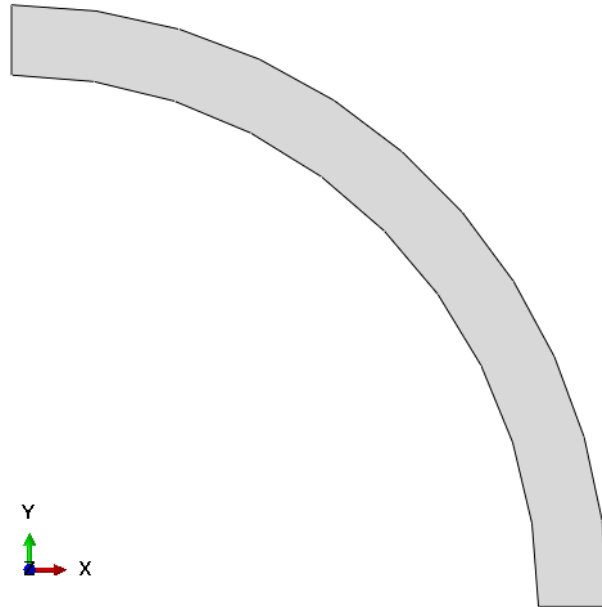
4.5. Modelo base para el análisis de colapso

El modo esperado de deformación cuando un casing está sujeto al momento de flexión es una ovalización (efecto Brazier). El análisis puede mejorarse si existieran fórmulas de predicción del colapso más precisas que capturen adecuadamente la física de la falla e incluyan más explícitamente el efecto de las imperfecciones. Debido a que el mecanismo de falla por colapso es un fenómeno de inestabilidad, es decir, la transición de una tubería esencialmente redonda a una tubería que comienza a ovalizarse y aplanarse, no es factible esperar una ecuación simple para colapso para este mecanismo de falla con mucha precisión. Sin embargo, analizar el problema a través de elementos finitos puede proporcionar una respuesta confiable y precisa.

En el modelo base planteado para esta investigación, se evaluará una tubería sometida a presiones internas y externas, además del efecto combinado del desgaste y la ovalidad en las fallas por colapso. Con estos se determinarán los esfuerzos y presiones en condiciones de operación que producen el inicio del colapso del tubular. La geometría del modelo a estudiar se puede observar en la figura 27.

Figura 27

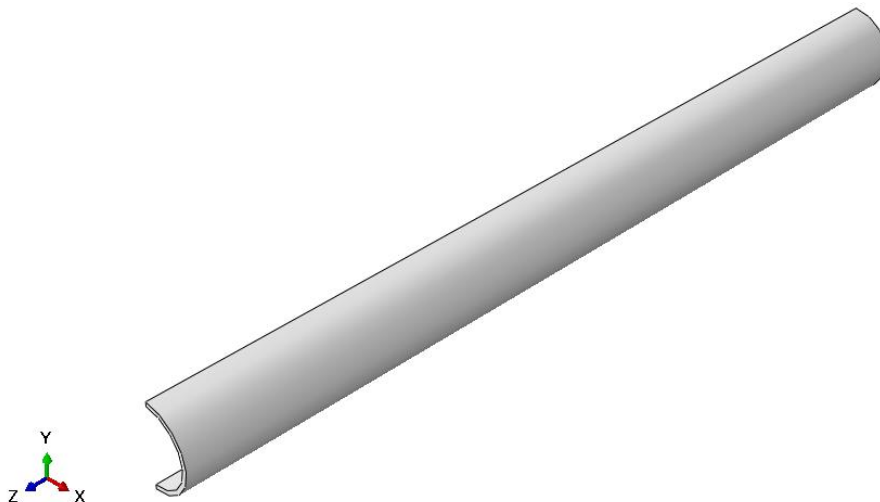
Geometría modelo para análisis de colapso



Para el análisis de los efectos de pandeo y flexión, el modelo lo constituye una sección de tubería (Casing de 7 in y 29 lbs/ft) de 180 in de largo (15 ft), ver figura 28.

Figura 28

Geometría modelo para análisis pandeo y flexión



5. Simulación numérica en Abaqus del modelo planteado

Como se mencionó anteriormente, una de las cargas más importantes que puede afectar decisivamente la capacidad de resistencia de los tubulares de la industria petrolera es la presión hidrostática externa. Bajo el efecto de dicha presión, a menudo combinada con cargas de tensión y/o flexión, puede ocurrir el fenómeno de pandeo local que conduce a la ovalización de la tubería. Por tal razón, con este modelo se pretende evaluar el efecto combinado del desgaste y la ovalidad en la pérdida de integridad mecánica de la tubería y su incidencia en las fallas por colapso. Para ello se evaluará numéricamente una tubería sometida a presiones internas y externas con pérdidas de espesor de material (desgaste) desde 0% hasta un 30%. Estos valores de desgaste obedecen al máximo permitido por la norma API 5C3 y aplicado por la mayoría de los fabricantes en la industria. También se evaluará simultáneamente el efecto de la ovalización en la tubería con valores entre 0.5% y 10%, establecidos como los valores iniciales de ovalidad permitidos (Dumitrescu et al., 2004), para un total de 16 combinaciones, ver figura 29.

Figura 29

Matriz de combinaciones a evaluar

Matriz		Desgaste (%)			
		0	10	20	30
Ovalidad	0,5	x	x	x	x
	1,0	x	x	x	x
	5,0	x	x	x	x
	10,0	x	x	x	x

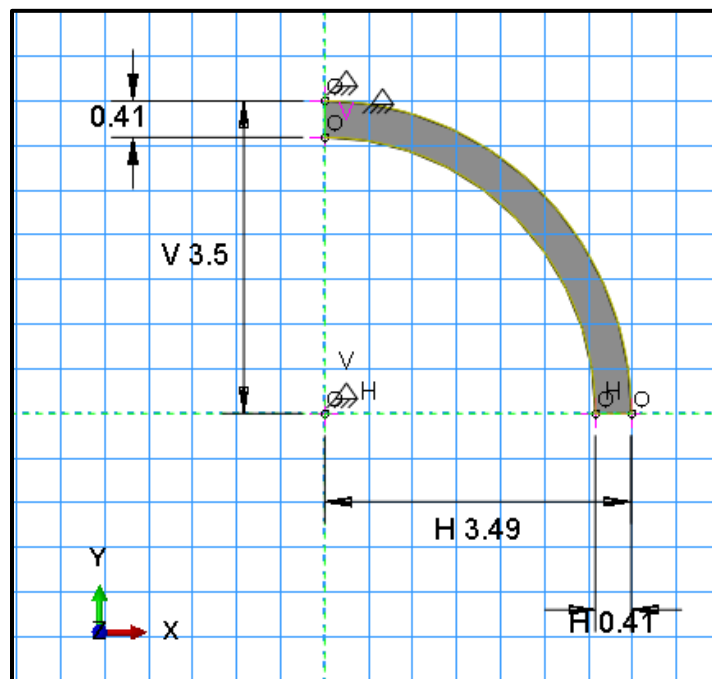
5.1. Geometría de tubería para el análisis del colapso de casing

El modelo lo comprende un cuarto de la sección transversal de una tubería de 7 in y 29 lbs/ft. La configuración del análisis paramétrico en Abaqus se realiza a través del “Parameter Manager” a través del cual se parametriza la geometría, ver figura 30.

La razón de utilizar un cuarto o media tubería además de la simetría también está relacionada con la necesidad de anclar el modelo y permitir que la tubería tenga una deformación producto del diferencial de presión al cual debe estar sometida la tubería (interna y externamente). Si se utiliza una tubería completa por condiciones del software esta debe ser anclada o restringida en su punto central lo que conlleva a generar un efecto flector, que no es el caso de análisis, en el cual se desea evaluar el colapso de la tubería generado por el diferencial de presión que actúa en las caras de esta.

Figura 30

Geometría modelo cuarto de tubería



5.2. Materiales y condiciones de frontera para el modelo de cuarto de tubería

Para simular el comportamiento mecánico del casing se considera un modelo elastoplástico bilineal, usando como referencia una tubería grado P-110 (ver tabla 6, con el resumen de propiedades), con elongaciones totales bajo carga de 0.6%.

Tabla 6

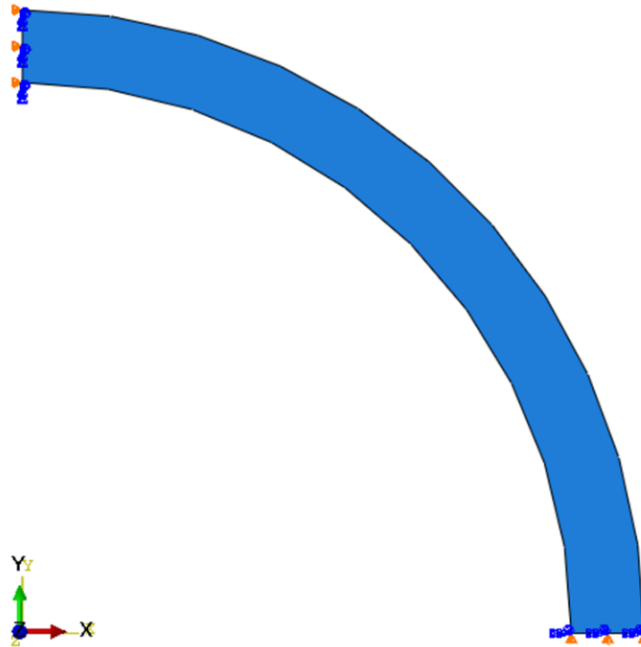
Resumen propiedades del casing

Diámetro exterior	7,0	in
Diámetro interior	6,276	in
Espesor de pared	0,362	in
Esfuerzo de cedencia	110.000	psi
Peso unitario	26,0	lbs/ft
Módulo elástico	29.600.000	psi
Relación de Poisson	0,3	
Esfuerzo último	140.000	psi

Se aplicaron condiciones de simetría en los planos de corte de la tubería de la siguiente forma, en el plano XZ se restringe el desplazamiento en dirección Y, y en el plano YZ se restringe el desplazamiento en dirección X, ver figura 31.

Figura 31

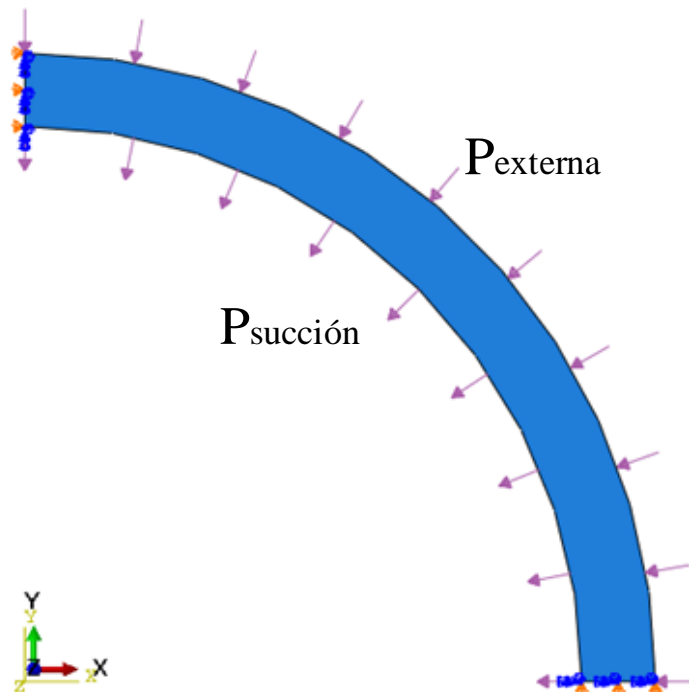
Condiciones de frontera aplicadas al modelo de cuarto de tubería

**5.3. Condiciones de carga y pasos de procesamiento en Abaqus**

El análisis se completa en dos pasos de procesamiento. En el primer paso se realiza un análisis estático general, aplicando al casing una presión interna de -250 psi que corresponde a la presión de succión de la bomba (caso extremo) y una presión máxima de producción de 1.600 psi (corresponde a condiciones de campo). En el segundo paso se simula un incremento súbito en la presión externa, con la cual se pretende estimar la presión con la cual se inicia el colapso, con presiones superiores a los 6.000 psi, ver figura 32.

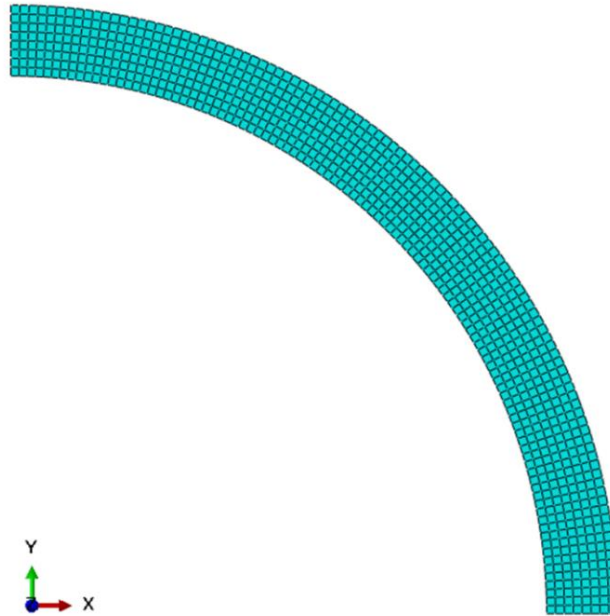
Figura 32

Cargas aplicadas al modelo de cuarto de tubería



5.4. Mallado en Abaqus del modelo cuarto de tubería

El mallado del modelo se realizó utilizando elementos CPE4R según nomenclatura de Abaqus, que representan elementos cuadriláteros bilineales en deformación plana con 4 nodos y 3 grados de libertad por nodo (2 desplazamientos y 1 rotación), con integración reducida y control de hourglass. Para la generación de la malla se usó la técnica de colocación de semillas a través del control del tamaño global (0,05 in) y control de curvatura. Finalmente, la malla se generó utilizando una técnica de mallado estructurado minimizando las transiciones de tamaño. La malla generada se muestra en la figura 33.

Figura 33*Mallado modelo cuarto de tubería***5.5. Análisis 2D FEM**

En este apartado se realizó un análisis de convergencia, para ello se compararon los resultados del modelo numérico con el modelo analítico, utilizando las ecuaciones de Lamé establecidas para cilindros de pared gruesa (ver figura 34), en condiciones de cero ovalidad y desgaste (Chen et al., 2010). A continuación, son presentadas las ecuaciones de Lamé:

$$\sigma_r = \frac{r_o^2 P_o}{r_o^2 - r_i^2} \left(\frac{r_i^2}{r^2} - 1 \right); \quad \& \quad \sigma_t = -\frac{r_o^2 P_o}{r_o^2 - r_i^2} \left(\frac{r_i^2}{r^2} + 1 \right); \quad (95)$$

$$(\sigma_r)_{max} = -P_o; \quad @ \quad r = r_o;$$

$$(\sigma_t)_{max} = -\frac{2r_o^2 P_o}{(r_o^2 - r_i^2)}; \quad @ \quad r = r_i;$$

Donde: σ_r = Esfuerzo radial.

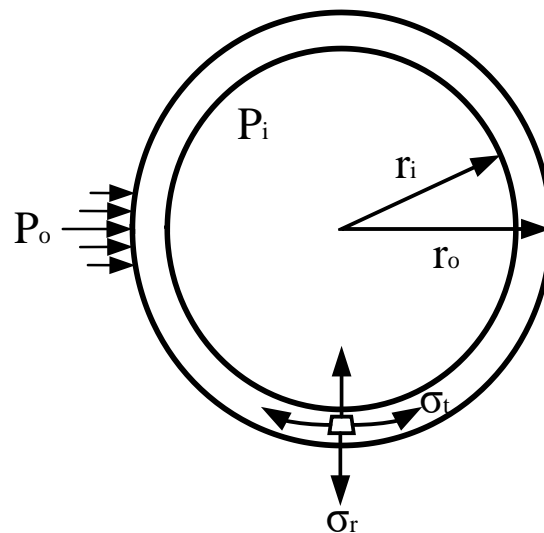
σ_t = Esfuerzo tangencial.

r_i = Radio interior.

r_o = Radio exterior.

Figura 34

Diagrama ecuaciones de Lamé



Nota: Tomado de Chen et al., 2010.

En las figuras 35-38, se observa el comportamiento según resultados por FEM y por cálculos analíticos (ecuaciones de Lamé) de los esfuerzos radiales y tangenciales que actúan en un casing de 7 in, P-110, 29 lbs/ft, sin deformación; sometido a 5.000 psi y 7.000 psi de presión externa. El valor negativo de las gráficas indica que los esfuerzos actúan en compresión.

Figura 35

Valores máximos de σ_r para casing sometido hasta 5.000 psi de presión externa según espesor de tubería

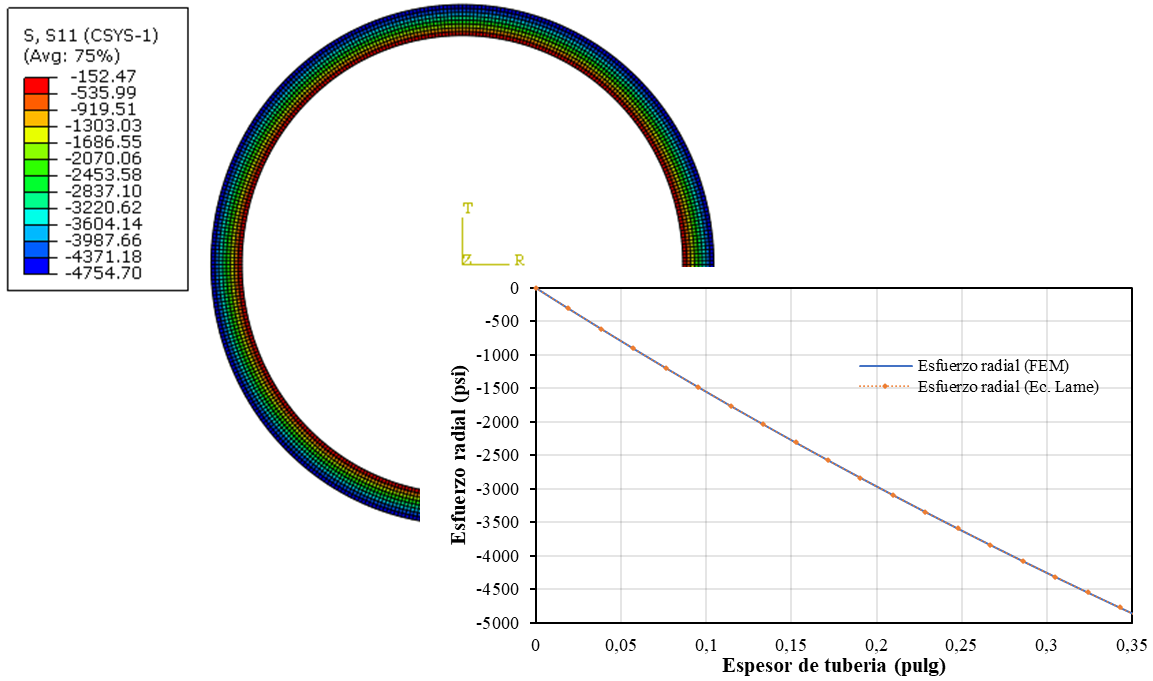


Figura 36

Valores máximos de σ_t para casing sometido hasta 5.000 psi de presión externa según espesor de tubería

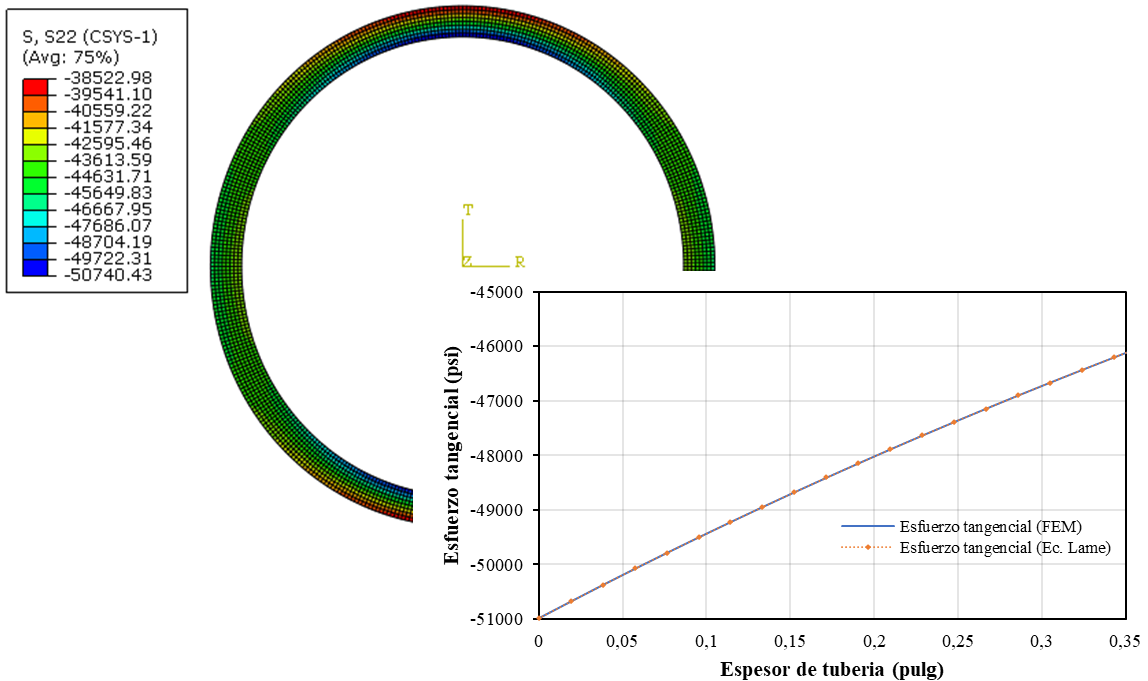


Figura 37

Valores máximos de σ_r para casing sometido hasta 7.000 psi de presión externa según espesor de tubería

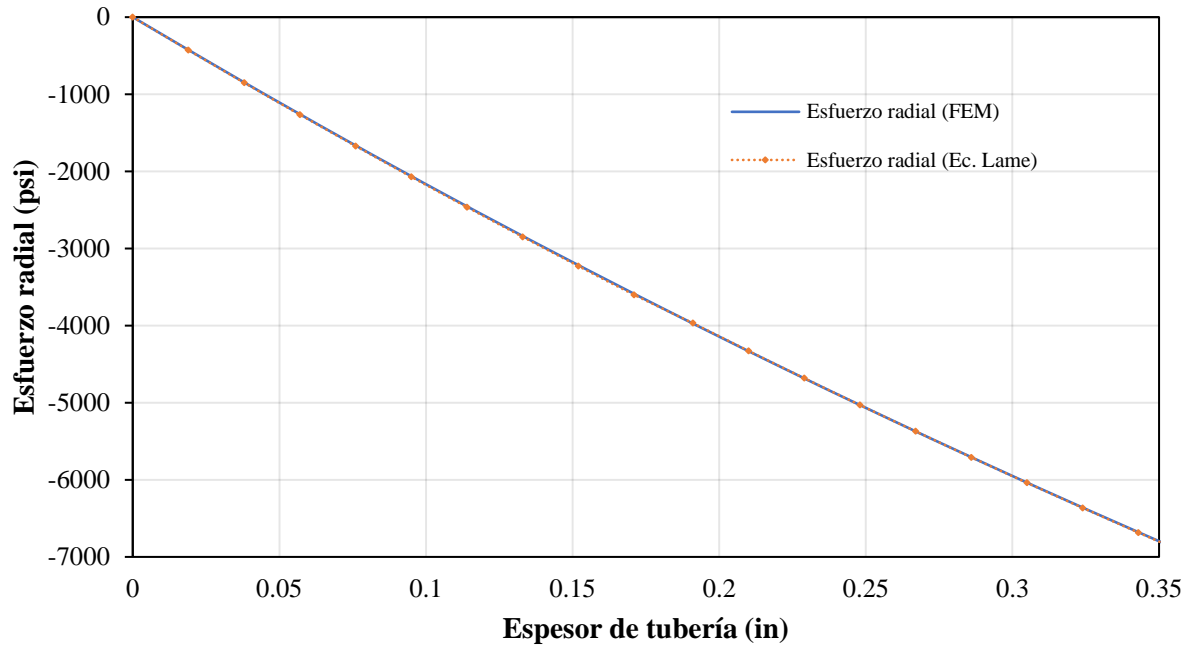
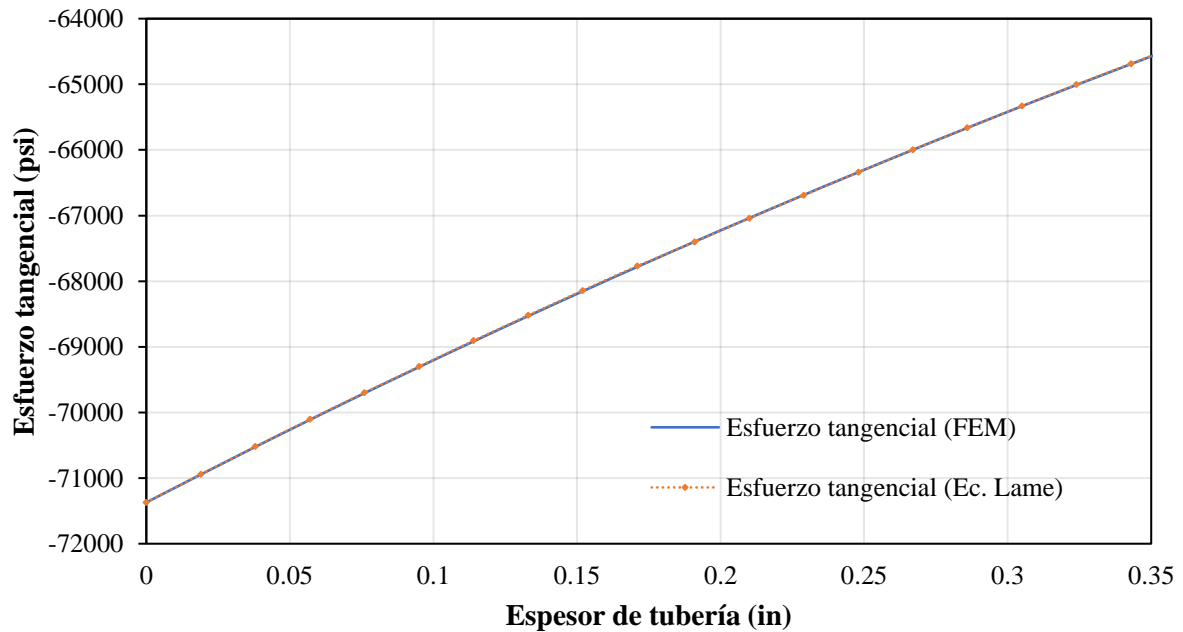


Figura 38

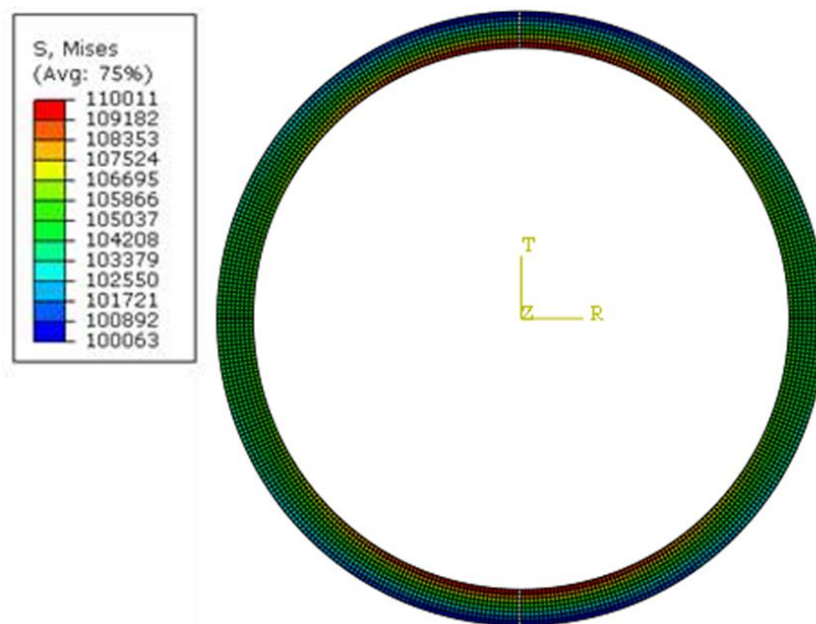
Valores máximos de σ_t para casing sometido hasta 7.000 psi de presión externa según espesor de tubería



Se conoce que una tubería colapsó cuando el esfuerzo equivalente de Von Mises supera la resistencia a la fluencia de la tubería, para el caso inicial se trabajó con un casing P-110 en perfectas condiciones por lo cual el valor del Von Mises presentó valores por debajo de los 110.000 psi, ver figura 39.

Figura 39

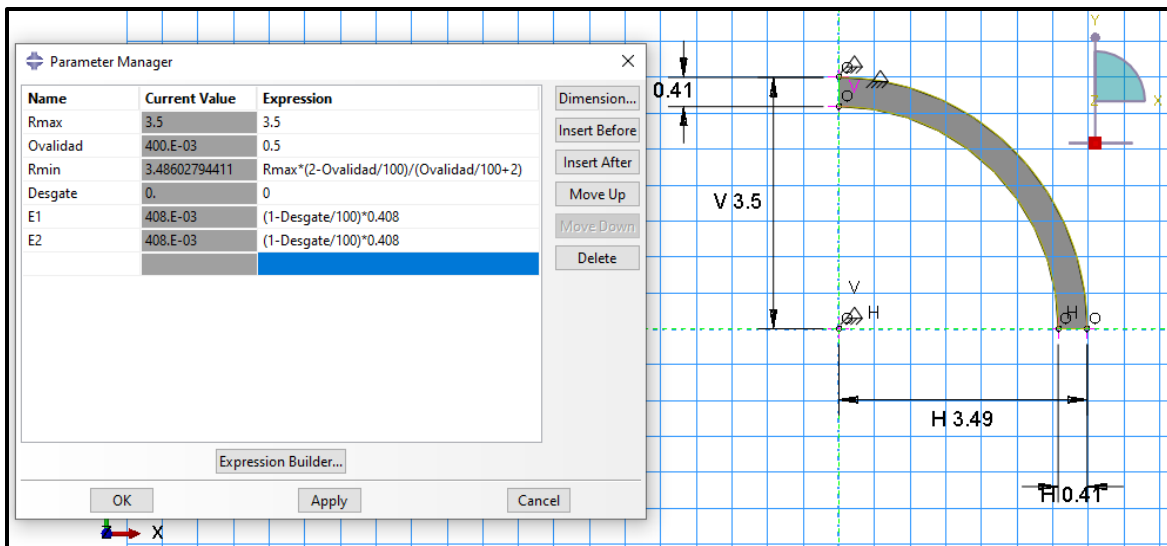
Esfuerzo Von Mises de casing sin imperfecciones geométricas



Si se modifica los valores geométricos de la tubería debido a una inadecuada manipulación o problemas operativos durante la corrida de casing se observa que la resistencia al colapso y los esfuerzos de Von Mises serán menores a los establecidos por el fabricante, para observar este fenómeno se modificó la cilindridad de la tubería con una ovalidad de 0.5% en los parámetros geométricos del modelo base, ver figura 40.

Figura 40

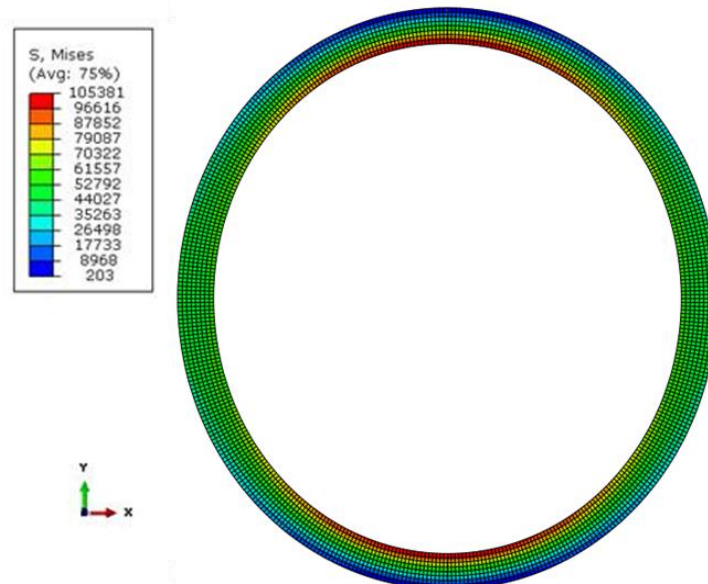
Variación geométrica del casing por deformación (ovalidad 0,5%)



Los resultados obtenidos del análisis numérico en Abaqus muestran valores de Von Mises inferiores de los 110.000 psi, como se aprecia en la figura 41.

Figura 41

Esfuerzos Von Mises casing con leve deformación (ovalidad 0,5%)

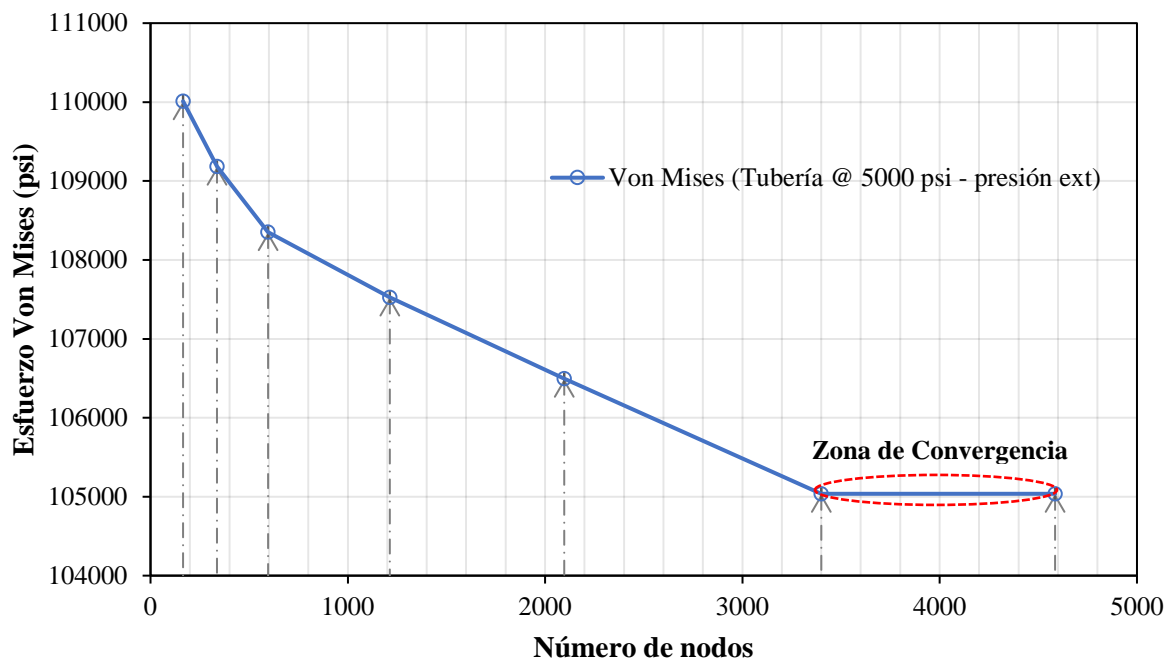


5.6. Análisis de convergencia

Para el análisis de convergencia se compararon los resultados de Von Mises y la variabilidad de estos con el número de elementos y nodos utilizados durante las diferentes corridas, obteniendo un umbral de convergencia entre los 3.500 y 5.000 nodos, este comportamiento se aprecia en la figura 42.

Figura 42

Número de nodos requeridos en la convergencia del modelo



5.7. Análisis de ovalidad y desgaste en modelo base de cuarto de tubería

En este apartado se modificaron los parámetros de ovalización y desgaste en el casing, simulando valores iniciales de ovalidad de 0,5; 1; 5 y 10 (Dumitrescu et al., 2004), combinados con pérdidas de espesor de material (desgaste) de 0%, 10%, 20% y 30%

(máximo permitido por la norma API 5C3), ver figura 43. Para casing de 7 in, P-110, 29 lbs/ft; casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft; casing de 5-½ in, P-110, 20 lbs/ft y casing de 5-½ in, P-110, 17 lbs/ft.

Figura 43

Matriz de combinaciones a evaluar

Matriz		Desgaste (%)			
		0	10	20	30
Ovalidad	0,5	x	x	x	x
	1,0	x	x	x	x
	5,0	x	x	x	x
	10,0	x	x	x	x

5.7.1. Análisis del desgaste en el casing

A continuación, se muestra la distribución de esfuerzos combinados de Von Mises para los diferentes casos de pérdida de espesor del material en el casing en condiciones normales de operación ($P_{\text{Interna}} = -200$ psi y $P_{\text{Externa}} = 1.600$ psi, datos de campo).

En las figuras 44 - 47, se aprecia el desplazamiento radial, la parte izquierda (*U, Magnitude*) se usa como referencia para establecer el inicio de la deformación plástica en el tubular, debido a que el desgaste genera una reducción en la cedencia (inferior al valor inicial de 110.000 psi); en la parte derecha se muestra la distribución de esfuerzos de Von Mises (*S, Mises*), en la cual se observa su aumento progresivo a medida que incrementa el % de desgaste (lo cual equivale a una reducción de la resistencia al colapso). En la parte derecha de los gráficos, la parte azul del gráfico (1/4 de tubería) se usa como referencia para establecer

la geometría del casing antes de la deformación, mientras la parte verde del gráfico (los restantes 3/4 de tubería) muestra la reducción del espesor del casing debido al desgaste simulado (0%, 10%, 20% y 30%). Estos resultados confirman el efecto desfavorable que genera el desgaste en la resistencia del tubular. Como se mencionó anteriormente, el problema de desgaste se evaluó como un efecto concéntrico, es decir, como la reducción simétrica del espesor de la tubería, el cual tiene un impacto directo en su resistencia al colapso. Adicional, vale la pena mencionar que al utilizar la fórmula de Von Mises para calcular la reducción de la resistencia al colapso debido al desgaste, se debe asumir un aumento promedio de toda la circunferencia interior alrededor del casing, es decir, una reducción en todo el espesor de la pared (Ripman, 2011).

Figura 44

Desplazamiento radial debido al desgaste concéntrico o reducción simétrica del espesor del casing con 0% de desgaste

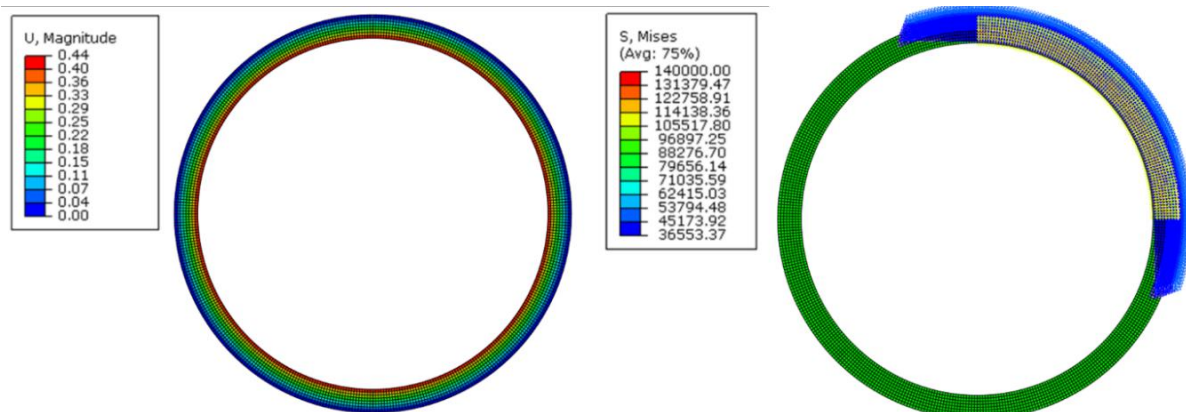


Figura 45

Desplazamiento radial debido al desgaste concéntrico o reducción simétrica del espesor del casing con 10% de desgaste

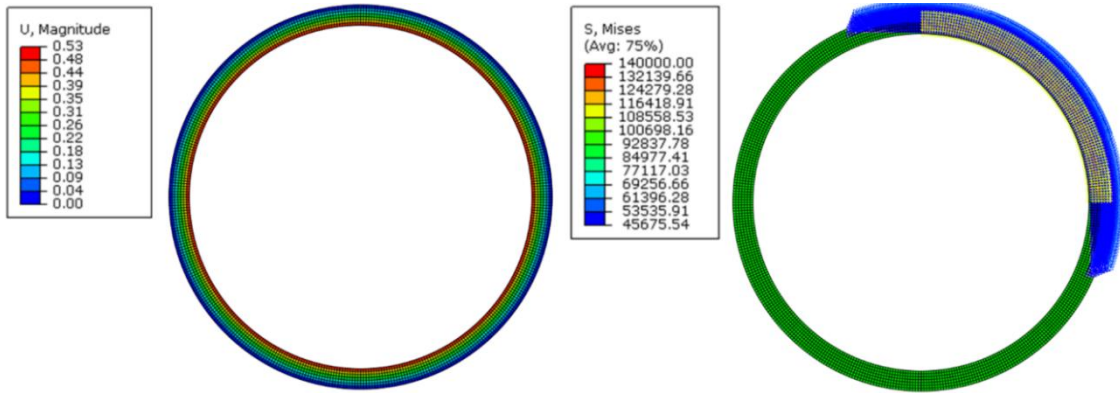


Figura 46

Desplazamiento radial debido al desgaste concéntrico o reducción simétrica del espesor del casing con 20% de desgaste

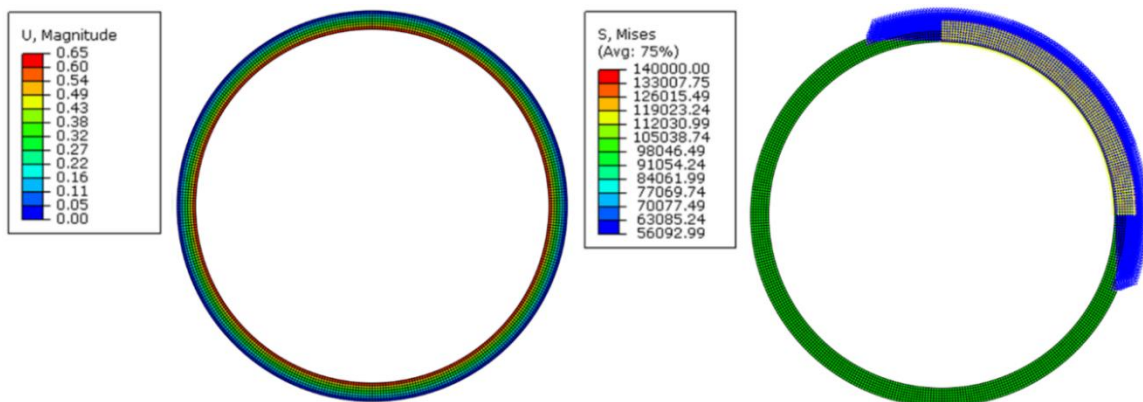
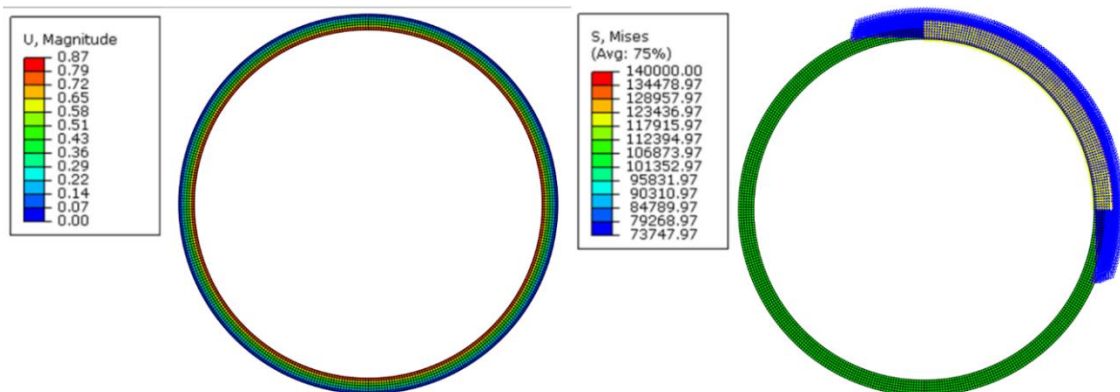


Figura 47

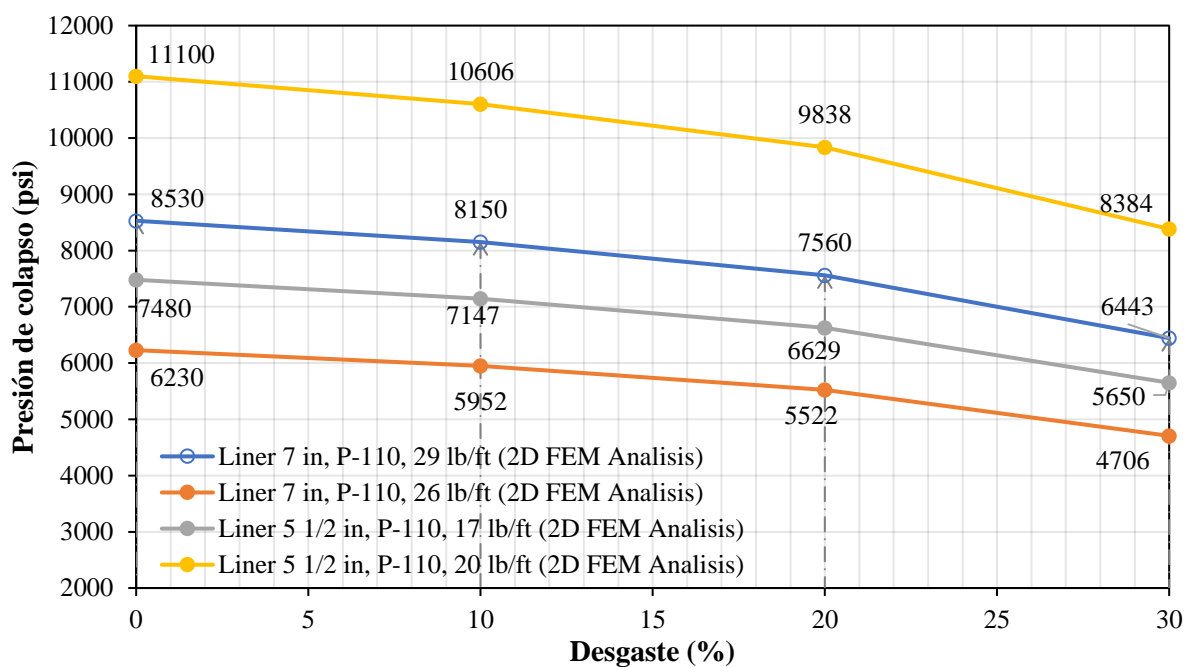
Desplazamiento radial debido al desgaste concéntrico o reducción simétrica del espesor del casing con 30% de desgaste



En la figura 48, se muestra las presiones de colapso de cada uno de los modelos en estudio al momento de alcanzar la falla por colapso. Analizando los datos presentados, se puede estimar que por cada 1% en desgaste del casing, la resistencia al colapso disminuye en aproximadamente 70 psi, perdiendo un 25% de su resistencia cuando el desgaste es del 30%.

Figura 48

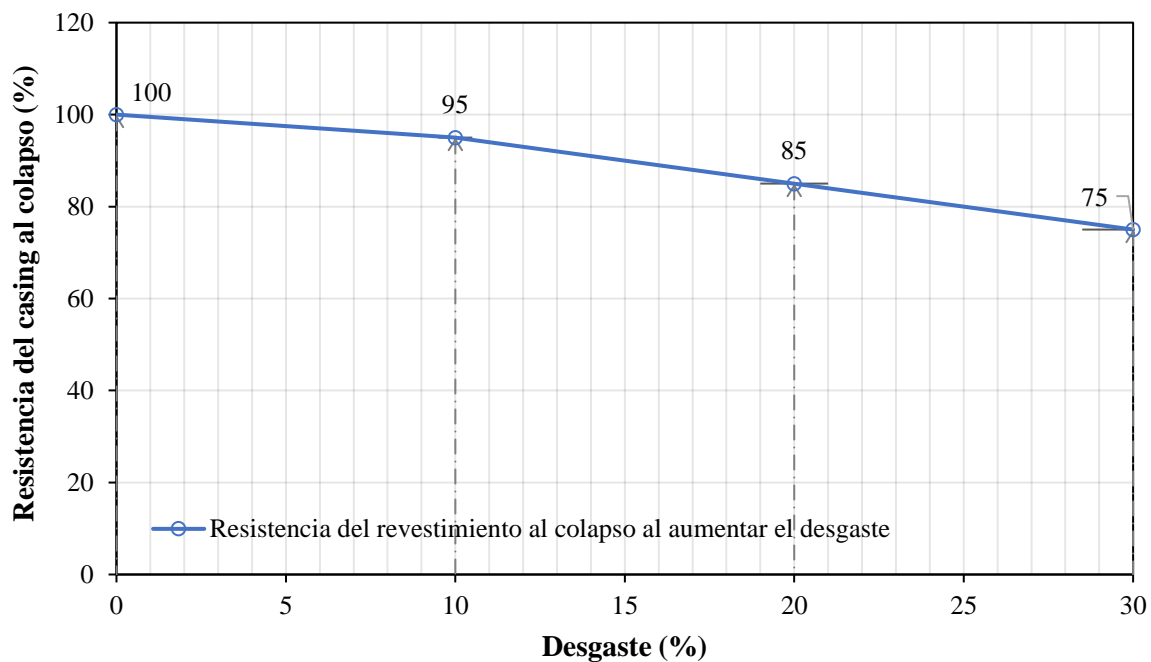
Presión de colapso vs porcentaje de desgaste del casing



En la figura 49, se presenta la reducción de la resistencia al colapso del casing al incrementar el porcentaje de desgaste del material. Los resultados presentados indican que la resistencia efectiva al colapso del casing se reducen al 95%, 85% y 75%, para un desgaste del 10%, 20% y 30%, respectivamente.

Figura 49

Resistencia efectiva al colapso del casing según porcentaje de desgaste

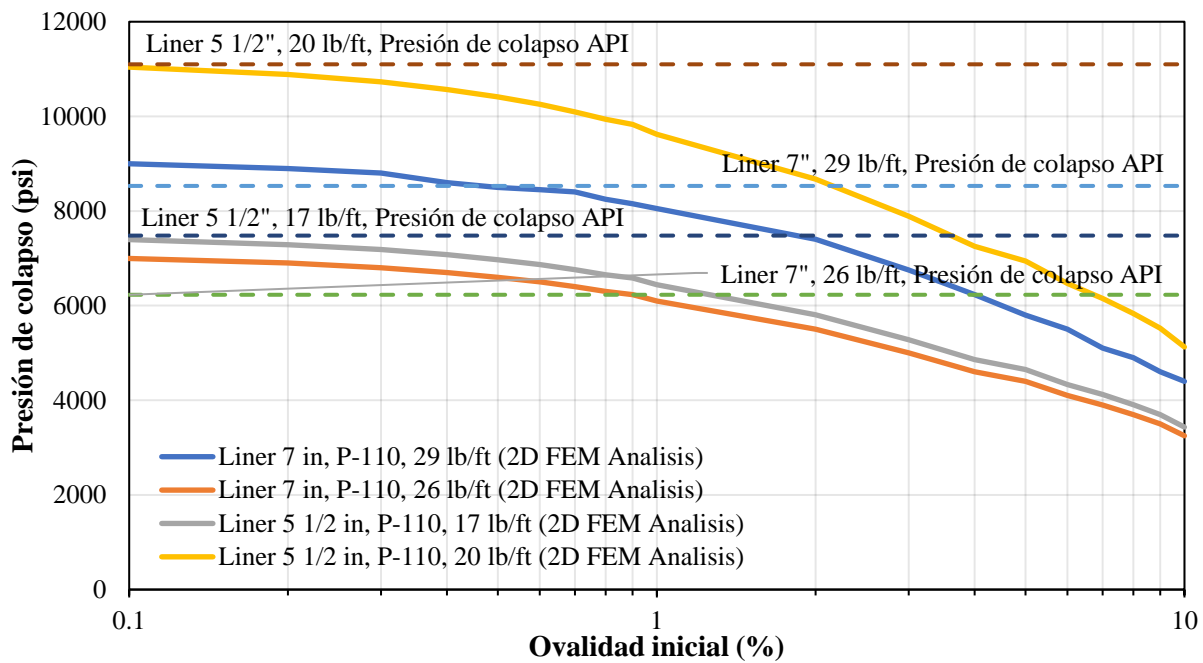


5.7.2. Análisis del efecto de ovalidad en el casing

En este apartado se muestran los resultados y el comportamiento de la presión de colapso cuando el casing presenta valores iniciales de ovalidad de 0,5; 1; 5 y 10; para casing de 7 in, P-110, 29 lbs/ft; casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft; casing de 5-½ in, P-110, 20 lbs/ft y casing de 5-½ in, P-110, 17 lbs/ft. Con respecto a la ovalidad, la pérdida de resistencia del casing puede llegar hasta un 50% del valor inicial de un tubular en óptimas condiciones, cuando se alcanza una ovalización del 10%, ver figura 50.

Figura 50

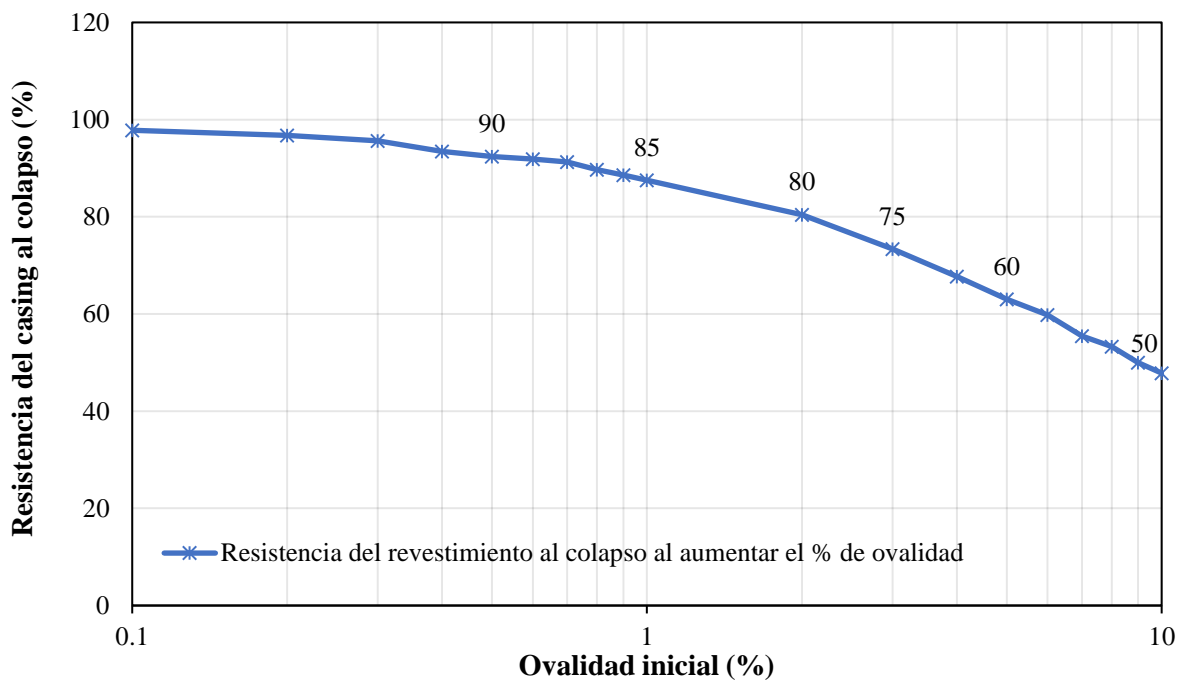
Presión de colapso vs porcentaje de ovalidad inicial del casing



En la figura 51, se presenta la reducción de la resistencia al colapso del casing al incrementar el porcentaje de ovalidad. Los resultados presentados indican que la resistencia efectiva al colapso del casing sería de 90%, 85%, 60% y 50%, para una ovalidad del 0,5%, 1%, 5% y 10%, respectivamente.

Figura 51

Resistencia efectiva al colapso del casing según porcentaje de ovalidad



5.7.3. Resultados y análisis - modelo combinado ovalidad y desgaste

Debido al efecto combinado de la ovalidad y el desgaste en el casing, el colapso ocurre a menores presiones y sin que el esfuerzo de Von Mises alcance el esfuerzo último de tracción; en otras palabras, la tubería pierde resistencia y el colapso ocurre a esfuerzos más bajos. Por esta razón, se estableció el desplazamiento radial ~ 0,4 in como punto de inicio del colapso. A continuación, se presenta los resultados obtenidos para casing de 7 in, P-110, 29 lbs/ft; casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft; casing de 5-1/2 in, P-110, 20 lbs/ft y casing de 5-1/2 in, P-110, 17 lbs/ft, ver figuras 52–55.

Figura 52

Presión de colapso - modelo combinado ovalidad y desgaste (casing de 7 in, P-110, 29 lbs/ft)

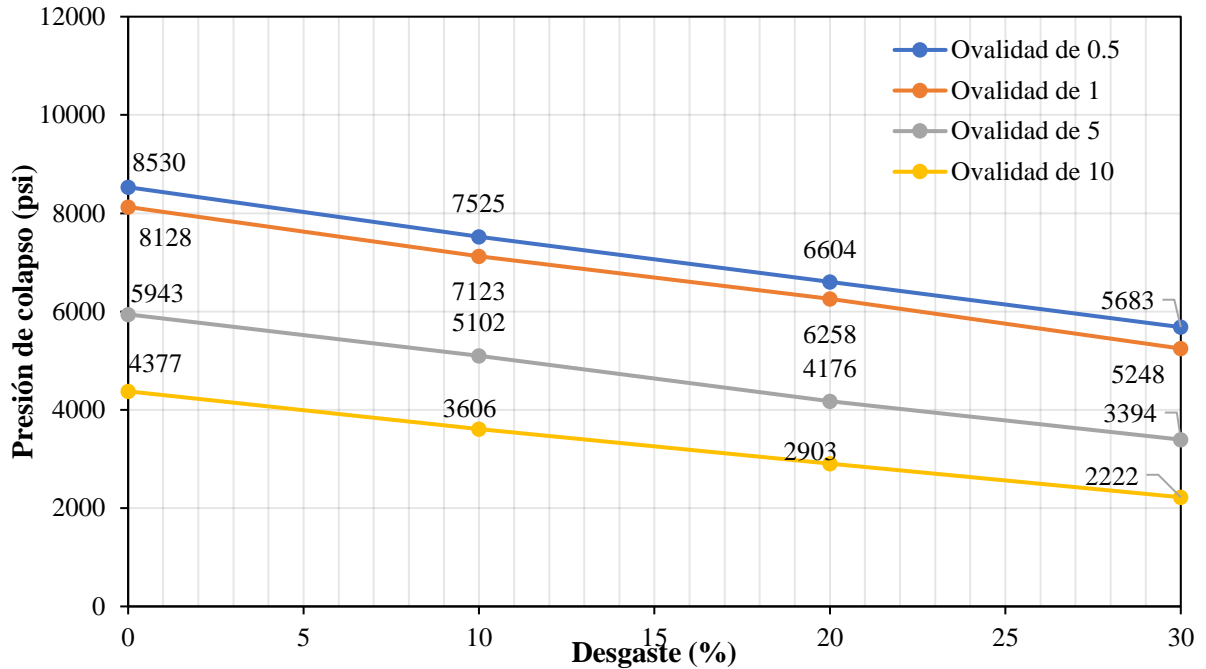


Figura 53

Presión de colapso - modelo combinado ovalidad y desgaste (casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft)

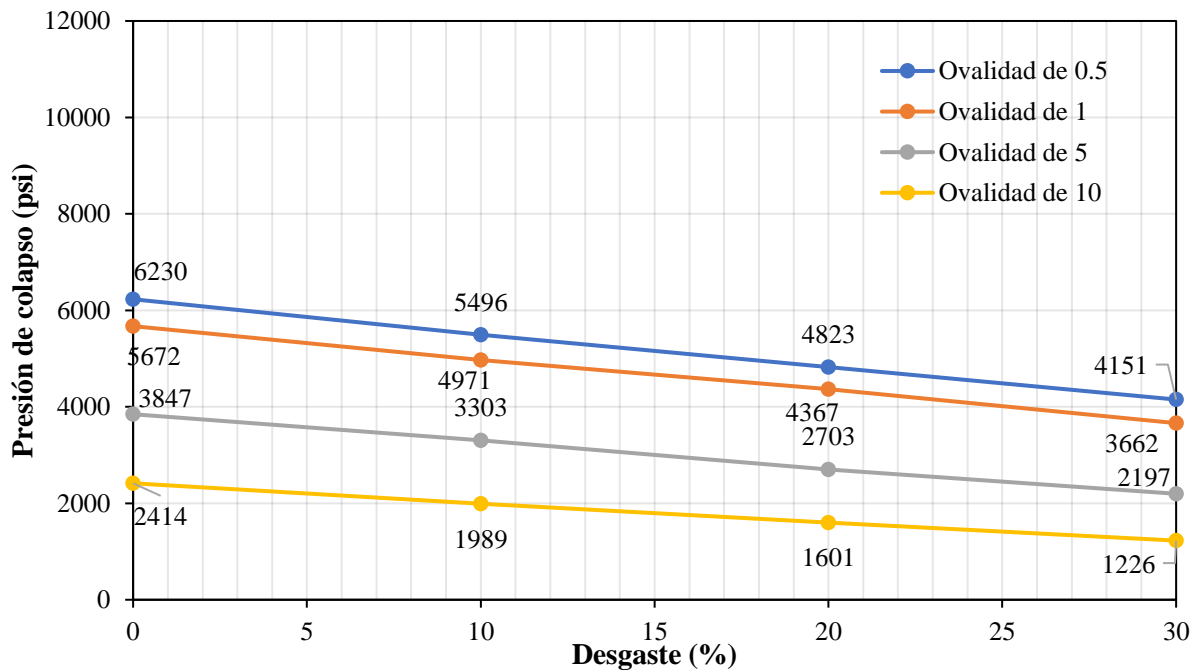


Figura 54

Presión de colapso - modelo combinado ovalidad y desgaste (casing de 5 1/2 in, P-110, 17 lbs/ft)

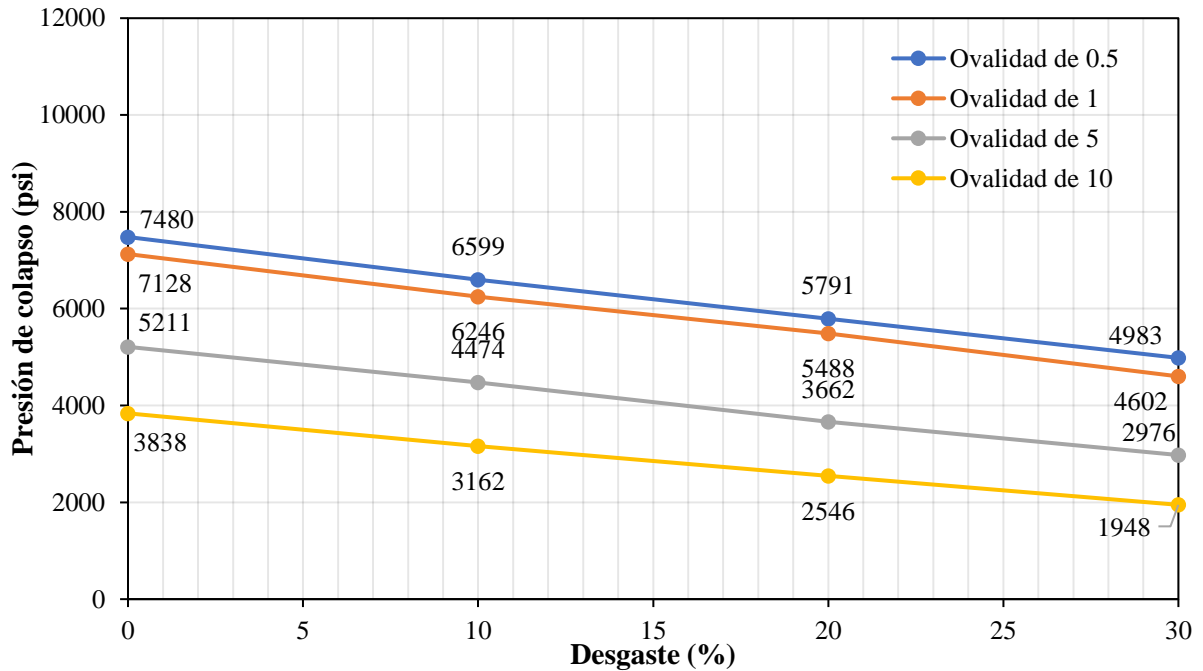
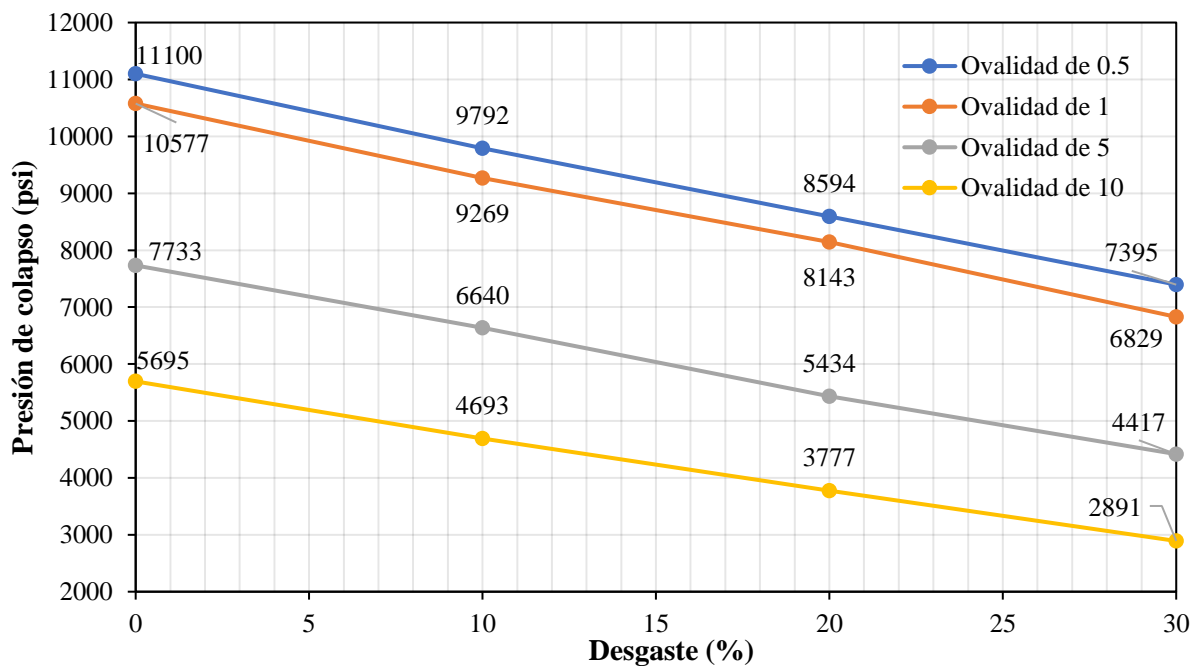


Figura 55

Presión de colapso - modelo combinado ovalidad y desgaste (casing de 5-1/2 in, P-110, 20 lbs/ft)

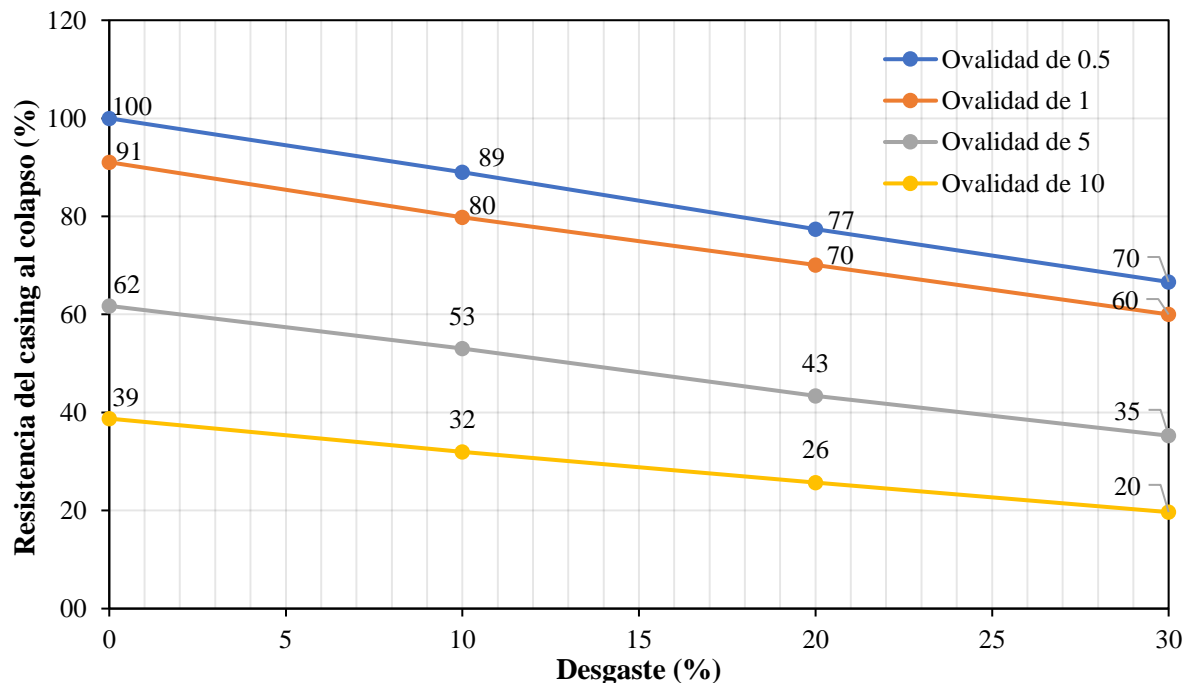


Al combinar los efectos de ovalidad y desgaste se puede observar una gran disminución hasta un 80% en la resistencia del casing. Cuando se realiza la combinación más severa (una ovalidad del 10% y un desgaste del 30%), la resistencia al colapso disminuye de 6.230 psi a 1.225 psi (resultados obtenidos para un Casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft).

En la figura 56, se presenta la reducción de la resistencia al colapso del casing al combinar los efectos desgaste - ovalidad. Los resultados presentados en la gráfica muestran el comportamiento de la resistencia efectiva al colapso del casing para diferentes combinaciones de desgaste - ovalidad.

Figura 56

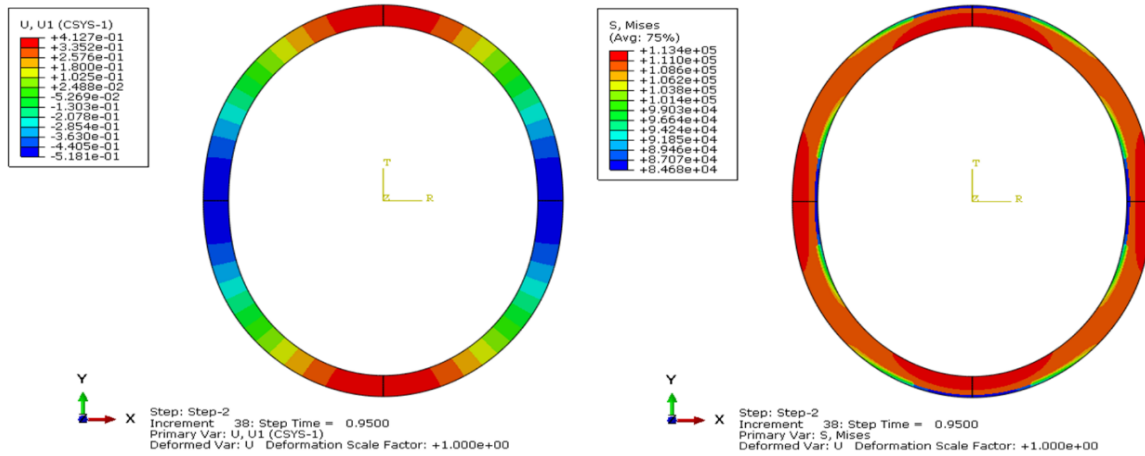
Resistencia efectiva al colapso según modelo combinado desgaste - ovalidad



En la **Figura 57**, se muestran las distribuciones de desplazamientos radiales y de esfuerzo de Von Mises al inicio del colapso en un casing con ovalidad de 0% (izquierda) y 0,4% (derecha) de desgaste.

Figura 57

Distribución de desplazamientos radiales y de esfuerzos de Von Mises al inicio del colapso del casing con ovalidad de 0% y 0,4% de desgaste



En la tabla 7, es presentado el resumen de las variables computacionales utilizadas durante la realización del análisis combinado desgaste -ovalidad.

Tabla 7

Variables computacionales utilizados en el análisis desgaste – ovalidad

Ítem	Valor
Nodos	4.543
Elementos	4.000
Tipo elementos	CPE4R
Tipo simulación	Elementos finitos, formulación implícita
Equipo usado	Intel® Core™ i7-3630QM CPU @ 2,40GHz
Memoria (RAM)	12 GB
Tiempo de corrida	8 min
Paralelización	Múltiples procesadores (2)

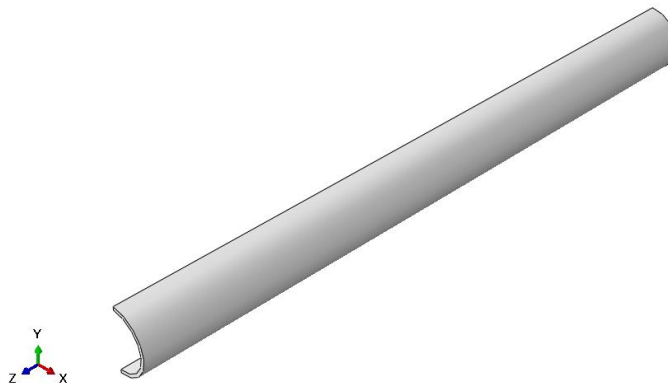
5.8. Análisis momento flector

Las técnicas de análisis geométrico no-lineal pueden resolver problemas relacionados con el comportamiento de pandeo o colapso, en los cuales la respuesta de desplazamiento de carga muestra una rigidez negativa y la estructura debe liberar energía de tensión para permanecer en equilibrio, la precisión y exhaustividad del modelo de pandeo es importante para predecir un eventual colapso tubular. Para modelar este comportamiento es posible tener varios enfoques (estático general, estabilización estática, riesgo estático, dinámico implícito y dinámico explícito). Para el caso específico del pandeo localizado (momento de aplicación), un enfoque estático implícito no-lineal es el enfoque más razonable.

Por las razones antes expuestas, se modeló un casing de 7 in P-110 con una relación de radio a espesor (R/t) de 10, usando elementos finitos gruesos correspondientes a cilindros de paredes gruesas y tratamientos teóricos continuos sólidos, utilizando elementos C3D8R según nomenclatura del Abaqus; que representan elementos hexaédricos de 8 nodos y 3 grados de libertad por nodo (las 3 traslaciones), con integración reducida y control de hourglass. En la figura 58, es posible observar la geometría del modelo.

Figura 58

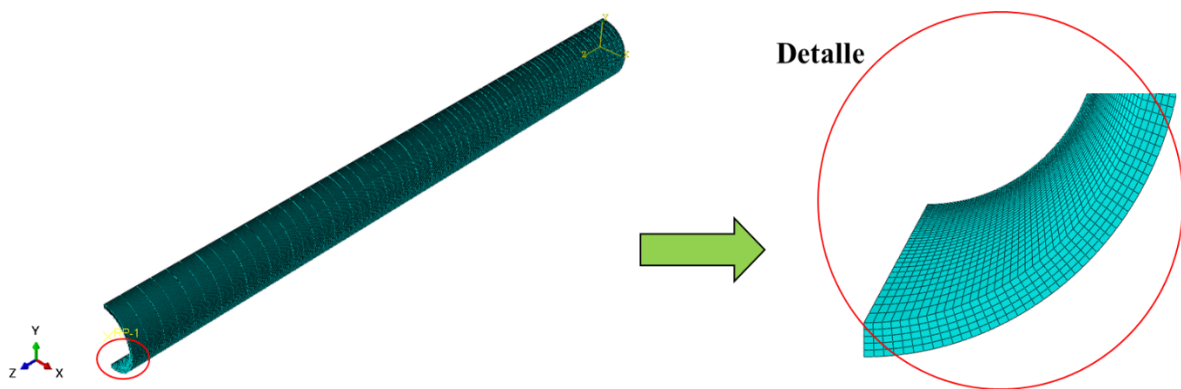
Geometría del modelo en estudio



Para la generación de la malla se usó la técnica de colocación de semillas a través del control del tamaño global y control de curvatura. Finalmente, la malla se generó utilizando una técnica de barrido y un algoritmo de eje medio para minimizar las transiciones de tamaño. La malla generada se muestra en la figura 59.

Figura 59

Malla de tubería



El momento flector se aplicó a través de un punto de referencia en el centro de la sección transversal, en el extremo de la tubería. El momento se transfirió a los nodos finales del tubo por medio de un acoplamiento cinemático de cuerpo rígido. Se restringió el desplazamiento en la sección recortada del tubo y el giro en el plano de simetría circunferencial, pero libre para desplazarse axialmente, ver figura 60. El momento aplicado de referencia fue el momento plástico completo (M_p) suponiendo un material plástico-elástico ideal (Sadowski et al., 2013), este momento está dado por la siguiente ecuación.

$$M_p = \frac{4}{3} \sigma_y \left[\left(R + \frac{t}{2} \right)^3 - \left(R - \frac{t}{2} \right)^3 \right]; \quad (90)$$

Donde: M_p = Momento plástico.

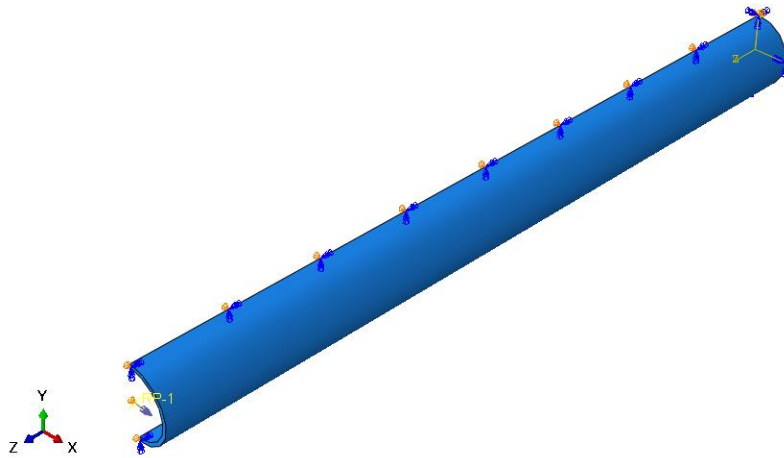
σ_y = Esfuerzo de fluencia de la tubería.

R = Radio exterior de la tubería.

t = Espesor de la tubería.

Figura 60

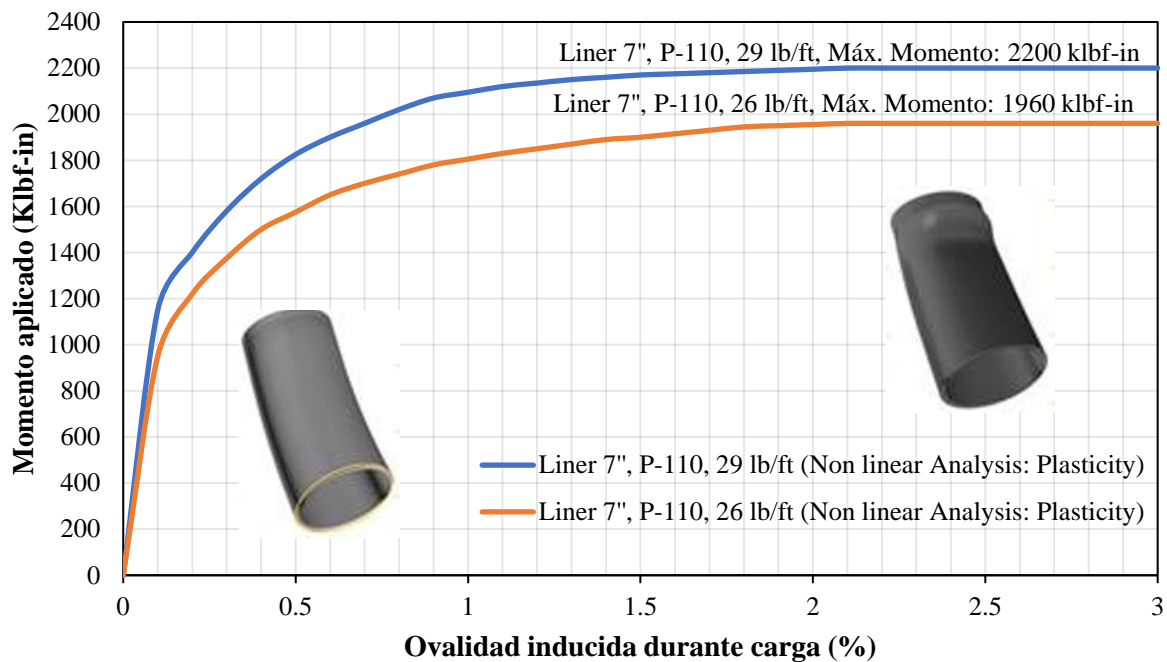
Condiciones de simetría, frontera y cargas del modelo



5.8.1. Resultados análisis momento flector

En términos prácticos, la resistencia de un tubular se basa en su resistencia a la tracción. Las partículas en la superficie superior están en compresión, mientras que las de la parte inferior están en tensión, esta carga de tipo "compresión vs tensión" es llamada flexión, y su límite se basa en el esfuerzo de tracción máximo.

Bajo las mismas condiciones operativas (carga y soporte), un casing de 7 in, P-110 (según su espesor), resistirá un momento de flexión máximo de 2.200 klbf-in (29 lbs/ft) o 1.960 klbf-in (26 lbs/ft), con lo cual se establece el criterio de selección del peso adecuado del casing para la operación y cargas de trabajo requeridas. En la figura 61, se observa el porcentaje de ovalidad inducida en el casing cuando se somete a una carga o momento flexor.

Figura 61*Ovalidad producida por momento*

En la tabla 8, es presentado el resumen de las variables computacionales utilizadas durante la realización del análisis de momento flector.

Tabla 8*Variables computacionales utilizados en el análisis de momento flector*

Ítem	Valor
Nodos	94.392
Elementos	20.000
Tipo elementos	C3D20R
Tipo simulación	Elementos finitos, formulación implícita
Equipo usado	Intel® Core™ i7-3630QM CPU @ 2,40GHz
Memoria (RAM)	12 GB
Tiempo de corrida	20 min
Paralelización	Múltiples procesadores (2)

6. Análisis de evento de colapso prematuro en la industria

En este apartado se analizaron los eventos de colapso de un casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft en el pozo COL-5H; el primero se presentó durante las operaciones de bajada de casing; y el segundo se presentó unos pocos días después de su cementación, mientras se perforaba la siguiente sección con una menor densidad de lodo. En la figura 62, se presentan los puntos de asentamiento de los casing de los pozos en el campo Colombia, en el primer track (izquierda) se observa cómo el casing de 7 in no llega fondo perforado (a diferencia de los demás pozos del campo), debido al evento de colapso prematuro del casing.

La revisión de datos históricos disponibles reveló que los colapsos de casing en el campo Colombia no están relacionados con una trayectoria específica del pozo o azimuth, ni con una estratigrafía particular o formación geológica (tales como intrusión volcánica, domo salino o la presencia de fallas geológicas, entre otras), ver figura 63.

Figura 62

Histórico de pozos campo Colombia

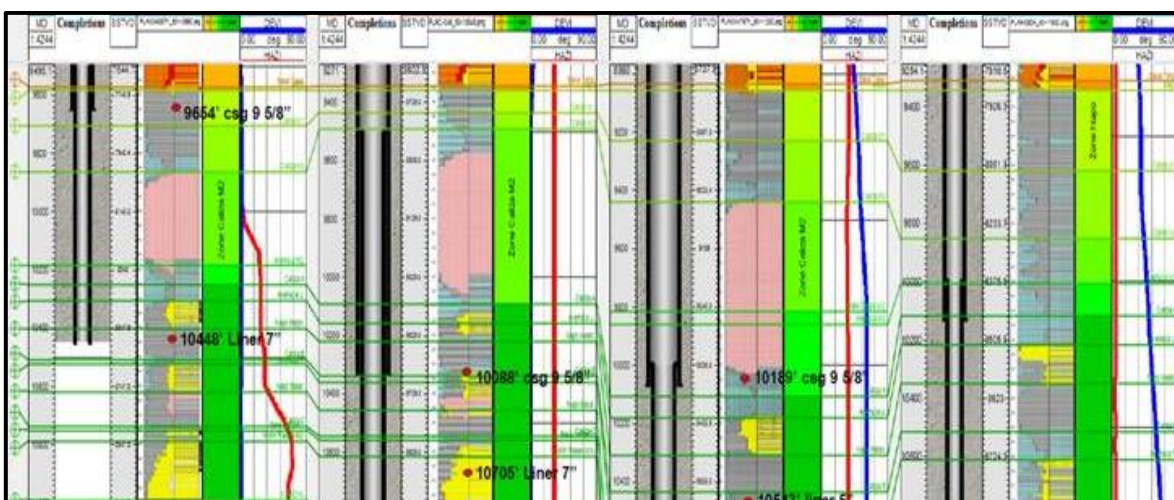
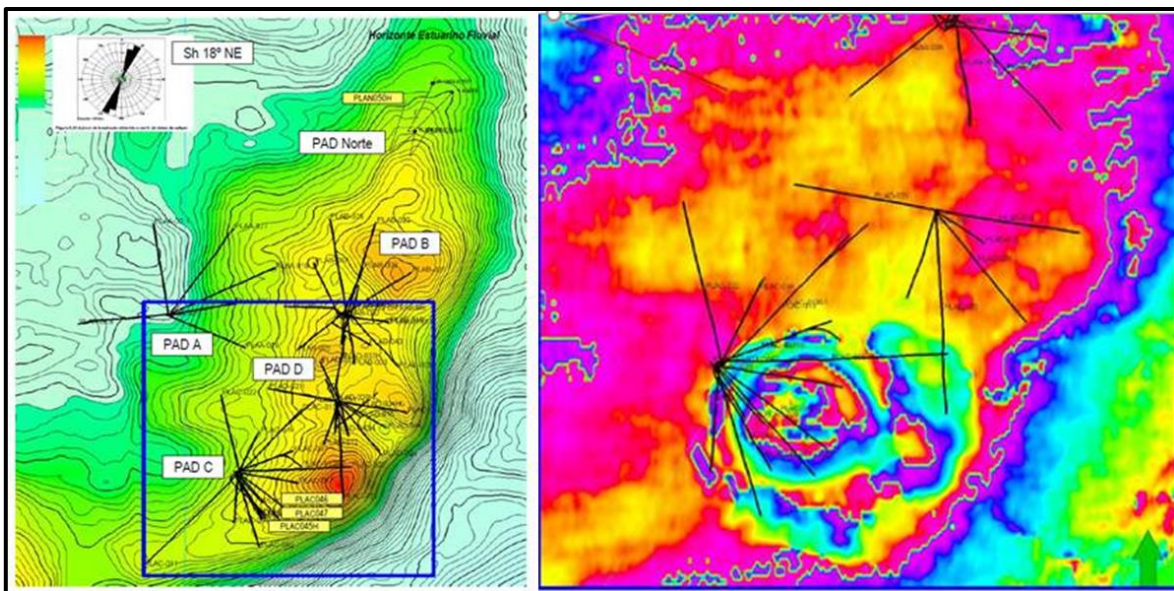


Figura 63*Mapa de esfuerzos campo Colombia*

En el enfoque API convencional, un casing colapsará si la carga radial externa excede la carga radial interna; en otras palabras, la mayor presión de colapso del casing se producirá, si el nivel de fluido en su interior disminuye abruptamente por fugas o pérdidas hacia las formaciones de roca circundante (formaciones con fallas o fracturas naturales o con alta permeabilidad). Prevenir el colapso del casing por un evento de pérdida total de circulación depende de dos factores principales: identificar zonas potenciales de pérdida de circulación en el intervalo a perforar, y evitar que el nivel del fluido descienda por debajo de la profundidad de asentamiento del casing. Los datos operativos registrados en el pozo COL-5H muestran que no se presentó ningún evento de pérdida de circulación durante el colapso del casing, y los cálculos realizados para colapso (según norma API 5C3) indican que la tubería no se debió colapsar durante la introducción, ni durante las operaciones posteriores realizadas en el pozo, ver tablas 9–11.

Tabla 9*Datos del casing pozo COL-5H*

Diámetro exterior	7,0	in
Diámetro interior	6,276	in
Espesor de pared	0,362	in
Esfuerzo de cedencia	110.000	psi
Peso unitario	26,0	lbs/ft

Tabla 10*Constantes usadas en la simulación*

Relación D/t	19,34
Factor A	3,18
Factor B	0,082
Factor C	2,852
Constante para F	0,04
Factor F	2,07
Factor G	0,05
Momento de inercia polar	83,41

Nota: Tomado de API 5CT, 2005.

Tabla 11*Resultados análisis de colapso del pozo COL-5H según método API 5C3*

Tensión	830.402	lbf
Presión interna	9.955	psi
Plástico	6.232	psi
Resistencia a la torsión	126.044	lb-ft
Área de sección transversal	7,549	in ²
Drift	6,151	in

Por otra parte, el estado de esfuerzos in-situ en el campo Colombia no supera la resistencia mecánica del casing de 7 in, P-110, ver tabla 12. Por lo cual, el colapso del casing del pozo COL-5H no está relacionado con problemas tectónicos (tales como intrusión

volcánica, fluencia de sal o fallas, entre otras). En consecuencia, el colapso de casing en el pozo COL-5H debe considerarse un proceso de deformación a corto plazo.

Tabla 12

Estado de esfuerzos in-situ en el campo Colombia

Profundidad vertical	9.650	ft
Esfuerzo vertical	10.382	psi
Esfuerzo horizontal (máximo \approx mínimo)	8.505	psi
Presión de poro	4.040	psi
Densidad de lodo	5.871	psi
Von Mises	9.341	psi

Para analizar el problema se plantearon dos hipótesis como la causa-raíz de la falla:

- Colapso por desgaste mecánico del casing.
- Colapso por flexión debido a la deformación del tubular durante su introducción.

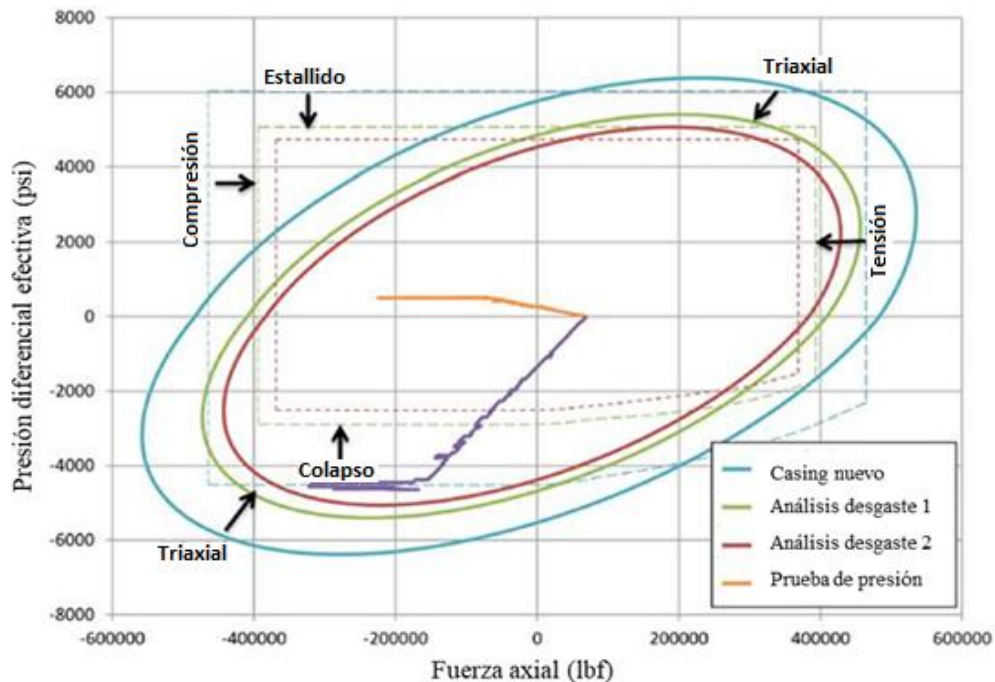
6.1. Colapso por desgaste mecánico del casing

Este fenómeno está relacionado con el contacto entre las paredes del casing y la tubería de perforación. Una prolongada exposición entre los dos materiales puede generar grandes fuerzas de contacto, que causan excentricidad o reducción del grosor no uniforme en las paredes del casing; si la pérdida no-uniforme de material es severa, es posible presenciar un colapso prematuro del casing sin cambios en la presión diferencial efectiva (es decir, aun cuando no se presenten pérdidas de fluido o una reducción fuerte de la densidad del lodo). Por el contrario, si el desgaste del casing es leve, la falla se originará sólo si se presentan cambios abruptos de la presión diferencial efectiva (evento de pérdidas severas de circulación). En el pozo COL-5H, no se evidenció ningún signo de desgaste del casing de 7

in, P-110, y el análisis de carga simulada para su introducción, mostraba que las cargas se encontraban dentro de una zona segura, ver figura 64.

Figura 64

Análisis de carga simulada casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft



6.2. Colapso por flexión debido a la deformación del tubular durante su introducción

Como se mencionó anteriormente, la flexión hace referencia a la carga de tipo "compresión vs tensión" y su límite se basa en el esfuerzo de tracción máximo. Por lo cual, antes de bajar el casing, se realizó un análisis de torque y arrastre para conocer las cargas esperadas durante la introducción.

En la práctica, se conoce que durante la introducción del casing, este no está en contacto continuo con las paredes del pozo debido a la geometría irregular del agujero y el uso de centralizadores. Por esta razón es altamente probable que el casing estuviese expuesto

a soportar altos esfuerzos axiales debido a la flexión, los cuales pueden superar fácilmente los valores de resistencia estimados. En la figura 65, se muestra el pandeo localizado en el Casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft, después de experimentar fuertes restricciones durante su introducción, en una sección inclinada de 78 grados, con cambios bruscos en la trayectoria de $3,38^{\circ}/100$ ft (Dog Leg Severity). Debido a estas fuertes restricciones, se hizo necesario sacar el casing a superficie, quedando en evidencia el colapso prematuro del mismo, dando origen a la necesidad de evaluar este fenómeno, para tomar las acciones preventivas o correctivas necesarias para evitar la repetición de este evento en el campo, y por ende la pérdida temprana de producción y pérdidas económicas.

Figura 65

Pandeo del casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft



6.3. Análisis numérico pozo COL-5H

En las figuras 66 y 67, se observa el comportamiento según resultados por FEM y cálculos analíticos (ecuaciones de Lamé), de los esfuerzos radiales y tangenciales que actúan el Casing de 7 in (P-110, 26 lbs/ft), sometido a 4.000 psi de presión externa (el valor negativo de las gráficas indica que los esfuerzos actúan en compresión).

Figura 66

Comportamiento σ_r casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft; sometido a 4.000 psi de presión externa

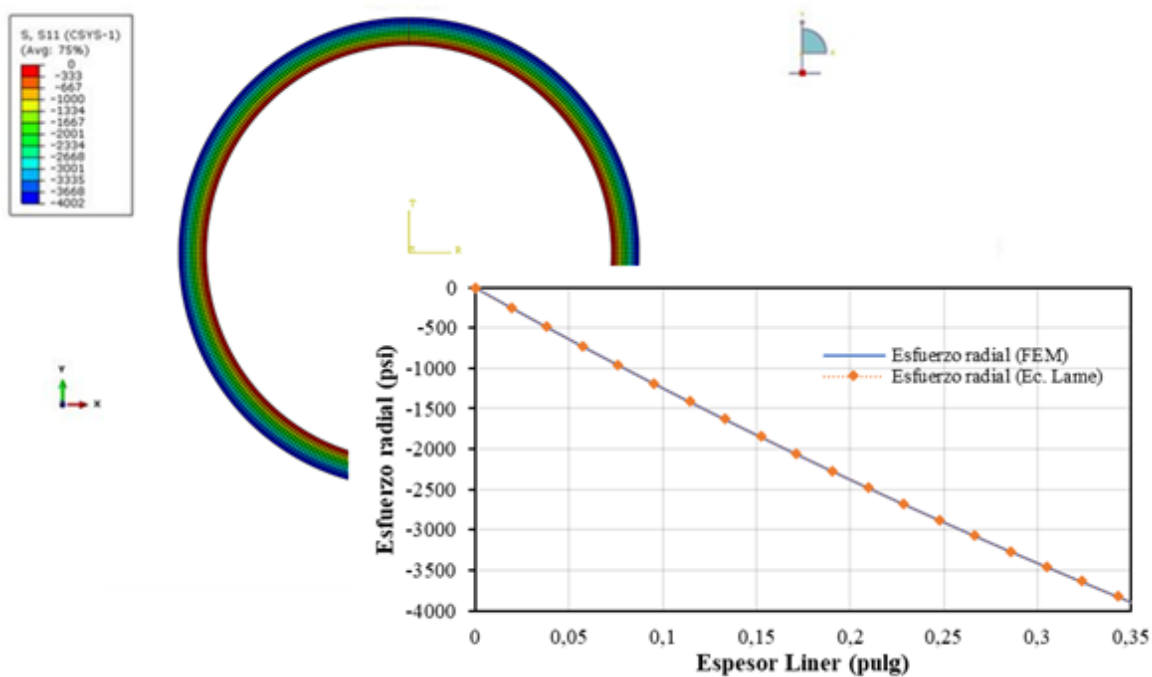
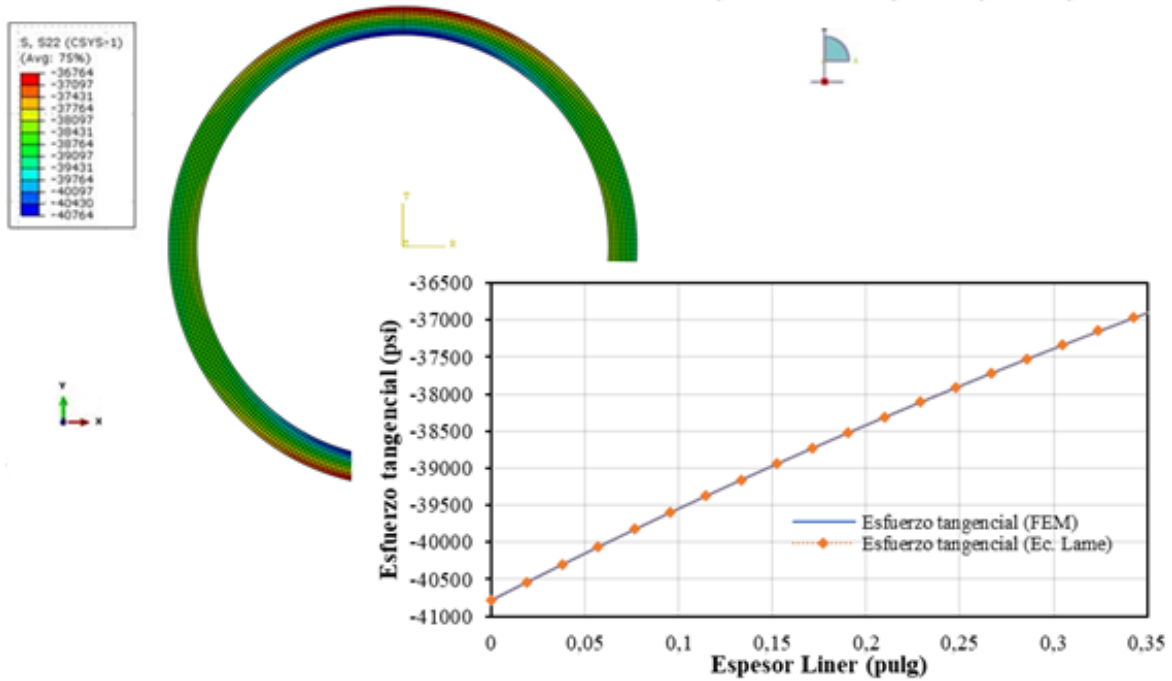


Figura 67

Comportamiento σ_t casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft; sometido a 4.000 psi de presión externa



Del análisis previo se estableció que la falla del Casing de 7 in se originó debido al pandeo y su posterior ovalización durante las operaciones de introducción. Como se observa en las figuras 68 y 69, la disminución en la resistencia al colapso inicia con ovalidades superiores al 1%, dicha ovalidad se generó por momentos de flexión superiores a los 1.800 klbf-in, lo cual condujo a una deformación plástica del tubular (pandeo).

Figura 68

Comportamiento presión de colapso respecto ovalidad inicial del casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft

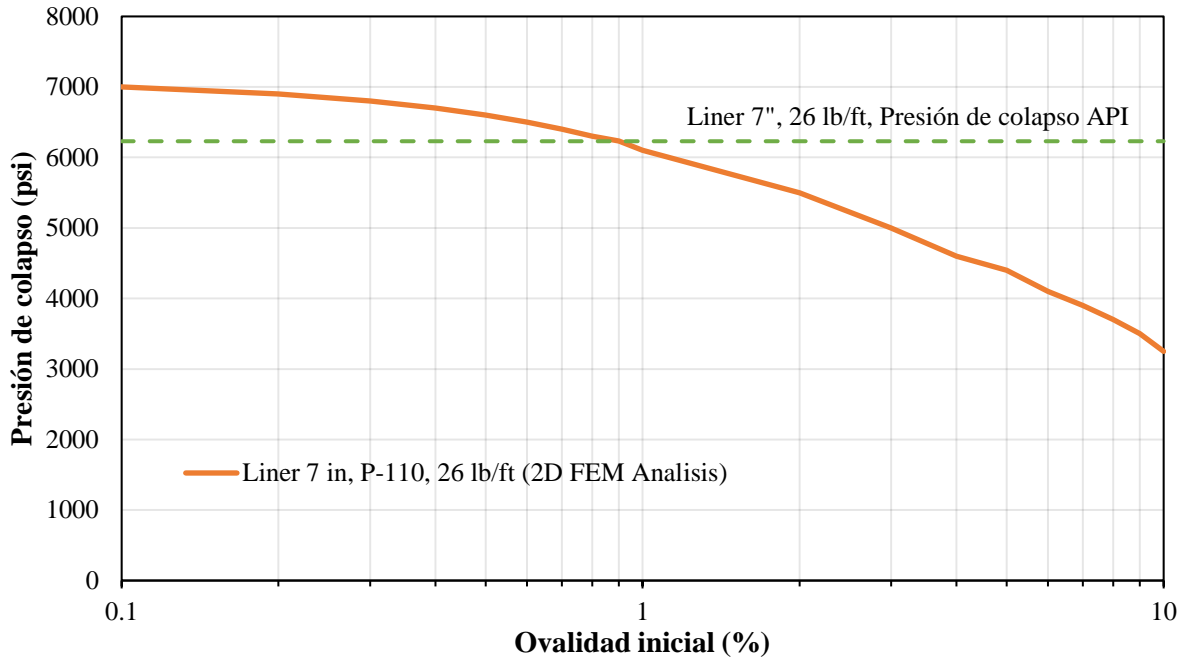
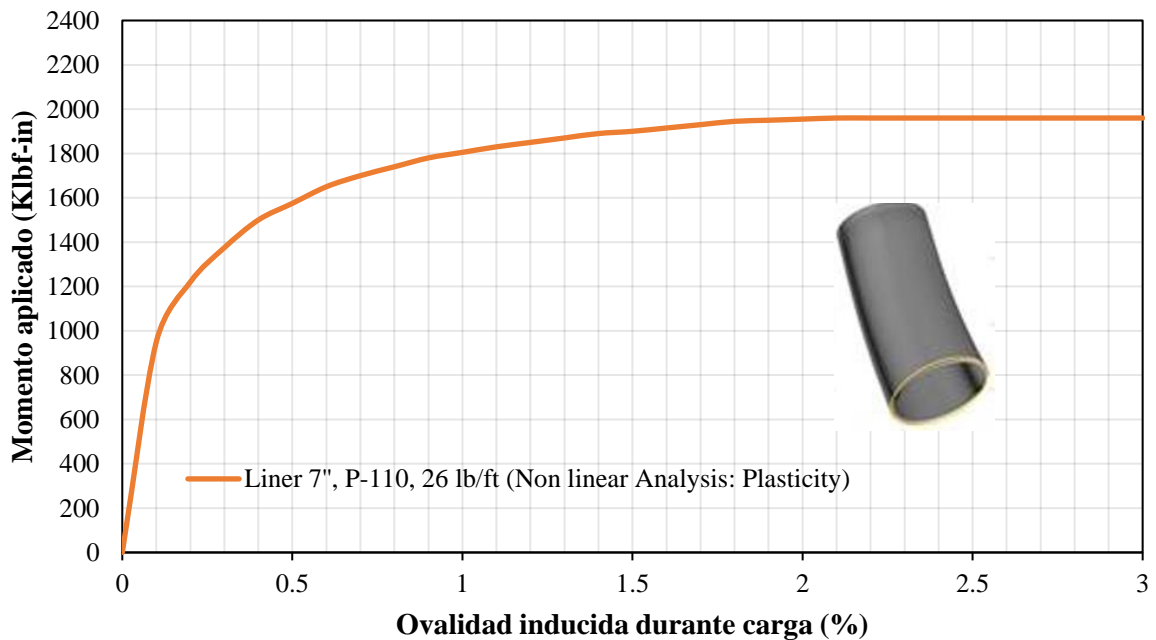


Figura 69

Ovalidad producida por momento o flexión aplicada sobre el casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft



7. Conclusiones

A través de la metodología MICMAC se estableció que las variables más representativas, requeridas para el análisis de las fallas por colapso del casing a través de un modelo numérico son: el grado de ovalización, el espesor (desgaste), la diferencial de presión efectiva, el grado de resistencia y el tipo de pozo.

Después de analizar los posibles escenarios y la causa-raíz de las condiciones que generan el colapso prematuro de casing, se estableció que los mecanismos de falla que originan estos problemas de integridad en la tubería obedecen a la pérdida de material interno por desgaste y a la ovalización generada por un momento flexor superior al 80% del momento plástico del material.

Para corroborar que los mecanismos de falla mencionados afectan de forma considerable la integridad del casing, se evaluó en el software Abaqus el impacto de estas deformaciones en los casing de producción (de 7 in y de 5 ½ in, P-110), los resultados muestran que la resistencia al colapso se reduce hasta un 25% (pasando de 6.230 psi a 4.706 psi) para condiciones de desgaste superiores al 30% en la tubería. De la misma forma, los resultados muestran los efectos de la ovalidad sobre la resistencia al colapso, la cual se reduce hasta un 50% (pasando de 6.230 psi a 3.250 psi), para una ovalidad del 10%. Al combinar los dos efectos desgaste-ovalidad, se obtienen resultados muy críticos ya que la resistencia al colapso disminuye un 80% (pasando de 6.230 psi a 1.225 psi), al combinar un escenario pesimista (30% desgaste y 10% de ovalidad).

Con los resultados mencionados anteriormente, se concluye que la ovalización en el casing genera daños más severos en el tubular que el efecto del desgaste. No obstante, es necesario aclarar que durante las fallas de colapso es común que se encuentren combinados ambos tipos de deformación. Por tal razón, se puede establecer como límite operativo trabajar con efectos combinados de ovalidad del 2% y desgaste del 15%; con el propósito de tener un rango de operación en el cual la integridad del casing se encuentre por encima del 80% de su resistencia máxima.

En el caso de estudio del pozo COL-5H se concluyó que el colapso prematuro del casing fue causado por la flexión que soportó el Casing durante los trabajos de sarta (derivados de fuertes restricciones y pérdida de rotación), lo cual generó su ovalización. Se determinó que una ovalización superior al 1%, reduce la resistencia al colapso del casing por debajo de los límites establecidos por norma API (6.230 psi para un casing de 7 in, P-110, 26 lbs/ft). Dicha ovalización se generó por momentos de flexión superiores a los 1.800 klb-ft, lo cual produjo la deformación plástica del tubular (pandeo/ovalización).

8. Recomendaciones

En pozos desviados se debe tener en cuenta el efecto del desgaste - ovalidad sobre la resistencia al colapso, durante la fase de diseño y selección del casing, que permita establecer límites más conservadores de las cargas aplicadas, principalmente cuando se presenten restricciones durante su introducción, de tal forma que se pueda prevenir de forma efectiva la flexión y/o el pandeo localizado del tubular, lo cual se traduce en prevenir el colapso prematuro del casing.

En esta investigación se analizó el colapso prematuro de los casing de producción más comúnmente usados en la industria (7 in y 5 ½ in, P-110). Se recomienda ampliar este estudio a otros tipos de casing (tales como el K-55, N-80, P-95 y Q-125, entre otros), para tener un entendimiento más amplio de este fenómeno.

Extender el análisis de colapso de casing a etapas de producción e inyección (no-prematuras), que tenga en cuenta efectos externos tales como tectonismo, arenamiento, corrosión, compactación y subsidencia, método de producción, recobro y temperatura, entre otros; con el propósito de usar la información generada en las demás etapas de la vida productiva del casing.

Referencias bibliográficas

- Abaqus Documentation 6.11, abaqus analysis user's manual, Dassault systemes Simulia. 2011.
- API Bulletin 5C3. Bulletin on formulas and calculations for casing, tubing, drill pipe and line pipe properties. American Petroleum Institute, Sixth edition. October, 1994.
- API Specification 5CT. Specification for casing and tubing. American Petroleum Institute, Eight edition. July, 2005.
- Belytschko, T., Liu, W. K., Moran, B. & Elkhodary, K. 2014. Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures (Belytschko).pdf, 2nd ed. Wiley.
- Bravo, C., García, I., Mendoza, J., Santiago, E. y Uribe, J. 2013. Capacidad de resistencia de tuberías petroleras. Tesis de grado, Instituto Politécnico Nacional, México.
- Castillo, J. y Hurtado, O. Diseño de tubería de casing para pozos de alta presión y alta temperatura. México, D.F.: Universidad Nacional Autónoma De México. Facultad De Ingeniería. 2009.
- Cely, A.V. Metodología de los escenarios para estudios prospectivos. Revista Ingeniería e investigación No. 44. Colombia. Diciembre de 1999.
- Chen, Y. & Lin, X. "An alternative numerical solution of thick walled cylinders and spheres made of functionally graded materials". Computational Materials Science, vol. 48, pp640-647, 2010.
- Davies, R.J., Almond, S., Ward, R.S., Jackson, R.B., Adams, C., Worrall, F., Herringshaw, L.G., Gluyas, J.G., Whitehead, M.A. 2014. Oil and gas wells and their integrity: implications for shale and unconventional resource exploitation. Mar. Pet. Geol. 56, 239–254.
- Dumitrescu, A. & Zisopol, D. 2004. Experimental results regarding the influence of initial ovality on local buckling under external pressure (collapse) of oil industry tubulars. "Petroleum-Gas" University of Ploiești, Romania. Volume 120.
- Fjaer, E., Holt, R.M. & Horsrud, A.M. 2008. Petroleum Related Rock Mechanics. Second edition. Elsevier. Radarweg 29, PO Box 211, 1.000 AE Amsterdam.

- Gholami, R. & Rasouli, V. 2012. Numerical simulations of casing collapse: A case study in the South of Iran. *WIT Transactions on Engineering Sciences* 80, 151-162. 10.2495 / PMR120141.
- Gholami, R., Rasouli, V. & Aadnoy, B. 2016. Geomechanical and Numerical Studies of Casing Damages in a Reservoir with Solid Production. *Rock Mech Rock Eng* 49, 1441–1460.
- Huang, X. & Liu, J. 2011. “Mechanism of Casing’s Shear Failure in Water Injection Oilfield and Its Numerical Simulation”. *En Physical and Numerical Simulation of Geotechnical Engineering journal*.
- Kaldal, G.S., Jónsson, M., Pálsson, H., Karlsdóttir, S.N. 2013. Collapse analysis of the casing in high temperature geothermal wells. *Thirty-Eighth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, California. SGP-TR-198*.
- King, G.E. & King, D.E. 2013. Environmental risk arising from well-construction failure differences between barrier and well failure, and estimates of failure frequency across common well types, locations, and well Age. *SPE Prod. Oper.* 28 (04), 323–344.
- Kiran, R., Teodoriu, C., Dadmohammadi, Y., Nygaard, R., Wood, D., Mokhtari, M. & Salehi, S. 2017. Identification and evaluation of well integrity and causes of failure of well integrity barriers (A review). *J. Nat. Gas Sci. Eng.* 45, 511–526.
- Kuriyama, Y., Tsukano, Y., Mimaki, T. & Yonezawa, T. 1992. Effect of Wear and Bending on Casing Collapse Strength. *SPE 24597 at 67th Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers held in Washington. DC*.
- Mao, L., Cai, M. & Wang, G. 2018. Effect of Rotation Speed on the Abrasive—erosive—corrosive wear of steel pipes against steel casings used in drilling for petroleum. *Wear*.
- Mohammed, A.I., Oyenyin, B., Atchison, B. & Njuguna, J. 2019. Casing structural integrity and failure modes in a range of well types - A review. *En Journal of Natural Gas Science and Engineering* 68, 102898.

- Morales-Quispe, M. 2013. Formulación de elementos finitos y elementos discretos. Tesis de Maestría. Centro de Investigación en Matemáticas – Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería. Mexico.
- Morita, N., Fuh, G.F. & Furui, H. 2011. “Casing and Screen Failure Analysis in Highly Compacting Sandstone Fields”. Paper SPE 146231.
- Olarte-Caro, D.P., Marquez, L.J., Landinez, G.A. & Amaya, R. 2009. Casing collapse study on block VI wells: Casabe field. En Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference Society of Petroleum Engineers.
- Rahman, S., & Chilingarian, G. 1995. Casing design, theory and practice. Amsterdam: Elsevier.
- Reddy, J. N. 2004. An Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis Reddy.pdf.
- Rendon, U., Castro, Y., Illan, C., Lugo, K., Meza, L. y Mondragón, T. 2013. Tecnología de la perforación y terminación no convencional. Instituto Politécnico Nacional Escuela superior de Ingeniería y Arquitectura - Ciencias de la tierra - Ingeniería petrolera. Ciudad de Mexico.
- Ripman, S. 2011. Casing Wear in Multilateral Wells. Master’s Thesis. Faculty of Science and Technology. University of Stavanger. Norway. p. 32.
- Sadowski. A.J. & Rotter. J.M. 2013. Solid or shell finite elements to model thick cylindrical tubes and shells under globalbending. En International Journal of Mechanical Sciences. Elsevier Ltda.
- Santos-Rocha, L.A. & Azevedo-Toledo, C. 2009. Projetos de pocos de petróleo. Geopressoes e Assentamento de Colunas de Revestimentos. 2ª ed. Brasil: Editora Interciencia Ltda.
- Tenaris Tamsa. 2011. Manual de tubulares. Criterios de aceptación del apriete en conexiones premium. p. 52-59.
- Timoshenko, S.P. & Goodier, J.N. 1951. Teoría de la Elasticidad. ISBN 2194-1972.
- Vargas-Félix, J. M. 2010. Cálculo de Estructuras utilizando Elemento Finito con Cómputo en Paralelo. Centro de Investigación Matemática A.C. Maestría en Ciencias con Especialidad en Cómputo y Matemáticas Industriales. Guanajuato. p. 23

- Xi, Y., Li, J., Liu, G., Cha, C. & Fu, Y. 2018. Numerical investigation for different casing deformation reasons in Weiyuan-Changning shale gas field during multistage hydraulic fracturing. *J. Pet. Sci. Eng.* 163, 691–702.
- Xinpu, S. 2012. “Drilling and Completion in Petroleum Engineering, Theory and Numerical Applications”. Libro.
- Zhao, W., Ge, J., Pathegama-Gamage, R., Li, Y., Song, Z. & Wang, T. 2019. Study of Deformation Law of Casing Local Lateral Collapse Based on the Principle of Virtual Work. *Energies*.