



BUAP

BENEMÉRITA **U**NIVERSIDAD **A**UTÓNOMA DE **P**UEBLA

Facultad de Ingeniería

Secretaría de Investigación y Estudios de Posgrado

**Falla en tuberías a presión
por el flujo de fluidos**

TESIS

Que para obtener el grado de
MAESTRO EN INGENIERÍA
OPCIÓN TERMINAL EN ESTRUCTURAS

Presenta:

FILIBERTO CANDIA GARCÍA

Asesor de tesis:

M.I. MARCO ANTONIO GONZÁLEZ Y GONZÁLEZ

Coasesor de tesis:

Dr. JAVIER FLORES MÉNDEZ

Puebla, Pue.

Marzo 2015



OFICIO SIEP No. 2098/ 2014

ING. FILIBERTO CANDIA GARCÍA
Pasante de la Maestría en Ingeniería
Opción terminal Estructuras
Presente.

Por medio del presente, el suscrito M.I. Edgar Iram Villagrán Arroyo, Director de la Facultad de Ingeniería, de acuerdo a su solicitud de aprobación de Tema de Tesis, le autoriza desarrollar el tema intitulado: **"Falla en tuberías a presión por el flujo de fluidos"**, para obtener el grado de Maestro en Ingeniería con opción terminal en Estructuras. Asignándose como Asesor de Tesis al M.I. Marco Antonio González y González y Co-Asesor al Dr. Javier Flores Méndez.

Sin otro particular, reciba un cordial saludo.

ATENTAMENTE
"PENSAR BIEN. PARA VIVIR MEJOR"
Puebla, Puebla a 25 de Junio de 2014

M.I. EDGAR IRAM VILLAGRÁN ARROYO
DIRECTOR

C.c.p. M.I. Marco Antonio González y González. Asesor tema de tesis.
C.c.p. Dr Javier Flores Méndez. Co- asesor de tema de tesis.
c.c.p. Archivo.

GJS*JLM*DSM.

46

Puebla Pue; a 14 de febrero de 2015.

M.I. EDGAR IRAM VILLAGRÁN ARROYO
DIRECTOR DE LA FACULTAD DE INGENIERÍA BUAP
PRESENTE

Por medio del presente y en base al oficio SIEP No. 2098/2014 el que suscribe MARCO ANTONIO GONZÁLEZ Y GONZÁLEZ, denominado asesor del tema de tesis intitulado: "Falla en tuberías a presión por el flujo de fluidos", desarrollado por el alumno FILIBERTO CANDIA GARCÍA con número de matrícula 213470385 y egresado de la Maestría en Ingeniería opción terminal en Estructuras.

Tiene a bien emitir la presente autorización de impresión de tesis, una vez que ha sido revisado cuidadosamente **el contenido temático, la metodología, la redacción y la ortografía de la tesis** correspondiente.

Sin más por el momento emito el presente oficio para los fines que al interesado convengan para continuar con su trámite de titulación, quedo de usted.

ATENTAMENTE

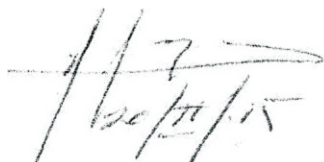


MARCO ANTONIO GONZÁLEZ Y GONZÁLEZ
ASESOR DE TESIS

C.c.p.- Dr. Joaquín Lozano Mercado. Coordinador de la Maestría en Ingeniería opción terminal en estructuras.

Interesado.

Archivo.



Puebla Pue; a 14 de febrero de 2015.

M.I. EDGAR IRAM VILLAGRÁN ARROYO
DIRECTOR DE LA FACULTAD DE INGENIERÍA BUAP
PRESENTE

Por medio del presente y en base al oficio SIEP No. 2098/2014 el que suscribe JAVIER FLORES MÉNDEZ, denominado coasesor del tema de tesis intitulado: "Falla en tuberías a presión por el flujo de fluidos", desarrollado por el alumno FILIBERTO CANDIA GARCÍA con número de matrícula 213470385 y egresado de la Maestría en Ingeniería opción terminal en Estructuras.

Tiene a bien emitir la presente autorización de impresión de tesis, una vez que ha sido revisado cuidadosamente **el contenido temático, la metodología, la redacción y la ortografía de la tesis** correspondiente.

Sin más por el momento emito el presente oficio para los fines que al interesado convengan para continuar con su trámite de titulación, quedo de usted.

ATENTAMENTE



JAVIER FLORES MÉNDEZ
COASESOR DE TESIS

C.c.p.- Dr. Joaquín Lozano Mercado. Coordinador de la Maestría en Ingeniería opción terminal en estructuras.
Interesado.
Archivo.

H 2
20/II/15

Dedicatoria

A la Benemérita Universidad Autónoma de Puebla por la oportunidad que me brindó para convertirme en un profesionista exitoso, de igual forma agradezco infinitamente a la Facultad de Ingeniería por todas las facilidades otorgadas al poder trabajar y estudiar, situación que me ha permitido adquirir nuevos conocimientos además de gozar como estudiante a tan amada Unidad Académica.

ÍNDICE GENERAL

Introducción	1
CAPITULO I.- Generales	4
1.1 Antecedentes	4
1.2 Justificación	8
1.3 Planteamiento del problema	10
1.4 Preguntas de investigación	11
1.5 Hipótesis	12
1.6 Objetivos	12
CAPITULO II.- Marco de Referencia	13
2.1 marco conceptual	13
2.1.1 Propiedades mecánicas	13
2.1.2 Diseño de tuberías	15
2.1.3 Golpe de ariete	18
2.1.4 Grietas por HIC y SCC	26
2.2 Marco teórico	32
2.2.1 Fractura frágil y dúctil	33
2.2.2 Criterios de falla	34
2.2.3 Tipos de fractura	37
2.2.4 El método del Elemento Finito	51
2.2.5 Análisis no lineal	68
CAPITULO III.- Metodología	73
3.1 Alternativas	73
3.2 Recopilación de datos	74
3.3 Escenarios de simulación	75
3.4 Documentación	76
3.5 Validación	77

CAPITULO IV.- Análisis de las condiciones de falla	81
4.1 grietas en tuberías sometidas a presión	81
4.2 Riesgo de accidentes	86
4.3 Consideraciones de diseño y operación de los sistemas de tuberías	90
4.4 Determinación de las condiciones de golpe de ariete y transitorios	95
4.5 Resultados de la simulación por golpe de ariete	102
CAPITULO V.- Simulación y discusión	107
5.1 Características del material	107
5.2 Elemento finito utilizado	110
5.3 Calibración del modelo	111
5.4 Procedimiento de la simulación	114
5.5 Simulación final	121
CONCLUSIONES	126
BIBLIOGRAFÍA	128
ANEXOS	131

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1.1.- Curva esfuerzo-deformación

Figura 2.1.2.- Distribución de fuerzas en una sección circular sometida a presión.

Figura 2.1.3. a y b.- Esfuerzos en la superficie.

Figura 2.1.4.- Representación conceptual del golpe de ariete.

Figura 2.1.5.- Daño en tubería ocasionado por golpe de ariete

Figura 2.1.6a.- Gráfica de las características $C+$ y $C-$

Figura 2.1.6b.- La imagen muestra la malla y las condiciones de flujo.

Figura 2.7.- Esquema del desarrollo de grietas por sulfuros: a) estado inicial, b) inicio de la formación de fracturas en sulfuros, c) formación de faces frágiles de sulfuros, d) formación de una fractura SSCCC.

Figura 2.2.1.- Comportamiento de material frágil y dúctil.

Figura 2.2.2.- Clasificación de los tipos de Fractura.

Figura 2.2.3.- Grieta pasante a través de una placa.

Figura 2.2.4.- Los tres modos de carga.

Figura 2.2.5a.- Placa Infinita agrietada sujeta a tensión.

Figura 2.2.5b.- Distribución de esfuerzos alrededor de la punta de la grieta.

Figura 2.2.6.- Una primera aproximación a la zona plástica de la punta de la grieta.

Figura 2.2.7.- Formas de la zona plástica en la punta de la grieta estimadas a partir del campo de esfuerzos y del criterio de fluencia de Von Mises, Modo I.

Figura 2.2.8.- Cinemática del elemento lámina A-I-Z.

Figura 2.2.9.- Viga cantiliver bajo momento constante, modelada con un elemento de 4 nodos: bloqueo de cizalla

La figura 2.2.10.- El MITC4 fuera de interpolaciones de corte de superficie.

Figura 2.2.11.- Condiciones de fluencia con distintos tipos de endurecimiento del material.

Figura 3.1a.- Comparación de las superficies de fluencia para los criterios de Von Mises y Tresca¹ usando las tensiones principales como coordenadas.

¹ Fuente: http://es.wikipedia.org/wiki/Teor%C3%ADas_de_fallo#mediaviewer/File:Yield_surfaces.png

Figura 3.1b.- Comparación de los datos experimentales² con los criterios de falla.

Figura 4.1.- distribución de la ubicación de los ductos de transporte de hidrocarburos.

Figura 4.2.- Condiciones de ruta y sistemas de agua potable hacia la Ciudad de México

Figura 4.3.- Perfil hidráulico del Sistema de agua potable Cutzamala.

Figura 4.4.- Identificación de incidencias de tomas clandestinas.

Figura 4.5.- Degradación de estabilidad estructural por corrosión.

Figura 4.6.- El exagerado abuso de tomas por metro lineal incrementa el riesgo de falla por golpe de ariete, poniendo en riesgo la integridad estructural y funcionalidad del sistema de distribución.

Figura 4.7.- Las fallas estructurales en sistemas de tuberías, ocasionan una gran movilización de recursos (humanos, materiales, económicos, etc.). Afectando la economía de los países y de su población.

Figura 4.8.- La corrosión por ambientes con sulfuros o por inserción de hidrógeno, debilitan en gran proporción la calidad y resistencia de las tuberías como elementos estructurales, causando un caos en la operación de distribución y transporte.

Figura 4.9.- La imagen establece una situación de alto riesgo, el empotramiento de una tubería y una tubería debilitada por un inserto realizado en las peores condiciones de seguridad, ocasionando hasta 5 mil mdd, de pérdida anual por robos a Pemex³

Figura 4.10.- La falta de control de las condiciones laborales en la instalación de nuevos desarrollo, mantenimiento o reparación de los ductos, mantendrá en un valor muy alto la falla por inserción de hidrógeno.

Figura 4.11.- Los dispositivos caseros utilizados en la ordeña de los oleoductos o en la ramificación de los caudales en la distribución del agua potable, debilitan la condición de estabilidad estructural de cualquier sistema hidráulico.

Figura 4.12.- Las condiciones topográficas también son factor de inestabilidad estructural, que se suman a las ya crecientes problemáticas de falla en tubería, en

² Fuente: http://ing.unne.edu.ar/mecap/Apuntes/Estabilidad_2/Cap04-Falla.pdf.

³ <http://www.redpolitica.mx/nacion/5-mil-mdd-perdida-anual-por-robos-pemex>

esta configuración de distribución se presenta como adicional el esfuerzos por pandeo en las estructuras.

Figura 4.13.- Esta imagen representa el alto grado de inseguridad que existe en los sistemas de distribución y la diferencia entre las condiciones de diseño y las condiciones de operación de la estructura.

Figura 4.14.- Datos de la tubería en estudio.

Figura 4.15.- datos de la tubería aguas arriba, longitud, diámetro, celeridad, etc.

Figura 4.16.- Datos del sistema aguas arriba.

Figura 4.17.- Datos del sistema aguas abajo.

Figura 4.18.- Gráfica de resultados de la simulación realizada al tramo de tubería.

Figura 4.19.- Curvas de presión a través del tiempo

Figura 4.20.- Curvas del gasto a través del tiempo

Figura 4.21.- Curva de velocidad con respecto al tiempo.

Figura 4.22.- Curva del comportamiento de la presión contra la longitud

Figura 5.1.- Elemento Finito MITC4

Figura 5. 2.- Resultado de la simulación con el elemento CQUAD4.

Figura 5.3.- Elemento Brick.

Figura 5.4.- Condiciones frontera.

Figura 5.5 a y b.- El tramo de tubería cuenta con espesor de 7 mm, largo de 21.3 mm y ancho (extruido) de 6 mm.

Figura 5.6.- Propiedades de la malla.

Figura 5.7.- Asignación de las restricciones.

Figura 5.8.- Asignación de cargas, ajustada al Sistema Internacional de Unidades.

Figura 5.9.- Vista de la configuración del elemento para simulación.

Figura 5.10.- Ventanas del resolver y validación de la simulación.

Figura 5.11.- Muestra el desarrollo de solución de la matriz dispersa.

Figura 5.12.- Muestra el desarrollo de la historia no lineal.

Figura 5.13 a y b.- Vista del editor de postproceso.

Figura 5.14.- Tramo de tubería con espesor de 7 mm, largo de 20.8 mm y ancho (extruido) de 6 mm.

Figura 5.15.- Gráfica del solver de la matriz lineal

Figura 5.16.- Gráfica de la transición no lineal

Figura 5.17.- Gráfica de la convergencia de paso de carga

Figura 5.18.- Resultados 3D, espesor aproximado a cero.

Figura 5.19.- Resultados con 1 mm de espesor.

Figura 5.20.- Resultados con 2 mm de espesor

Figura 5.22.- Resultados con 3 mm de espesor

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2.1.1.- Normatividad de pruebas para las propiedades mecánicas.

Tabla 4.1.- Factor de diseño por temperatura

Tabla 4.2.- Factor de junta longitudinal

Figura 4.13.- La aproximación en el resultado obtenido de la simulación con TRANS de la sobrepresión positiva es muy aproximada al valor analítico de 276 m, como se observa en la gráfica.

Tabla 4.3.- Recopilación de datos para el análisis de golpe de ariete.

Tabla 4.3.- Determinación de las condiciones para la simulación en MEF.

Tabla 5.1.- Composición química del acero L210.

Tabla 5.2.- Propiedades mecánicas del acero L210.

Tabla 5.3.- Propiedades mecánicas para el acero L210, límite de fluencia y resistencia a la tensión, mostradas en catalogo por la empresa VILLACERO.

Cuadro 5.1.- Especificaciones del material Steel-rolled de la biblioteca de NX 8.5.

Tabla 5.4.- Homologación del elemento MITC4.

ACRONIMOS, ABREVIATURAS Y NOMENCLATURA

MEF	Método del Elemento Finito
CAE	Ingeniería Asistida por Computadora (por sus siglas en inglés Computer Aided Engineering)
SCC	Agrietamiento por Corrosión (Stress Corrosion Cracking en inglés)
HIC	Agrietamiento Inducido por Hidrogeno (Hydrogen Induced Cracking)
TRANS 2010.1.0	Software para el cálculo del golpe de ariete y transitorios por el flujode fluidos sometidos a presión
PIB	Producto Interno Bruto
IES	Instituciones de Educación Superior
NX 8.5 NASTRAN	Software de análisis y simulación mediante MEF.
ASTM	American Section of the International Association for Testing Materials
EAC	Grieta Asistida Ambientalmente
MnS	Sulfuro de Manganeso
SSCC	Corrosión por Sulfuro Bajo Tensión
HRC	Dureza Rockwell C
NACE	National Association of Corrosion Engineers
SOHIC	Fractura por esfuerzo orientado por hidrogeno inducido (stress- oriented hydrogen-induced cracking)
k	(FCE) Factor de Concentración de Esfuerzos
K	(FIE) Factor de Intensidad de Esfuerzos
G	Tasa de energía disponible
MAOP ó MOP	Máxima Presión de Operación
COD ó CTOD	Desplazamiento de la Apertura de Grieta (crack-tip-opening displacement)

A-I-Z	Configuración del Elemento cáscara o lámina A-I-Z (A-I-Z shell element).
DOF	Grado de Libertad (Degree of Freedom)
MITC4	Configuración del Elemento cáscara o lámina desarrollado en 1980.
MITC4 – TLH	Configuración del Elemento cáscara o lámina desarrollado en 1995, por Dvorkin.
C^0	Espacio de continuidad donde es válido el elemento A-I-Z.
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ANSI	American National Standards Institute
NRF	Norma de Referencia
ISO	International Organization for Standardization
L210	Acero al carbón, para tuberías
PSL 1	Tubos con especificación del producto nivel 1 (“Product Specification Level 1”).
PSL 2	Tubos con especificación del producto nivel 2 (“Product Specification Level 2”).
2D QUAD4 ó CQUAD4	Configuración del Elemento cáscara o lámina en dos dimensiones, desarrollado por NASTRAN.
3D CHEXA 20	Configuración del Elemento Hexaedrico en tres dimensiones, desarrollado por NASTRAN.
CAD	Diseño Asistido por Computadora
MPa	Mega Pascales
mm	Milímetros

Introducción

El presente trabajo de tesis desarrolla una investigación teórica, que tiene como finalidad documentar el estado actual que guarda el tema de análisis de falla en sistemas de tuberías sometidas a presión, el cual no se aborda en los programas de Licenciatura y Posgrado en Ingeniería. La intención surge debido a la falta de material de estudio, para realizar actividades de capacitación, consultoría o asesoría, así como a la falta de instructores especialistas en el tema que desarrollen la cátedra de “flujo de fluidos sometidos a presión en tuberías” al interior de las Universidades.

Teniendo como antecedente ser instructor de cursos de capacitación impartidos a una empresa paraestatal de la industria del petróleo sobre el estudio de los transitorios y golpe de ariete en el flujo de fluidos sometidos a presión a través de tuberías. Se ha identificado la necesidad de relacionar incidencias de falla (rotura de tuberías en agua potable, oleoductos y gasoductos), con la generación de fuerzas internas provocadas por el golpe de ariete en la operación de los sistemas de tuberías.

El capítulo I, documenta el protocolo de investigación y las preguntas de investigación formuladas y que permiten determinar la relevancia del tema ¿Es una necesidad de la comunidad nacional analizar las fallas por grietas en tuberías sometidas a presión?, ¿Existen diferentes tipos de grietas en tuberías?, ¿Los métodos de análisis para fallas en tuberías son confiables?, ¿Existe interés por parte del sector de hidrocarburos y agua potable, para incrementar la vida útil de su infraestructura?. A través de la atención a estos cuestionamientos la tesis confirma la hipótesis planteada y da oportunidad a nuevos trabajos en el área.

Esta inquietud ha orillado en el capítulo II, a realizar una amplia búsqueda bibliográfica sobre publicaciones del tema de falla de tuberías por golpe de ariete y su relación con el agrietamiento por corrosión SCC (stress corrosion cracking en

inglés) y el agrietamiento inducido por hidrogeno HIC (hydrogen induced cracking en inglés), encontrando que estos tipos de falla no son los únicos que se presentan. Siendo las actuales técnicas para el robo de combustible una de las más peligrosas para la integridad de los sistemas de tuberías, así mismo se determinó que en la teoría estudiada existe poca correlación con el tema del golpe de ariete y sus efectos sobre la probabilidad de falla.

Se incluye en el marco teórico, una argumentación de la teoría de la Mecánica de la Fractura y una revisión del estado del arte del Método del Elemento Finito (MEF) para el análisis de tuberías, teorías del análisis de falla por fractura y de la Ingeniería Asistida por computadora (CAE) respectivamente. Para con el respaldo documental recopilado y los resultados de la simulación por computadora se focalice la correlación existente entre la falla de tuberías y los efectos del golpe ariete ante la presencia grietas (incluyendo SCC y HIC) y la inclusión de perforaciones no determinadas en los sistemas de tuberías.

En el marco metodológico planteado en el capítulo III, se resalta el uso del CAE como alternativa para evaluar probabilidades de falla en tuberías sometidas a presión por el flujo de fluidos y por la presencia de grietas y perforaciones inadecuadas.

Se realizarán por medio del software NX 8.5 NASTRAN, una serie de simulaciones y de análisis no lineal por elemento finito de un mismo elemento estructural (tubería) con diferentes condiciones de falla:

- ✓ Por debilitamiento por grieta y desgaste de la pared de la tubería.
- ✓ En todas las simulaciones se trabaja con las fuerzas máximas de golpe de ariete.

Los resultados obtenidos de la simulación se evalúan mediante el criterio de falla de Von Mises para proporcionar las conclusiones de la investigación.

El capítulo IV, muestra las características del elemento estructural en estudio y de uso común en el transporte de hidrocarburos o agua potable. Se presenta el modelo virtual que será adecuado para los diversos escenarios de posibilidad de falla y se establecen los valores de integridad física a comparar.

Este capítulo incluye el cálculo del golpe de ariete y el comportamiento de los transitorios a lo largo de un tramo de tubería, siendo calculados a través de una versión didáctica del software TRANS 2010.1.0. se adelanta que el peor escenario es el cierre de válvula antes del apagado de las bombas, con separación de columna de agua al interior de la tubería.

La discusión de los resultados en el capítulo V, tiene como punto de partida evaluar el peor de los escenarios de falla, generada por el golpe de ariete en una tubería (mediante la simulación de la más alta presión hidrostática obtenida) que tiene la presencia de grietas. Asimismo se discutirá sobre la seguridad que ofrece cuando se han deteriorado las condiciones de servicio de la tubería (desgaste de la pared exterior).

Se acompañan imágenes de la simulación y la determinación del mejor elemento finito para el análisis que se lleva a cabo. Así como una condición de análisis no lineal para observar la degradación del material por cada evento de golpe de ariete que sufra la tubería.

Las conclusiones permiten revisar el alcance de las metas que se han fijado en esta tesis, y que velan por la formación de recursos humanos con alta capacidad tecnológica (por medio de cursos de actualización) en el área de los hidrocarburos o agua potable. Promoverá que los actuales y nuevos diseños de sistemas de tuberías sean realizados con un alto factor de seguridad y se optimice la confiabilidad operativa de los mismos.

Generales

1.1 Antecedentes

Actualmente una comunidad activa y productiva necesita mantener un eficiente acceso a los beneficios que brindan los servicios públicos y privados como: el agua, los hidrocarburos, la energía eléctrica, el drenaje, las comunicaciones, el transporte público y privado, entre otros.

Sin embargo el suministro de estos servicios al ser de índole comercial (público y privado), generan intereses particulares, que no comparten ni promueven el bien común hacia la sociedad y al mejor desarrollo del ser humano como persona (un ente holístico en comunión con su entorno y medio ambiente).

Actualmente existen fenómenos (meteorológicos, por termino de vida útil y relacionados al terrorismo), aleatorios y concurrentes, que generan una convergencia entre la iniciativa pública y privada hacia el bien común de una comunidad de manera solidaria y colaborativa (estos fenómenos inesperados son llamados catástrofes o actos de vandalismo).

Cuando los intereses de la iniciativa pública y privada se articulan y promueven hacia un beneficio compartido (como: la recuperación de infraestructura y mantener la prestación de servicios públicos de la manera más eficiente, cuando sufren daño o son afectadas por contingencias con alto grado de riesgo), entonces se camina en conjunto hacia el desarrollo sostenible¹.

¹ Adjetivo. Dicho de un proceso: Que puede mantenerse por sí mismo, como lo hace, p. ej., un desarrollo económico sin ayuda exterior ni merma de los recursos existentes (RAE, 2012).

Una entidad económica no puede ser sostenible², si no cuenta con los recursos mínimos (humanos, materiales y comerciales) que generen cadenas de valor, la falta de alguno de los recursos limita el desarrollo sustentable de una nación (acción que se ve reflejada por medio del producto interno bruto (PIB) nacional).

El desarrollo económico³ de México depende en gran medida de la explotación de los yacimientos de hidrocarburos nacionales (petróleo y gas natural) y de la comercialización de sus derivados: el gas licuado y los diversos combustibles fósiles (gasolina, diésel, etc.), prestar atención a los procesos involucrados en el aprovechamiento de los recursos no renovables, permite mantener a gran parte de la población económicamente activa.

Los procesos de transporte y distribución de los hidrocarburos, son dos de los mecanismos más relevantes en la industria petrolera y representan grandes e importantes inversiones económicas, en cuanto a la construcción de infraestructura y formación de recursos humanos (dirigidos hacia la investigación científica y tecnológica del diseño estructural y el flujo de fluidos).

Mantener una operación rentable y en óptimas condiciones de funcionamiento la infraestructura involucrada en los procesos de transporte y distribución de los hidrocarburos, requiere un pleno conocimiento de las fallas que puede presentar un sistema de tuberías.

La infraestructura

En este estudio se define como infraestructura al concepto de “sistemas de tuberías”, que conforman la red de transporte y distribución de la industria del

² Esta situación es evaluada por indicadores económicos como el producto interno bruto (PIB) y la población económicamente activa (PEA), los cuales permiten que una Nación sea comparada en desarrollo o en pobreza extrema.

³ La industria de los hidrocarburos representa en el país la principal fuente de ingresos económicos, que estimula las relaciones laborales entre empresas públicas y privadas (promoviendo una alta movilidad de la PEA). Generando con esta situación -coyuntural de relaciones político, económico, sociales-, la motivación para promover, construir y conservar la infraestructura adecuada para la explotación del sector petrolero.

petróleo, por tubería se entiende a un elemento estructural destinado a proveer el mejor medio posible, para el transporte y manejo del flujo de fluidos sometidos a presión.

El tendido de una tubería (al no mostrar a la simple observación un esfuerzo: lineal, angular o radial), es considerada un elemento estático unidimensional donde se puede predecir su comportamiento por un análisis estático de las fuerzas involucradas en el comportamiento del elemento estructural.

Sin embargo al interior de la tubería se encuentra acoplada una masa líquida sometida a presión y que presenta un comportamiento dinámico que genera por su propio desplazamiento y peso, una fuerza, que se ejerce sobre las paredes internas de la tubería, que aunada a la presencia de fenómenos como: el golpe de ariete y los transitorios en la velocidad del fluido y la cabeza dinámica de presión, generan esfuerzos que pueden superar inesperadamente los valores de diseño (Hernández⁴, 2014).

Si en condiciones no deseables los esfuerzos generados en el interior de la tubería -por el comportamiento dinámico del flujo de fluidos sometidos a presión-, coinciden de manera eventual con la presencia de grietas (en un escenario catastrófico puede existir la presencia de “ordeñas” de combustible), se está en presencia de un desastre de magnitudes alarmantes, donde se pone en alto riesgo la infraestructura, el bienestar y la seguridad de la comunidad donde ocurra el evento (véase caso San Martín Texmelucan, México 2008).

La falta de información sobre las condiciones reales de operación (golpe de ariete y transitorios) y la presencia de grietas en los sistemas de tuberías, establecen altas condiciones de riesgo e inseguridad en la integridad estructural de los sistemas de tuberías.

⁴ Hernández A. Hector (----)Análisis de falla por fractura en tuberías de conducción de petróleo. Recuperado el 20/11/2014 de <http://www.bdigital.unal.edu.co/23657/1/20677-69921-1-PB.pdf>.

Ocasionando una problemática económica que afecta el desarrollo sostenible de una nación dependiente del aprovechamiento de los recursos naturales limitados y no renovables como el petróleo y el agua potable.

Oportunidades

El disponer de información teórica sobre el comportamiento de análisis de falla en tuberías, permite visualizar oportunidades en el análisis estructural de las mismas, prospectando de manera innovadora la estabilidad y seguridad operativa de los sistemas de tuberías, incrementando la habilitación en capacitación y formación de recursos humanos especializados en el tema, por parte de las Instituciones de Educación Superior (IES).

El ser innovador en el área de la Ingeniería Estructural representa un compromiso solidario hacia el desarrollo sostenible del país –demanda estar en una constante promoción en la aplicación de los métodos analíticos y de ingeniería aplicada-, determinando las mejores condiciones operativas en un sistema estructural.

En este trabajo se supone una problemática frecuente (ver contingencias en oleoductos mexicanos en capítulo IV) de falla en sistemas de tuberías las cuales representan grandes afectaciones a la infraestructura pública poniendo en riesgo la inversión económica, la seguridad pública, y el medio ambiente, entre otros.

El análisis de falla en sistemas de tuberías se llevara a cabo haciendo uso del software NX 8.5 NASTRAN el cual es una avanzada plataforma de la empresa SIEMENS, que permite el modelado y simulación estructural, térmica y de flujo a sistemas de tuberías, la principal ventaja radica en realizar un análisis estructural integrado (donde se pueden correlacionar condiciones operativas extremas, para identificar fallas estructurales severas y con alta viabilidad de presentarse en campo), permitiendo predecir la presencia de condiciones severas y de falla en la operación de sistemas de tuberías.

Estos antecedentes validan a la presente propuesta como innovadora y actual, que proporciona valiosos criterios y elementos de análisis de falla en sistemas de tuberías, que deberán tomarse en cuenta en los trabajos de conservación de la infraestructura y de la seguridad pública nacional.

1.2 Justificación

Conocer el comportamiento mecánico de los sistemas de tuberías que conducen fluidos sometidos a presión y predecir su tendencia a falla, es una línea alternativa de investigación con una alta aplicación tecnológica en el análisis estructural.

El análisis de falla por simulación aplicado a sistemas de tuberías permite reducir en un alto grado los riesgos de falla operativa en el elemento y preservar la integridad estructural de la infraestructura involucrada en el flujo de fluidos sometidos a presión.

Considerar que existen altos riesgos en un sistema de flujo de fluidos en tuberías sometidas a presión y que traen consecuencias catastróficas, permite identificar problemáticas que se encuentran tangible y permanentemente presentes en el transporte de fluidos sometidos a presión y que se pueden cuantificar en miles de dólares al ocurrir un desastre.

Documentar el comportamiento del análisis de falla a través de la simulación por software de los sistemas de tuberías, permitirá a las IES ser polos de desarrollo y transferencia tecnológica. Este proceso se llevara a cabo mediante la formación de recursos humanos de alta especialidad mediante cursos de capacitación y actualización en golpe de ariete y la determinación de presencia de grietas en tuberías.

La capacidad de los profesionistas para simular problemas de diseño u operación de sistemas hidráulicos y oleohidráulicos, genera la posibilidad de contratación de servicios por outsourcing por parte de la industria de los hidrocarburos o de transporte de agua con una perspectiva muy alta de remuneración económica. Nicho de oportunidad que en la región sureste aún no sido atendida por el IES públicas.

Los comentarios anteriores permiten visualizar una alta viabilidad en el proyecto propuesto, ya que promueven la colaboración de manera intuitiva entre IES, centros de investigación y empresas particulares y públicas, para:

- ✓ Determinar alternativas de cálculo de transitorios en flujo de fluidos sometidos a presión y el comportamiento en tuberías con grietas, actividad que permitirá a las IES contar con estrategias de enseñanza pertinentes en el área.
- ✓ Identificar alternativas para proteger los sistemas hidráulicos y oleohidráulicos del fenómeno del golpe de ariete y de la presencia de grietas.
- ✓ Formar y capacitar personal técnico y gerencial en el área de protección de sistemas estructurales hidráulicos y oleohidráulicos, disminuyendo el riesgo que existe en los sistemas de tuberías ya instalados, por instalarse o diseñarse.

Este apartado **justifica** de manera amplia la necesidad inmediata de contar con un documento que permita a corto plazo el tomar acciones que beneficien el diseño, desarrollo, operación y manejo de sistemas estructurales hidráulicos y oleohidráulicos, además de promover y fortalecer el proceso de capacitación y adiestramiento necesario en la formación de recursos humanos con alta capacidad tecnológica en el análisis de falla en tuberías sometidas a presión por el flujo de fluidos.

1.3 Planteamiento del problema

Los riesgos a los cuales está expuesta la comunidad nacional por fallas ocasionadas por el flujo de fluidos sometidos a presión en los sistemas de tuberías, demanda personal técnico y gerencial altamente calificado en esta área con capacidad de prevenir desastres industriales o de salud pública (incluyendo pérdidas humanas y materiales)-, identificando que la falta de formación especializada en el análisis de falla representa grandes pérdidas económicas o productivas.

El actual y adecuado diseño de las construcciones estructurales en el transporte del flujo de fluidos sometidos a presión, supone un incremento de la confiabilidad y vida útil de los sistemas de tuberías, establece que las nuevas propuestas estructurales sean realizadas con un alto grado de complejidad, que incluyan los mejores métodos de cálculo y simulación, sobre todo los que prevengan y anticipen riesgos tangibles de destrucción masiva.

El área de estudio en el diseño mecánico estructural de los sistemas de tuberías, demanda contar con recursos humanos altamente competitivos en el cálculo del golpe de ariete y transitorios en el flujo de fluidos sometidos a presión y en el análisis de falla por grietas, siendo responsabilidad de las IES proporcionar el conocimiento pertinente en la formación de los nuevos ingenieros que prestaran sus servicios a la comunidad nacional e internacional.

Asimismo, las compañías públicas o privadas dedicadas al transporte de agua potable e hidrocarburos tienen la responsabilidad de proveer los medios necesarios que gestionen la investigación, capacitación o actualización en el análisis de falla de los sistemas de tuberías, ya que de ello depende la estabilidad económica, seguridad e integridad de las empresas y de la comunidad nacional.

La problemática identificada en este trabajo se plantea como la falta de:

- ✓ Un documento (libro, manual o tutorial), que permita formar y capacitar especialistas en el análisis de falla en sistemas de tuberías, provocadas por el efecto de los transitorios, golpe de ariete y falla por grietas.
- ✓ Una metodología compleja en el cálculo y diseño estructural de nuevas redes hidráulicas y oleohidráulicas utilizadas en el transporte de los fluidos sometidos a presión.
- ✓ Baja capacidad técnica (por una formación profesional inadecuada) del personal a cargo de estas labores dirigidas a incrementar la confiabilidad y disminuir los riesgos de contingencias en los sistemas estructurales del flujo de fluidos sometidos a presión.

Esta área de oportunidad permite participar a la ingeniería estructural, con un planteamiento de solución que origina las siguientes preguntas de investigación.

1.4 Preguntas de investigación

¿Es una necesidad de la comunidad nacional analizar las fallas por grietas en tuberías sometidas a presión?

¿Existen diferentes tipos de grietas en tuberías?

¿Los métodos de análisis para fallas por grietas en tuberías son confiables?

¿Existe interés por parte del sector de hidrocarburos, para incrementar la vida útil de su infraestructura?

1.5 Hipótesis

Si se cuenta con un documento técnico que permita identificar de manera clara la relación de falla que existe en sistemas de tuberías de acero al carbón, cuando se involucran los fenómenos del golpe de ariete y las grietas en la pared de la tubería. Entonces, se estará en capacidad de formar recursos humanos con alta capacidad tecnológica (por medio de cursos de actualización) en el análisis de falla por grietas en tuberías por el flujo de fluidos sometidos a presión.

1.6 Objetivos

Objetivo General

Documentar la simulación mediante el software NX 8.5 NASTRAN de la relación existente entre el golpe de ariete y la presencia de grietas en una tubería sometida a presión por el flujo de fluidos.

Objetivos Específicos

- Determinar el valor máximo del golpe de ariete mediante el programa TRANS 2010.1.0., en una sección de tubería.
- Realizar la simulación del comportamiento estructural de una tubería, con apoyo del software especializado NX 8.5 NASTRAN.
- Documentar las variaciones de grieta y los resultados obtenidos mediante el análisis por medio del MEF a una tubería.

Marco de referencia

El marco de referencia se divide para esta investigación en conceptual y teórico, el marco conceptual definirá los terminos a emplear en la tesis y su interrelación entre ellos (golpe de ariete, grietas por HIC y SCC, fractura a partir de una grieta), en el marco teórico se explicarán los modelos matemáticos que definen: el golpe de ariete, el método del elemento finito y la mecánica de la fractura.

2.1 Marco Conceptual

2.1.1 Propiedades Mecánicas

El concepto de carga se define a partir de los materiales utilizados en aplicaciones de ingeniería como componentes estructurales que están sujetos a cargas, definidas por el propósito de la aplicación. Las propiedades mecánicas de los materiales caracterizan la respuesta de un material a la carga. La acción de la carga mecánica sobre los materiales en aplicaciones de ingeniería puede ser estática o dinámica y, básicamente, se pueden clasificar como de tracción, compresión, flexión, cortante y torsión. Además también pueden ocurrir efectos de cargas termomecánicas.

Entre las propiedades más importantes se encuentran el:

Módulo de elasticidad

$$E = 19.5 - 20.5 \text{ N/m}^2 \quad \text{para el acero}$$

Módulo de Poisson's

$$\nu = -\frac{\epsilon'}{\epsilon} = 0.25 \quad \text{para el acero}$$

Módulo de cortante

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

La acción de carga mecánica y la respuesta correspondiente de los materiales se pueden ilustrar por la curva de tensión-deformación (ver figura 2.1). Sus diferentes regímenes y los puntos de datos caracterizan el comportamiento mecánico de los materiales, para este estudio la curva esfuerzo deformación para el acero dará las referencias necesarias.

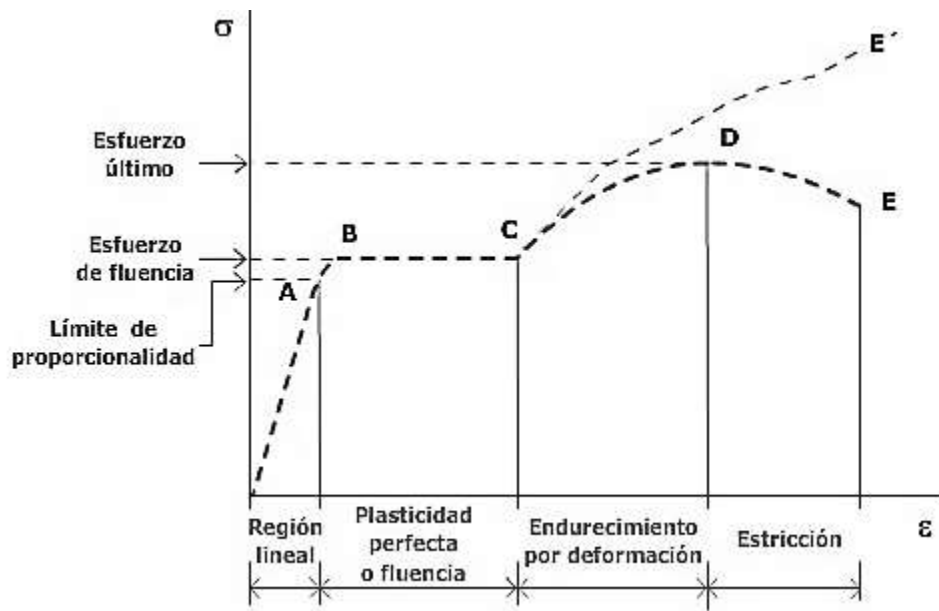


Figura 2.1.1.- Curva esfuerzo-deformación

La tabla 2.1.1 muestra la normatividad vigente para obtener las propiedades mecánicas de los materiales, en las normas se resumen los procedimientos experimentales para obtener los valores de referencia de los materiales y validar el comportamiento en función de estos indicadores.

Número de la especificación	Título de la especificación del Método para pruebas estándar para:
ASTM E 111-04	Módulo de Young
ASTM E 132-04	Coefficiente de Poisson's
ASTM E 143-02	Módulo de cortante

Tabla 2.1.1.- Normatividad de pruebas para las propiedades mecánicas.

2.1.2 Diseño de tuberías

Como elemento estructural la tubería se considera una barra circular hueca que puede estar sometida a diversos tipos de cargas, que para su estudio estático se consideran como:

Análisis de axial y cortante

Esfuerzo axial

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad (2.1.1)$$

Ley de Hooke

$$\sigma = E * \epsilon \quad (2.1.2)$$

Esfuerzo cortante

$$\tau = V/A \quad (2.1.3)$$

Área de diseño

$$\text{Área permitida} = \frac{\text{carga por transmitirse}}{\text{Esfuerzo permisible}} \quad (2.1.4)$$

Análisis por Torsión

Deformación unitaria cortante para tubos circulares

$$\gamma = \rho\theta = \frac{\rho}{r} \gamma_{max} \quad (2.1.5)$$

Ángulo de torsión por unidad de longitud

$$\theta = \frac{d\phi}{dx} \quad (2.1.6)$$

Torsión

$$\tau = \frac{\rho}{r} \tau_{max} = \frac{T\rho}{I_p} \quad (2.1.7)$$

Ángulo de torsión

$$\phi = \frac{TL}{GI_p} \quad (2.1.8)$$

Recipientes cilíndricos sometidos a presión

Cuando la tubería se encuentra en servicio se puede tratar para su análisis como un recipiente sometido a presión (ver figura 2.1.2), apareciendo los siguientes esfuerzos y condiciones de carga.

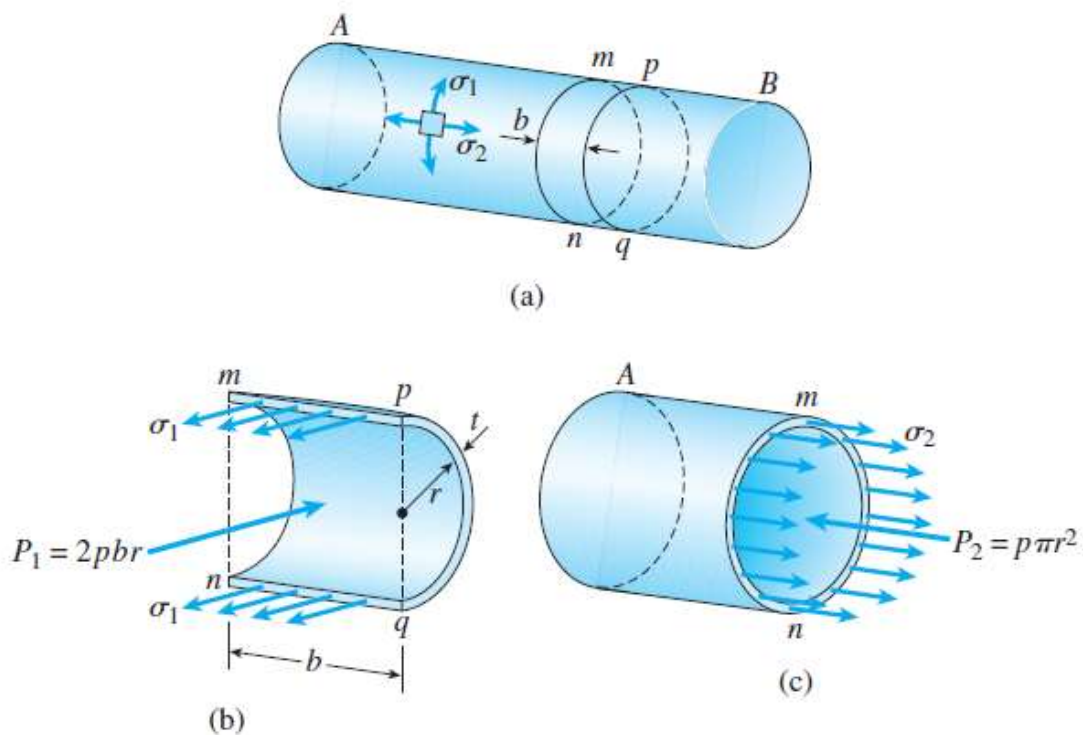


Figura 2.1.2.- Distribución de fuerzas en una sección circular sometida a presión, imagen tomada de Gere, 7ª. Edición, 2009.

Esfuerzo circunferencial

$$\sigma_1(2bt) - (2pbr) = 0 \quad (2.1.9)$$

$$\sigma_1 = \frac{pr}{t} \quad (2.1.10)$$

Esfuerzo longitudinal

$$\sigma_2(2\pi rt) - (p\pi r^2) = 0 \quad (2.1.11)$$

$$\sigma_2 = \frac{pr}{2t} \quad (2.1.12)$$

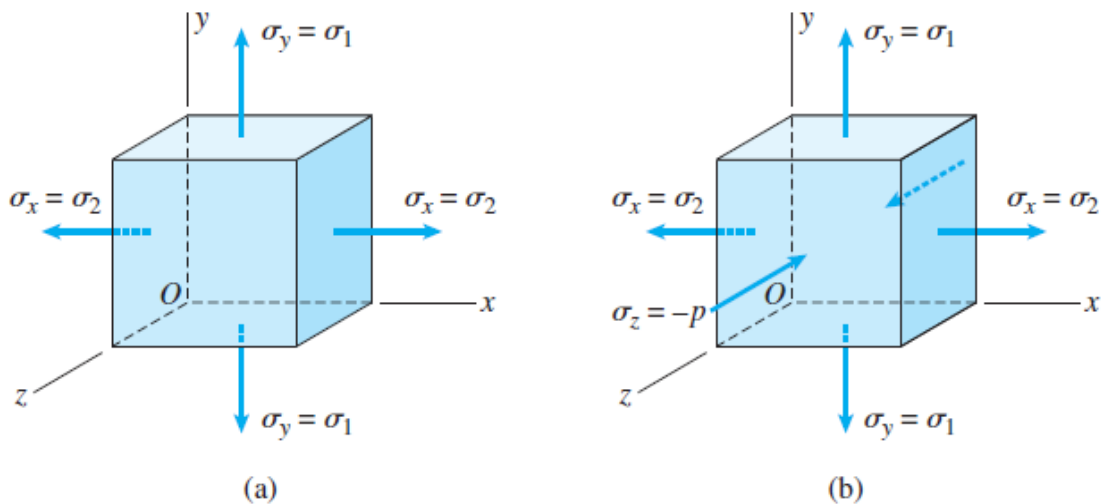


Figura 2.1.3 a y b.- esfuerzos en la superficie, imagen tomada de Gere, 7ª. Edición, 2009.

Esfuerzos en la superficie exterior figura 2.1.3a.

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_1}{2} = \frac{pr}{2t} \quad (2.1.13)$$

Esfuerzos en la superficie interior 2.1.3b

$$(\tau_{max})_z = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} = \frac{pr}{4t} \quad (2.1.14)$$

2.1.3 Golpe de ariete

Es importante que después de definir las propiedades mecánicas del componente como elemento estructural en estudio y los esfuerzos involucrados en su aplicación, se definan los fenómenos involucrados en esta investigación que son: el golpe de ariete y las grietas por HIC y SCC.

El golpe de ariete o pulso de Zhukowski, llamado así por el ingeniero ruso Nikolái Zhukowski es, junto a la cavitación, el principal causante de fallas en tuberías e instalaciones hidráulicas.

Las ecuaciones integrales de continuidad y cantidad de movimiento pueden aplicarse para obtener el valor del pulso de presión o pulso de Joukowski producido por una variación ΔV de la velocidad en una tubería resultando:

$$\Delta H = \frac{c\Delta V}{g} \quad (2.1.15)$$

expresada en altura de columna del fluido o metros columna de agua (mca).

Si se trata de un cierre instantáneo $\Delta v = -v_o$ y el valor del pulso es:

$$\Delta H = \frac{c\Delta V_o}{g} \quad (2.1.16)$$

Cuando se cierra bruscamente una válvula instalada en el extremo de una tubería de cierta longitud, las partículas de fluido que se han detenido son empujadas por las que vienen inmediatamente detrás y que siguen aún en movimiento (ver figura 2.1.4). Esto origina una sobrepresión que se desplaza por la tubería a una velocidad que puede superar la velocidad del sonido en el fluido.

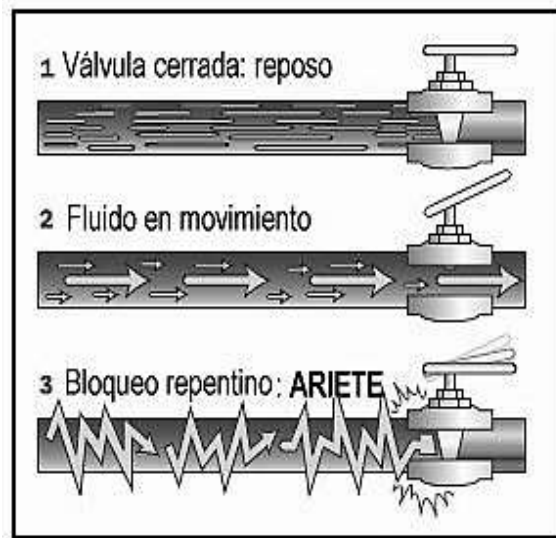


Figura 2.1.4.- Representación conceptual del golpe de ariete.

Esta sobrepresión tiene dos efectos: comprime ligeramente el fluido, reduciendo su volumen, y dilata ligeramente la tubería. Cuando todo el fluido que circulaba en la tubería se ha detenido, cesa el impulso que la comprimía y, por tanto, ésta tiende a expandirse. Por otro lado, la tubería que se había ensanchado ligeramente tiende a retomar su dimensión normal. Conjuntamente, estos efectos provocan otra onda de presión en el sentido contrario. El fluido se desplaza en dirección contraria pero, al estar la válvula cerrada, se produce una depresión con respecto a la presión normal de la tubería, que en ocasiones causa separación de la columna de líquido, incrementado el riesgo de daño o colapso.

Al reducirse la presión, el fluido puede pasar a estado gaseoso formando una burbuja mientras que la tubería se contrae. Al alcanzar el otro extremo de la tubería, si la onda no se ve disipada, se reflejará una sobrepresión que es mitigada progresivamente por la propia resistencia a la compresión del fluido y la dilatación de la tubería.

Este fenómeno es muy peligroso, ya que la sobrepresión generada puede llegar a entre 60 y 100 veces la presión normal de la tubería, ocasionando roturas en los accesorios instalados en los extremos (válvulas, bombas, depósitos, etc.) e inclusive a daño a la misma tubería, ver figura 2.1.5.



Figura 2.1.5.- Daño en tubería ocasionado por golpe de ariete.

La fuerza del golpe de ariete es directamente proporcional a la longitud del conducto, ya que las ondas de sobrepresión se cargarán de más energía, e inversamente proporcional al tiempo durante el cual se cierra la llave: cuanto menos dura el cierre, más fuerte será el golpe.

Consideraciones generales

Si el cierre o apertura de la válvula es brusco, es decir, si el tiempo de cierre es menor que el tiempo que tarda la onda en recorrer la tubería ida y vuelta, la sobrepresión máxima se calcula como $C \cdot \frac{V_0}{g}$ donde:

- C es la velocidad de la onda (velocidad relativa respecto al fluido) de sobrepresión o depresión.
- V_0 es la velocidad media del fluido, en régimen.
- $g = 9.81m/s^2$ es la aceleración de la gravedad.

A su vez, la velocidad de la onda se calcula como:

$$C = \sqrt{\frac{\frac{K}{\rho_o}}{1 + K \cdot \frac{D}{E \cdot e}}} \quad (2.1.17)$$

donde:

- K es el módulo elástico del fluido.
- ρ_o es la densidad del fluido.
- E es el módulo de elasticidad (módulo de Young) de la tubería que naturalmente depende del material de la misma.
- e es el espesor de las paredes de la tubería.
- D es el diámetro de la tubería.

Para este caso particular el fluido es agua:

$$\rho_o = 1000 \text{ kg/m}^3$$

$$K = 2.074 \times 10^9 \text{ N/m}^2$$

Esta expresión lleva a formular la fórmula de Allievi:

$$C = \frac{9900}{\sqrt{47.3 + \lambda \cdot \frac{D}{e}}} \quad (2.1.18)$$

donde se introduce una variable (λ) que depende del material de la tubería, y a modo de referencia se da el siguiente valor:

$$\lambda_{\text{acero}} = 0.5$$

El problema del golpe de ariete es uno de los problemas más complejos de la hidráulica, y se resuelve generalmente mediante modelos matemáticos que permiten simular el comportamiento del sistema, siendo el de mayor precisión el método de las ecuaciones características.

Método de las ecuaciones características

En este trabajo se menciona como el método más actual para el cálculo del golpe de ariete, ya que este algoritmo es el más utilizado en los software's especializados para la simulación del golpe de ariete y proporciona la solución más aproximada de las fuerzas que se generan en este fenómeno.

La obtención de las expresiones matemáticas de las características inicia con las ecuaciones de cantidad de movimiento y continuidad:

$$L_1 = gH_x + V_t + \frac{f}{2D}V|V| = 0 \quad (2.1.20)$$

$$L_2 = H_t + \frac{a^2}{g}V_x = 0 \quad (2.1.21)$$

Estas ecuaciones se combinan utilizando el multiplicador λ .

$$L = \lambda L_1 = \lambda \left(H_x \frac{g}{\lambda} + H_t \right) + \left(V_x \lambda \frac{a^2}{g} + V_t \right) + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (2.1.22)$$

Si la variable independiente x es función de t , se tiene:

$$\frac{dH}{dt} = H_x \frac{dx}{dt} + H_t \quad (2.1.23)$$

$$\frac{dV}{dt} = V_x \frac{dx}{dt} + V_t \quad (2.1.24)$$

$$\frac{dx}{dt} = \frac{g}{\lambda} = \frac{\lambda a^2}{g} \quad (2.1.25)$$

La ecuación 2.1.22 se convierte en ecuación diferencial ordinaria:

$$\lambda \frac{dH}{dt} + \frac{dV}{dt} + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (2.1.26)$$

Que da dos valores posibles de lamda:

$$\lambda = \pm \frac{g}{a} \quad (2.1.27)$$

Sustituyendo valores

$$C^+: \quad \frac{g}{a} \frac{dH}{dt} + \frac{dV}{dt} + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (2.1.28)$$

$$\frac{dx}{dt} = +a \quad (2.1.29)$$

$$C^-: \quad -\frac{g}{a} \frac{dH}{dt} + \frac{dV}{dt} + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (2.1.30)$$

$$\frac{dx}{dt} = -a \quad (2.1.31)$$

Conviene visualizar la solución en un plano x-t, donde se observen las líneas características donde las ecuaciones 2.1.28 y 2.1.30 son válidas.

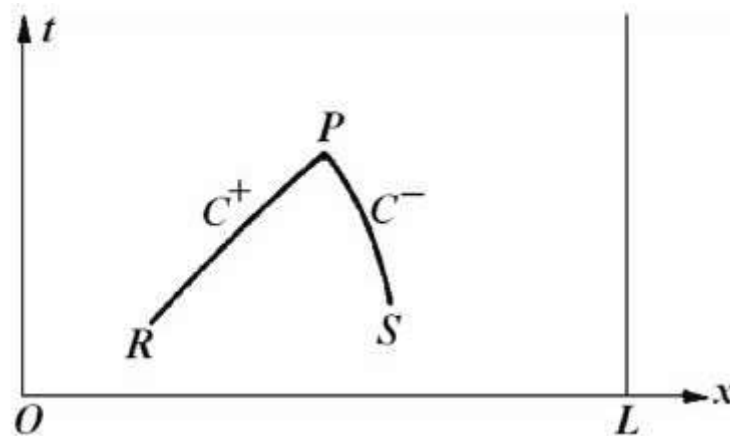


Figura 2.1.6a.- Gráfica de las características C+ y C-

Ecuaciones por diferencias finitas

Si una tubería es dividida en N partes iguales, cada parte de longitud Δx , por otra parte $\Delta t = \frac{\Delta x}{a}$ multiplicando por $\frac{adt}{g} = \frac{dx}{g}$ e integrando se tiene.

$$\int_{H_A}^{H_p} dH + \frac{a}{gA} \int_{Q_A}^{Q_p} dQ + \frac{f}{2gDA^2} \int_{x_A}^{x_p} Q|Q| (dx) = 0 \quad (2.1.31)$$

La variación de Q en x debajo de la integral del último término es desconocida a priori, por lo tanto se introduce la siguiente aproximación:

$$\int_{x_A}^{x_p} Q^2 dx = Q^2 x_{x_A}^{x_p} - \int_{x_A}^{x_p} x dQ^2 = Q^2 x_{x_A}^{x_p} - 2 \int_{x_A}^{x_p} x Q dQ \approx Q_p |Q_A| (x_p - x_A) \quad (2.1.32)$$

Haciendo lo mismo de B a P, se tienen las soluciones:

$$C^+: \quad H_p - H_A + \frac{a}{gA} (Q_p - Q_A) + \frac{f \Delta x}{2gDA^2} Q_p |Q_A| = 0 \quad (2.1.33)$$

$$C^-: \quad H_p - H_B - \frac{a}{gA} (Q_p - Q_B) + \frac{f \Delta x}{2gDA^2} Q_p |Q_B| = 0 \quad (2.1.34)$$

En un plano x-t, como se muestra en la figura 2.1.6b, se representan entonces las condiciones de flujo para cada uno de estos tramos para determinados intervalos.

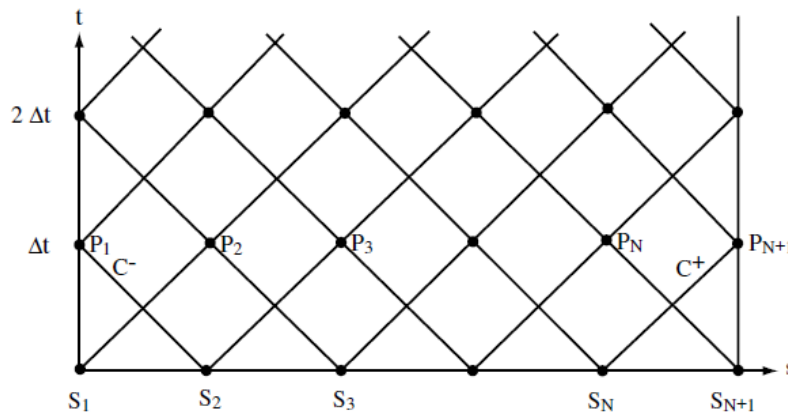


Figura 2.1.6b.- La imagen muestra la malla y las condiciones de flujo.

Para cada punto de P del interior de la malla en una sección i , las dos ecuaciones de compatibilidad, validas a lo largo de las dos líneas características C^+ y C^- , son resueltas simultáneamente para las incógnitas Q_i y H_i escritas como:

$$C^+: C_p = C_p - B_p Q_i \quad (2.1.35)$$

$$C^-: H_i = C_M - B_M Q_i \quad (2.1.36)$$

Donde los coeficientes C_p, B_p, C_M y B_M , son constantes conocidas al momento de aplicar las ecuaciones, ya que dependen de las condiciones de flujo en el intervalo de tiempo anterior.

$$C_p = H_{i+1} + B Q_{i+1} \quad (2.1.37)$$

$$B_p = B + R |Q_{i+1}| \quad (2.1.38)$$

$$C_M = H_{i+1} - B Q_{i+1} \quad (2.1.39)$$

$$B_H = B + R |Q_m| \quad (2.1.40)$$

Donde:

$$B = \frac{a}{gA} \quad (2.1.41)$$

$$R = \frac{f \Delta x}{2gDA^2} \quad (2.1.42)$$

La constante B , generalmente llamada impedancia característica de la tubería depende de las propiedades físicas del fluido y la tubería. R es el coeficiente de resistencia de la tubería, donde el factor de fricción f puede ser una constante o ser ajustado durante los cálculos con el número de Reynolds local en cada tramo para cada intervalo de tiempo.

Resolviendo el sistema formado por las ecuaciones 2.1.35 y 2.1.36 se obtiene:

$$H_i = \frac{C_p B_m + C_M B_p}{B_p + B_M} \quad (2.1.43)$$

$$Q_t = \frac{C_p - C_M}{B_p + B_M} \quad (2.1.44)$$

Ecuaciones que permiten conocer el flujo y la presión para cualquier punto de la tubería.

2.1.4 Grietas por HIC y SCC

Este se centra en presentar los avances sobre el análisis de las grietas inducidas por HIC y SCC y su comportamiento con respecto a las fuerzas a las cuales son sometidas las tuberías durante su servicio. A través de este análisis se realizara la interacción entre las fuerzas internas producidas por un golpe de ariete y la posibilidad de falla por grietas.

Elboujdaini (2009) concluye que las inclusiones no metálicas pueden afectar a la resistencia de los aceros tanto a la corrosión general, como a la localizada, incluyendo la corrosión por picadura.

La corrosión bajo tensión (SCC) y el agrietamiento (HIC) inducido por el hidrógeno con frecuencia se inicia en fosas y pozos, que contienen sulfuros, con la presencia de sulfuros es probable que se afecte el proceso de SCC. Las inclusiones no metálicas aumentan la susceptibilidad del acero a HIC, que se produce por la formación de ampollas internas de hidrógeno o grietas similares a ampollas en las laminaciones internas o en inclusiones no metálicas en materiales de baja resistencia.

Actualmente la condición de SCC está presente por la inadecuada práctica de robo de combustible (“ordeña de ductos”) o por la falta de mantenimiento de los sistemas de tuberías que tienden a generar pozos húmedos cerca del anclaje y soporte de las tuberías.

El fenómeno de HIC se produce cuando los átomos de hidrógeno (H) quedan atrapadas y se forman moléculas de H₂ en forma de inhomogeneidades en el acero. Una grieta plana, se crea por un defecto de laminación que se rellena de gas, que crece en paralelo a la superficie de la tubería a medida que continúa la trampa con más difusión de átomos de H. Si el defecto crece lo suficiente, puede convertirse en una ampolla...La fuente de átomos de H es normalmente la reacción catódica de un mecanismo de corrosión ácido que se produce en la superficie interna para tuberías.

Gol'dshtein (1996) en su artículo, “Un modelo de fractura en tuberías de acero en el proceso de hidrogenación”. Determino que un modelo cualitativo de iniciación de la fractura se puede formular de la siguiente manera:

En condiciones normales de servicio de un oleoducto, los defectos por laminación y soldadura contienen hidrógeno bajo presión que es suficiente para la iniciación de una fractura. El tiempo de vida de este sistema en el estado pasivo puede ser bastante grande. Sin embargo, como resultado de las perturbaciones de algunos factores (cargas mecánicas y concentración de hidrógeno), los defectos pueden pasar al estado límite de equilibrio y luego convertirse en sitios de iniciación de una fractura.

En el inicio de un sitio de fractura esta aumenta su tamaño como resultado de la anexión de segmentos planos adyacentes (formados en el curso de la apertura de inclusiones no metálicas laminadas), para romper las barreras entre estos segmentos, se consideran dos modos posibles:

- a) En la propagación de una grieta principal, los sitios de fractura inducida por hidrógeno nunca se encontrarán con segmentos planos unidos; la grieta principal se propaga bajo la presión de hidrógeno que entra en su cavidad;
- b) El desarrollo de nuevos sitios de fractura, se provoca en los segmentos planos unidos por una grieta inicial que puede ser detenida y el proceso de fractura se ejecuta mediante el inicio de una cadena de nuevos sitios de fractura.

Siguiendo las consideraciones de Gol'dshtein se documenta que...antes de la primera rotura de una barrera, por lo menos varias grietas nuevas en la cadena se vuelven lo suficientemente grandes e inician nuevos focos de fractura. Esto permite hacer las siguientes conclusiones importantes:

- El efecto de la longitud total de una cadena de grietas débilmente conectadas en condiciones de inicio de nuevos sitios de fractura en la cadena es insignificante.
- Las cadenas de grietas que no están unidas en una sola macrofisura son un elemento típico de la estructura formada en el proceso de fractura asistida por hidrógeno.

Se puede afirmar que la susceptibilidad del material a la fractura no está acompañada por la formación de una cadena de grietas. Aumenta con la fragilidad del material y la concentración de inclusiones en ella. En las tuberías de acero, la mayor concentración de inclusiones se observa en la zona de licuación.

Elboujdaini (2009), en “Factores metalúrgicos en agrietamiento por corrosión bajo tensión (SCC) y agrietamiento inducido por hidrógeno (HIC)”. Comenta que hay muchas razones para que las grietas se produzcan en una tubería:

Las grietas pueden desarrollarse a partir de: (a) los defectos de materiales; (b) durante la fabricación de la placa en tubería de rolado; (c) a partir de la inserción de hidrógeno en el soldaduras; y (d) en cordones de raíz o de relleno que son demasiado delgados o demasiado débiles. Los defectos en la tubería pueden crecer debido a la fatiga durante la operación de la tubería.

Los mecanismos de crecimiento de grieta incluyen, agrietamiento por corrosión bajo tensión (SCC) y agrietamiento inducido por hidrógeno (HIC). La SCC es una forma de grieta asistida ambientalmente (EAC), que es de gran afectación para la industria del petróleo y el gas. Cuando el agua penetra bajo el suelo los revestimientos de la tubería pueden desarrollar grietas y crecer a través de la pared de la tubería externa.

En las últimas décadas, miles de concentraciones de esas grietas se han encontrado en las tuberías. **Estas grietas con frecuencia se vuelven inactivas a profundidades de aproximadamente 1 mm.**

La HIC se produce en un acero si hay una microestructura susceptible y de suficiente difusión de átomos de hidrógeno, para iniciar y propagar el daño.

Elboujdaini (2009) concluyo que existen:

1. Múltiples tipos de sitios de iniciación, para el agrietamiento por corrosión del acero de la tubería en soluciones de bajo PH.
2. La correlación entre las imperfecciones y las inclusiones no metálicas indican picaduras que resultan de los efectos asociados con la composición de la inclusión.
3. La influencia nociva de hidrógeno en el acero no solo depende de la interacción del hidrógeno con la celosía de hierro, sino también con componentes estructurales y las inclusiones no metálicas, en particular de sulfuros.

4. Hay una alta correlación entre las mediciones de inclusiones y la HIC.
5. La HIC depende tanto de la composición del material y de la concentración de hidrógeno.
6. Las ámpulas de sulfuro de manganeso (MnS) y las matrices planas de otras inclusiones son los principales responsables de la HIC.
7. La microestructura también puede desempeñar un papel en la HIC, proporcionando baja resistencia a la fractura, de forma que las grietas se propaguen con mayor facilidad.

Loffe (2012), En “Fractura mecánica por corrosión de tubos de carbono y aceros aleados que operan en entornos que contienen sulfuro de hidrógeno”. Estimó que uno de los tipos más peligrosos de falla en los tubos es la corrosión por sulfuro bajo tensión (SSCC) debido a la saturación del acero con hidrógeno en entornos que contienen sulfuro de hidrógeno.

Como regla general, el mecanismo de SSCC trabaja en un tubo a una carga sustancialmente más baja que el límite elástico. Hoy en día la industria del petróleo emplea ampliamente tubos de aceros con un conjunto de aleación de Fe-Mn...En la producción de los tubos de acero, este se contamina durante el tratamiento fuera del horno. El metal de las tuberías contiene un alto contenido de ámpulas de sulfuro (Fe, Mn)S y tiene propiedades de resistencia relativamente bajas y un bajo impacto a la tenacidad a temperatura ambiente y a temperaturas bajas...los aceros de baja aleación suministrados en forma laminada en caliente con un dureza Hard Rockwell C inferior a 22 HRC...se supone que son adecuados para el funcionamiento en entornos que contienen sulfuro de hidrógeno.

Loffe (2012) indica **que** en la mayoría de casos las tuberías fallan en funcionamiento debido a la SSCC que se produce en el sistema de aceros Fe-Mn.

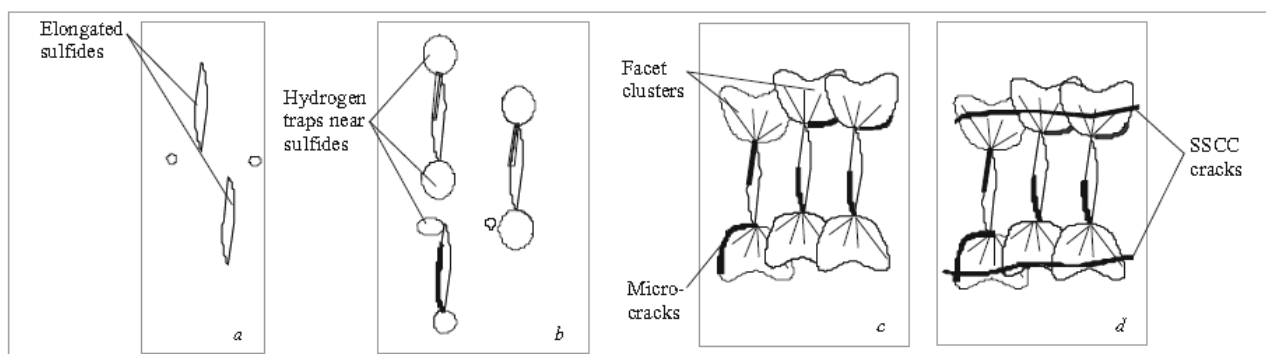


Figura 2.7.- Esquema del desarrollo de grietas por sulfuros: a) estado inicial, b) inicio de la formación de fracturas en sulfuros, c) formación de facetas frágiles de sulfuros, d) formación de una fractura SSCC.

1. Las fracturas de tubos de acero que contienen inclusiones de sulfuro en forma de ámpulas y esféricas, se forman en ambientes que contienen una alta cantidad de sulfuro de hidrógeno y difieren sustancialmente en el mecanismo y la cinética de la acumulación de daño.

2. El mecanismo de desarrollo de la fractura durante servicio de la tubería rolada de acero-manganeso y cromo en ambientes con elevado contenido de sulfuro de hidrogeno (H_2S) es prácticamente idéntica al mecanismo de agrietamiento por corrosión de sulfuro bajo tensión (SSCC), observado en ensayos de laboratorio de estos aceros por el método de la NACE TM 0177.

El artículo “Determinación del modo de falla y de la presión de ruptura en una tubería deteriorada mecánicamente” de **James** (2008), se aplicaron técnicas de análisis de Mecánica de la Fractura para calcular la fuerza de conducción de grietas como una función de la presión para la grieta preexistente en el origen de ruptura.

James (2008) determino que un significativo daño mecánico en una tubería, obviamente contribuye a su ruptura. La falla se origina por una grieta cortante formada en la base longitudinal de la tubería.

Una grieta cortante puede no propagarse por años, hasta que la presión interna rebasa el nivel permitido y dirija una fuerza a la grieta que exceda los límites elástoplásticos de la grieta, como la rotura dúctil de la transición de una fractura de escisión. **El análisis de esfuerzos combinado con el de la fractura mecánica indica que la presión de ruptura fue aproximadamente de 1000 psi**; dentro de la máxima presión operativa disponible.

Mohammed A. (2011), en “Fallas por SOHIC en el Servicio de Hidrocarburos” realiza conclusiones similares a las anteriores de James (2008).

Se puede concluir parcialmente que las fallas originadas por HIC y SCC, son de alta consideración cuando se realizan estudios que involucren el fenómeno de golpe de ariete. Su atención se considera determinante para mantener en óptimas condiciones de servicio a los sistemas de tuberías, sobre todo estas se forman cortantes al plano longitudinal.

2.2 Marco Teórico

Mecánica de la fractura⁵

Se puede definir a la mecánica de la fractura como: “La prevención de fracturas frágiles y fallas por fatiga en ingeniería estructural”.

Se dirá en este trabajo que la mecánica de la fractura ha demostrado establecer una adecuada interrelación entre material, diseño, fabricación y tipos de cargas externas; produciendo fracturas frágiles y dúctiles que son difíciles de eliminar en toda estructura.

⁵ Teoría tomada de: Anderson T.L. (2005). FRACTURE MECHANICS Fundamentals and Applications. CRC Press Taylor & Francis Group.

2.2.1 Fractura frágil y dúctil

Cuando ocurre una discontinuidad geométrica en un material sometido a esfuerzos, es posible que se presente una concentración de esfuerzos, cuando esta discontinuidad geométrica tiene la forma de una ranura y su posición y dimensión son tales que interfieren peligrosamente con el comportamiento del material, entonces las condiciones están dadas para que ocurra una falla catastrófica (esto es el rompimiento del material), si el radio de la punta de la ranura y los ángulos de los lados de esa ranura tienden a cero, entonces la ranura pasa a ser una grieta.

Hay una diferencia notable entre una discontinuidad geométrica y una grieta. En una discontinuidad geométrica típica, el nivel de esfuerzos en la raíz de la ranura puede ser elevado en un orden de magnitud de 10 a 20 veces si el radio de la raíz es pequeño, como si este extremo de la ranura fuera un vacío elíptico. El análisis matemático muestra que el nivel de esfuerzos se eleva a:

$$\sigma_m = \sigma \left(1 + 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \quad (2.2.1)$$

mientras que en el caso de una grieta, la concentración de esfuerzos es tal que el estado de esfuerzos en la punta de la grieta, puede ser elevado conceptualmente hasta el infinito. La concentración de esfuerzos originada por discontinuidades geométricas es conocida como factor de concentración de esfuerzos (FCE) y se denota por “k”, mientras que aquella originada en una grieta, es llamada factor de intensidad de esfuerzos FIE, se representa por “K” y puede ser demostrado que

$$K = \lim_{\rho \rightarrow 0} \frac{1}{2} \sigma_m (\pi \rho)^{1/2} \quad (2.2.2)$$

K tiene dimensiones ($\text{esfuerzo} \cdot \sqrt{\text{longitud}}$), σ_m es el esfuerzo máximo en la raíz de la ranura, ρ es el radio de la raíz de la grieta.

La aplicación de la plasticidad lineal, hacia las complejas situaciones de la vecindad de las grietas ha sido denominada mecánica de la fractura.

De una manera general se puede clasificar la fractura de sólidos en dos categorías muy amplias que son fractura frágil y fractura dúctil. Por definición todos los materiales en un estado dúctil sufrirán cedencia antes de experimentar la fractura última. Se dirá que los materiales están en un “estado frágil”, si la fractura tiene lugar antes de que cualquier flujo plástico apreciable ocurra.

La fractura dúctil es usualmente asociada con grandes deformaciones, muy altos rangos de disipación de energía y velocidades lentas de fractura. La fractura frágil, por otro lado, es una falla de baja energía, la cual, debido a condiciones inestables de carga, se presenta en una forma catastrófica, lo cual quiere decir que las velocidades de propagación de la fractura son usualmente altas.

2.2.2 Criterios de falla

Se han propuesto distintas teorías de falla para tratar de explicar el proceso de fractura y dependiendo de condiciones generales, son usualmente usadas para desarrollar un criterio para propagación.

Se hace diferencia si se aplican a fractura frágil (sin flujo plástico), o cuando se presenta cedencia mediante la definición de un valor local de esfuerzo, que inicia el mecanismo de inestabilidad.

a) Teoría de máximo esfuerzo de tensión.

Esta es la aproximación más simple para la falla de materiales frágiles, sin considerar inicialmente ningún tipo de fractura.

Se considera que la fractura puede ser iniciada por distintos mecanismos, pero para propagar una superficie de fractura sobre la sección de un componente y causar separación, es necesario tener un esfuerzo de tensión normal a la superficie fracturada, la teoría de máximo esfuerzo de tensión postula que la fractura es determinada por el máximo esfuerzo principal de tensión σ_1 , independientemente de la magnitud de los otros esfuerzos principales, donde:

$$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 \quad (2.2.3)$$

Cuando esta teoría es aplicada al caso de una fractura que ya existe, se ha demostrado que $\sigma_1 \rightarrow \infty$ cuando $r \rightarrow 0$.

b) Teoría de deformación máxima.

La teoría de deformación máxima asume que bajo un estado dado de esfuerzos hay una deformación límite, o agotamiento de ductilidad, que gobierna la fractura. Una forma popular de definir la deformación límite, es la máxima deformación elástica que se presenta en el estado último de la prueba de tensión uniaxial; para aplicar este criterio es necesario definir el punto en el material en el cual esta deformación toma lugar.

c) Teoría de máximo esfuerzo cortante.

Esta es usualmente usada para determinar el punto en el que se presenta el flujo plástico, así no es aplicable a materiales frágiles, la teoría de máximo esfuerzo cortante establece que la fractura ocurrirá cuando el máximo esfuerzo cortante alcanza un valor límite.

d) Teoría de máximo esfuerzo cortante octaédrico.

Este criterio es usado para definir el punto en el que se presenta la cedencia, el esfuerzo cortante octaédrico está relacionado con la energía de distorsión, la cual es la energía elástica total en la unidad de volumen, menos la energía elástica de dilatación del volumen. La teoría de máximo esfuerzo cortante octaédrico es muy aceptada para el inicio del flujo plástico y ha sido aplicada a aquellos materiales que exhiben, grandes cantidades de flujo antes de fracturarse.

El criterio de falla puede ser descrito como un esfuerzo normal igual al esfuerzo principal. Este también es llamado la teoría de distorsión de energía o teoría de Von Mises.

e) Teoría de Mohr

La teoría de Mohr es una teoría más general que la teoría de máximo esfuerzo cortante, debido a que se considera que el flujo o falla es iniciada cuando (a) el esfuerzo cortante alcanza un valor crítico el cual depende del esfuerzo normal que actúa sobre el mismo plano de deslizamiento, o bien (b) cuando el esfuerzo principal máximo alcanza un valor límite.

Han sido mencionadas las condiciones bajo las cuales los materiales frágiles se rompen y dependen mucho de efectos locales estadísticamente variables tales como: inclusiones, fronteras de grano, imperfecciones minúsculas, etc. En primera instancia podría parecer que no es posible esperar que un criterio macroscópico pueda predecir fracturas que se originan en imperfecciones localizadas al azar a nivel atómico (o más bien a nivel de granos individuales). Sin embargo Griffith (1924) mostró que las fracturas que se originan cerca de la punta de las grietas elípticas orientadas al azar, conducen a un criterio de esfuerzo de falla macroscópico.

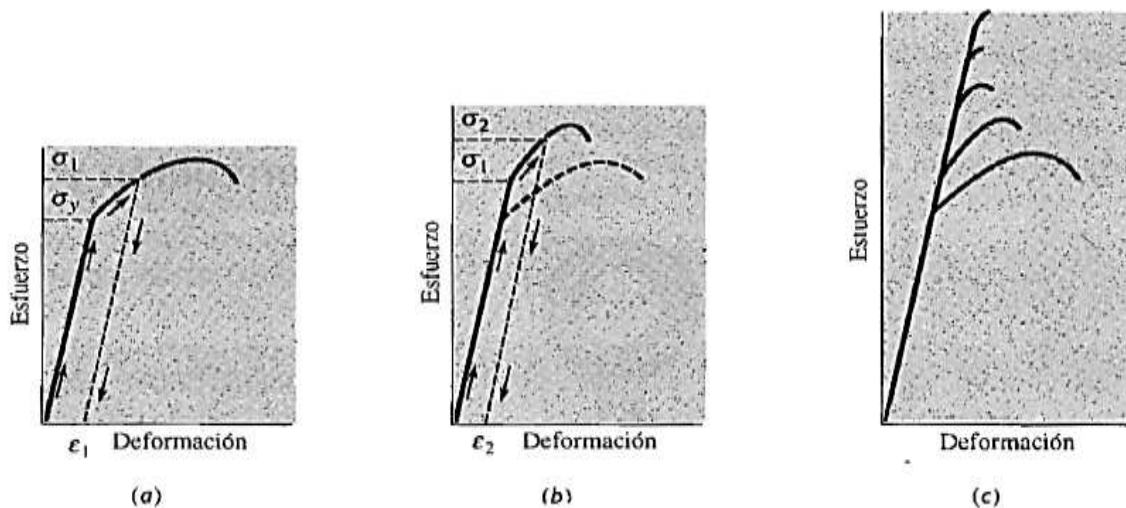


Figura 2.2.1. Desarrollo del endurecimiento por deformación a partir del diagrama esfuerzo-deformación⁶. (a) Se sujeta una muestra a un esfuerzo que excede el límite elástico antes de que desaparezca el esfuerzo. (b) Ahora la muestra tiene un límite elástico y una resistencia a la tensión más altas, pero menor ductilidad. (c) Repitiendo este procedimiento, la resistencia se seguirá incrementando y la ductilidad reduciéndose, hasta que la aleación se vuelva muy frágil.

⁶ Tomada de Askeland, Donald R. (1988). Ciencia e ingeniería de los materiales. International Thomson Editores. México.

2.2.3 Tipos de fractura

En términos generales, se puede establecer que los extremos del rango de falla de los materiales son: fallas frágiles y dúctiles, ver figura 2.2.1. Entre estas se encuentran las fallas elastoplásticas, sus características se mencionan a continuación.

- a) **Fractura Frágil.** Es aquella en la cual la fisura se propaga con muy poca deformación plástica en su vértice, esta es controlada por el esfuerzo de tensión que es perpendicular al plano de la grieta. También es característico de una falla frágil, el inicio de la inestabilidad, la cual puede presentarse con esfuerzos mucho menores a los requeridos para llevar al elemento a un estado de fluencia generalizado, ver figura 2.2.2.
- b) **Fractura Dúctil.** Es aquella cuyo comportamiento se caracteriza porque el material, ante cargas iguales, en el límite de fluencia presenta deformaciones plásticas apreciables en el vértice de la grieta, antes de que suceda el colapso. Normalmente está controlada por el esfuerzo cortante máximo, como ejemplo tenemos, en general, el comportamiento de materiales metálicos de tenacidad intermedia figura 2.2.2.
- c) **Fractura Elastoplástica.** Es aquella donde el material presenta una combinación de comportamiento frágil y dúctil ante cargas un poco mayores al límite de fluencia. En otras palabras, primero el material presenta deformaciones elásticas, después un comportamiento plástico y finalmente el colapso, como ejemplo se encuentra la mayor parte de los metales los cuales dependiendo de la magnitud de las cargas siguen un comportamiento elastoplástico figura 2.2.2.

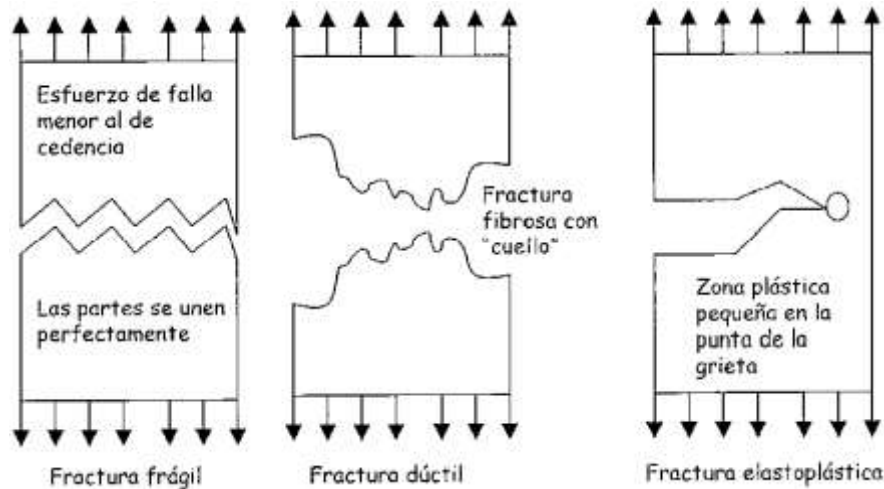


Figura 2.2.2. Clasificación de los tipos de Fractura.

De las fallas mencionadas anteriormente, la más catastrófica es la frágil. Esto es debido a que se requiere de poca energía para propagar la grieta.

La mecánica de fractura es la disciplina que se encarga de este tipo de problemas pudiendo ser a través del campo de esfuerzos en la vecindad de la punta de la grieta o mediante un enfoque energético (explicado por la teoría de Griffith).

La teoría de Griffith

Inglis (1913) determinó la intensidad de esfuerzos en agujeros elípticos, donde el esfuerzo es aplicado perpendicularmente al eje mayor de la elipse $2a$. El ancho de la placa es mucho mayor que $2a$ ($2a \ll t$) y la altura de la placa es más grande que el semieje menor de la elipse $2b$, ver figura 2.2.3. De esta forma el esfuerzo en el plano del eje mayor donde ρ es el radio de la elipse en el extremo (a) y está dado por:

$$\sigma_A = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (2.2.4)$$

Inglis (1913) demostró que la ecuación (2.2.4) da una buena aproximación para evaluar la concentración de esfuerzos en una muesca que no es elíptica, excepto en la punta.

Predice un esfuerzo infinito en una grieta infinitamente aguda cuando es cero. Este resultado causó consternación, porque no hay material capaz de sostener un esfuerzo infinito, ya que un material con una grieta tan aguda fallaría con la mínima carga aplicada.

Esto condujo a Griffith (1920) a desarrollar una teoría de fractura basada en el balance de energía para evaluar un incremento del área de la grieta. El aplicó la primera ley de la termodinámica para encontrar los esfuerzos en la punta de la grieta, notó que cuando una grieta es introducida en una placa con material elástico sometida a esfuerzos, un balance energético puede ser establecido entre el decremento de la energía potencial (relacionada con el relajamiento o energía elástica almacenada) y el incremento de la energía de superficie resultante debido a la presencia de la grieta.

Esta energía superficial resulta del hecho de que hay un desequilibrio entre los átomos más cercanos. Griffith (1920) estimó el término energía superficial, estableciendo que es el producto del área total de las áreas proyectadas de la grieta $2(2a * t)$ en un plano entre ambas superficies de la fisura y la energía superficial γ_e elástica del material de la placa, figura 2.2.3.

$$U_\gamma = 2(2a\gamma_e)t \quad (2.2.5)$$

Griffith (1920) consideró una placa infinita de espesor unitario que contenía una grieta atravesando el espesor, de longitud $2a$ y que estaba sujeta a un esfuerzo de tensión uniforme σ , aplicado en el infinito. La figura 2.2.3 representa una aproximación a la placa.

La energía total U de la placa agrietada puede ser escrita como,

$$U = U_0 + U_a + U_\gamma - F \quad (2.2.6)$$

donde

U = energía elástica de la placa cargada sin agrietamiento (una constante).

U_0 = Energía por unidad de volumen $U_0 = \sigma^2/2E$

U_a = cambio en la energía elástica causada por la introducción de la grieta en la placa

U_γ = cambio en la energía de superficie elástica debido a la formación de las superficies agrietadas.

F = trabajo realizado por fuerzas externas: éste deberá ser sustraído en la ecuación (2.2.6), puesto que no es parte de la energía interna (potencial) de la placa. $F = carga * desplazamiento$.

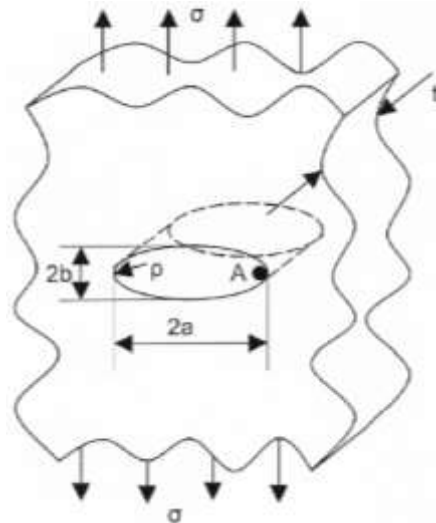


Figura 2.2.3.- Grieta pasante a través de una placa.

Griffith usó los conceptos desarrollados por Inglis, que demostró que para espesores unitarios, el valor absoluto de U_a está dado por:

$$|U_a| = \frac{\pi\sigma^2 a^2}{E} \quad (2.2.7)$$

Por otra parte, la energía de superficie elástica, U_γ , es igual al producto de la energía de superficie elástica del material, γ_e , y la nueva área superficial de la grieta:

$$U_\gamma = 2(2a\gamma_e). \quad (2.2.8)$$

Para el caso donde el trabajo no es hecho por fuerzas externas, $F = 0$ y el cambio en energía elástica U_a , causada por la introducción de la grieta en la placa, es negativa: hay una disminución en la energía de deformación elástica de la placa, debido a que esta pierde rigidez y la carga aplicada por las condiciones de sujeción por consiguiente descenderá. Consecuentemente, la energía total U de la placa agrietada es:

$$U = U_0 + U_a + U_\gamma$$

$$U = U_0 - \frac{\pi\sigma^2 a^2}{E} + 4a\gamma_e \quad (2.2.9)$$

Puesto que U_0 es constante, su cambio al propagarse la grieta $\frac{dU_0}{da}$ da cero, y la condición de equilibrio para la extensión de la grieta es obtenida por el establecimiento de $\frac{dU}{da}$ igual a cero:

$$\frac{d}{da} \left(U_0 - \frac{\pi\sigma^2 a^2}{E} + 4a\gamma_e \right) = 0 \quad (2.2.10)$$

De la condición de equilibrio se tiene

$$\frac{2\pi\sigma^2 a}{E} = 4\gamma_e \quad (2.2.11)$$

la cual puede ser reordenada como

$$\sigma\sqrt{a} = \left(\frac{2E\gamma_e}{\pi} \right)^{1/2} \quad (2.2.12)$$

La ecuación (2.2.12) indica que la extensión de la grieta en materiales idealmente frágiles, es gobernada por el producto del esfuerzo remotamente aplicado y la raíz cuadrada de la longitud de la grieta y por propiedades del material debido a que E y γ_e son parámetros característicos del material en el término derecho de la ecuación (2.2.12). De esta forma, este es un valor constante característico de un material dado idealmente frágil. Consecuentemente, la ecuación (2.2.12) indica que la extensión de la grieta en tales materiales ocurre cuando el producto, $\sigma\sqrt{a}$ alcanza un valor crítico constante. La ecuación 2.2.12 puede ser reordenada en la forma:

$$2\gamma_e = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.2.13)$$

El término del lado izquierdo de la ecuación (2.2.13) ha sido designado como la razón de energía liberada G , y representa la energía elástica por unidad de área de superficie de la grieta que está disponible para extensión infinitesimal de una grieta. El término del lado derecho de la ecuación (2.2.13) representa el incremento de energía superficial que podría ocurrir debido a la extensión de grieta infinitesimal, y es designada como la resistencia de la grieta, R . Además G deberá ser al menos igual a R antes que el incremento inestable de la grieta ocurra. Si R es una constante, esto quiere decir que G deberá exceder un valor crítico G_c . Entonces la fractura ocurrirá cuando:

$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E} \geq \frac{\pi\sigma_c^2 a}{E} = G_c = R \quad (2.2.14)$$

El valor crítico G_c puede ser determinado por la medición del esfuerzo σ_c requerido para fracturar una placa con una grieta de medida $2a$.

En 1948 Irwin sugirió que la teoría de Griffith para materiales idealmente frágiles podría ser modificada y aplicada para ambos materiales frágiles y metales que exhibieran deformación plástica.

Esta reconocía que una resistencia del material a la extensión de la grieta es igual a la suma de la energía de superficie elástica y el trabajo de deformación plástica, γ_p , acompañando la extensión de la grieta. Consecuentemente, la ecuación (2.2.13) fue modificada como:

$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E} = 2(\gamma_e + \gamma_p) \quad (2.2.15)$$

Para materiales relativamente dúctiles $\gamma_e \gg \gamma_p$, por ejemplo, si R es principalmente energía plástica y la energía superficial puede ser ignorada. Aunque la modificación de Irwin (1948) incluye un término de energía plástica, la aproximación del balance de energía para la extensión de la grieta es todavía limitado para la definición de las condiciones requeridas para inestabilidad de una grieta idealmente aguda.

Análisis del campo de esfuerzos en la vecindad de la punta de la grieta

Modos de carga

Todos los sistemas de esfuerzos en la vecindad de la punta de una grieta pueden ser derivados de tres modos de carga.

- ✓ Modo I. Modo de apertura o de tensión. La carga es aplicada perpendicularmente al plano de la grieta y sus superficies se separan. Este es el modo de carga más común en los problemas de ingeniería, ya que se requiere una carga mínima para propagar la grieta. Por lo tanto, es al que se le ha prestado más atención desde el punto de vista analítico, como experimental, figura 2.2.4a.
- ✓ Modo II. Deslizamiento o modo cortante. Las cargas se aplican perpendiculares al borde de la grieta. Las superficies de fractura se deslizan una sobre la otra. Este modo es poco común y en la práctica se encuentra, en combinación con el modo I. Como ejemplo se tiene cuando hay grietas inclinadas sometidas a tensión, esto ocasiona un modo mixto de cargas, figura 2.2.4b.

- ✓ Modo III. Desgarramiento. Las cargas se aplican paralelamente al borde de la grieta, y las superficies de fractura se mueven una sobre la otra y paralelas. Este caso puede ser un problema de cortante pero involucrando una muesca en una barra a torsión. De los tres modos, este se puede considerar el menos severo, figura 2.2.4c.

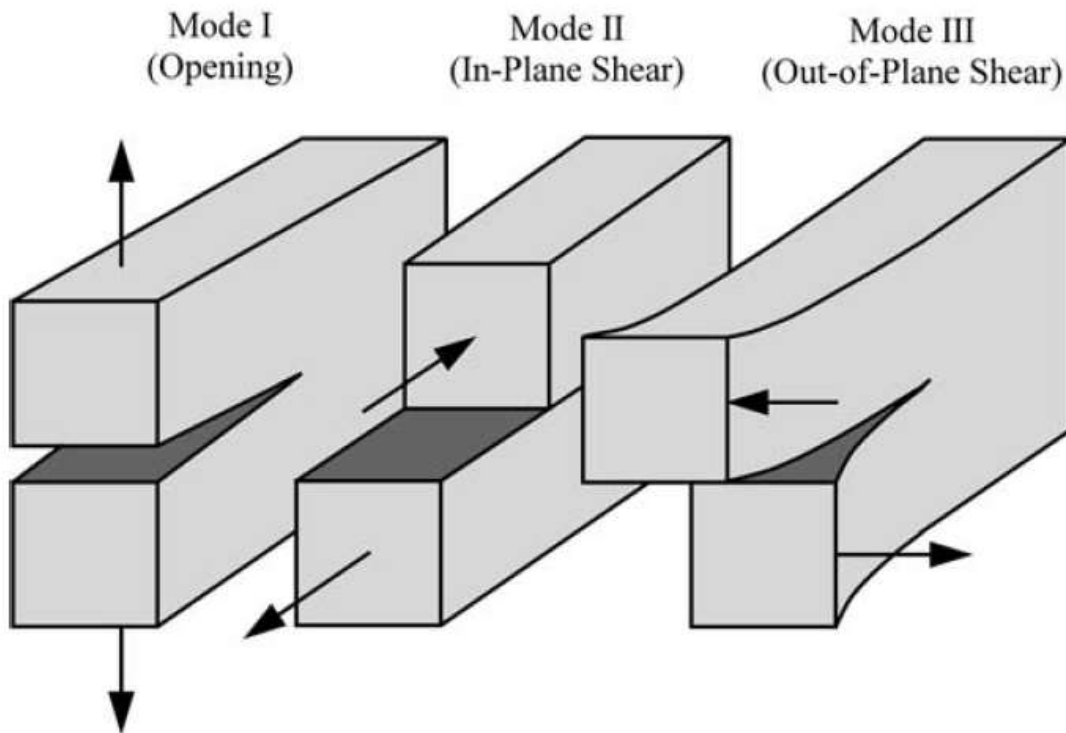


Figura 2.2.4. Los tres modos de carga, modo I de apertura, modo II de cortante y modo III por desgarramiento.

Esfuerzos en la vecindad de la punta de la grieta

La fractura de componentes agrietados puede ser determinada por análisis de esfuerzos basados en conceptos de la teoría de la elasticidad. Irwin, en la década de los cincuenta, desarrolló soluciones para los modos de carga mostrados en la figura 2.2.4, partiendo de la teoría lineal elástica, y de los trabajos desarrollados por Westergaard (1939). Para el caso de una grieta rectilínea en el plano $x - z$, el campo de esfuerzos puede determinarse con las ecuaciones 2.2.16, siguiendo la nomenclatura de la figura 2.2.5, y tomando en cuenta un sistema de coordenadas polares (r, θ) con origen en el vértice de la grieta:

Para el Modo I:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \left(\cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right)\end{aligned}\quad (2.2.16)$$

El factor de intensidad de esfuerzos K_I para el Modo I de la grieta se puede definir como:

$$K_I = \lim_{n \rightarrow 0} \sqrt{2\pi \sigma_y}, \quad \text{con } (r, \theta = 0) \quad (2.2.17)$$

Para una placa infinita agrietada:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.2.18)$$

Las componentes de los desplazamientos de la punta de la grieta para condiciones de esfuerzo plano se obtienen como:

$$\begin{aligned}\mu &= 2(1+\nu) \frac{K_I}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu + \operatorname{sen}^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ \nu &= 2(1+\nu) \frac{K_I}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right)\end{aligned}\quad (2.2.19)$$

La mayoría de los resultados de ensayos sobre la propagación de la fractura están basados en el tipo o modo de falla I, por ser el de más fácil caracterización. Los factores de intensidad de esfuerzos se obtienen mediante mediciones experimentales muy precisas y controladas para cada uno de los modos de falla expuestos en la figura 2.2.5. Sin embargo como se mencionara previamente los gráficos de cálculo de los factores de intensidad de esfuerzos son para el MODO I por ser el más común de los modos de falla.

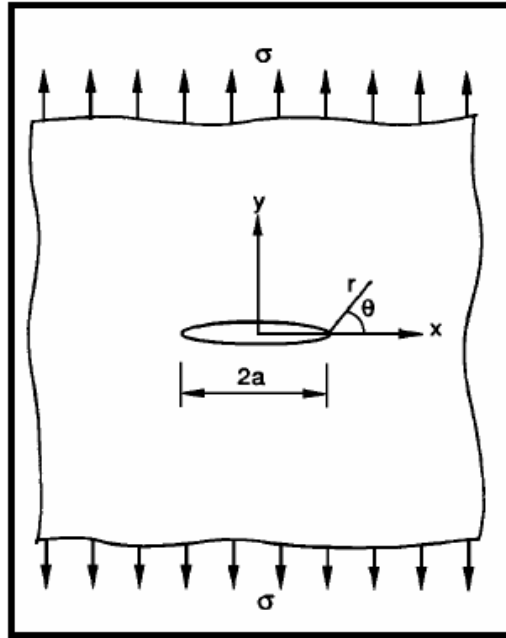


Figura 2.2.5a. Placa Infinita agrietada sujeta a tensión.

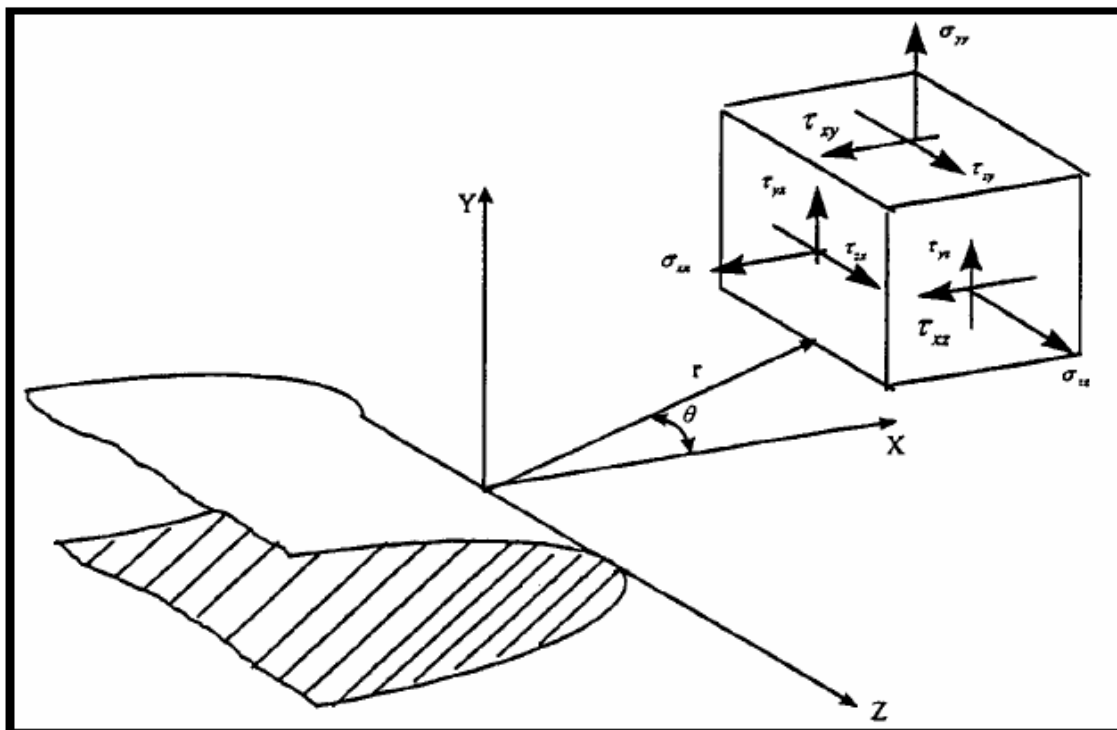


Figura 2.2.5b. Distribución de esfuerzos alrededor de la punta de la grieta.

El factor de intensidad de esfuerzos

Debido a las dificultades prácticas en la evaluación de la energía, un mayor avance fue hecho por Irwin (1950), cuando desarrolló el concepto del factor de intensidad de esfuerzos. Primero, de la teoría lineal elástica Irwin demostró que los esfuerzos en la vecindad de la punta de la grieta toman la forma:

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + \dots \quad (2.2.20)$$

donde r y θ son las coordenadas polares cilíndricas de un punto con respecto a la punta de la grieta, figura 2.2.5. K es un parámetro, el cual da la magnitud del campo de esfuerzos elásticos. Este es llamado el factor de intensidad de esfuerzos. Análisis dimensionales muestran que K deberá estar linealmente relacionada al esfuerzo y directamente relacionada a la raíz cuadrada de una longitud característica. La ecuación 2.2.9 del análisis de Griffith (1920) indica que esta longitud característica es la longitud de la grieta. La forma general del factor de intensidad de esfuerzos está dado por:

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} * f\left(\frac{a}{w}\right) \quad (2.2.21)$$

donde $f\left(\frac{a}{w}\right)$ es un parámetro adimensional que depende de la geometría del espécimen y la grieta.

Irwin además demostró que si una grieta es extendida por una cantidad da , el trabajo hecho por el campo de esfuerzos, es formalmente equivalente al cambio en energía de deformación Gda . Así, el establecimiento de un factor de intensidad de esfuerzos crítico, K_c , es exactamente equivalente a la aproximación del balance de energía Griffith-Irwin, el cual requiere un almacenamiento de energía de deformación elástica igual a G_c .

Los parámetros que gobiernan la fractura por consiguiente podrían ser establecidos como una intensidad de esfuerzos críticos, K_c , en vez de un valor de energía crítico G_c . Para cargas de tensión, las relaciones entre K_c y G_c son:

$$\text{Esfuerzo plano: } G_c = \frac{K_c^2}{E}, \quad (2.2.22a)$$

$$\text{Deformación plana: } G_c = \frac{K_c^2}{E}(1-\nu^2) \quad (2.2.22b)$$

Donde ν es la relación de Poisson. Para deformación plana se acostumbra escribir G_{Ic} y K_{Ic} , donde el subíndice I indica la carga de tensión. Este subíndice es también usado para expresiones incluyendo el factor de intensidad de esfuerzos como una variable, por ejemplo, K_{Ic} .

La solución Griffith - Irwin para una placa con grieta pasante puede ser ahora escrita como:

$$\sigma\sqrt{\pi a} = (2E(\gamma_e + \gamma_p))^{1/2} = (EG_c)^{1/2} = K_c \quad (2.2.23)$$

y así el criterio de falla es

$$\sigma\sqrt{\pi a} \geq \sigma_c\sqrt{\pi a} = K_c \quad (2.2.24)$$

Generalmente, la extensión de la grieta ocurre cuando el producto $\sigma\sqrt{\pi a}$ alcanza un valor crítico constante.

Plasticidad en la punta de la grieta

Se dice que un material empieza a fluir cuando deja de comportarse elásticamente para iniciar una deformación plástica. Por lo que, se debe determinar el momento que ésta inicia, esto origina los criterios de fluencia, que es la zona de transición entre el comportamiento elástico y plástico.

Se utilizan los conceptos de Tresca y Von Mises, el primero es:

$$T = 0.5\sigma_{YS} \quad (2.2.25)$$

y el de Von Mises es:

$$T = 0.577\sigma_{YS} \quad (2.2.26)$$

La condición de fluencia se obtiene cuando se llega a un valor crítico de la energía elástica de distorsión, valor característico del propio material. En el caso de criterio de fluencia de Von Mises

$$\sigma_e = \frac{1}{2} \sqrt{[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]} \quad (2.2.26a)$$

Para esfuerzo plano $\sigma_3=0$, o en condición deformación plana $\sigma_3=\nu(\sigma_1+\sigma_2)$,

$$\sigma_1, \sigma_2 = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy}}{2} \pm \sqrt{\left[\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2\right]} \quad (2.2.26b)$$

Sustituyendo en las ecuaciones (2.2.16) se tiene:

$$\sigma_1 = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right)\right] \quad (2.2.27)$$

$$\sigma_2 = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right)\right] \quad (2.2.28)$$

Esfuerzo Plano:

$$\sigma_3 = 0 \quad (2.2.29a)$$

Deformación Plana:

$$\sigma_3 = \frac{2\nu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.2.29b)$$

Sustituyendo las ecuaciones (2.2.27) a la (2.2.29b) en la ecuación (2.2.25), e igualando $\sigma_e = \sigma_{ys}$, se obtiene una estimación del radio de la zona plástica para el Modo I como una función de θ , para la condición de esfuerzo plano:

$$r_y(\theta) = \left(\frac{1}{4\pi} \right) \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \left(1 + \cos\theta + \frac{3}{2} \sin^2\theta \right) \quad (2.2.30)$$

La gráfica de estas ecuaciones se muestra en las figuras 2.2.26 y 2.2.27, en cada una de ellas se observa el contorno aproximado que existe entre el comportamiento elástico y el plástico para cada condición de carga. Por lo que a menos deformación plástica, menor capacidad de absorción de energía, así las condiciones más críticas se presentan cuando se genera un estado de deformación plana. Wells descubrió que el grado de achatamiento de la grieta se incrementaba en proporción a la tenacidad del material. Esto permitió proponer el parámetro apertura de la punta de la grieta (COD) como una medida de la resistencia a la fractura. El COD (δ) puede ser definido como la separación de las superficies de la grieta en el extremo de la zona de cedencia inmediatamente próxima a la punta de la misma, como se observa a continuación.

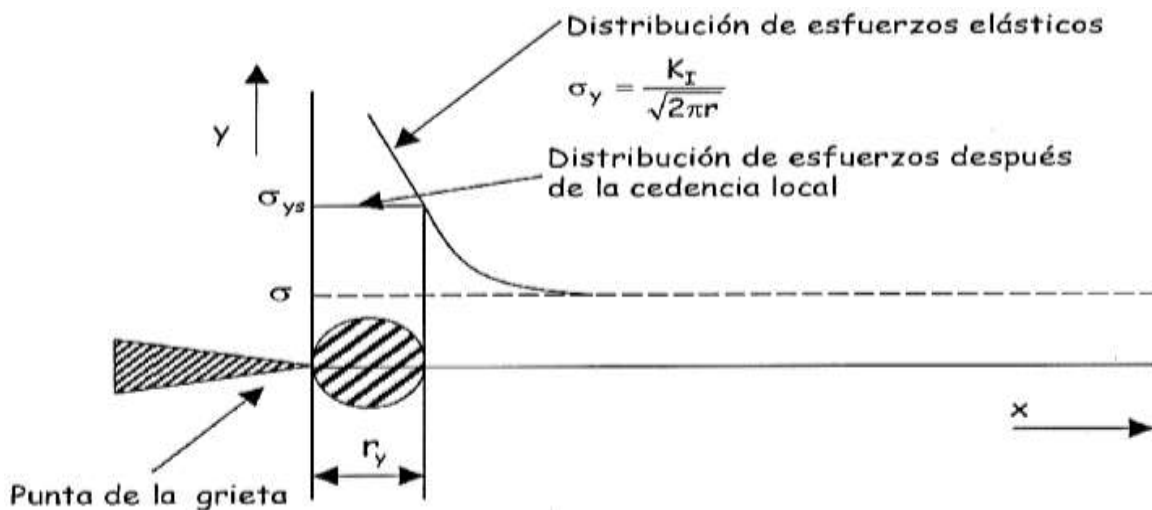


Figura 2.2.6. Una primera aproximación a la zona plástica de la punta de la grieta.

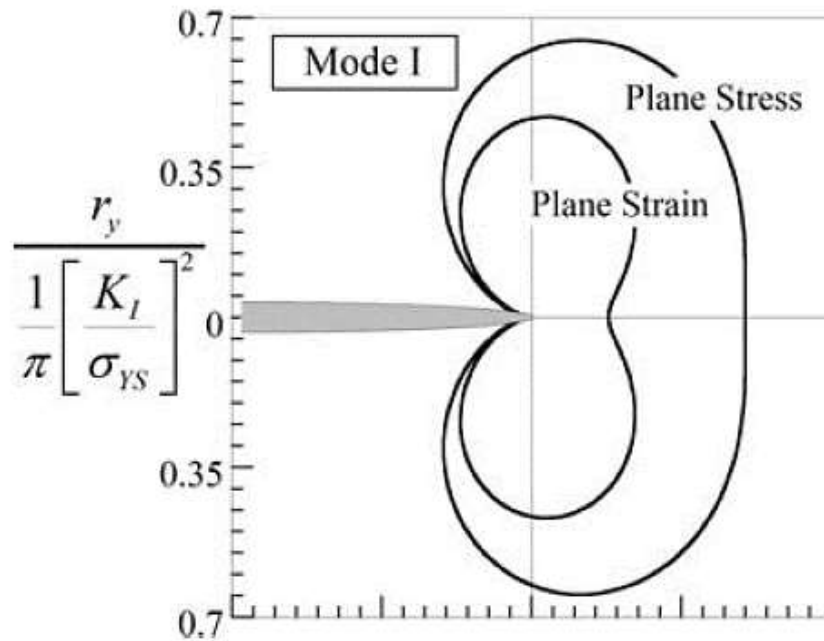


Figura 2.2.7. Formas de la zona plástica en la punta de la grieta estimadas a partir del campo de esfuerzos y del criterio de fluencia de Von Mises, Modo I.

2.2.4 El Método del Elemento Finito

Muchos de los problemas de la ingeniería y de las ciencias aplicadas están gobernados por ecuaciones diferenciales o integrales. La complejidad de geometría o de las condiciones de frontera halladas en muchos de los problemas del mundo real impide obtener una solución exacta del análisis considerado, por lo que se recurre a técnicas numéricas de solución de las ecuaciones que gobiernan los fenómenos físicos.

El Método de los Elementos Finitos es una de estas técnicas numéricas, muy apropiada para su implementación en computadores (dada su facilidad para el manejo de algoritmos numéricos, rapidez en los cálculos y precisión en la respuesta).

Para nuestro modelo de simulación se ha extraído la información del capítulo II del libro Finite Element Analysis of the Collapse and Post-Collapse Behavior of Steel Pipes: Applications to the Oil Industry, que es una publicación especializada para determinar fallas en tuberías a través de la formulación general de un elemento cáscara, que está formulado en el motor de cálculo del software NX 8.5 NASTRAN.

Análisis no lineal. Técnicas de modelación

En 1970, Ahmad, Irons y Zienkiewicz, presentaron una formulación de elementos cáscara que después de muchos años sigue constituyendo la base para los modernos análisis de elementos finitos de estructuras laminares. La formulación original se amplió después para el análisis no lineal de material y geométrico bajo la restricción de la hipótesis de las deformaciones infinitesimal.

Las características fundamentales del elemento cáscara A-I-Z son:

- ✓ Al usar funciones de interpolación isoparamétricas los desplazamientos en el interior del elemento de la cáscara se interpolan a partir de tres desplazamientos o grados de libertad (DOF) y dos DOF de rotación en cada nodo.
- ✓ El desplazamiento generalizado interpolando campos presentes en la continuidad C^0 .
- ✓ El elemento no se basa en ninguna teoría de placas, pero es un elemento continuo que incorpora varios supuestos que se enumeran a continuación (degenerado el elemento sólido).

Las hipótesis cinemáticas y constitutivas son:

- ✓ Una línea recta que es inicialmente normal a la superficie que media sigue inmediatamente después de la deformación.
- ✓ Una línea recta que es inicialmente normal a la superficie media que no se estira durante la deformación.
- ✓ Las tensiones a través del espesor son cero.

Es importante remarcar que el segundo supuesto se opone a la consideración de la cinemática de deformación finita. Aunque el elemento cáscara A-I-Z fue un gran avance en el campo de análisis de elementos finitos de estructuras de cubiertas, que sufre del fenómeno de bloqueo.

El elemento cáscara MITC4 que fue desarrollado para superar el problema de bloqueo de los elementos de envoltura A-I-Z y se ha convertido, desde su desarrollo en la década de 1980, en el elemento cáscara estándar para muchos códigos de elementos finitos. Sin embargo, la limitación de las deformaciones infinitesimales todavía está presente en la formulación MITC4.

Muchos investigadores han contribuido al desarrollo de elementos cáscara que pueden modelar situaciones de tensión finitos, entre ellos:

- ✓ Una contribución temprana por Rodal y Witmer para los modelos materiales elasto-viscoplástico (J2) en donde, en cada iteración, después de pasar por el cálculo desplazamientos, el espesor del elemento cáscara se actualiza descuidando las deformaciones elásticas e invocando la incompresibilidad del flujo viscoplástico.
- ✓ En 1983 Hughes y Carnoy desarrollaron un elemento cáscara con deformaciones finitas para el modelo material de Mooney - Rivlin que utiliza una relación constitutiva de esfuerzo plano para las láminas y las actualizaciones posteriores.
- ✓ Simo y compañeros de trabajo en el período 1988-1992 desarrollaron una formulación de elementos cáscara no lineal en 3D completa.
- ✓ Ramm y colaboradores desarrollaron elementos cáscara 3D teniendo en cuenta también el estiramiento a través del espesor.

En 1995 Dvorkin et al. desarrollaron el elemento MITC4-TLH, en base a la formulación MITC4 original que puede modelar desplazamientos finitos con deformaciones elastoplásticas (J2). Este elemento impone la condición de cero tensiones transversales y su coste computacional era bastante alto.

Más tarde, Toscano y Dvorkin desarrollaron un elemento que también se basa en la formulación MITC4 y puede modelar de manera eficiente deformaciones de desplazamientos finitos usando un modelo general de material en 3D: el elemento MITC4 - 3D.

Las diferencias más relevantes con la formulación MITC4 originales son:

- ✓ Para cada elemento cuadrilátero existen 22 DOF: 5 desplazamientos generalizados por nodo más 2 DOF adicional incorporar el estiramiento, estos DOF extra a través del espesor se condensan en el nivel de elemento.
- ✓ Se utiliza una relación constitutiva 3D en general, en lugar de una relación constitutiva de tensión de lámina plana original.

El elemento A-I-Z Cuadrilátero de cáscara estándar para el análisis lineal

La cinemática de análisis lineal

Al modelar una cáscara se definen en su mitad de la superficie, los nodos y en aquellos nodos se definen vectores directores que son la mejor aproximación a la cáscara normal a mitad de la superficie en los nodos correspondientes. El elemento A-I-Z, cuadrilátero se define por medio de cuatro nodos que no son necesariamente el mismo plano.

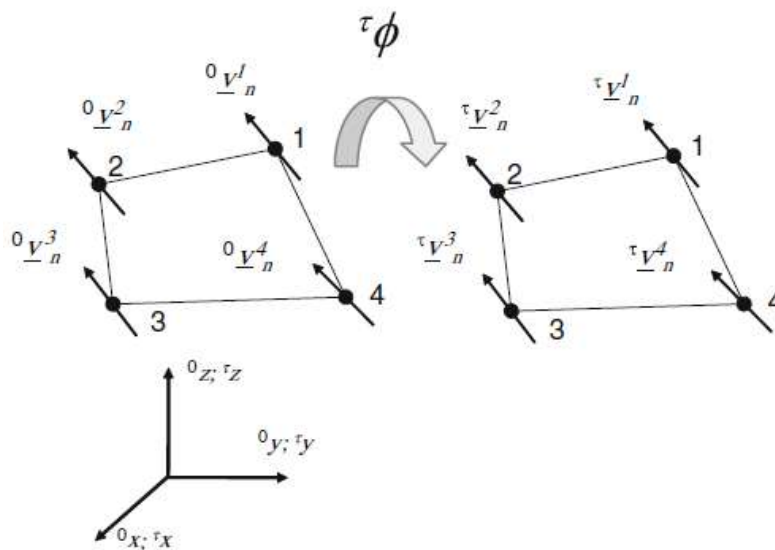


Figura 2.2.8.- Cinemática del elemento cáscara A-I-Z.

Bajo el supuesto de deformaciones infinitesimales, para una configuración en un tiempo τ , un punto dentro del elemento cáscara, con coordenadas naturales (r, s, t) (véase la figura 2.2.8) está definida por coordenadas cartesianas.

$$\underline{\tau x}(r, s, t) = h_k(r, s) \tau x_k + \frac{t}{2} h_k(r, s) [a^\tau V^n]_k \quad (2.2.31)$$

En la ecuación anterior:

h_k Función 2D de interpolación isoparamétrica correspondiente al k-nodo.

τx_k Vector de posición de la mitad de la superficie k-nodo en el contador de tiempo τ .

$a|_k$ El espesor de la cáscara en el k-nodo (asumido como invariante durante la deformación).

$\tau V^n|_k$ Vector director en el k-nodo en el tiempo τ ($\| \tau V^n|_k \| = 1$).

Si bien las coordenadas naturales (r, s) se definen en la mitad de la superficie del elemento ($t = 0$) de coordenada natural t se mide en cualquier punto a lo largo de la dirección del vector director correspondiente.

La interpolación de la geometría en la ecuación (2.2.31) presenta C^0 continuidad.

Para describir la cinemática del elemento A-I-Z los dos supuestos principales son:

- ✓ El espesor del elemento se mantiene constante debido a las cepas infinitesimales asumidas como deformación;
- ✓ Los vectores directores permanecen rectos durante la deformación.
- ✓ Los vectores base covariantes del sistema (r,s,t) se determinan derivando la ecuación (2.2.31).

$$\tau g_i = \frac{\partial \tau x}{\partial r_i} \quad (2.2.32)$$

y los vectores base variantes tienen que cumplir con la relación

$$\tau g^i \tau g_j = \delta_j^i \quad (2.2.33)$$

Para la cinemática lineal consideramos que la configuración τ sea coincidente con la configuración 0 (referencia).

Los desplazamientos para un tiempo τ son,

$$\underline{\tau u} = \underline{\tau x} - \underline{0x} \quad (2.2.34)$$

Utilizando las suposiciones cinemáticas anteriores obtenemos.

$$\underline{\tau u} = h_k \tau u_k + \frac{t}{2} h_k [a(\tau V_n - {}^0V_n)]_k \quad (2.2.35)$$

Vamos ahora a definir la configuración 0 en el nodo k, dos vectores que con el vector director nodal constituyen la base orto-normal (${}^0V_1, {}^0V_2, {}^0V_n$) para las rotaciones infinitesimales,

$$\begin{aligned} \tau \underline{V}_n^k &= {}^0\underline{V}_n^k + \tau \underline{\theta}_n * {}^0\underline{V}_n^k \\ \tau \theta_k &= \alpha_k {}^0\underline{V}_1^k + \beta_k {}^0\underline{V}_2^k \\ \tau \underline{V}_n^k &= {}^0\underline{V}_n^k + \beta_k {}^0\underline{V}_1^k - \alpha_k {}^0\underline{V}_2^k \end{aligned} \quad (2.2.36)$$

Por lo tanto

$$\underline{\tau u} = h_k \tau u_k + \frac{t}{2} h_k [a(-\alpha {}^0\underline{V}_2 + \beta {}^0\underline{V}_1)]_k \quad (2.2.37)$$

Es evidente a partir de la ecuación (2.2.37) que esta formulación del elemento introduce 5 DOF por nodo.

En cualquier punto dentro de la cáscara se puede escribir el tensor de deformación infinitesimal en términos de sus componentes covariantes (ϵ_{lm}) en la (r, s, t) del sistema curvilíneo y los vectores de la variante de base contra las indicaciones correspondientes.

$$\underline{\underline{\epsilon}} = \tilde{\epsilon}_{ij} {}^0g^i {}^0g^j \quad (2.2.38)$$

Cuando usamos la notación (${}^0g^i {}^0g^j$), para indicar el (tensorial) producto diádico entre los dos vectores de la variante de base de la contra en la ecuación (2.2.38) $\tilde{\epsilon}_{tt} = 0$ de la fórmula debido a que el grosor es constante.

De las relaciones cinemáticas entre componentes de la deformación y desplazamientos obtenemos

$$\tilde{\epsilon}_{ij} = \frac{t}{2} \left({}^0g_i * \frac{\partial u}{\partial r_i} + {}^0g_j * \frac{\partial u}{\partial r_i} \right) \quad (2.2.39)$$

Por lo tanto, usando la notación Voig podemos escribir.

$$\tilde{\epsilon}_{ij} = \tilde{B}U \quad (2.2.40)$$

Donde $\tilde{\epsilon}$ es el vector columna (5x1) formado con los componentes curvilíneos que no son cero del tensor de deformación U que es el (20x1) vector columna con el elemento de desplazamiento nodal generalizada y b es la deformación del desplazamiento de la matriz (5x20), usando la ecuación formada (2.2.39).

Relaciones esfuerzo-deformación

La suposición de cero tensiones donde el espesor es equivalente a considerar que cada superficie es paralela a la mitad de superficie está en una condición de tensión plana. En la discretización A-I-Z por elementos finitos, con sólo C^0 continuidad, hay dos formas alternativas para la imposición en el grosor de la cáscara para la condición de tensión plana.

- ✓ Imponer diferentes láminas con constante t.
- ✓ La imposición de que en cada punto de la superficie es normal al vector director.

Optando por la segunda alternativa. En cada punto dentro del elemento de lámina se define el sistema cartesiano locales con $(\hat{e}_1, \hat{e}_2, \hat{e}_3)$

$$\begin{aligned}\underline{\hat{e}}_1 &= \frac{{}^0g_2 * {}^0g_3}{\| {}^0g_2 * {}^0g_3 \|} \\ \underline{\hat{e}}_1 &= \frac{{}^0g_3}{\| {}^0g_3 \|} \\ \underline{\hat{e}}_2 &= \underline{\hat{e}}_3 * \underline{\hat{e}}_1\end{aligned}\tag{2.2.41}$$

En este sistema cartesiano local se formulan las diferentes relaciones constitutivas de tensión plana en el plano (\hat{e}_1, \hat{e}_2) .

Hay una evidente contradicción ya que el estado de tensión plana definida anteriormente, debido a la restricción cinemática impuesta, es también el estado de deformación plana; esto sólo puede ser posible en un modelo muy específico de material ortotrópico. Pasamos por alto esta contradicción ya que es el precio que tenemos que pagar por la degeneración del sólido en un elemento cáscara.

El tensor constitutivo puede ser descrito como.

$$\underline{\underline{\underline{C}}} = C_{ijkl} \underline{\hat{e}}_i \underline{\hat{e}}_j \underline{\hat{e}}_k \underline{\hat{e}}_l = \tilde{C}^{pqrs} \underline{g}_p \underline{g}_q \underline{g}_r \underline{g}_s\tag{2.2.42}$$

Y a partir de lo anterior se pueden obtener las componentes curvilíneas \tilde{C}^{pqrs} , entonces la matriz de rigidez del elemento se puede calcular como:

$$\underline{k} = \int_V \underline{\tilde{B}}^T \underline{\tilde{C}} \underline{\tilde{B}} dV\tag{2.2.43}$$

La matriz $\underline{\tilde{C}}$ (5x5) recoge las componentes curvilíneas del tensor constitutivo y es simétrica para materiales hiperelásticos y modelos de materiales elastoplásticos cuando se utiliza un modelo de plasticidad asociada.

El problema de bloqueo

El problema de bloqueo se ha analizado mucho en la literatura, en la presente sección, sólo se presenta un par de ejemplos muy simples para ilustrarlo.

Bloqueo-cizalla

Si un elemento de 4 nodos para modelar el voladizo bajo momento constante en la figura 2.2.9 se observa que.

- ✓ La u_2 interpolación desplazamiento es lineal a lo largo de la coordenada X_1 con un cero en el nodo 1.
- ✓ La θ interpolación rotación es lineal con un cero en el nodo 1.

La deformación de corte ($\gamma = \frac{du_2}{dx_1} = \theta$) tiene que ser cero en todas partes y se impone la condición con más fuerza cuando el espesor tiende a cero.

Es evidente que teniendo en cuenta el orden de las funciones de interpolación y la condición de frontera, la única solución es $u_2 = \text{const} = 0$

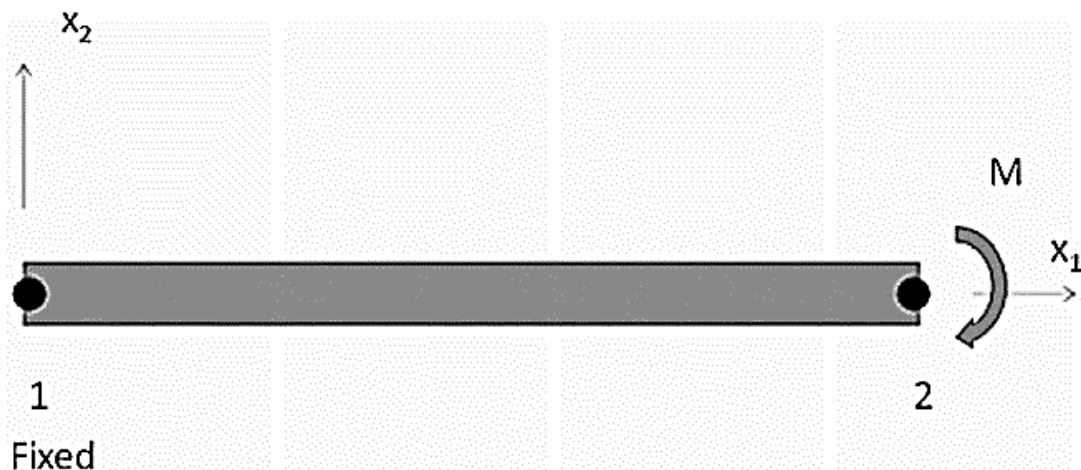


Figura 2.2.9.-Viga cantiliver bajo momento constante, modelada con un elemento de 4 nodos: bloqueo de cizalla

Cizallamiento y bloqueo de membrana

Cuando se utiliza una interpolación parabólica para el desplazamiento generalizado de un voladizo en curva nos encontramos con la imposibilidad de imponer junto al cizallamiento cero y la membrana cero condiciones de elongación.

Resolver el problema de bloqueo

El primer remedio que se propone para el problema de bloqueo fue el uso de los esquemas de integración reducidos o selectivos, sin embargo, estos regímenes, a pesar de que son muy simples y producen un elemento simple, incorporan la dificultad de los modos de cuerpo rígido y espurios de la oscilación en las predicciones de estrés.

El elemento MITC4 fue desarrollado por Dvorkin y Bathe como una solución para el problema de bloqueo de cizalla que no incorpora inconvenientes numéricos.

El MITC4 elemento cuadrilátero cáscara para el análisis lineal

Este elemento incorpora la interpolación de desplazamiento/rotación utilizado en el elemento A-I-Z; los componentes curvilíneas de la deformación covariante $(\tilde{\epsilon}_{rr}, \tilde{\epsilon}_{ss}, \tilde{\epsilon}_{rs})$ se calculan directamente a partir de la interpolación de desplazamiento / rotación, ecuación (2.2.39).

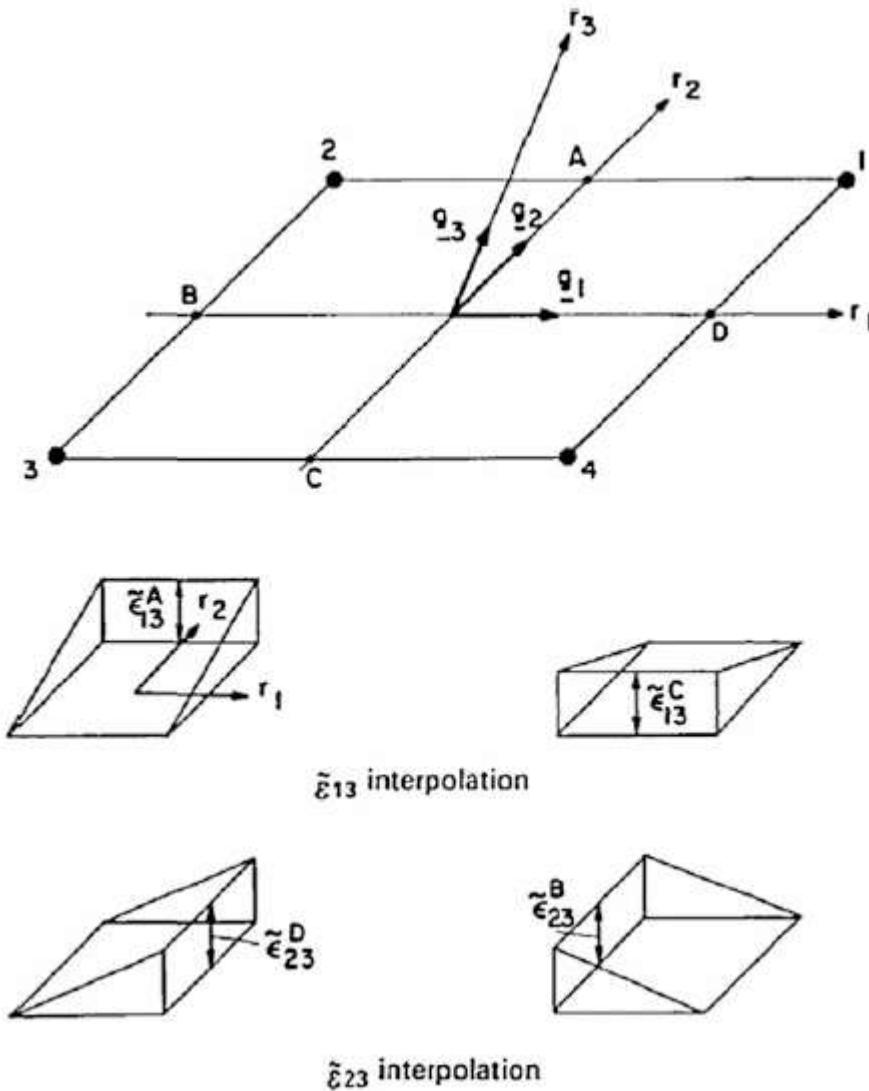
Para las componentes cortantes fuera de la superficie se utilizaron las interpolaciones en la figura 2.2.10 que se puede escribir como

$$\begin{aligned}\tilde{\epsilon}_{rt} &= \frac{1}{2}(1+s)\tilde{\epsilon}_{rt}|_A^{DI} + \frac{1}{2}(1-s)\tilde{\epsilon}_{rt}|_C^{DI} \\ \tilde{\epsilon}_{st} &= \frac{1}{2}(1+r)\tilde{\epsilon}_{st}|_D^{DI} + \frac{1}{2}(1-r)\tilde{\epsilon}_{st}|_B^{DI}\end{aligned}\tag{2.2.44}$$

En la ecuación (2.2.44), se utiliza la notación:

$\tilde{\epsilon}_{ij}|_P^{DI}$ Las componentes de la deformación covariante calculadas a partir de las interpolaciones de desplazamiento en el punto P de muestreo.

El elemento, definido como se describe en esta sección, pasa la prueba del parche no hay presentes modos de cuerpo rígido no esenciales y no se bloquea.



La figura 2.2.10.- El MITC4 fuera de interpolaciones de corte de superficie.

El análisis no lineal utilizando el elemento MITC4

Problemas de deformaciones infinitesimales: formulación total de Lagrange

Hay un problema numérico no lineal estructural y mecánico para que el enfoque de deformación infinitesimal proporcione resultados aceptables. Para estos casos se ha desarrollado para el elemento MITC4 una Formulación Total de Lagrange (TLF).

En un análisis incremental se sabe la configuración-t y se busca la configuración τ . Utilizando el principio del trabajo virtual se puede afirmar para el equilibrio en la configuración en $(\tau + \Delta\tau)$.

$$\int_{0V} {}^{\tau+\Delta\tau}\underline{\underline{S}} : \delta {}^{\tau+\Delta\tau}\underline{\underline{\varepsilon}}^0 dV = {}^{\tau+\Delta\tau}\delta W^{ext} \quad (2.2.45)$$

En la ecuación anterior 0V es el volumen de la configuración de referencia *tiempo* = 0, y para la configuración en $(\tau + \Delta\tau)$ ${}^{\tau+\Delta\tau}\underline{\underline{S}}$ es el segundo tensor de tensiones de Piola-Kirchhoff ${}^{\tau+\Delta\tau}\underline{\underline{\varepsilon}}$ el tensor de deformación Green-Lagrange (ambos tensores refieren a la configuración de referencia) y ${}^{\tau+\Delta\tau}\delta W^{ext}$ es el trabajo virtual de las cargas externas.

Podemos escribir para el paso incremental

$$\begin{aligned} {}^{\tau+\Delta\tau}\underline{\underline{S}} &= {}^{\tau}\underline{\underline{S}} + {}^0\underline{\underline{S}} \\ {}^{\tau+\Delta\tau}\underline{\underline{\varepsilon}} &= {}^{\tau}\underline{\underline{\varepsilon}} + {}^0\underline{\underline{\varepsilon}} \end{aligned} \quad (2.2.46)$$

Cuando el tensor ${}^0\underline{\underline{S}}$ son incrementos se refiere a (tiempo=0).

Se descompone el incremento en una parte lineal (${}^0\underline{\underline{e}}$) y no lineal (${}^0\underline{\underline{\eta}}$) con los desplazamientos incrementales y se relaciona el tensor constitutivo de cuarto orden incremental ${}^0\underline{\underline{\underline{C}}}$

Después linealizando se obtiene para el paso incremental

$$\int_{0V} \delta {}^0\underline{\underline{e}} : {}^0\underline{\underline{\underline{C}}} : {}^0\underline{\underline{e}}^0 dV + \int_{0V} {}^{\tau}\underline{\underline{S}} : \delta {}^0\underline{\underline{\eta}}^0 dV = {}^{\tau+\Delta\tau}\delta W^{ext} - \int_{0V} {}^{\tau}\underline{\underline{S}} : \delta {}^0\underline{\underline{e}}^0 dV \quad (2.2.47)$$

Se sabe que la configuración $(\tau + \Delta\tau)$ determina la iteración en la ecuación (2.2.45) hasta que se cumpla el equilibrio.

En el problema no lineal, tenemos que manejar las rotaciones finitas, por lo que se puede escribir

$${}^{\tau+\Delta\tau}\underline{V}_n^k = {}^{\tau+\Delta\tau}{}_0R * {}^0\underline{V}_n^k \quad (2.2.48)$$

Cualquier matriz de rotación puede ser sobreescrita

$${}^{\tau}{}_0R = \underline{I}_3 + \frac{\sin\theta_k}{\theta_k} \underline{\Theta}_k + \frac{1}{2} \left(\frac{\sin(\frac{\theta_k}{2})}{(\frac{\theta_k}{2})} \right)^2 \underline{\Theta}_k^2 \quad (2.2.49)$$

Entonces,

$$\begin{aligned} \theta_k &= (\alpha_k^2 + \beta_k^2)^{1/2} \\ [\underline{\Theta}_k] &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & \beta_k \\ 0 & 0 & -\alpha_k \\ -\beta_k & \alpha_k & 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.2.50)$$

Como en el caso de la rotación infinitesimal, se tienen 5 DOF / nodo.

Deformaciones finitas

Para el análisis de los problemas de deformación finita se utiliza la siguiente interpolación para la geometría configuración de referencia,

$${}^0\underline{x}(r, s, t) = h_k(r, s) {}^0\underline{x}_k + \frac{t_0}{2} \underline{d}a \quad (2.2.51)$$

Donde:

$${}^0\underline{d} = \frac{h_k(r, s) {}^0\underline{V}^n|_k}{\|h_k(r, s) {}^0\underline{V}^n|_k\|} \quad (2.2.52)$$

Es importante comentar que hemos considerado en la ecuación (2.2.53) elementos con espesor uniforme.

Para el campo de desplazamientos que utilizamos

$${}^{\tau}u(r, s, t) = h_k(r, s) \underline{{}^{\tau}u}_k + \frac{t}{2} ({}^{\tau}\lambda_0 + {}^{\tau}\lambda_1 t) ({}^{\tau}\underline{d} - {}^0\underline{d}) a \quad (2.2.53)$$

Donde:

$$\underline{{}^{\tau}d} = \frac{h_k(r, s) \underline{{}^{\tau}V}^n|_k}{\|h_k(r, s) \underline{{}^{\tau}V}^n|_k\|} \quad (2.2.54)$$

Las ecuaciones (2.2.52) y (2.2.54) se utilizan para evitar un vector director de estiramiento espurio que en este caso es deformación finita, en el que descuidar el estiramiento a través del espesor, puede afectar los resultados.

En la ecuación. (2.2.53) ${}^{\tau}\lambda_0$ es el espesor constante de estiramiento y ${}^{\tau}\lambda_1$ es el gradiente de estiramiento a través del espesor. En nuestra formulación ambos DOF de estiramiento están condensados a nivel de elemento.

Las interpolaciones de presión, son los mismos que los que hemos utilizado en el caso de las deformaciones infinitesimales. Sin embargo, para los modelos de materiales hiperelásticos interpolamos las componentes del tensor de Green-Lagrange deformaciones covariantes y para el material elastoplástico interpolamos las componentes covariantes de Hencky (logarítmica) tensor de deformaciones.

Se generan relaciones constitutivas 3D, por lo que el componente a través del espesor de estrés no se descuida. Se han desarrollado las ecuaciones constitutivas 3D para el elemento elastoplástico basado en la descomposición multiplicativa de Lee del tensor gradiente de deformación y la máxima disipación de energía.

Consideraciones de modelado

En esta sección se discuten varias consideraciones que deben tenerse en cuenta cuando se modelan estructuras cáscara.

El vector director nodal

Los vectores directores nodales pueden ser definidos por el analista o calculados por un código de elementos finitos.

Cuando el analista introduce los vectores directores junto con los nodos de la superficie media, ella / él los selecciona en cada nodo para que sea la mejor aproximación a la normal de la superficie media de la lámina.

Cuando un código de elementos finitos calcula en un nodo dado los vectores directores, las fuerzas normales a la superficie media interpolada se calculan para todos los elementos que comparten el nodo; por lo tanto, el código define en el nodo muchos vectores directores como el número de elementos que comparten el nodo (las superficies medias interpoladas sólo tienen continuidad C^0). Todos los elementos normales que comparten un nodo giran juntos.

Número de DOF por nodo

Como se discutió anteriormente, en un modelo cáscara puede haber nodos en el que se define un único vector director y nodos en el que se definen múltiples vectores directores.

Para el caso de nodos con sólo un vector director, el analista tiene que considerar 5 DOF (3 desplazamientos y 2 rotaciones alrededor de los ejes locales ${}^T V_1$ y ${}^T V_2$). Para el caso de los nodos con múltiples vectores directores, el analista debe tener en cuenta 6 DOF (3 desplazamientos y 3 rotaciones alrededor de los ejes cartesianos globales).

En el caso de un nodo con múltiples pero muy cercanos vectores directores tiene que ser tratado como un caso con 5 DOF colapsando muchos vectores directores.

Es importante ser consciente del hecho de que cuando se utiliza 6 DOF las condiciones de contorno de rotación deben ser definidas a lo largo de los ejes

cartesianos globales y al usar 5 DOF las condiciones de contorno de rotación deben ser definidas a lo largo de los ejes locales. En el análisis no lineal geométrico estos ejes locales cambian para cada paso incremental.

Al modelar un cascarón rígido utilizando elementos cáscara e iso-beam (viga de Timoshenko) los nodos en los elementos compartidos por una cáscara y un elemento viga tienen que utilizar 6 DOF.

Resolución del MEF aplicando el software NX 8.5 NASTRAN

Existen tres etapas que describen el uso de un programa de elemento finito, las cuales son: etapa de preprocesamiento, etapa de procesamiento y etapa de postprocesamiento.

En la etapa de preprocesamiento se crea el modelo de la estructura mediante valores de entrada dados por el analista. Un preprocesador ensambla los datos de forma adecuada para la ejecución por el procesador en la próxima etapa. Para la etapa de procesamiento, un código computacional genera y resuelve un sistema de ecuaciones, en la etapa de postprocesamiento la solución numérica es presentada en forma de datos seleccionados y despliegues gráficos, los cuales son más fáciles de entender y evaluar (Ted Belytschko, 2000).

Un programa de elemento finito puede ejecutar diferentes tipos de análisis, los cuales deberán ser seleccionados dependiendo de los parámetros de salida que se esperan obtener como respuesta. Los tipos de análisis que pueden ejecutarse son lineal - estático, no lineal - estático, dinámico.

La solución de cualquier problema utilizando el Método de los Elementos Finitos contempla los siguientes pasos:

1. Especificar la geometría. Esto puede hacerse dibujando la geometría directamente en la plataforma computacional.
2. Definir el tipo de elemento y las propiedades del material.

3. Mallar el objeto. Consiste en dividir el objeto en pequeños elementos.
4. Aplicar las condiciones de frontera (restricciones) y las cargas externas.
5. Generar una solución.
6. Postprocesamiento. Los datos obtenidos como resultado pueden visualizarse a través de gráficas o dibujos.
7. Refinar la malla. El método de Elementos Finitos es un método aproximado, y en general la precisión de la solución se incrementa con el número de elementos usado. El número de elementos requerido para obtener una respuesta confiable depende del problema específico; sin embargo, es recomendable siempre incrementar el número de elementos en el objeto y observar la variación en los resultados.
8. Interpretación de los resultados. Este paso es el más importante de todo el análisis, pues requiere de los conocimientos y la habilidad del ingeniero para entender e interpretar los resultados arrojados por el programa. Este paso es crítico para lograr la aplicación de los resultados en la solución de los problemas reales, o para identificar los posibles errores cometidos durante la etapa de modelamiento.

Análisis estático (Solución 101 en NX 8.5 NASTRAN)

Un análisis lineal-estático se ejecuta para predecir la respuesta de una estructura bajo condiciones de frontera prescritas y cargas aplicadas independientes del tiempo, cuando el comportamiento de la respuesta lineal puede asumirse con una precisión razonable. Los parámetros de salida son desplazamientos, esfuerzos, deformaciones, reacciones y energía. Los parámetros de entrada son cargas que incluyen fuerzas y momentos, presión uniforme y no uniforme, así como fuerzas gravitatorias o centrífugas.

Las condiciones de frontera son valores de desplazamientos especificados. La ecuación básica para análisis lineal-estático tiene la forma: $[K] \{D\} = \{F\}$, donde $[K]$ es la matriz de rigidez de la estructura, $\{D\}$ es el vector de desplazamientos nodales, y $\{F\}$ es el vector de carga.

2.2.5 Análisis estático no lineal (Solución 106 en NX 8.5 NASTRAN)

La no linealidad puede ser por el tipo de material, geométrica o una combinación de ambas. En la no linealidad de material, las relaciones constitutivas del material (esfuerzo-deformación) pueden ser dependientes de los esfuerzos, deformaciones y/o desplazamientos. Las aplicaciones para la no linealidad de material son evidentes en, por ejemplo, problemas de plasticidad, termofluencia y viscoplasticidad. En el comportamiento elastoplástico del material varios criterios de cedencia y reglas de endurecimiento están disponibles.

Cada tipo de carga es asociado con una curva tiempo-amplitud. El valor de la carga aplicada en un tiempo dado es determinada desde el valor de la carga especificado en el correspondiente grupo de datos y la curva tiempo-amplitud referida. La curva tiempo-amplitud permite una descripción general del historial de carga.

La solución incremental se ejecuta de una manera paso por paso hasta que las cargas especificadas son aplicadas completamente. En cada incremento, el esquema iterativo anterior se ejecuta hasta que se alcanza la convergencia o el máximo número de iteraciones. Durante cada incremento, la matriz de rigidez tangente K_t puede ser adaptada en cada iteración (método de Newton-Raphson) o mantenerse constante en todas las iteraciones del incremento pertinente (método de Newton-Raphson modificado). En el caso del método de Newton-Raphson modificado, el usuario tiene la opción de adaptar la matriz de rigidez tangente en las primeras iteraciones o en un valor especificado (Ted Belytschko, 2000).

Ecuaciones constitutivas elastoplásticas

El comportamiento de todo material, mientras no sea rebasado su límite elástico, obedece a la ley de Hooke, la que está dada por la ecuación (2.2.54) en términos de los desviadores de deformación del esfuerzo

$$e_j^i = \frac{1}{2G} S_j^i \quad (2.2.54)$$

En cuanto se alcanza el límite elástico de un material, su respuesta ya no puede darse mediante la ley de la elasticidad. Para conocer el comportamiento más allá del límite elástico, se requiere de una ley del material que describa la fluencia y postfluencia en el estado tridimensional de esfuerzos y de deformaciones, relativa a deformaciones plásticas, la que generalmente se compone de:

- a) Una condición de plasticidad formulada en el espacio de esfuerzos, la que a su vez consta de una condición de fluencia, incluyendo una ley de endurecimiento del material, una condición de carga, y
- b) Una ley de deformación, que establezca las relaciones entre los incrementos de esfuerzos con los de deformaciones en el ámbito de las deformaciones plásticas.

Para un estado multiaxial de esfuerzos, la transición de un estado de esfuerzos elástico a uno plástico está establecida por un criterio denominado condición de fluencia, la cual determina el estado de esfuerzos para el que por primera vez aparece el flujo plástico y, en consecuencia, delimita la zona de deformaciones elásticas de la de deformaciones plásticas. Estos criterios de fluencia se introducen de diferentes maneras. La suposición básica parte de la idea de que la condición inicial de fluencia es función de los esfuerzos e independientemente de la historia de descarga dentro del ámbito de deformaciones elásticas (Serrano, 1994). Esta hipótesis conduce a que la formulación de la condición de fluencia para cuerpos isótropos sea de la forma:

$$f(\tau_i^j, \dots) \equiv f(\tau_i^j, \dots) - \kappa^2(W_p) = 0 \quad (2.2.55)$$

donde κ^2 describe el endurecimiento del material y es una función del trabajo plástico W_p . En el espacio de nueve dimensiones de esfuerzos τ_i^j , la ecuación de la condición de fluencia representa una hipersuperficie que contiene el origen $\tau_i^j = 0$.

La función f en la ecuación 2.2.54 debe satisfacer algunas condiciones debidas a la isotropía del material y a resultados empíricos. Conforme a los resultados experimentales se sabe que la parte hidrostática del tensor de esfuerzos $s = (1/3)s^r$, no influye en la condición de fluencia, por lo que esta última puede expresarse en función del desviador de esfuerzos s_i^j , es decir,

$$f(s_i^j, \dots) \equiv f(s_i^j, \dots) - \kappa^2(W_p) = 0 \quad (2.2.56)$$

donde el trabajo plástico W_p está definido mediante:

$$W_p = \int_{t_0}^t s_i^j \gamma_{ip}^j dt = s_i^j \int_{t_0}^t \gamma_{ip}^j = s_i^j \gamma_{ip}^j \quad (2.2.57)$$

Representado t_0 el tiempo para el flujo inicial, mientras que el subíndice $(\dots)_p$ se refiere al estado plástico del material. Finalmente, como consecuencia de la isotropía del material, debe existir simetría con respecto a los ejes principales del desviador de esfuerzos.

Una forma particular y la más simple de la condición de la fluencia es la bien conocida condición de fluencia de Huber-Mises-Hencky para materiales isótropos sin endurecimiento, definida como a continuación:

$$f(s_i^j, \dots) \equiv f(s_i^j, s_j^i, \dots) - 2\kappa_0^2 = 0 \quad (2.2.58)$$

La cual fue propuesta inicialmente por Huber en 1904 y después, de manera independiente, por von Mises en 1913 y Hencky en 1924. Esta ecuación representa adecuadamente la condición de fluencia real para metales, significando κ_0 el esfuerzo inicial de fluencia en cortante puro. En el espacio del desviador de esfuerzos, la expresión (2.2.58) toma la forma de una superficie cilíndrica circular cuyo eje está igualmente inclinado respecto a los ejes principales. Por lo tanto, la superficie de fluencia para un material elástico-ideal-plástico permanece inalterablemente en el espacio del desviador de esfuerzos.

Otra forma particular de la condición de plasticidad (2.2.56) puede escribirse como:

$$f(s_i^j, \dots) \equiv (s_j^i s_i^j, \dots) - \kappa^2 (W_p) = 0 \quad (2.2.59)$$

Ésta es la superficie de fluencia para un material con sólo endurecimiento isotrópico, propuesta por Hill y Hodge, la que describe gráficamente en el espacio del desviador de esfuerzos el proceso de endurecimiento como una expansión de la superficie inicial de fluencia respecto a su origen, manteniendo inalteradas su forma, la posición de su centro y su orientación se muestra esquemáticamente en la figura 2.2.11.

Finalmente, la hipótesis teórica que permite la descripción matemática de la superficie de fluencia con sólo endurecimiento cinemático, descrita gráficamente en el espacio de desviadores de esfuerzos como una translación de cuerpo rígido de la superficie inicial de fluencia, preservando su tamaño, forma y orientación, es:

$$f(s_i^j, \dots) \equiv (s_j^i - \beta_i^j)(s_i^j - \beta_j^i) - 2\kappa_0^2 = 0 \quad (2.2.60)$$

La translación del centro de la superficie está dada por β_i^j . Suponiendo que la translación infinitesimal $d\beta_i^j$ depende más bien del estado de esfuerzos y del incremento de la deformación plástica que del incremento de esfuerzos, β_i^j puede escribirse de varias maneras a fin de obtener una hipótesis consistente. A partir del modelo cinemático para el endurecimiento del material, Prager propuso un endurecimiento lineal dado por:

$$\beta_i^j = c\gamma_{jp}^i \quad (2.2.61)$$

donde c es una constante denominada módulo de endurecimiento (Norman, 1993). Esta suposición ha sido también asumida por Melan, Shield, Ziegler, Kadashevitch y Novoshilov.

Las leyes de endurecimiento isotrópico y cinemático pueden unificarse para permitir la expansión y la translación simultáneas de la superficie de fluencia, obteniéndose así:

$$f(s_i^j, \dots) \equiv (s_j^i - \beta_j^i)(s_i^j - \beta_i^j) - \kappa_0^2 W_p = 0 \quad (2.2.62)$$

Esta condición de fluencia tiene la ventaja, respecto a las anteriores, de describir un endurecimiento tanto cinemático como isotrópico del material, incluyendo el comportamiento ideal-plástico, esto es, cuando no existe endurecimiento del material. Así para $k_2 = 2k_0^2$ la hipersuperficie (2.2.62) se transforma en la expresión (2.2.60), perteneciente a la condición con sólo endurecimiento cinemático, mientras que si sólo $c=0$ adopta la forma de la condición con sólo endurecimiento isotrópico (2.2.59) y, finalmente, con $c=0$ y $k_2 = 2k_0^2$, se reduce a la condición de fluencia de Huber-Mises-Hencky expresada por la ecuación 2.2.57.

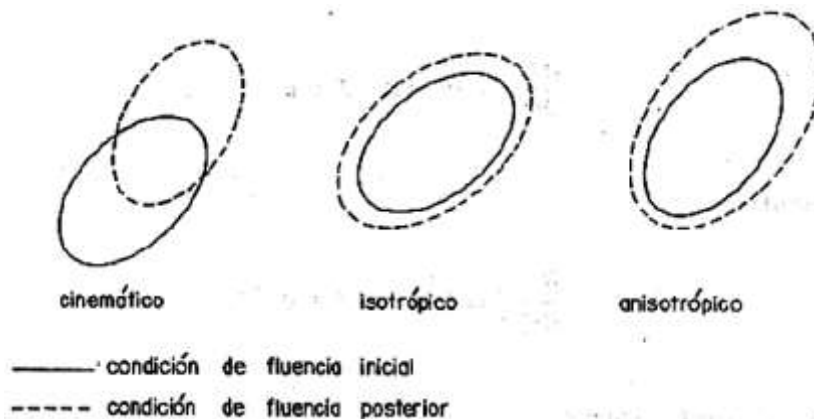


Figura 2.2.11. Condiciones de fluencia con distintos tipos de endurecimiento del material.

Como puede concluirse, el cambio de forma de la superficie de fluencia durante el proceso de deformación se origina por los efectos de endurecimiento isotrópico y cinemático y por la influencia de los efectos de la rapidez o velocidades de deformación.

Metodología

3.1 Alternativas

El uso de la Ingeniería Asistida por computadora (CAE, por sus siglas en inglés Computer Aided Engineering) se considera en este trabajo como una alternativa viable para evaluar probabilidades de falla en tuberías sometidas a presión por el flujo de fluidos inertes y por la presencia de grietas.

La simulación de falla en la tubería se realizan por medio del software NX 8.5 NASTRAN, que es una plataforma informática que utiliza la programación de un algoritmo del MEF lo suficientemente robusta para aproximar resultados válidos y confiables, se ha verificado su confiabilidad y calibración en base a ejercicios de la mecánica de sólidos, NX 8.5 basa su motor de cálculo en NASTRAN⁷, considerado el solver más avanzado en MEF.

El motor de cálculo NASTRAN permite una serie de simulaciones y análisis lineal y no lineal de un mismo elemento estructural (tubería con las mismas dimensiones geométricas con diferentes condiciones de falla), proporciona información acerca del comportamiento de los sistemas de tuberías con daño, como;

- ✓ Desplazamientos
- ✓ Esfuerzos
- ✓ Deformaciones
- ✓ Reacciones
- ✓ Etc.

⁷ NX Nastran es un solver avanzado de simulación y análisis por elementos finitos adaptable a diferentes entornos de ingeniería. Desde hace más de 30 años, Nastran es la herramienta de análisis y simulación por excelencia en la industria aeronáutica, aeroespacial, defensa, automoción, construcción de barcos, maquinaria pesada, bienes de equipo, medicina y productos de consumo, es decir, todo un estándar industrial en simulación e ingeniería asistida por ordenador (CAE) para el cálculo de tensiones, vibraciones, durabilidad, fatiga, ruido, acústica y aeroelasticidad, ver más en anexos... <http://www.iberisa.com/productos/nxnastran.htm>

Los resultados obtenidos se evalúan de manera comparativa entre las simulaciones realizadas, para correlacionar el daño causado por grietas, la fuerza producida por el golpe de ariete y la deformación del elemento estructural, que determina el final de su capacidad de servicio.

Por sus características de interface gráfica, un motor de cálculo con algoritmos de MEF específicos para el análisis (lineal y no lineal) una biblioteca de materiales y facilidad de uso, se ha determinado utilizar la simulación mediante la plataforma NX 8.5 NASTRAN. Otros software's analizados han sido Matlab y MathCad.

3.2 Recopilación de datos

Los datos de trabajo son recopilados por medio de una hoja de cálculo con datos; topográficos, flujo, presiones, dimensiones, etc. Que han sido documentados durante la impartición de cursos de actualización en el comportamiento del flujo de fluidos inertes sometidos a presión. Representan condiciones reales de conducción y de la ocurrencia del fenómeno de golpe de ariete.

Los datos complementarios a las variables físicas, se han determinado por fórmulas exactas de la mecánica de los fluidos y la mecánica de sólidos, programadas en la coincidente hoja de cálculo en Excel.

Calculo del golpe de ariete

Se lleva a cabo mediante el uso y manejo del software TRANS 2010.1.0 desarrollado en la UNAM, en su versión gratuita proporcionada por los autores, con la pertinente solicitud.

Se optó por este software como opción alternativa sobre el HAMMER de la empresa BENTLEY, por no contar en la actualidad con la licencia necesaria para su uso. Ambos manejan como algoritmo de cálculo la ecuación de las características y proporcionan los datos de salida en forma gráfica.

Tipo de análisis

Se considera utilizar la opción de análisis 106 de NASTRAN que es un tipo análisis no lineal en su versión Advanced NonLinear que es el algoritmo del programa ADINA de análisis no lineal avanzado del profesor Klaus-Jürgen Bathe, un completo programa no lineal con contactos 3D, grandes deformaciones, cargas función del tiempo y materiales no lineales.

3.3 Escenarios de simulación

En total se simulan 8 escenarios que permiten establecer un criterio de comportamiento, que dará origen a investigaciones más profundas en el tema y generará un mayor acercamiento al sector industrial.

El criterio de escenario de simulación inicia observando el comportamiento de la sección de la tubería en estudio con un espesor menor a 0.6 milímetros (0.6 mm) y posteriormente se incrementara el espesor para observar las deformaciones no lineales que sufre el material y la concentración de esfuerzos. Se ha considerado que la grieta sea pasante sobre la pared longitudinal de la tubería para trabajar con mayor similitud a la teoría de Griffith.

Se considera que la grieta también evoluciona en longitud no solo en profundidad y también se observara y documentará el cambio de las deformaciones y esfuerzos.

Resumen

La investigación es de tipo documental-descriptiva, que incluye como método de estudio al científico-deductivo y como herramientas a la:

- Teoría de falla

La selección de la teoría óptima que hace evidente mediante un análisis de resultados la presencia de riesgo estructural (criterio de Von Mises).

- Simulación controlada

Repetición del comportamiento mecánico estructural de los sistemas de tuberías, sometidos a la variación de variables, delimitadas por la presentación de un caso de estudio.

- Modelado de la región de la grieta

Se llevará a cabo por medio de la identificación de las condiciones de trabajo del sistema de tuberías y posteriormente expandiendo las características de estas condiciones hacia los extremos máximos permisibles y no permisibles, que se pueden presentar de manera inesperada.

3.4 Documentación

Los instrumentos a utilizar en la simulación mediante el software especializado NX 8.5 NASTRAN y consiste en recopilar y archivar los datos obtenidos de las corridas informáticas de acuerdo a su comportamiento y tendencia identificados mediante la teoría de falla determinada (criterio de Von Mises).

Al igual que con cualquier otro modelo de elementos finitos, los pasos a seguir en el proceso de documentación serán:

1. Dibujo de la geometría.
2. Definición de las propiedades del material.
3. Elección del tipo, o los tipos, de elementos que se utilizarán en la malla.
4. Introducción de las propiedades geométricas de dichos elementos
5. Generación de la malla sobre la geometría previamente definida
6. Imposición de las cargas y condiciones de apoyo
7. Simulación
- 8.- Recopilación de datos

Presentación de los resultados

Mediante la documentación del análisis de las evaluaciones realizadas en imágenes y gráficas, que indique las diferencias y bondades identificadas de cada simulación, resaltando las características consideradas como condiciones susceptibles a falla de tubería (desplazamiento y esfuerzos), cuando se busca incrementar la confiabilidad de los sistemas de tuberías minimizando los riesgos estructurales.

3.5 Validación

Se conocen como teorías de fallo/a o criterios de fallo/a, a los indicadores usados para determinar los esfuerzos permisibles en estructuras o componentes de máquinas. Se utilizan diversas formulaciones, dependiendo del tipo de material que se utiliza.

Se consideran materiales dúctiles a aquellos que pueden deformarse considerablemente antes de llegar a la rotura. Para este tipo de materiales existen dos teorías, la teoría de la máxima tensión cortante y la teoría de la máxima energía de distorsión.

a) Teoría de la tensión tangencial máxima (Criterio de Tresca)

Esta teoría fue propuesta por Henri Tresca, bajo este criterio una pieza resistente o elemento estructural falla cuando en alguno de sus puntos sucede que:

$$\tau_{m\acute{a}x} \geq \frac{\sigma_y}{2}$$

siendo:

σ_y , la tensión de límite elástico del material de la pieza.

$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$, la tensión cortante máxima del punto considerado.

σ_1, σ_3 , la mayor y la menor tensión principal en el punto considerado.

b) Teoría de la máxima energía de distorsión (Criterio de Von Mises)

Este criterio puede considerarse un refinamiento del criterio de Tresca. El criterio de la máxima energía de distorsión fue formulado primeramente por Maxwell en 1865 y más tarde también mencionado por Huber en 1904.

Sin embargo, fue con el trabajo de Richard Edler Von Mises (1913) que el criterio se extendió en su uso y aplicación, a veces se conoce a esta teoría de fallo elástico basada en la tensión de Von Mises como teoría de Maxwell-Huber-Hencky-Von Mises. La expresión propuesta por Von Mises y Hencky, de acuerdo con este criterio una pieza resistente o elemento estructural falla cuando en alguno de sus puntos la energía de distorsión por unidad de volumen rebasa un cierto umbral:

$$e_{dist} \geq \frac{\sigma_y}{2E}$$

En términos de tensiones este criterio puede escribirse sencillamente en términos de la llamada tensión de von Mises como:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \geq \sigma_y$$

donde:

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$$

Son las tensiones principales en el punto considerado.

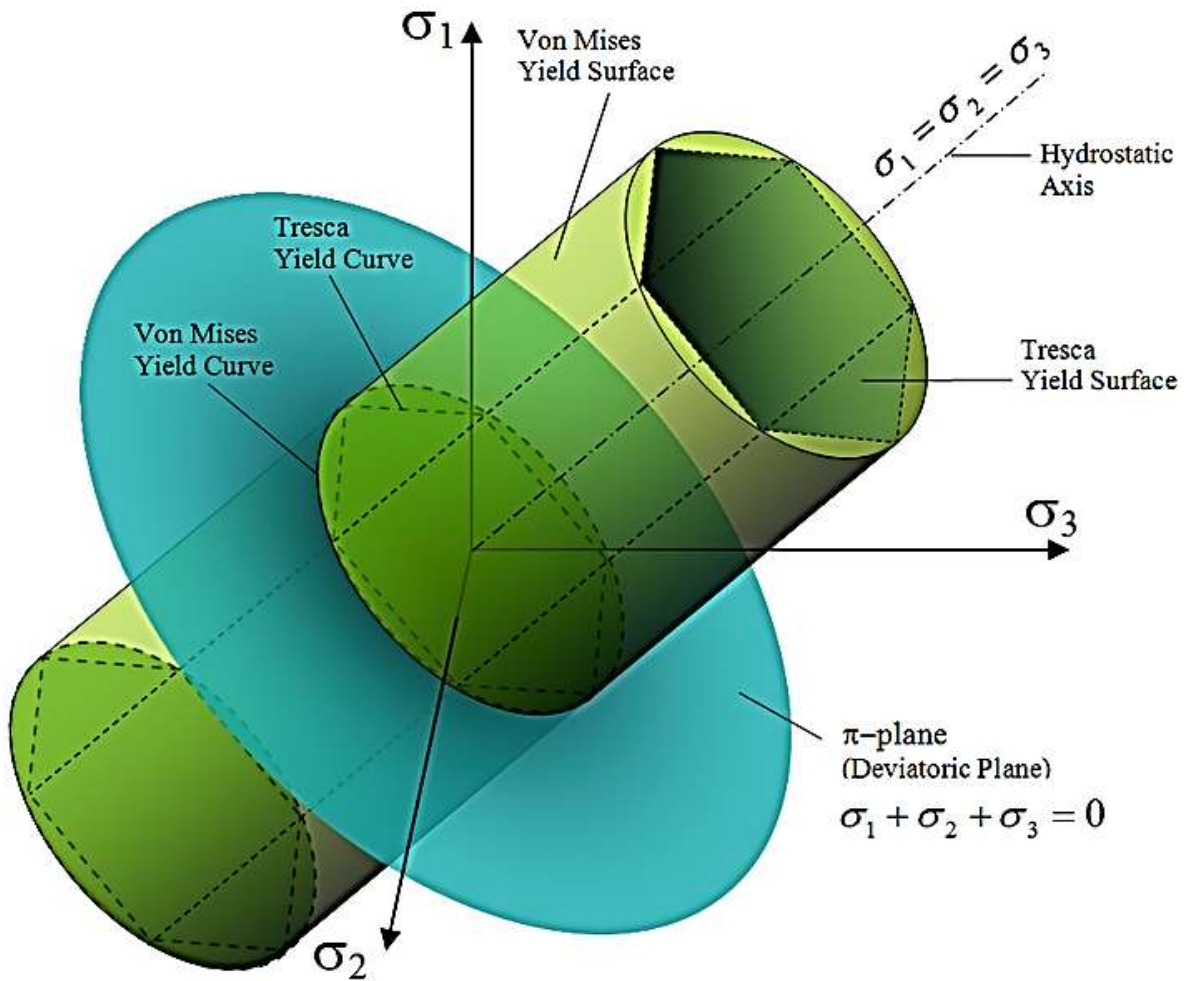


Figura 3.1a. Comparación de las superficies de fluencia para los criterios de Von Mises y Tresca⁸ usando las tensiones principales como coordenadas.

En la figura 3.1b, se muestra las curvas superpuestas de los criterios de falla de Von Mises, Tresca y el del esfuerzo normal máximo, con los datos experimentales para algunos materiales. Se puede observar que los materiales dúctiles concuerdan con Von Mises, los datos de fundición (frágil) se acercan más al criterio del esfuerzo normal máximo.

⁸ Fuente: http://es.wikipedia.org/wiki/Teor%C3%ADas_de_fallo#mediaviewer/File:Yield_surfaces.png

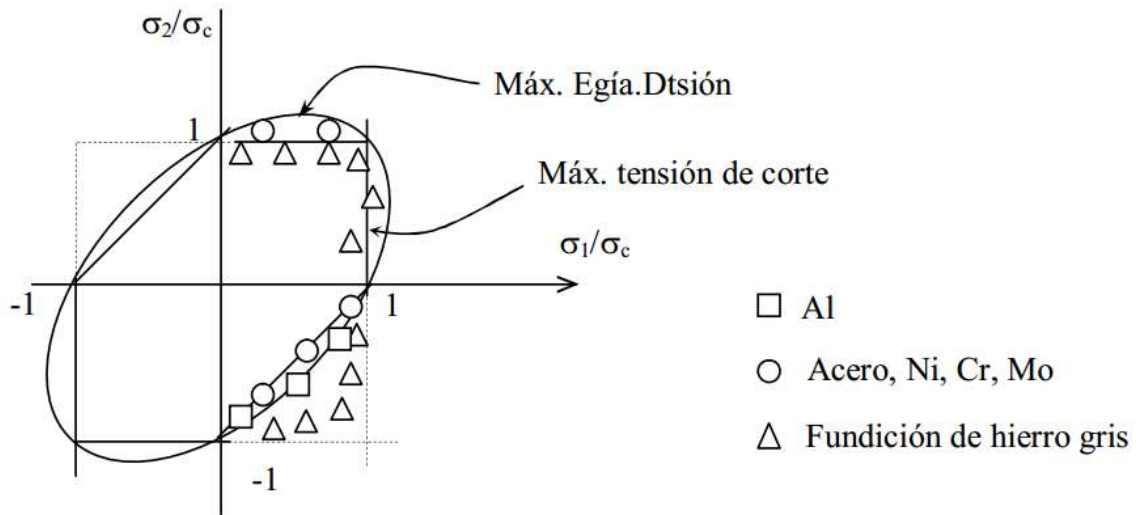


Figura 3.1b. Comparación de los datos experimentales⁹ con los criterios de falla.

Se puede concluir que el criterio de Von Mises tiene mayor exactitud y el de Tresca es más conservador. Ambos son aceptables para materiales dúctiles, homogéneos o isotrópicos, donde $\sigma_{\text{compresión}}$ es aproximadamente igual a $\sigma_{\text{tensión}}$.

Considerando a la tubería como un elemento de material dúctil, la elección de la Teoría de falla de Von Mises es la utilizada en este trabajo de tesis.

⁹ Fuente: http://ing.unne.edu.ar/mecap/Apuntes/Estabilidad_2/Cap04-Falla.pdf.

CAPITULO IV

Análisis de las condiciones de falla

4.1 Grietas en tuberías sometidas a presión

Actualmente es indispensable integrar el cálculo del golpe de ariete y el análisis de falla en tuberías sujetas a presión, mediante métodos numéricos. Para predecir el comportamiento de las tuberías como elemento estructural y conocer así su respuesta ante eventualidades como el incremento de presión por el fenómeno del golpe de ariete y los transitorios, la degradación estructural por SCC y HIC y en el caso más extremo por daño premeditado (“ordeña clandestina”).

El análisis de falla en tuberías mediante métodos numéricos, permite deducir y conocer el comportamiento de la tubería en una red o sistema de flujo de fluidos. Cuando la estructura ha sido sometida a un debilitamiento de sus propiedades mecánicas (formación de grietas).

Las evaluaciones realizadas anteriormente con respecto a las fallas ocasionadas por grietas planares (producto del rolado inadecuado, o la corrosión o la inserción de hidrógeno), han concluido que esta es una condición insegura que bajo condiciones estables de carga no representa peligro. Sin embargo ante contingencias o desastres naturales o acciones de terrorismo la incertidumbre de falla se reduce drásticamente. Asimismo la fatiga del material cuando se ha cruzada la zona elástica es motivo de cedencia al esfuerzo menor.

Al revisar el estado del arte de la literatura sobre el análisis de falla en tuberías por grietas y el golpe de ariete y los transitorios, no se encontraron asociadas estas metodologías para la prevención de siniestros, considerando de alta innovación el trabajo desarrollado.

Se inicia el desarrollo del presente trabajo mediante la conceptualización de los sistemas involucrados y su impacto negativo en el medio ambiente en que son ocasionados.

Por ser considerada la distribución y transmisión de hidrocarburos, sistemas de alto riesgo para la salud del ser humano y el ecosistema, es imprescindible encaminar esfuerzos a la evaluación de la confiabilidad de estos sistemas. Así mismo el transporte de agua potable es imprescindible para la supervivencia de una civilización sostenible.

Por consideración especial en el uso del software TRANS 2010.1.0., que modela en su versión básica como único fluido el agua. El análisis de golpe de ariete se realizará con las propiedades de este fluido. Quedando como continuidad del estudio la obtención de los valores para hidrocarburos por medio del software HAMMER.

Casos de falla en ductos

Los sistemas de oleoductos¹⁰ en el país forman al igual que los sistemas de agua potable importantes redes de distribución. En la imagen 4.1 se puede apreciar la distribución de oleoductos en el país, los cuales atraviesan poblaciones o localidades de alta densidad de población o de ecosistemas de alta producción agrícola o protegidos por su contenido de flora y fauna endémica.

Aunado al riesgo de peligro de la flora y fauna endémicas se encuentra la propia supervivencia del ser humano ante una inesperada catástrofe, donde el suministro de agua potable sea suspendido por falla de infraestructura. La población ésta en latente riesgo de contraer desnutrición, enfermedades gastrointestinales y de no prestar servicios de salud.

¹⁰ Caso Pemex: Divulgan información confidencial MTI/ Texcoco Mass Media/Samantha Venegas. Publicada: Febrero 09, 2013

Sin duda alguna ambos sistemas de tuberías (ductos) son imprescindibles para el desarrollo sostenible de una comunidad, por ello es necesario ahondar en su estudio y diseñar sistemas más durables y eficientes.



Figura 4.1.- Distribución de la ubicación de los ductos de transporte de hidrocarburos.

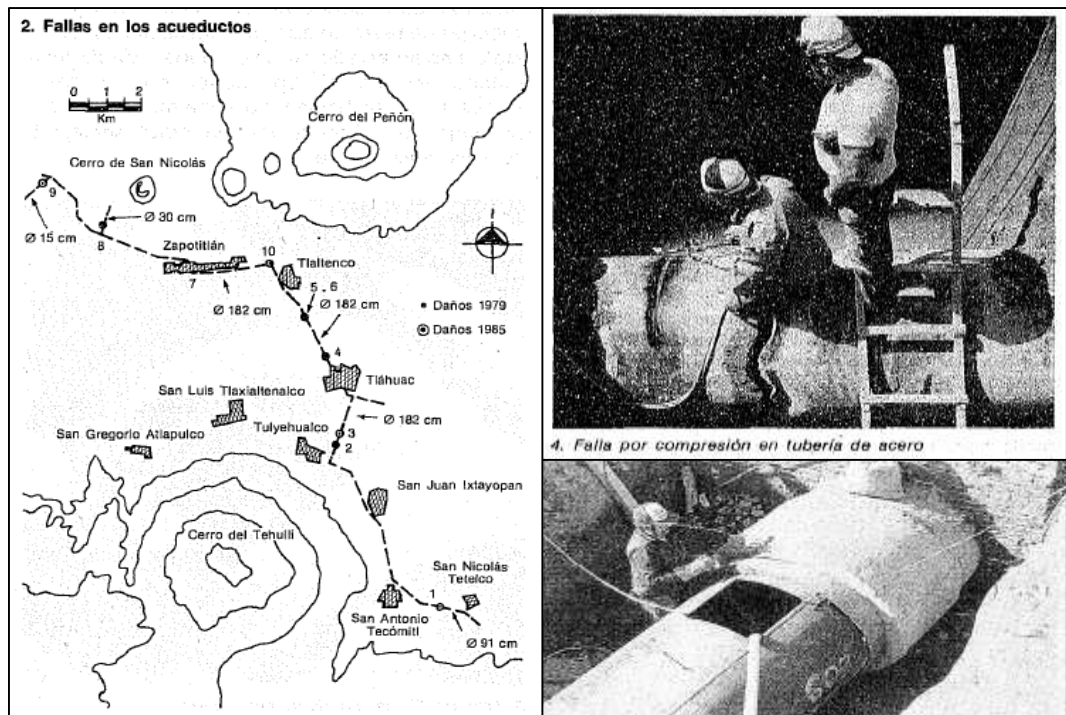
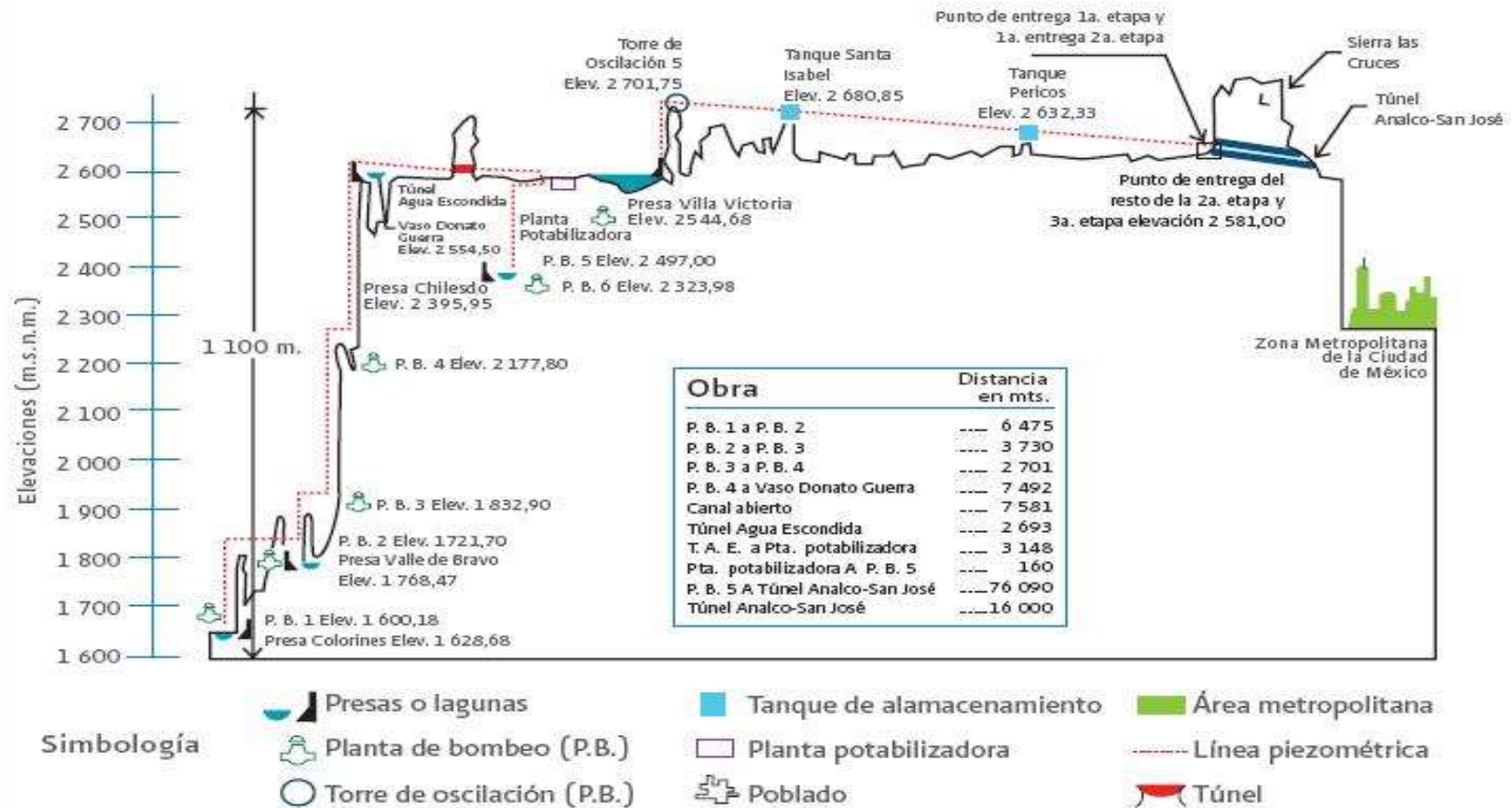


Figura 4.2.- Condiciones de ruta y sistemas de agua potable hacia la Ciudad de México.

G4.9 Perfil del Sistema Cutzamala



FUENTE: CONAGUA Organismo de Cuenca del Valle de México. Estadísticas de la Región XIII. Año 2007.

Figura 4.3.- Perfil hidráulico del Sistema de agua potable Cutzamala.

Ya sea en el transporte de hidrocarburos o agua potable, en ambos casos existen situaciones que incrementan el riesgo de falla en tuberías de acero, para los hidrocarburos son las llamadas “ordeñas de los ductos” y para el agua potable los continuos cierres de válvulas para controlar la distribución o disparo de los sistemas de bombeo. Para ilustrar la condición de falla por golpe de ariete se muestra el perfil hidráulico del sistema de abastecimiento de agua potable Cutzamala, ver figura 4.3.

Mantener un sistema de ductos a presión y caudal constantes es un requerimiento imposible, por ello se debe restar atención a la confiabilidad estructural de los sistemas y a su comportamiento ante los efectos del golpe de ariete y diversos tipos de grietas.

Tomas clandestinas¹¹

La imagen presenta el crecimiento de tomas clandestinas en los oleoductos y su presencia en Puebla.

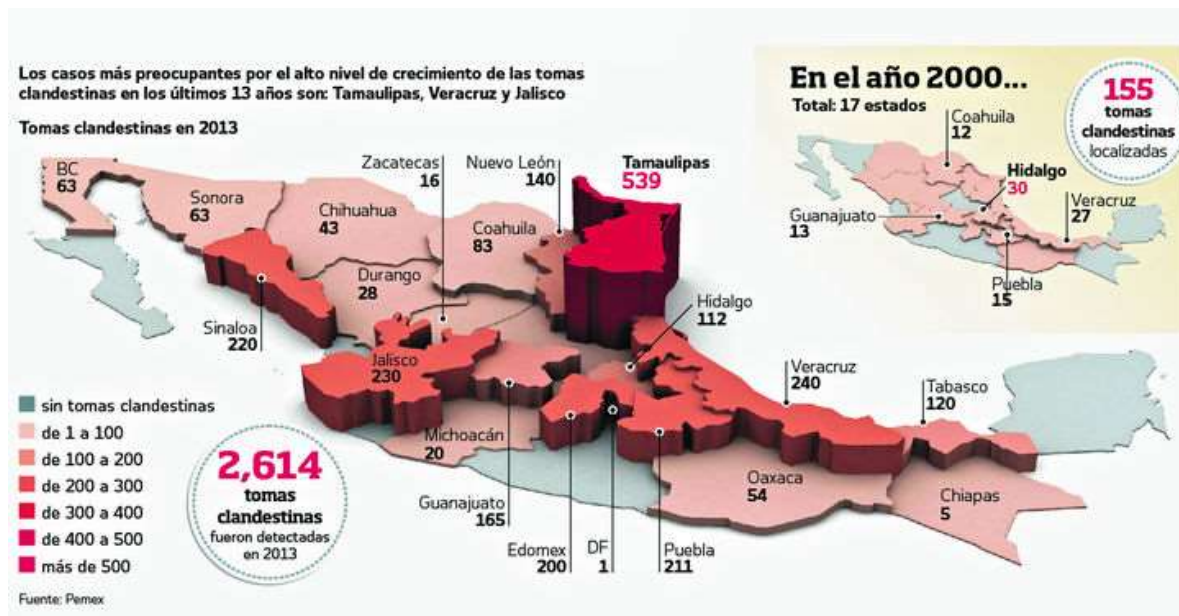


Figura 4.4.- Identificación de incidencias de tomas clandestinas.

¹¹ <http://www.elsiglodetorreon.com.mx/movil/?n=959146>. AGENCIAS/MÉXICO, DF., 03 de feb 5:26pm

4.2 Riesgo de accidentes¹²

Con el constante incremento de tomas clandestinas, se debe asociar el estado actual de las tuberías que cuentan con 5, 10, 15, 20 y más de 25 años, las cuales han perdido su confiabilidad y se encuentran en condiciones muy por debajo de las de diseño, ver figuras 4.5-4.12:



Figura 4.5.- Degradación de estabilidad estructural por corrosión.

Tomas clandestinas sonora¹³



Figura 4.6.- El exagerado abuso de tomas por metro lineal incrementa el riesgo de falla por golpe de ariete, poniendo en riesgo la integridad estructural y funcionalidad del sistema de distribución.

¹² <http://www.vespertinoilmeca.com/Portal/archives/12561>

¹³ <http://checatelo.com/exsite/index.php/noticias/estatal/item/6149-localizan-tres-tomas-clandestinas-en-poliductos-de-pemex-en-sonora>

Tarifa eléctrica subió, paraliza el gasoducto de camisea¹⁴



Figura 4.7.- Las fallas estructurales en sistemas de tuberías, ocasionan una gran movilización de recursos (humanos, materiales, económicos, etc.). Afectando la economía de los países y de su población.

Daños a la salud por ductos¹⁵



Figura 4.8.- La corrosión por ambientes con sulfuros o por inserción de hidrógeno, debilitan en gran proporción la calidad y resistencia de las tuberías como elementos estructurales, causando un caos en la operación de distribución y transporte.

¹⁴ <http://peru.com/actualidad/economia-y-finanzas/tarifa-electrica-peru-subiria-40-si-se-paraliza-gasoducto-camisea-video-noticia-91258>

¹⁵ <http://www.eluniversal.com.mx/nacion-mexico/2014/ifai-pemex-informar-datos-ductos-1980-1004440.html>

Pemex perdió \$5 mil millones en 2011 por tomas clandestinas¹⁶

Con cada imagen se muestra una condición desfavorable en el fallo de las tuberías y de la inconciencia de los predadores a en contra del bienestar social de la comunidad.



Figura 4.9.- La imagen establece una situación de alto riesgo, el empotramiento de una tubería y una tubería debilitada por un inserto realizado en las peores condiciones de seguridad, ocasionando hasta 5 mil mdd, de pérdida anual por robos a Pemex¹⁷



Figura 4.10.- La falta de control de las condiciones laborales en la instalación de nuevos desarrollo, mantenimiento o reparación de los ductos, mantendrá en un valor muy alto la falla por inserción de hidrógeno.

¹⁶ <http://diarioimagenegro.mx/noticias/?p=27571>

¹⁷ <http://www.redpolitica.mx/nacion/5-mil-mdd-perdida-anual-por-robos-pemex>

Detienen en Silao a 3 integrantes del cártel Jalisco Nueva Generación. Les decomisan armas, droga y herramienta para 'ordeñar' ductos de Pemex¹⁸, ver figura 4.11.



Figura 4.11.- Los dispositivos caseros utilizados en la ordeña de los oleoductos o en la ramificación de los caudales en la distribución del agua potable, debilitan la condición de estabilidad estructural de cualquier sistema hidráulico.

Habitantes de Tlalancaleca en latente peligro por mal estado de ductos de PEMEX: Ramírez¹⁹



Figura 4.12.- Las condiciones topográficas también son factor de inestabilidad estructural, que se suman a las ya crecientes problemáticas de falla en tubería, en esta configuración de distribución se presenta como adicional el esfuerzos por pandeo en las estructuras.

¹⁸ <http://asisucedegto.mx/category/noticias/policiaca/page/61/>

¹⁹ http://semanariorebenque.blogspot.mx/2011_07_01_archive.html

Delincuencia “ordeña” a Pemex²⁰



Figura 4.13.- Esta imagen representa el alto grado de inseguridad que existe en los sistemas de distribución y la diferencia entre las condiciones de diseño y las condiciones de operación de la estructura.

4.3 Consideraciones de diseño y operación de los sistemas de tuberías

Se tomarán como consideraciones para el diseño de tuberías la concerniente a oleductos por contar una alta especificación en la calidad de los productos e indicadores más altos en pruebas de propiedades mecánicas, haciendo extensivas estas consideraciones a la tubería de agua potable.

Los puntos que requieran reparación, se determinarán, basándose en el cálculo de la Presión máxima de Operación Permisible (MAOP) o MOP (Máxima presión de Operación)) en las áreas corroídas, determinando la Máxima Presión Segura para cada falla de acuerdo a la metodología aceptada en NRF-030-PEMEX-2003, que es el procedimiento indicado en ASME/ANSI B31G.

Tomando en cuenta el perfil hidráulico del tubo basando el cálculo en las características del ducto, de la falla y las condiciones operativas, a las que se desea rehabilitar la tubería, empleando la tecnología de administración de riesgo (Risk Management), adecuación para el propósito (Fitness for Purpose) así como de la evaluación de la integridad del sistema (Integrity Assessment) y las condiciones que considere convenientes de acuerdo a la normatividad.

²⁰ <http://www.informador.com.mx/mexico/2010/222722/6/delincuencia-ordena-a-pemex.htm>

Determinando el método de reparación y la tecnología a aplicar para cada una, la cual será avalada por una tercera (Empresa Certificadora).

La MAOP se calcula utilizando la siguiente expresión:

$$\frac{((2 \times \text{Espesor pulg}) * (\text{Esp Max.} = 52000 \text{ PSI}) * (\text{F.D.} = 0.720))}{(\text{Diametro Externo pulg} \times 14.223)}$$

Atención a la normativa de diseño

Para calcular, construir y operar sistemas de flujo de fluidos en tuberías sometidas a presión, las memorias de cálculo deberán dar cumplimiento a:

- La Ley Federal sobre Metrología y Normalización.
- La Ley de Obras Públicas y Servicios Relacionados con las Mismas y su Reglamento.
- La Ley de Adquisiciones, Arrendamientos y Servicios del Sector Público y su Reglamento.
- Políticas, Bases y Lineamientos en Materia de Obras Públicas y Servicios Relacionados con las mismas para Petróleos Mexicanos, Organismos Subsidiarios y Empresas Filiales.

La norma “NRF-001-PEMEX-2007 - Tubería de acero para recolección y transporte de hidrocarburos”, es la encargada de realizar los requerimientos de diseño de los sistemas, se presentan a continuación los considerados como indispensables:

8.1.4 Solicitaciones

8.1.4.1 Presión interna de diseño. *Todos los ductos deben diseñarse para soportar una presión interna de diseño la cual debe ser igual a 1.1 veces la presión de operación máxima (POM)...*

8.1.4.2 Cargas vivas. *El diseño debe incluir el peso del fluido transportado y cualquier otro material externo tal como hielo o nieve que se encuentre adherido al ducto.*

8.1.4.3 Cargas muertas. *El diseño debe incluir el peso propio del ducto, componentes o accesorios, recubrimientos y relleno de la zanja.*

8.1.4.4 Cargas dinámicas. *El diseño debe considerar las cargas dinámicas y los esfuerzos que éstas producen en la tubería. Estas incluyen sismo, impacto, movimiento del suelo, vibración debida a los vórtices generados por corriente.*

8.1.4.5 Efectos de incremento de presión por expansión del fluido. *En el diseño deben tomarse medidas para proveer la resistencia suficiente o aliviar el incremento de presión ocasionado por el calentamiento del fluido transportado.*

8.1.4.6 Cargas por expansión térmica y por contracción. *Se deben tomar las medidas necesarias para prevenir los efectos por expansión térmica y por contracción en los sistemas de tuberías.*

8.1.4.7 Movimientos relativos de componentes conectados. *El efecto del movimiento relativo de componentes conectados, deben tomarse en cuenta en el diseño del ducto y en aquellos tramos que, debido a su disposición, se encuentren soportando ciertos elementos que ocasionen movimientos.*

8.1.4.8 Socavación, azolve y erosión de riberas. *Los efectos debidos a la socavación y erosión de riberas así como el azolve deben considerarse en el diseño de cruzamientos subfluviales.*

8.1.4.9 Interacción suelo-tubería. *En el diseño de ductos enterrados debe considerarse la interacción entre el suelo y la tubería, para determinar los desplazamientos longitudinales y las deformaciones de ésta última, principalmente en suelos no homogéneos.*

8.1.5 Consideraciones básicas para el cálculo de esfuerzos.

Deben considerarse los siguientes requisitos para el análisis del ducto:

a) *Esfuerzos en la tubería: Para el cálculo del esfuerzo en la tubería debe considerarse el efecto de las restricciones tales como fricción en los soportes, conexiones ramal, interferencias laterales, entre otros.*

b) *Factores de intensificación de esfuerzos: Los cálculos deben tomar en cuenta los factores de intensificación del esfuerzo correspondientes a otros componentes además del claro recto de la tubería.*

c) *Dimensiones de la tubería: En los cálculos de flexibilidad, deben usarse dimensiones nominales de la tubería y de las conexiones.*

d) *Esfuerzos en curvas, dobleces y curvas de expansión: El cálculo de los esfuerzos del ducto en curvas, dobleces o curvas de expansión deben determinarse con base al intervalo total de temperatura, desde la mínima hasta la máxima normalmente esperada.*

e) *Fuerzas y momentos por temperatura: El cálculo de las fuerzas y momentos por temperatura sobre anclajes debe basarse en la diferencia mayor entre la temperatura de instalación y la temperatura de operación mínima o máxima.*

f) *Radio mínimo de codos: Todos los ductos deben permitir el paso del equipo instrumentado, por lo que el radio mínimo de los codos es de 3D. Las variaciones en el diámetro interno de la tubería deben ser las mínimas. Cuando se conecten tuberías de diferente diámetro interior, el ángulo en la transición no debe exceder de 14°.*

8.1.6 Presión interna de diseño.

La tubería y sus componentes deben diseñarse para una presión interna de diseño (P_i) igual a 1,1 veces la presión de operación máxima (POM) a régimen constante tanto para hidrocarburos líquidos como gaseosos, la cual no debe ser menor a la presión de la carga hidrostática en cualquier punto del ducto en una condición estática.

La presión interna de diseño para los sistemas de tuberías de acero o el espesor de pared nominal para una presión de diseño dada, será determinado por la siguiente expresión basada en la fórmula de Barlow.

$$P_i = \frac{2t(SMYS)f_{CP}}{D}$$

Donde:

P_i = Presión interna de diseño, en kPa (lb/pulg²).

D = Diámetro exterior nominal de la tubería, en mm (pulg.)

t = Espesor de pared de acero de la tubería, en mm (pulg.).

$SMYS$ = Esfuerzo de Cedencia Mínimo Especificado (Specified Minimum Yield Strength), en kPa (lb/pulg²).

F_{CP} = Factor de capacidad permisible por presión interna de diseño.

El factor de capacidad permisible (f_{CP}) se determina como sigue:

$$f_{CP} = f_{DIS}f_{TEMP}f_{JL}$$

Donde:

f_{DIS} = Factor de diseño por clase de localización que depende del tipo de fluido transportado, de acuerdo a la sección 8.1.6.1 para Gas (Ver Tabla 3 y 4) y 8.1.6.2 para Líquido.

f_{TEMP} = Factor de diseño por temperatura, (Ver Tabla 1).

f_{JL} = Factor de junta longitudinal, (Ver Tabla 2).

Temperatura		Factor de Diseño (f_{TEMP})
°C	°F	
121 o menos	250 o menos	1,000
149	300	0,967
177	350	0,933
204	400	0,900
232	450	0,867

Tabla 4.1.- factor de diseño por temperatura

Tipo de Tubería	Factor de junta longitudinal (f_{JL})
Soldadura longitudinal por arco sumergido (SAWL)	1,0
Soldadura por resistencia eléctrica (ERW)	1,0
Soldadura helicoidal por arco sumergido (SAWH)	1,0

Tabla 4.2.- Factor de junta longitudinal

La verificación del cumplimiento de estas solicitaciones, servirán de referencia para evaluar las condiciones de confiabilidad del sistema y predecir fallas en los sistemas de tuberías. Para ello se ha construido la tabla 4.3 en Excel, que permite dirigir con certeza la simulación de un extremo seleccionado de ducto.

4.4 Determinación de las condiciones de golpe de ariete y transitorios

Para dimensionar los efectos de sobrecarga en la tubería ocasionados por el golpe de ariete y los transitorios se ha utilizado el SOFTWARE TRANS, versión 2010.1.0²¹. Que es un sistema de simulación de transitorios hidráulicos en tuberías a presión, se desarrolló en el Grupo de Hidromecánica del Instituto de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México (IIUNAM) por el Dr. Rafael B. Carmona Paredes y la M.C. Libia G. Carmona Paredes y se proporciona para su evaluación de manera gratuito en su versión básica.

En 1983 se inició el desarrollo de TRANS, desde entonces la capacidad de simulación ha aumentado conforme a las necesidades de análisis en los diferentes acueductos del país hasta obtener la versión 2010.1.0. Actualmente este software es utilizado por especialistas de la Comisión Nacional del Agua (CNA), Comisión Federal de Electricidad (CFE), el IIUNAM, etc.

²¹ Ver Manual del sistema de simulación de transitorios hidráulicos en tuberías a presión: TRANS, versión 2010.1.0.

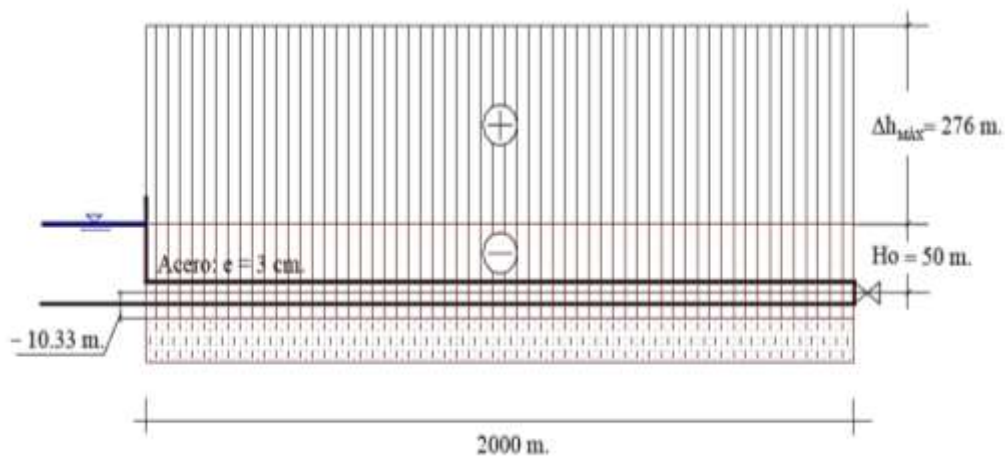
Los resultados de TRANS 2010.1.0 se obtienen resolviendo, con el método de las características, el sistema de ecuaciones hiperbólicas en derivadas parciales que modelan el golpe de ariete tomando en consideración las condiciones de frontera que imponen los elementos que forman físicamente a la conducción y los eventos que determinan la operación hidráulica del sistema.

Utilizar el método de las características y ser de distribución gratuita lo hacen ideal para obtener los parámetros de interés de sobrepresión en los extremos de las tuberías y a lo largo de toda la sección.

La confiabilidad de las simulaciones de TRANS 2010.1.0 está respaldada con calibraciones realizadas al sistema de cómputo a través de analizar comparaciones de registros tomados tanto en el Laboratorio de Hidromecánica del propio IIUNAM como los obtenidos durante campañas de medición en diferentes acueductos del país, para este caso particular se ha calibrado con el siguiente ejemplo de cálculo, considerando cierre instantáneo.

Datos:

Tubería de Acero 0.50 m de diámetro; $L=2000$ m; Espesor 3 cm; Diámetro interno = 47 cm; Área = 0.17 m²; $H_o = 50$ m; $V_o = 2$ m/s; Gasto = 0.346 m³/s; Celeridad de la onda: $C = 1356$ m/s.



La sobrepresión máxima (válida para la faz de golpe directo) de golpe de ariete vale, con la ecuación de Allievi:

$$\Delta h = \frac{C * V_o}{g} = \frac{1356 \frac{m}{s} * 2 \frac{m}{s}}{9.81 \frac{m}{s^2}} = 276 m$$

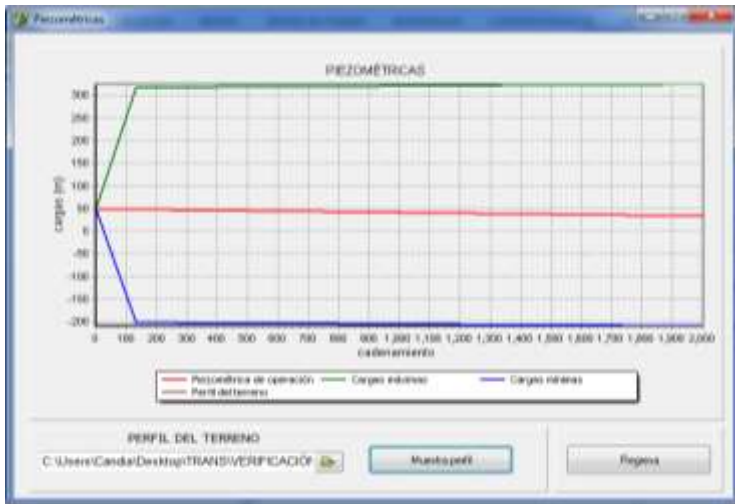


Figura 4.14.- La aproximación en el resultado obtenido de la simulación con TRANS 2010.1.0 de la sobrepresión positiva es muy aproximada al valor analítico de 276 m, como se observa en la gráfica.

Corridas del modelo en estudio

Se ha seleccionado un tramo de tubería de un ducto real (ver tabla 4.3) el cual no será comentado a detalle por ser información confidencial. La figura muestra el perfil topográfico, el gradiente hidráulico y la línea máxima de presiones de operación.

Golpe de ariete por ecuación de Allievi:

$$\Delta h = \frac{C * V_o}{g} = \frac{1424.5 \frac{m}{s} * 0.968 \frac{m}{s}}{9.81 \frac{m}{s^2}} = 140.56 m$$

La tabla 4.3 muestra los datos y las condiciones de la tubería, estos datos se introducen en el programa TRANS 2010.1.0, para obtener la máxima presión por el golpe de ariete y la historia de tiempo de los transitorios.

Se realizaron una serie de pruebas para determinar la condición de operación más desfavorable, que ha sido determinada como el **“Disparo de la bomba con cierre instantáneo de válvula aguas arriba y cierre de válvula en el extremo aguas abajo, segundos antes de la falla”**.

DUCTO 24"Ø													
LOGAR	LONG.	ASNM	Área	D1 Int.	D1 Ext.	N	Onq. Ext.	Espesor	Esf. Máx.	F.D.	F.D.	PRESIÓN MÁXIMA OPERATIVA	G.Esp.
	[Km]	[m]	[m²]		["]	["]	["]	[PSI]				kg/cm²	[m]
ESTACION 1	251.619	272.51	441.87	23.72	24	24	0.2808	60000	0.600	0.720	71.1	983.2	1.000
ESTACION 2	389.789	337.64	439.76	23.66	24	24	0.3375	52000	0.600	0.720	74.0	1078.0	1.000
High point	416.789	501.48	441.87	23.72	24	24	0.2808	52000	0.600	0.720	61.6	1117.5	1.000
TRAMO TUBERÍA	138	65	0.2850748	0.6025	0.61		0.01	413				6.97	
	km	m	[m²]	m	m		m	N/mm²				N/mm²	
P. SUCCIÓN	10.30	kg/cm²	103.00	mca									
P. DESCARGA	43.68	kg/cm²	436.80	mca									
VELOCIDAD =	0.9682367	m/s											
CELERIDAD =	1424.5	m/s											
TUBERÍA DE ACERO													
E =	210000	kg/cm²	3000000	psi									
λ =	0.5												

Siendo:
 C = Celeridad (m/s)
 D = Diámetro interior (mm)
 e = espesor del tubo (mm)
 λ = Factor sin dimensión que depende del material de la tubería

$$C = \frac{9900}{\sqrt{47.3 + \lambda \cdot \frac{D}{e}}}$$

PRODUCTO: AGUA											
Viscos.	Rugas.	Flujo	Reynol.	Factor	PI	Gradiente presión		Válv cerrada		HEAD	Potencia
cStoc		MBO		Nisidón	kg/cm²/km	kg/cm²	[m]	kg/cm²	[m]	[pim]	[BHP]
24.000	0.0000	150.0	24899	0.0246	0.2062	43.7	709.3	70.8	709.3	1096.6	1812
24.000	0.0000	150.0	24719	0.0246	0.2110	25.7	694.9	69.4	694.9	662.6	776
24.000	0.0000	150.0	24899	0.0246	0.2062	3.2	633.2	69.4	694.9		

0.0000010070	0.276020	0.020	4.285	6.950	334.237
m² / s	m³/s	N / mm² / km	N/mm²	N/mm²	m

Diferencia de presión por ecuación de Allievi $\Delta h = \frac{C \cdot V_e}{B}$
 140.6 m

Tabla 4.3.- Recopilación de datos para el análisis de golpe de ariete.

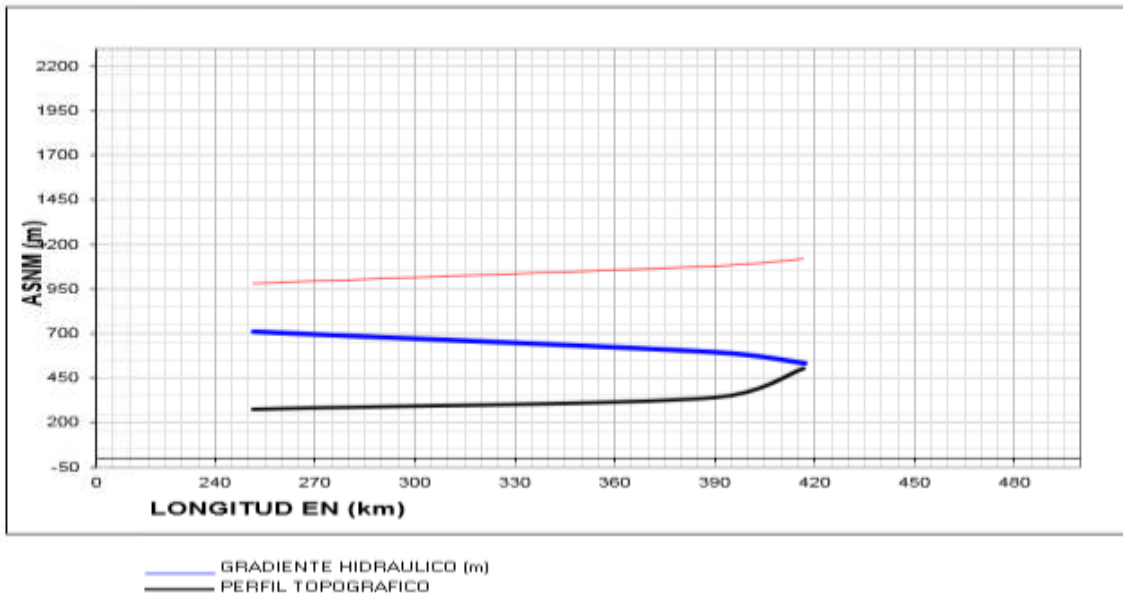


Figura 4.15.- Datos de la tubería en estudio.

Configuración de los parámetros del TRANS 2010.1.0:

Captura tramo <TESIS_3333.trsr>

TRAMOS Instituto de Ingeniería, UNAM

Edición de TUBO 01

Longitud [m]	138000
Diámetro [m]	0.603
Celeridad [m/s]	1424.5
Coefficiente de fricción [D·W]	0.0245
Gasto [m³/s]	0.276

Graba Baja Salir

Figura 4.16.- datos de la tubería aguas arriba, longitud, diámetro, celeridad, etc.

Se considera un cierre instantáneo para la válvula aguas debajo de la bomba, una vez que la bomba se dispara, ver figura 4.17.

PBCI's existentes: **PBCI 01** Edición de PBCI 01

Número de bombas: **1** Tramo aguas abajo: **TUBO 01**

Instante en que inicia el disparo [s]: **60** Carga en el extremo aguas arriba [msm]: **269**

Cadenamiento del extremo aguas arriba: **0**

Tipo de válvula:
 Válvula de control
 Válvula de retención

Datos de las válvulas en la descarga:

Tiempo de cierre de las válvulas [s]: **0.01**

Instante en que inicia el cierre [s]: **60**

Posición de las válvulas a gasto establecido [°]: **0**

Posición de la válvula [°]:
 Abierta[0°]
 Cerrada[90°]

Coefficiente mínimo de pérdidas [s²/m⁵]: **0.05**

Coefficientes del polinomio $P(t) = a_0 + a_1 t + a_2 t^2 + \dots + a_5 t^5$

a0 = **5.55**
 a1 = **-24.66**
 a2 = **80.6**
 a3 = **-142.24**
 a4 = **115.44**
 a5 = **-34.7**

Datos bombas

Ángulo máximo de las curvas fh y fB: **270**
 $270 \leq \theta \leq 360$

Incremento angular entre puntos: **10**
 $1 \leq \Delta\theta \leq 10$

Gasto de diseño [m³/s]: **0.3**

Carga de diseño [m]: **0.1**

Velocidad de diseño [pm]: **1194**

Eficiencia máxima: **0.842**
 $0 < \eta \leq 1$

Momento de inercia calculado [kg·m²]: **0.009**

$[N_s] = \frac{rpm \sqrt{m^3/s}}{m^{1.75}}$ Velocidad específica [N_s]: **35.15**
 (Opcional)

Captura datos curva fh
 Captura datos curva fB

Observaciones...

Figura 4.17.- Datos del sistema aguas arriba.

Al analizar las consecuencias más catastróficas en las configuraciones de solución del programa TRANS 2010.1.0, se confirmó que el peor escenario es el apagado de las bombas por falla de energía o falla mecánica, contando con un cierre instantáneo de válvula en el extremo de la inicial de la tubería y posterior a la bomba.

El perfil de hidráulico ha sido considerado de referencia a partir del punto más alto del extremo final de la tubería $337 = 0 \text{ m}$, a la potencia en metros de la bomba 334 m , se le ha restado, la diferencia de alturas entre el extremo final e inicial de la tubería $337 \text{ m} - 272 = 65 \text{ m}$, diferencia de alturas a la cual se le ha restado la potencia total de la bomba $334 \text{ m} - 65 \text{ m} = 269 \text{ m}$. Quedando como valor de la carga en el extremo aguas arriba en metros columna de agua (mca).

Aguas abajo

El cierre de la válvula se realiza en 5 segundos, y con un desfase con respecto al disparo de bombeo de 10 segundos, para una situación más crítica.

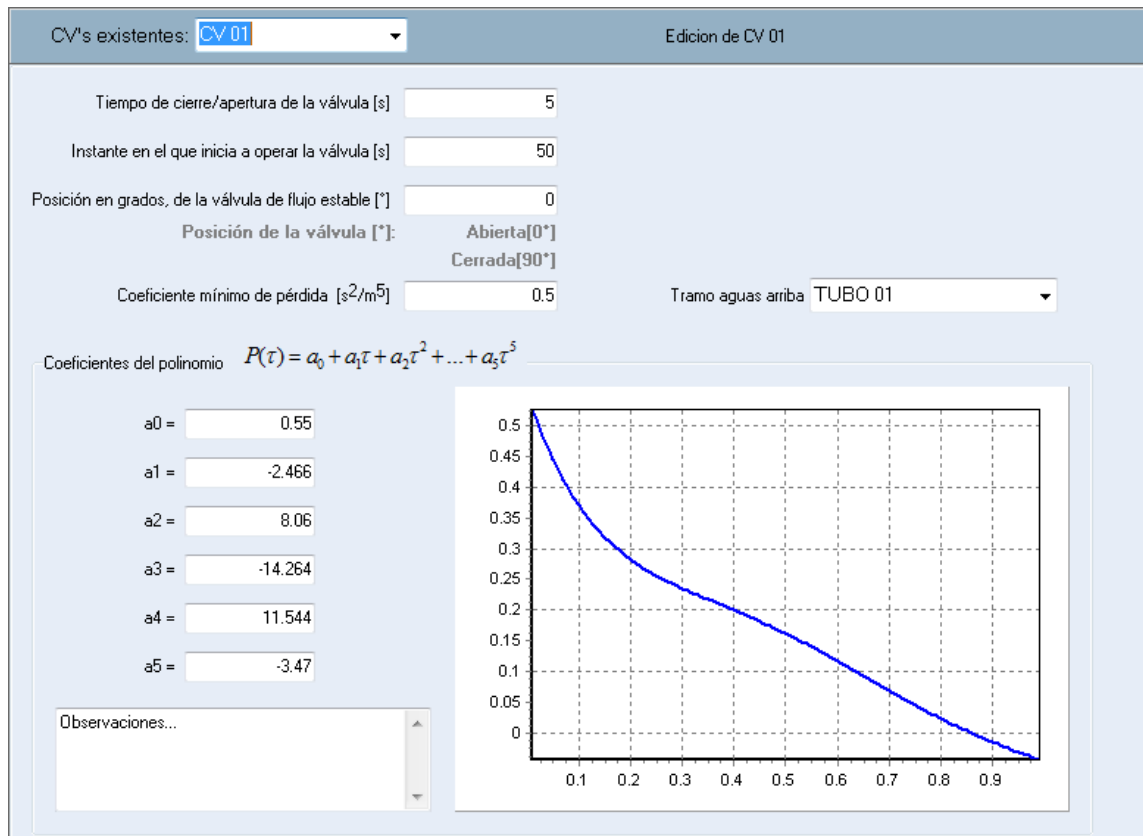


Figura 4.18.- Datos del sistema aguas abajo.

Para completar la simulación del modelo se han considerado las características generales que proporciona el programa TRANS 2010.1.0 (curvas de la bomba, curva de coeficientes de pérdida para válvulas, etc.).

Como parte de las restricciones del programa este solo utiliza agua en la simulación y se han introducido las propiedades de esta en el comportamiento del fluido.

Otra consideración adicional en la simulación ha sido el tiempo de 240 segundos y el disparo de bomba en el segundo 60, para considerar una estabilidad en la velocidad de la bomba y flujo del gasto que se observan en las curvas de resultados.

4.5 Resultados de la simulación por golpe de ariete

Valores aguas arriba

De presión máxima en el extremo de la válvula	270 mca
De presión mínima en el extremo de la válvula	85 mca
Tramo de tubería sometido a sobrepresión positiva	125,500 m

Valores aguas abajo

De presión máxima en el extremo de la válvula	335 mca
De presión mínima en el extremo de la válvula	0 mca
Tramo de tubería sometido a sobrepresión positiva	52,500 m

Ante estas condiciones se puede adelantar la presencia de daño inminente en una tubería que se encuentre deteriorada a lo largo de una gran longitud de la misma. Sobre todo en los extremos, ya que existe separación del fluido durante los transitorios, pudiendo ocasionar presiones más extremas, ver figura 4.19.

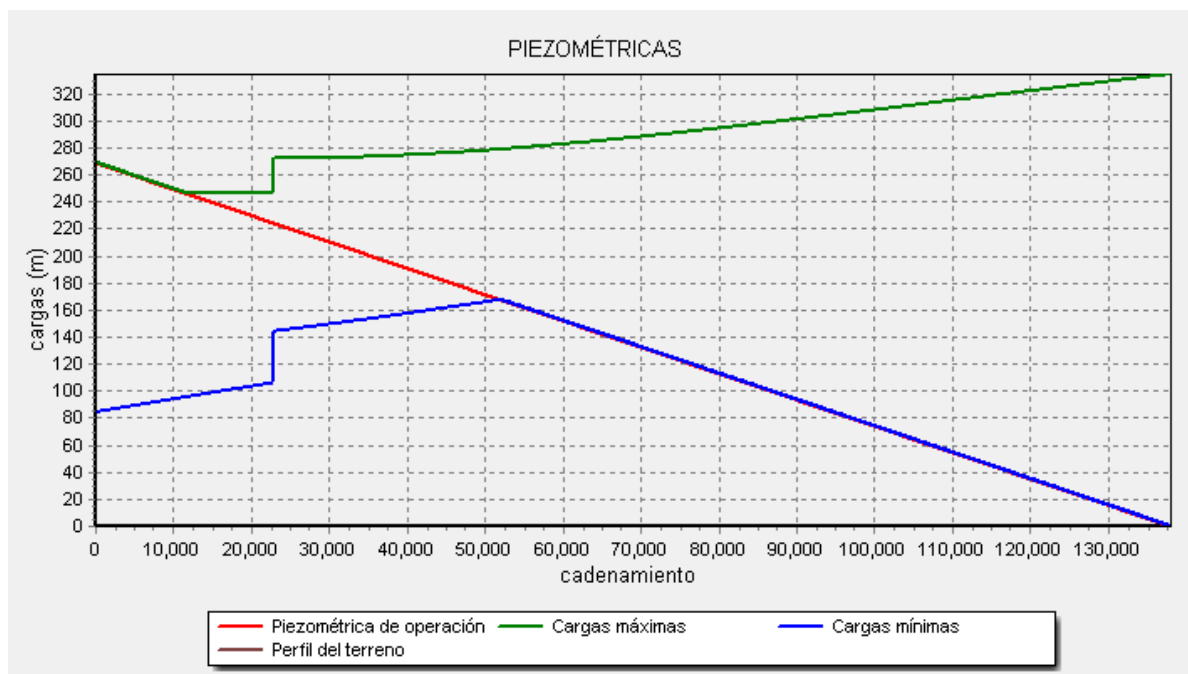


Figura 4.19.- Gráfica de resultados de la simulación realizada al tramo de tubería.

Graficas de salida

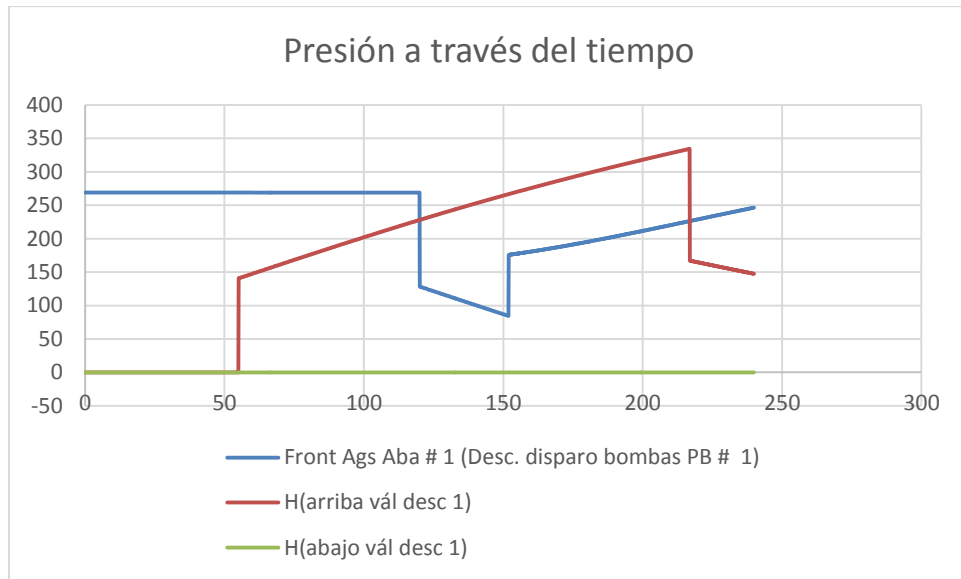


Figura 4.20.- Curvas de presión a través del tiempo

La máxima presión se presenta en segundo 165 después de dispararse la bomba y posteriormente cae, la máxima presión negativa se presenta en el segundo 90 después del disparo de la bomba y posteriormente tiende a estabilizarse. Se puede deducir que existen 75 segundos de alta incertidumbre en la cual pueden ocurrir fallas en la tubería ocasionadas por la sobrepresión.

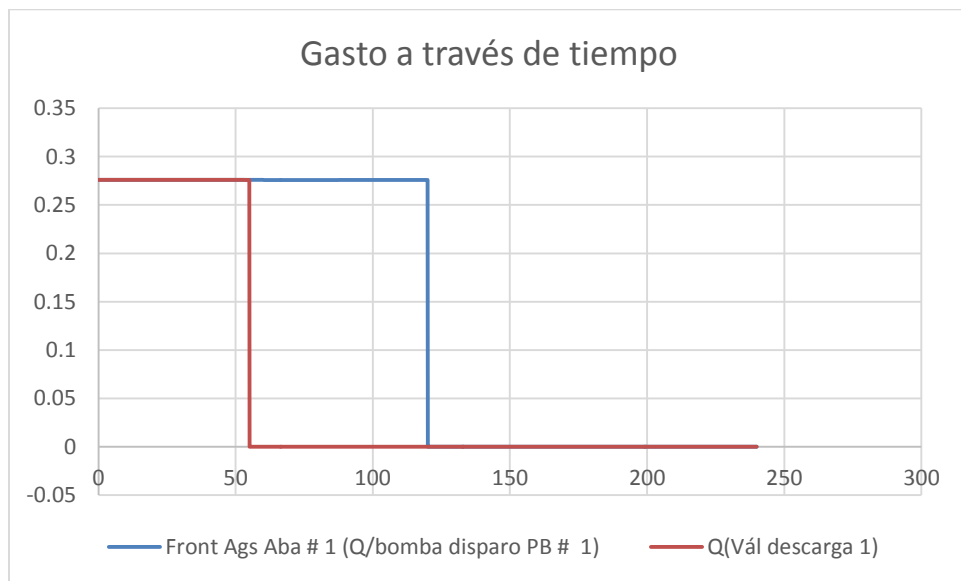


Figura 4.21.- Curvas del gasto a través del tiempo

La gráfica del comportamiento del gasto a través del tiempo muestra que el gasto continua fluyendo hacia la tubería durante un lapso de 60 segundos a pesar de no poder fluir hacia fuera de ella ocasionando la posibilidad de una mayor dilatación de la tubería para poder contener al fluido.

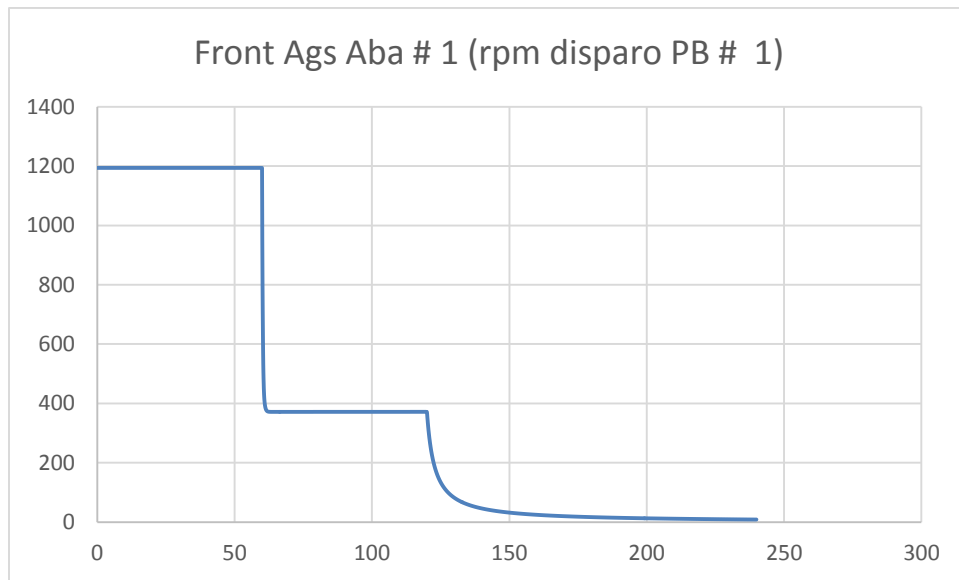


Figura 4.22.- Curva de velocidad con respecto al tiempo.

La gráfica de la velocidad muestra el efecto del cierre de la válvula antes del disparo de la bomba, donde la velocidad se reduce, permaneciendo constante durante aproximadamente 60 segundos en los que ocurre una sobrepresión en la tubería y posteriormente se reduce de manera gradual por el disparo de la bomba.

Esta gráfica permite deducir (a partir de un fluido incompresible), que existe un aumento volumétrico en la longitud del tanque durante 60 segundos, generando mayores desplazamientos en la pared del tubo en el extremo final de la tubería y por consiguiente mayor esfuerzo en la misma.

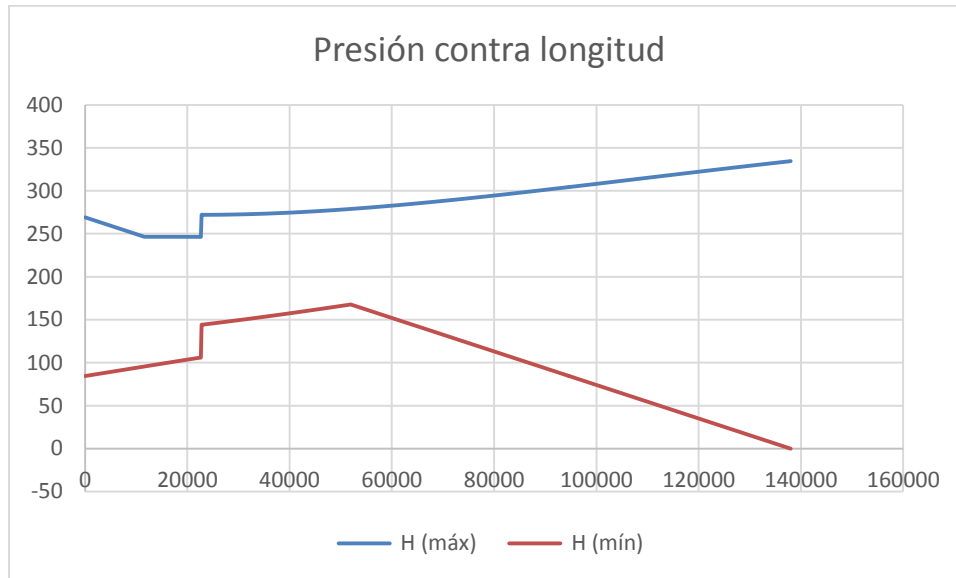


Figura 4.23.- Curva del comportamiento de la presión contra la longitud.

En esta gráfica de presión contra longitud se determina el extremo en el cual se realizará la simulación por sobrepresión quedando acotado al extremo final de la tubería en la entrada de la válvula de cierre.

Consideraciones para el análisis y simulación por el MEF

Para la simulación por MEF se tomará un tramo de tubería de 1 m de longitud sometido a una carga máxima de 335 m o 33.5 kg / cm², que con respecto a la presión inicial de 260 m o 26 kg / cm², se ha incrementado 7.5 kg / cm² sobre la presión de operación.

Considerando que las propiedades de conducción incluyen el volumen y la masa del fluido se ve involucrado el peso y la gravedad. De acuerdo a los valores obtenidos el porcentaje de incremento en la longitud total de la tubería es de 0.04 %, un valor demasiado bajo para ser considerado de alto riesgo.

Sin embargo si se considera el volumen de los últimos mil metros (por la concentración de la máxima presión registrada en ese tramo) el porcentaje se vuelve significativo siendo del 6 %, como se observa en la tabla 4.4.

Considerando un tramo de 100 metros de longitud el porcentaje de incremento de la tubería sería del 58 %, situación de alto riesgo para los extremos de la tubería los cuales son los sometidos a la más alta concentración de fuerzas por el golpe de ariete.

VOLUMEN TOTAL =	39366	m³		
PESO ESPECÍFICO =	9800	N / m³		
GRAVEDAD =	9.81	m / s²		
PESO =	385786218.9	N	kg *m / s²	
MASA =	39325812.32	kg	39325.81	Ton
VOLUMEN ADICIONAL				
GASTO * TIEMPO	17	m³		
% DE INC. DE VOLUMEN	0.040	%		
CONSIDERANDO EL VOLUMEN				
DE UNA LONGITUD 1000 m	285	m³		
EL PORCENTAJE EN ESTA				
SECCIÓN SERÍA	6	%		

Tabla 4.4.- Determinación de las condiciones para la simulación en MEF.

Bajo las premisas mencionadas se procederá a realizar la simulación de la tubería del extremo aguas abajo y con diversas condiciones extremas de grieta.

Simulación y discusión

En este capítulo se configura la simulación mediante el software NX 8.5 NASTRAN, determinando el tipo de simulación, el material, la sección a trabajar, las características de la grieta y muestra los resultados obtenidos.

5.1 Características del material

El material seleccionado para la simulación de una tubería como elemento estructural con diversos factores de daño antes de una falla por grieta, es el Steel Rolled (Acero Rolado), que se encuentra en la biblioteca de materiales del software NX 8.5 NASTRAN.

Se ha determinado que este material tiene propiedades y comportamiento muy similares a los requerimientos PSL1²² de acuerdo a las normas:

- ISO 3183:2007(E), Petroleum and natural gas industries-Steel pipe for pipeline transportation Systems.
- NRF-001-PEMEX-2013, TUBERÍA DE ACERO PARA RECOLECCIÓN, TRANSPORTE Y DISTRIBUCIÓN DE HIDROCARBUROS.
- NRF-030-PEMEX-2009, DISEÑO, CONSTRUCCIÓN, INSPECCIÓN Y MANTENIMIENTO DE DUCTOS TERRESTRES PARA TRANSPORTE Y RECOLECCIÓN DE HIDROCARBUROS.

En las tablas 5.1 y 5.2 se presentan las propiedades químicas y mecánicas del material con el cual se construyen las tuberías como elementos estructurales, siendo estas características las mínimas a cumplir para satisfacer la industria de los hidrocarburos y de los sistemas hidráulicos.

²² PSL 1 Tubos con especificación del producto nivel 1 ("Product Specification Level 1").
PSL 2 Tubos con especificación del producto nivel 2 ("Product Specification Level 2").

Las especificaciones del material de la biblioteca del software NX 8.5 NASTRAN, se presentan en el cuadro 1, donde se aprecian los valores de coincidencia con el acero L210 o acero A. que también se han corroborado con la tabla informativa de la empresa VILLACERO, ver tabla 5.3.

Table 4 — Chemical composition for PSL 1 pipe with $t \leq 25,0$ mm (0.984 in)

Steel grade (Steel name)	Mass fraction, based upon heat and product analyses ^a							
	C max. ^b	Mn max. ^b	P %		S max.	V max.	Nb max.	Ti max.
Seamless pipe								
L175 or A25	0,21	0,60	—	0,030	0,030	—	—	—
L175P or A25P	0,21	0,60	0,045	0,080	0,030	—	—	—
L210 or A	0,22	0,90	—	0,030	0,030	—	—	—

Tabla 5.1.- Composición química del acero L210.

Table 6 — Requirements for the results of tensile tests for PSL 1 pipe

Pipe grade	Pipe body of seamless and welded pipes			Weld seam of EW, SAW and COW pipes
	Yield strength ^a $R_{10,5}$ MPa (psi) minimum	Tensile strength ^a R_m MPa (psi) minimum	Elongation A_f % minimum	Tensile strength ^b R_m MPa (psi) minimum
L175 or A25	175 (25 400)	310 (45 000)	c	310 (45 000)
L175P or A25P	175 (25 400)	310 (45 000)	c	310 (45 000)
L210 or A	210 (30 500)	335 (48 600)	c	335 (48 600)

Tabla 5.2.- Propiedades mecánicas del acero L210.

RESISTENCIA MECÁNICA API-SL-PSL-1 / LICENCIA API5-0284						
LÍMITE DE FLUENCIA MÍN.	A25(L175)	A(L210)	B(L245)	X42(L290)	X46(L320)	X52(L360)
Mpa	175	210	245	290	320	360
PSI (Lb/in ²)	25400	30500	35500	42100	46400	52200
RESISTENCIA MÍN A LA TENSIÓN	A(L210)	A(L210)	B(L245)	X42(L290)	X46(L320)	X52(L360)
Mpa	310	335	415	415	435	460
PSI (Lb/in ²)	45000	48600	60200	60200	63100	66700

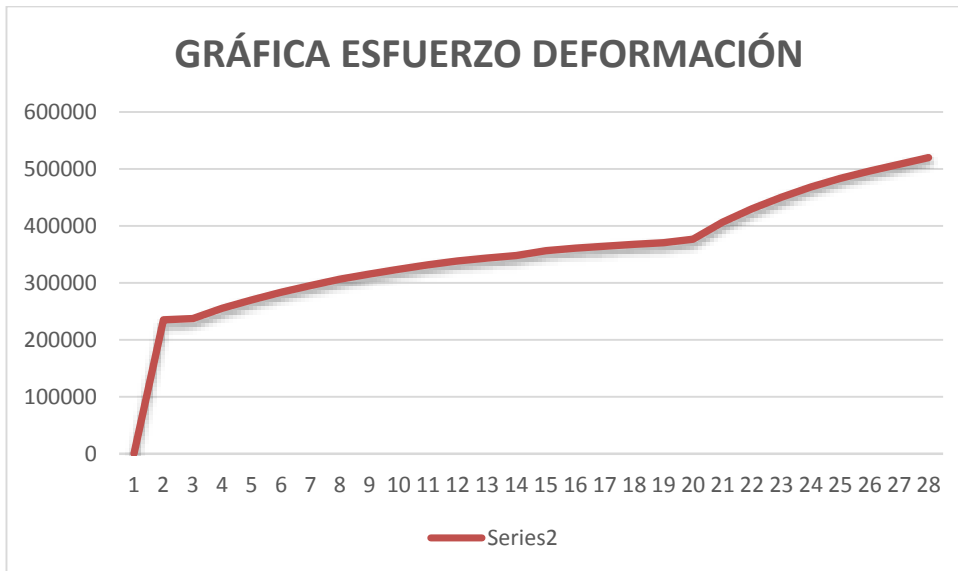
Tabla 5.3.- propiedades mecánicas para el acero L210, límite de fluencia y resistencia a la tensión, mostradas en catalogo por la empresa VILLACERO.

 Cuadro 5.1.- Especificaciones del material Steel-rolled de la biblioteca de NX 9.0.

Material de la biblioteca : Steel-Rolled
 Categoría METAL
 Subcategoría Alloy Steel
 Referencia de biblioteca physicalmateriallibrary.xml
 Categoría: METAL
 Subcategoría: Alloy Steel
 Tipo de material: IsotropicMaterial
 Versión: 4.0
 Densidad de la masa (RHO): 7.85e-006kg/mm³

===== Mecánico

Módulo de Young (E): 206000000mN/mm² (kPa)
 Coeficiente de Poisson (NU): 0.3



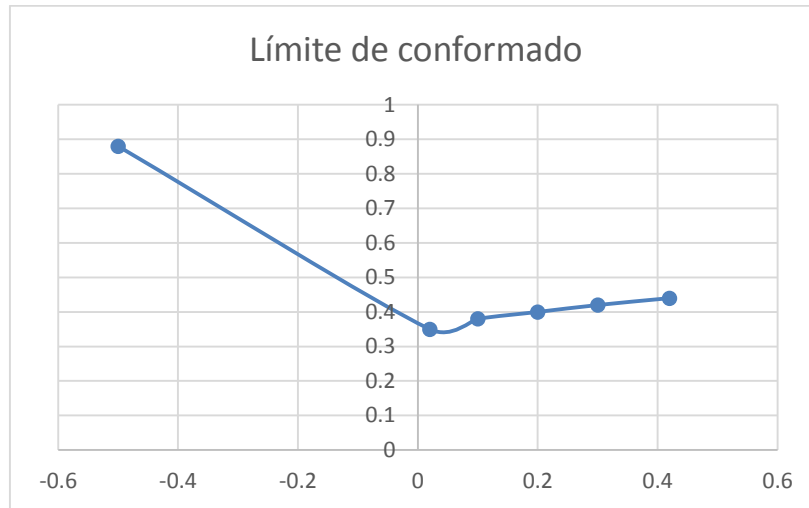
Tipo de no linealidad (TYPE): 1
 Criterio de la función del rendimiento (YF): 1
 Regla de endurecimiento (HR): 1
 Punto de cedencia inicial (LIMIT1): 235000mN/mm² (kPa)

===== Fuerza

Límite elástico: 235000mN/mm² (kPa)
 Tensión de rotura: 340000mN/mm² (kPa)

===== Formabilidad

Endurecimiento por trabajo:	0.22
Coefficiente de deformación plástica:	1.88
Deformación inicial:	0.02mm/mm
Exponente de endurecimiento:	0.22
Coefficiente de fuerza:	686.7662N/mm ² (MPa)
R0:	2.3
R45:	2.8
R90:	3.1



===== Térmico/eléctrico

Coefficiente de expansión térmica (A):	1.728e-0051/C
Conductividad térmica (K):	14000microW/mm-C
Calor específico (CP):	434000000microj/kg-K

5.2 Elemento finito utilizado

Elemento 2D QUAD4

Durante el proceso se realizaron pruebas con el elemento 2D QUAD4, que es el homólogo del elemento finito 2D MITC4 (figura 5.1) recomendado por Dvorkin (2013), para realizar análisis de estabilidad de tuberías sometidas a presión, ver tabla 5.4 (ASME V&V²³ 2012). Sin embargo los resultados obtenidos por el modelo fueron poco consistentes, ya que no se logró la simulación de una falla por grieta en el plano transversal.

²³ YOKOHAMA National University, Initiative for Global Arts & Sciences.

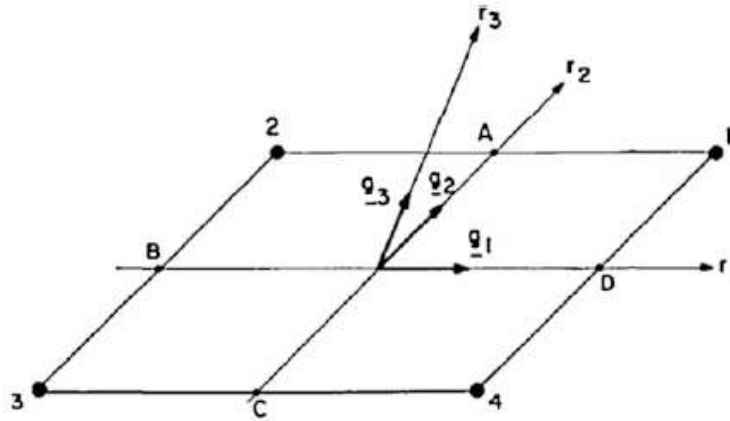


Figura 5.1.- Elemento Finito MITC4

Code	Element	mesh	
		4x4	16x16
NX Nastran	CQUAD4	-45.66%	0.99%
	CQUADR	-48.38%	-1.68%
ADINA	MITC4	-62.95%	-7.36%

Tabla 5.4.- Homologación del elemento MITC4.

5.3 Calibración del modelo

Se obtuvieron con el uso del elemento plano CQUAD4 aproximaciones favorables al simular un desgaste a lo largo de una sección de la tubería (por ejemplo corrosión), se determinó falla por desplazamiento de 126 mm en la pared débil (cambio de espesor de 7 mm a 0.5 mm) de una tubería. El resultado del modelo en 3D (figura 5.2), permite observar el comportamiento de la falla.

Con el elemento plano y el ajuste del Jacobiano para poder realizar la interpolación de las ecuaciones del elemento finito y condiciones frontera utilizadas, se determinó constancia de falla en la tubería con un desplazamiento de 126 mm o 12.6 cm, si el espesor se reduce a menos de 2 mm. Sin embargo con el elemento plano no fue posible simular una grieta a profundidad y con anchos no mayores a 10 mm.

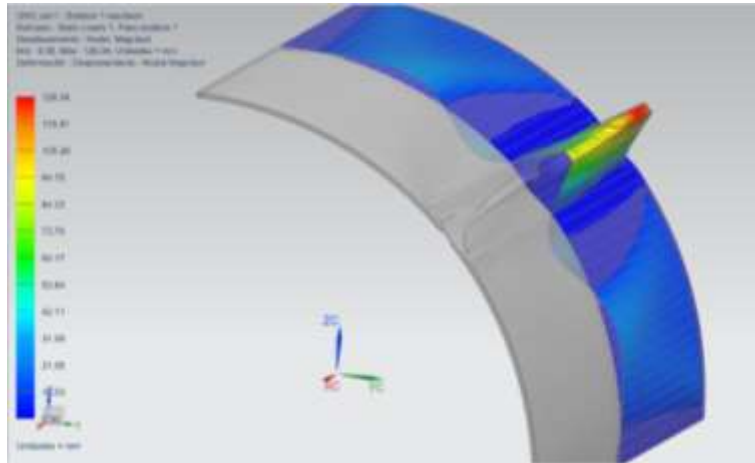
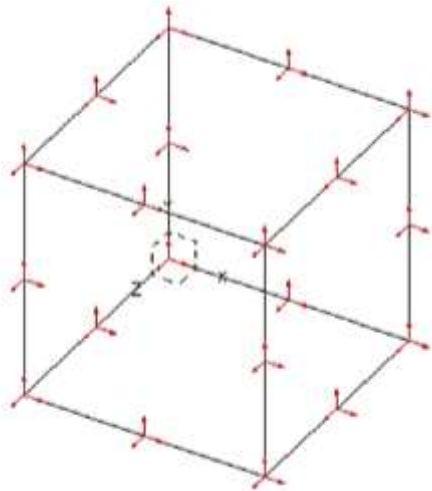


Figura 5. 2.- Resultado de la simulación con el elemento CQUAD4.

Elemento 3D CHEXA 20



En la mayoría de los casos, las prestaciones de los elementos sólidos hexaédricos (se les conoce como “Brick” o “Hex”) es muy superior al resto de los elementos 3-D (Wedges o Tetras), ver figura 5.3.

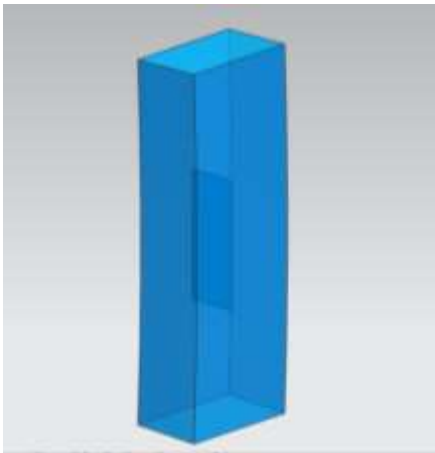
Figura 5.3. Elemento Brick.

Como alternativa para mejorar los resultados se utilizó el “elemento sólido hexaédrico de 20 nodos de NX Nastran, recomendado para uso general, con excelentes prestaciones. Se debe considerar que en esta configuración la precisión se degrada cuando el elemento está afilado y deformado (Skewed), o tiene mala relación de aspecto (Aspect Ratio), o cuando se usa CHEXA de 8-nodos en modelos donde la flexión es dominante. Condiciones que se comprobaron (ya que no fue posible mallar superficies curvas o establecer condiciones de punta de grieta).

Para las simulaciones se comprobó que la precisión aumenta mallando con elementos CHEXA de alto orden (20-nodos) con nodos intermedios.

Para el problema donde mallar con elementos sólidos hexaédricos requiere sub-dividir la geometría en piezas más pequeñas donde el mallado sea posible. Fue necesario llegar a límites máximos de relación entre la grieta y el segmento de la tubería en análisis, condición que optimizo el tiempo de análisis y la confiabilidad de los resultados.

Condiciones de frontera



Debido a que se presenta el problema de subdividir la geometría de los elementos en análisis, se tomaron secciones parciales de la circunferencia de la tubería y de la simulación de una grieta paralela al plano de la sección transversal de la tubería. Se mantuvo el arco de la circunferencia de la tubería realizando los cortes de manera angular, ver figura 5.4 a la izquierda).

Tipo de análisis No-lineal

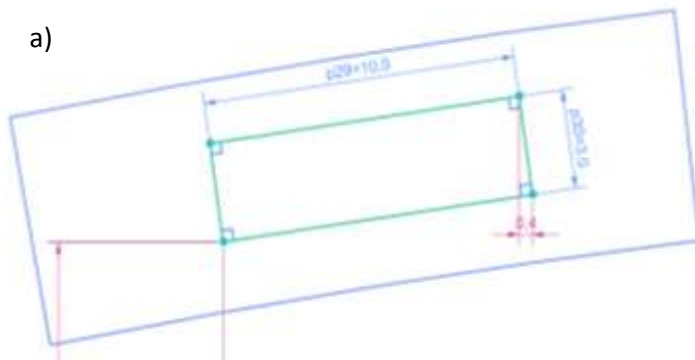
Al seleccionar el tipo de análisis no-lineal (solución 106), el tipo de solución coincidió con el tipo de elemento CHEXA, que también es no lineal. Al ser necesario evaluar las condiciones elásticas, plásticas y rotura del material la información a obtener solo es posible si el análisis conjunta el comportamiento no lineal de los materiales y de los procedimientos de cálculo, ya que permiten una mayor exactitud en los resultados e interpretaciones.

5.4 Procedimiento de la simulación

Para obtener resultados congruentes con la simulación se siguió el procedimiento descrito a continuación:

1.- Modelo en CAD (Diseño Asistido por Computadora) con apoyo del software NX 8.5 NASTRAN, se detallan las unidades y dimensiones a continuación.

Modelo 1:



Grieta de 10 mm de largo por 3 mm de ancho con espesor de grieta de 0.0625 mm, se determinó rectangular la geometría para aplicar el elemento CHEXA. Se ha estimado una proporción de ancho

de grieta de 1 / 16, para validar el incremento de la posibilidad de falla en relación a la profundidad y ancho de una grieta en el plano transversal.

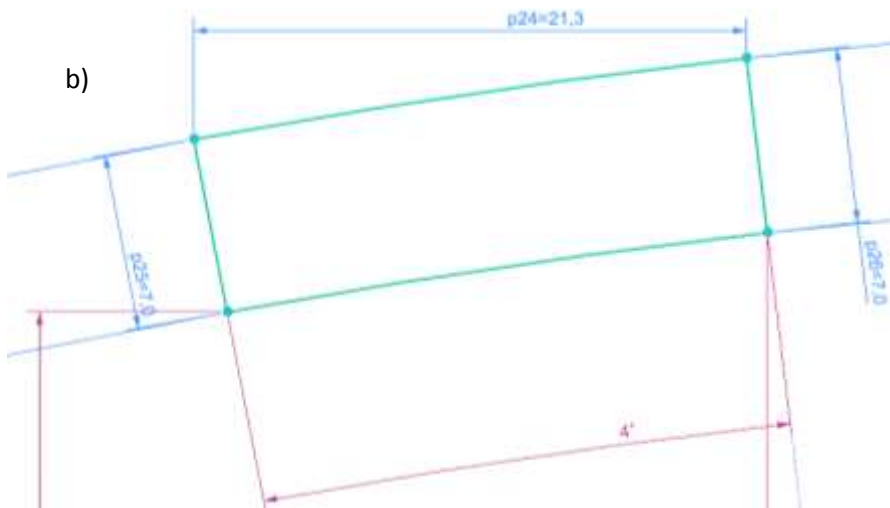
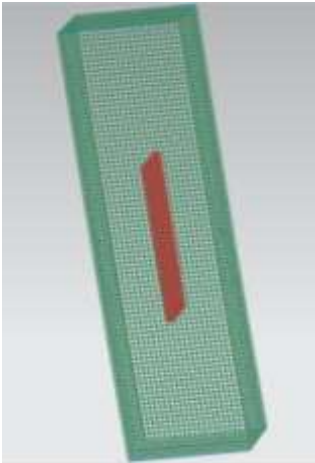


Figura 5.5 a y b.- El tramo de tubería cuenta con espesor de 7 mm, largo de 21.3 mm y ancho (extruido) de 6 mm.

2.- Mallado del modelo

Se consideró una grieta de forma rectangular para que el elemento CHEXA sea funcional ya que con contornos curvos presenta problemas de mallado.

Las propiedades de malla con grieta 0.0625 mm (figura 5.6) son:



Tipo de análisis:	No-lineal
Tamaño de malla:	0.25 mm
Elemento:	CHEXA 20
Asignación de material:	Steel Rolled

3.- Asignación de restricciones, para la simulación se fijaron los tres grados de libertad de los nodos de las caras transversales, para impedir desplazamientos transversales.

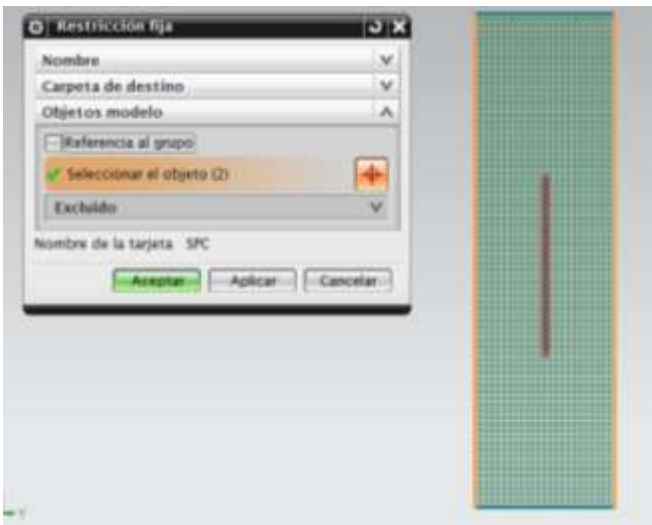


Figura 5.7.- asignación de las restricciones.

4.- Asignación de cargas (figura 5.8), con el apoyo del análisis de golpe de ariete realizado se ha determinado asignar una carga de presión hidrostática en la cara interior de la tubería con dirección de adentro hacia afuera con valor de 3.277 MPa.

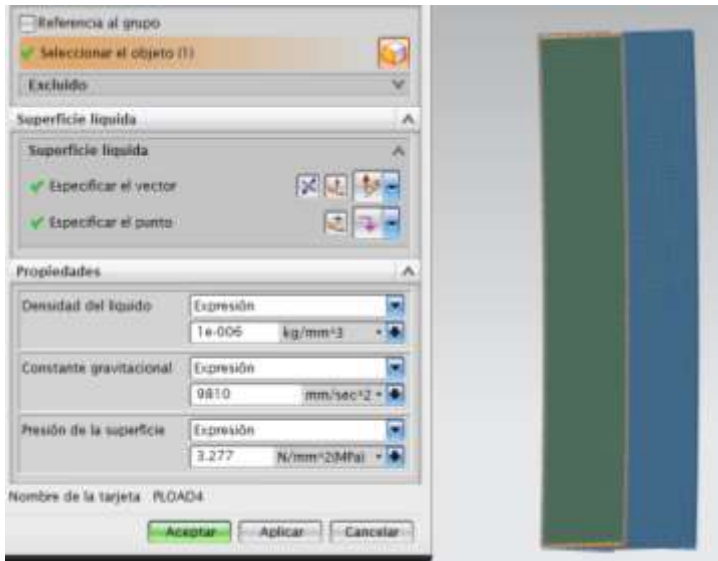


Figura 5.8.- Asignación de cargas, ajustada al Sistema Internacional de Unidades.

5.- Resolver el modelo

La figura 5.9, es la vista de las restricciones sobre las caras transversales y la carga hidrostática. Se puede observar que se permite el desplazamiento en todas las direcciones de la circunferencia y se restringe el movimiento sobre la sección transversal de la tubería por considerar que el desplazamiento no se producirá longitudinal y la falla será sobre la sección transversal.

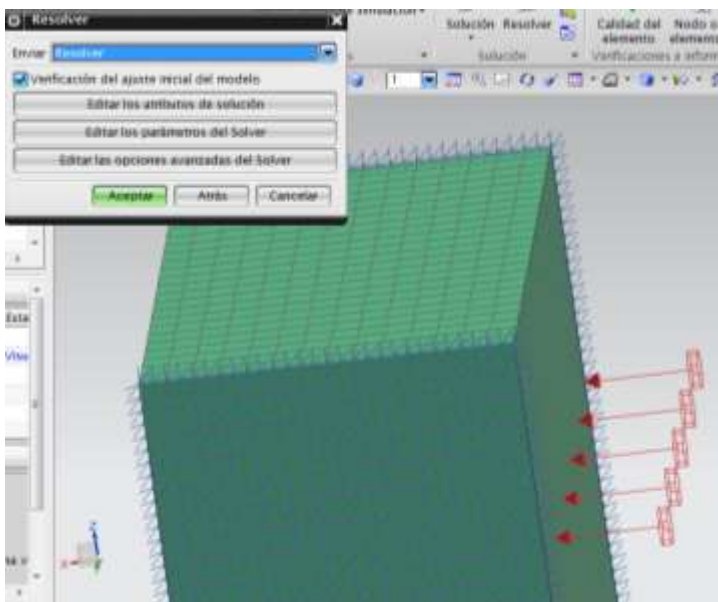


Figura 5.9.- Vista de la configuración del elemento para simulación.

Cuando se inicia el resolver se abren tres ventanas de la solución del modelo, validación del modelo (geometría, mallado, condiciones de operación), visor de operaciones y monitor del proceso de simulación, ver figura 5.10.

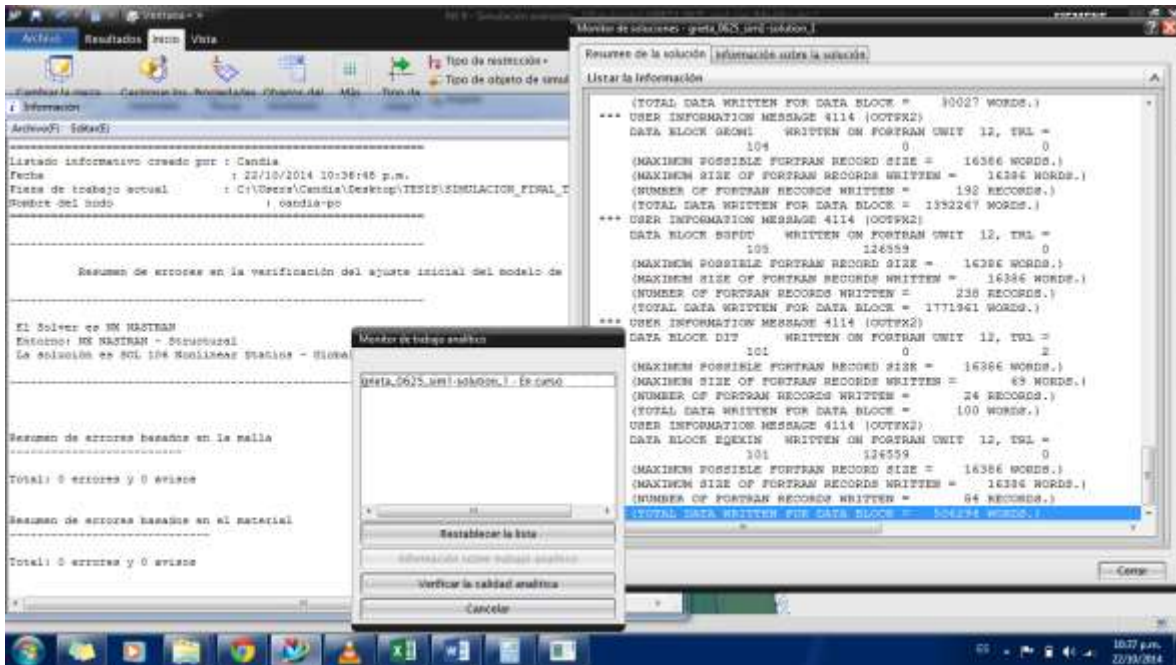


Figura 5.10.- Ventanas del resolver y validación de la simulación.

6.- Interpretación de los resultados:

En la figura 5.11 se analiza para la consistencia de los resultados la gráfica de la matriz dispersa que indica el número de ecuaciones realizadas contra el supernodo. Esta gráfica permite observar el comportamiento elástico y el comportamiento plástico del material bajo las condiciones de trabajo asignadas.

La grafica 5.12 correspondiente a la transición no lineal establece el comportamiento del material ante la carga conforme se avanza en las iteraciones de las ecuaciones formuladas para la solución incluyendo la degradación del material.

Ecuaciones completadas

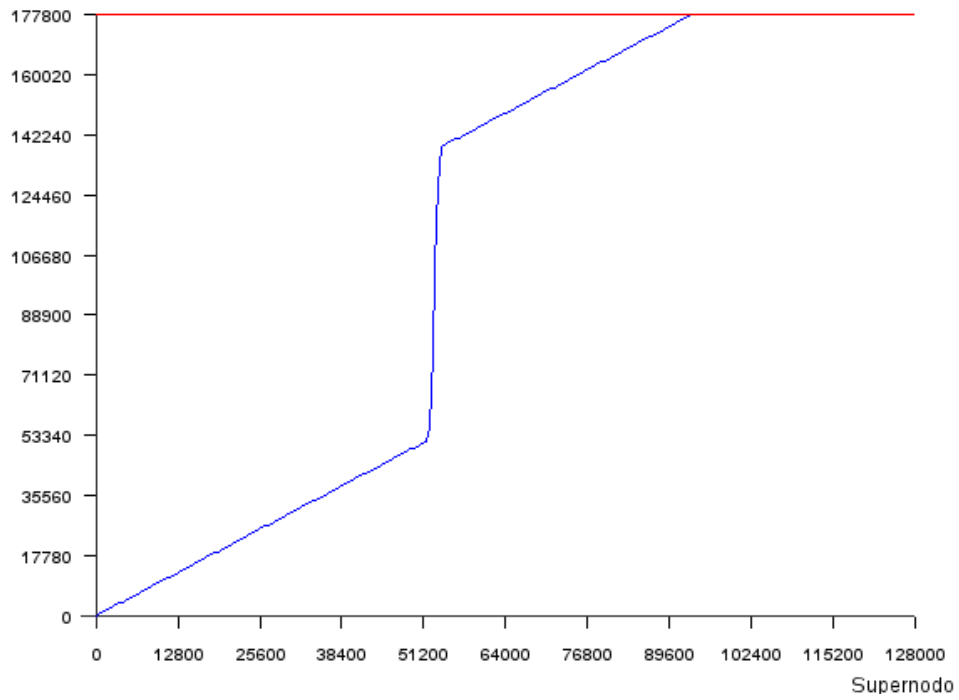


Figura 5.11.- Muestra el desarrollo de solución de la matriz dispersa.

Paso de carga

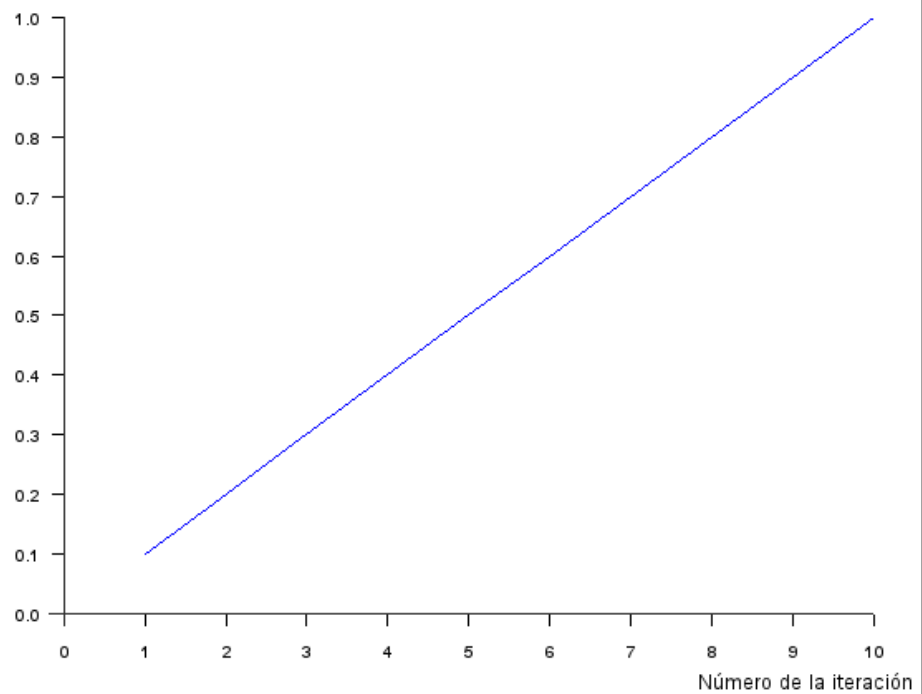


Figura 5.12.- Muestra el desarrollo de la transición no lineal.

7.- Inspección del modelo 3D, por medio del editor de la vista de postproceso. Se prepara el modelo para visualizar una vista de corte sobre el eje “Y” y visualizar la deformación del material, ver figura 5.13 a y b.

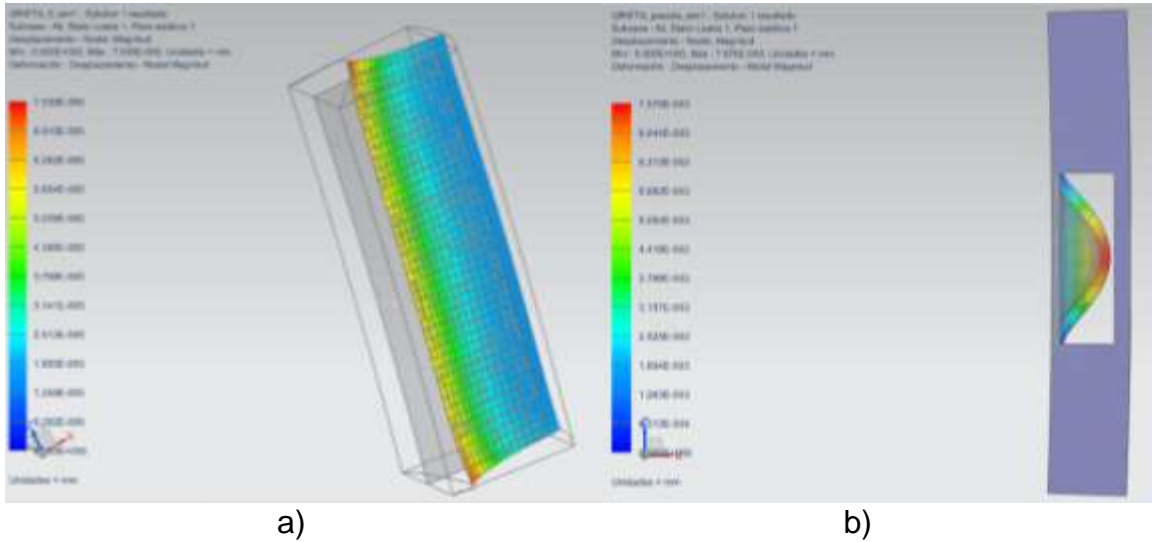


Figura 5.13 a y b.- Vista del editor de postproceso.

Se concluye en este primer modelo y simulación que una grieta en el plano transversal formada por el proceso de laminación no representa una alarma de falla en la tubería, ya que es necesario que la grieta debilite las paredes de la tubería a un espesor menor de 0.6 mm, para provocar un desplazamiento de 0.00757 mm. Se consideró la simulación como grieta planar por laminación por estar dentro de la sección de la tubería y generar espacios en la rigidez estructural.

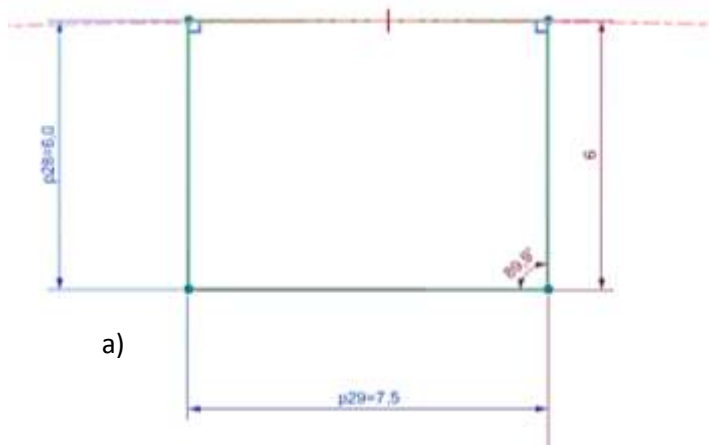
Contrastando los valores con los resultados de la malla en 2D (donde la tubería fallo en un espesor mayor a 0.6 mm) se obtiene una mejor comprensión del comportamiento de la fuerza aplicada por la presión hidrostática, donde la fuerza es mayor si la presión permanece constante y el área aumenta.

Utilizando un análisis no lineal, se destaca el mejoramiento en la evaluación de la confiabilidad estructural de las tuberías. En un segundo modelo se hace referencia a la deformación no lineal, la cual muestra que a pesar de que el desplazamiento no es preocupante en un primer episodio la estructura ha degradado su rigidez y

pone en riesgo su estabilidad ante la presencia de un segundo evento, suponiendo que el fenómeno del golpe de ariete y transitorios tiene periodos eventuales de ocurrencia.

Modelo 2

Modelo en CAD (Diseño Asistido por Computadora) con apoyo del software NX 8.5 NASTRAN, se detallan las unidades y dimensiones a continuación.



Grieta de 7.5 mm de largo por 6 mm de ancho con espesor de grieta de 6 mm, se determinó rectangular la geometría para aplicar el elemento CHEXA. Se ha estimado una proporción de ancho de grieta pasada sobre la sección de tubería, para validar el incremento de la posibilidad

de falla en relación a la profundidad y ancho de una grieta planar, con pérdida de material.

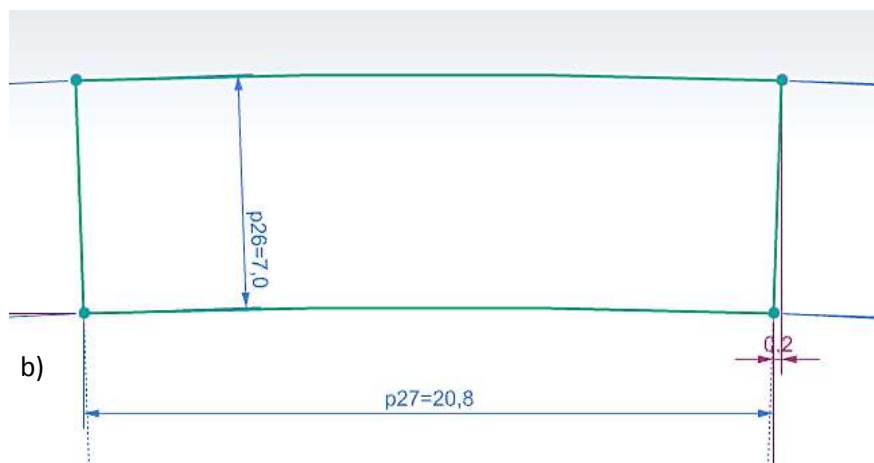


Figura 5.14.- Tramo de tubería con espesor de 7 mm, largo de 20.8 mm y ancho (extruido) de 6 mm.

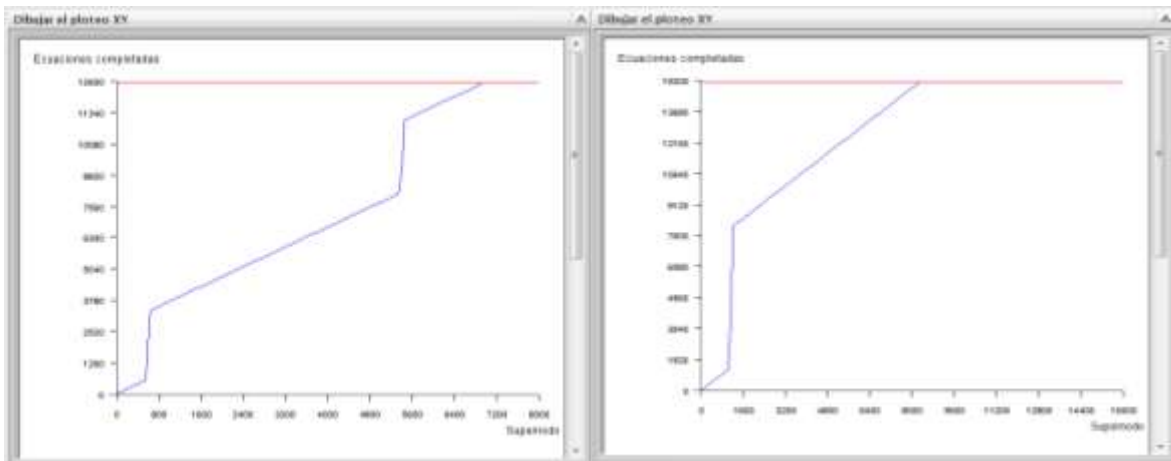
5.5 Simulación final

En este apartado se compara el incremento de la longitud de la grieta y su comportamiento con las mismas condiciones de presión, fuerza y desplazamiento. La imagen de la derecha representa una longitud de grieta de 7.5 mm y la imagen de la izquierda tiene una longitud de grieta de 10.5 mm. Las variaciones se realizaran en función de la profundidad a valores de 4, 5 y 6 mm, así como un caso de espesor límite de aproximación a cero mm.

Se apoyan las interpretaciones de las simulaciones a partir de las gráficas que se obtienen de las simulaciones verificando su comportamiento y convergencia.

Caso 1, espesor aproximado a 0 mm

Resultados del solver de la matriz lineal



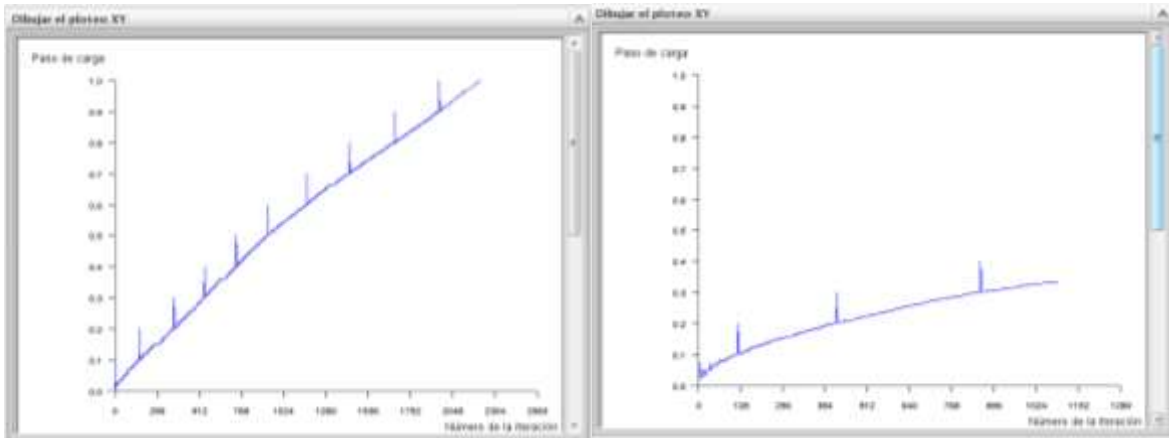
a) 7.5 mm

b) 10.5 mm

Figura 5.15.-Gráfica del solver de la matriz lineal

Cuando la grieta es de una longitud de 7.5 mm se observa un comportamiento elástico y dos transiciones plásticas antes de la ruptura. Para el caso del incremento de longitud de 10.5 mm solo se observan 2 zonas de comportamiento elástico y una zona de comportamiento plástico muy pronunciada antes de la ruptura. Llevando al comentario de suponer una mayor ocurrencia de falla cuando la grieta incrementa su longitud y mayor susceptibilidad a la ocurrencia a un fenómeno de golpe de ariete.

Resultados Gráfica de la historia no lineal



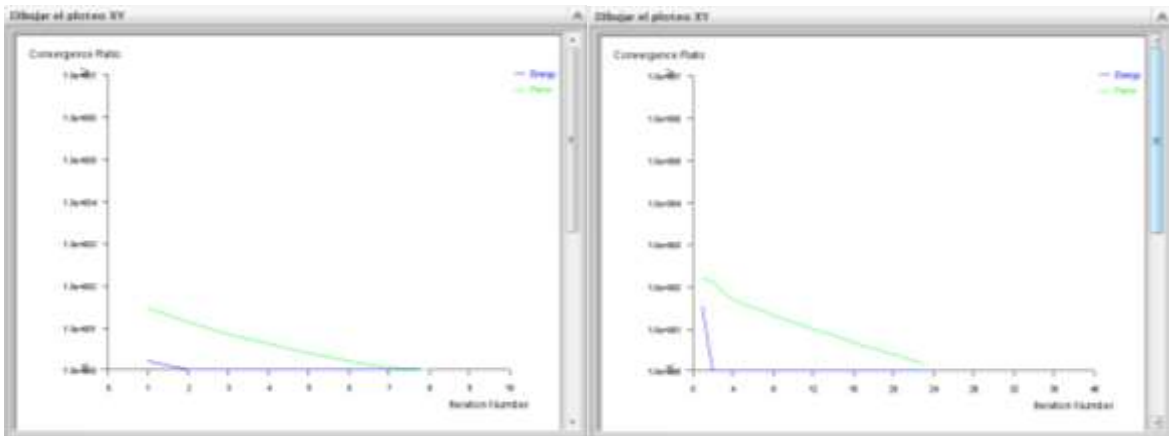
a) 7.5 mm

b) 10.5 mm

Figura 5.16.- Gráfica de la transición no lineal

Las gráficas muestran periodos de recuperación elástica conforme avanza la aplicación de la carga, sin embargo el comportamiento plástico se mantiene constante durante el deterioro de la rigidez del material, se aprecia que la gráfica con la grieta de mayor longitud alcanza más rápidamente el estado de falla, que de acuerdo al número de iteraciones (2304 vs 1152) se puede suponer un tiempo mucho menor muy aproximado al 50%, además de mayor y más rápida pérdida de rigidez.

Resultados Gráfica de la convergencia de paso de carga



a) 7.5 mm

b) 10.5 mm

Figura 5.17.- Gráfica de la convergencia de paso de carga

La gráfica de convergencia permite verificar que conforme se avanza en el número de iteraciones la convergencia tiende a cero que es la condición de frontera deseado, aspecto congruente en el caso de la energía y la fuerza. Las cuales al no presentarse una rigidez apropiada que oponga resistencia, estas caen a los valores mínimos. Se deduce una falla más brusca e instantánea y con menor desplazamiento de material en dirección tangencial a la sección transversal de la tubería, en la grieta con una longitud mayor.

Resultados 3D, espesor aproximado a cero

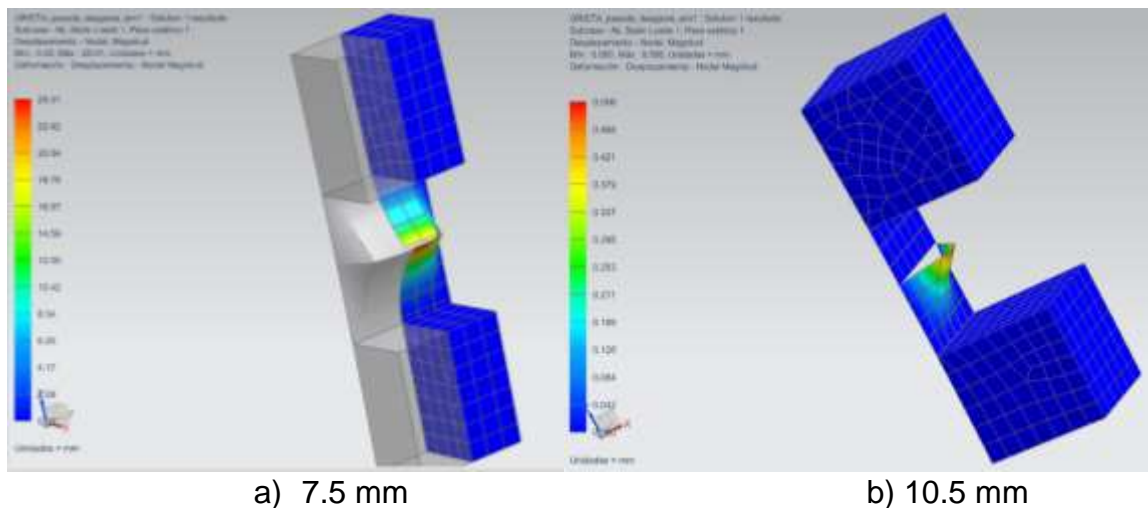


Figura 5.18.- Resultados 3D, espesor aproximado a cero.

Es clara la evaluación de los modelos en estudio que al tener espesores menores a 0.6 mm, existe una probabilidad del 100% de fallo en la tubería, sin embargo al revisar las simulaciones con espesores mayores a 0.6 mm, se determinó que la incidencia de riesgo es muy alta debido a la pérdida de rigidez en la tubería y cambio de las características geométricas del material. De esta manera aun al no existir una pérdida de material menor a 0.6 mm es probable que falle por deformación plástica y pérdida de rigidez. Se observó la presencia de zonas plásticas en la tubería las cuales no regresan a su composición geométrica original y que requiere de un análisis más exhaustivo, ya que la degradación de la rigidez del material y la disminución de su resistencia se incrementa de manera no lineal conforme la grieta avanza en su tamaño.

Resultados con 1 mm de espesor

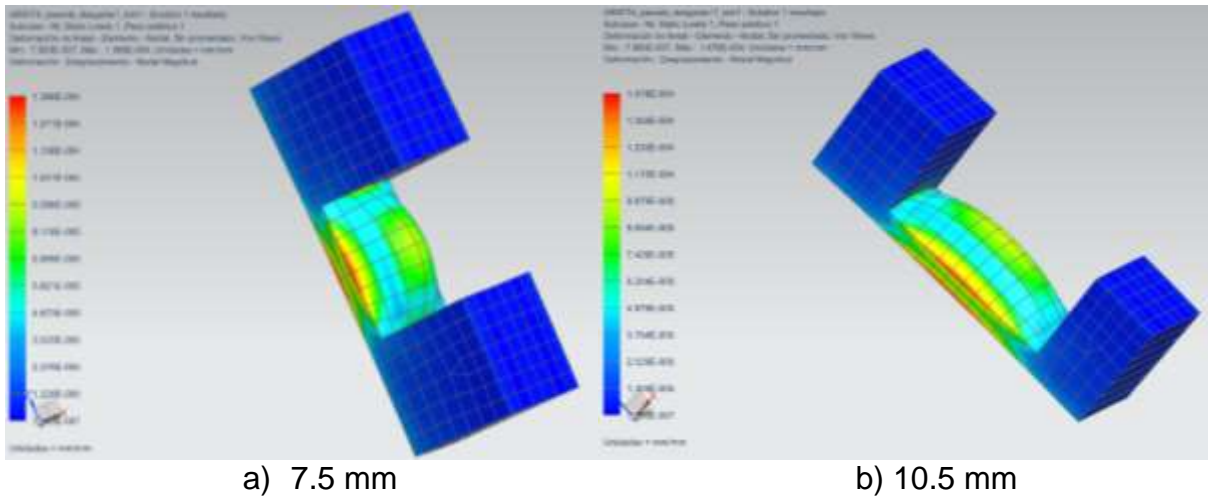


Figura 5.19.- Resultados con 1 mm de espesor.

Al incrementarse el valor del espesor dañado de la tubería el riesgo de falla es franco, sin embargo manteniendo el espesor por arriba de 1 mm, se mantiene un estado de operación estable pero no seguro, se aprecia en los resultados que conforme la grieta sea más larga la deformación será mayor de 0.00013 a 0.00014 mm. Teniendo mayores zonas de deformación no lineal que degradan su rigidez y esta rigidez se degrada de manera continua ocasionando falla por fatiga y endurecimiento del material.

Resultados con 2 mm de espesor

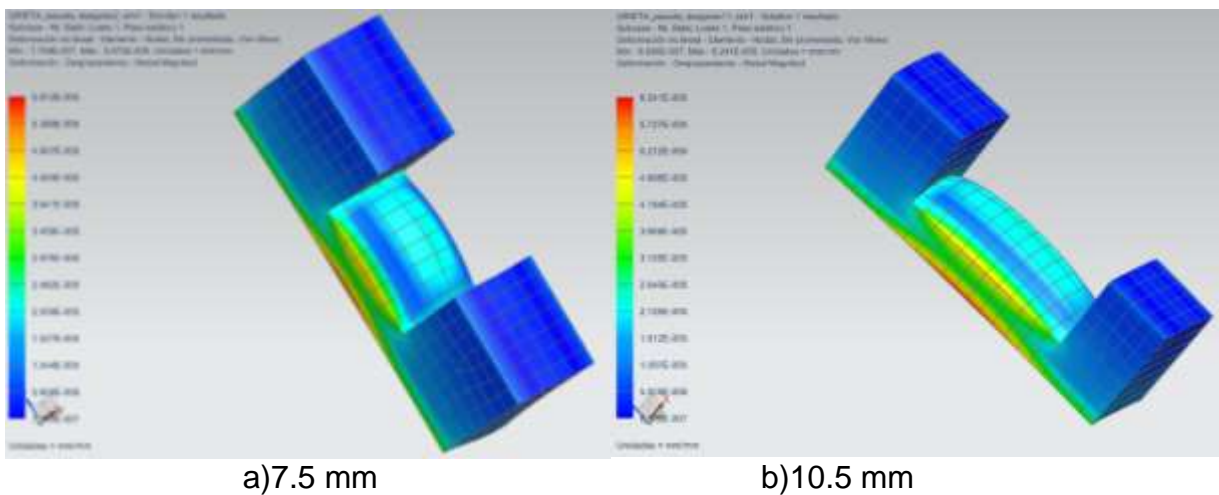


Figura 5.20.- Resultados con 2 mm de espesor

A medida que el espesor se mantiene en aumento la deformación decrece, resultado que permite mantener la hipótesis de poca probabilidad de falla cuando el espesor es mayor a 0.6 mm. La presencia de una deformación no lineal incrementa su valor conforme la longitud de la falla se incrementa.

Resultados con 3 mm de espesor

Se observa una clara disminución de la deformación no lineal cuando la grieta disminuye de profundidad, el incremento de la longitud de la grieta deja de influir en la deformación y la hipótesis falla por desgaste y crecimiento de grieta se valida.

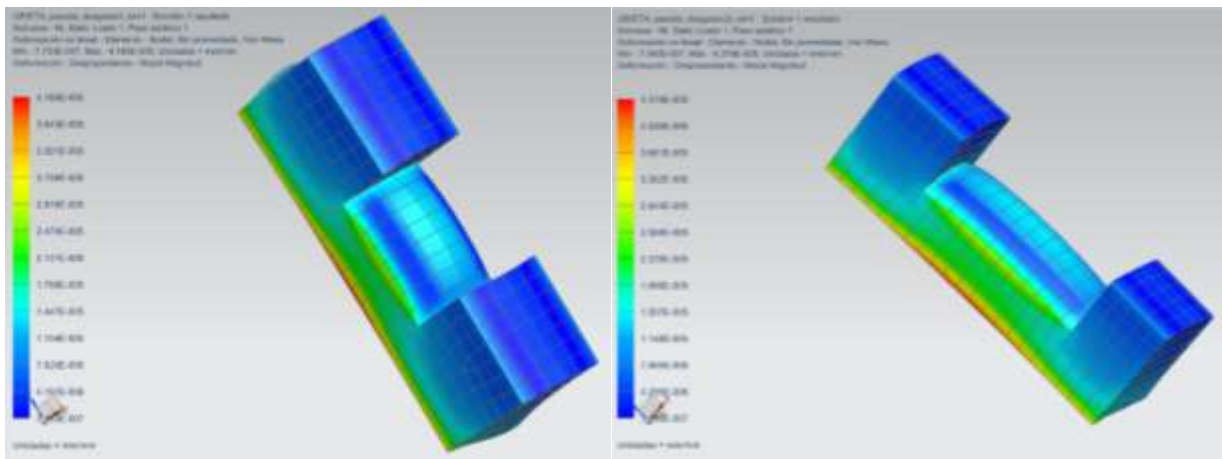


Figura 5.22.- Resultados con 3 mm de espesor

CONCLUSIONES

El desarrollar simulaciones utilizando como herramienta de apoyo el desarrollo computacional y los métodos numéricos, permiten estimar el comportamiento de las estructuras cuando se presentan condiciones de falla en ellas. El grado de confiabilidad que se logre depende de una adecuada metodología en la formulación del modelo (condiciones geométricas) y la determinación estricta de las variables a las cuales estará sometida (condiciones frontera).

La exactitud e interpretación de los resultados están en función de la teoría involucrada en el análisis, en este caso de estudio en particular fue el MEF y el criterio de Von Misses, asimismo se aplicó el concepto del análisis no lineal y se vigiló la deformación de la geometría del modelo.

Los objetivos planteados se cumplieron, contando ahora con un documento guía que permite la integración del concepto de golpe de ariete y sus efectos en la confiabilidad de las tuberías sometidas a presión.

Los resultados obtenidos muestran que las grietas con un espesor de hasta 1 mm, no representan riesgo en la integridad de la tubería como elemento estructural, así mismo una falla a consecuencia de una batería de grietas debe organizarse de tal manera que se forme una fisura franca en la tubería, con dimensiones iguales o mayores al 50 % del espesor de la tubería.

Sin embargo la falla en tuberías provocadas por el desgaste de la superficie externa por corrosión o la inclusión de hidrogeno, son de alto riesgo para la integridad de la tubería.

El caso especial de corrosión o invasión extrema por la inserción de bifurcaciones para la “ordeña de tuberías²⁴”, es un riesgo extremo, ya que el mecanismo de falla por desgaste por corrosión o incremento de carga en la grieta aumenta en altas proporciones.

Como trabajos futuros se pretende continuar con la investigación de la integridad de las tuberías como elemento estructural incluyendo la estabilidad de la misma. Se desarrollaran opciones para la oferta de capacitación a personal involucrado con sistemas de conducción de fluidos sometidos a presión.

Para finalizar se comenta que ahora se cuenta con capacidad para impartir capacitación (cursos y diplomados), para evaluar la ocurrencia de fallas en tuberías sometidas a presión y estudiar el efecto que ocasiona el daño estructural provocado por las conexiones no deseables, que permiten la “ordeña” de los oleoductos.

²⁴ Robo de combustible a los ductos de las empresas de hidrocarburos.

BIBLIOGRAFÍA

Al-Anezi, M. A. and Rao, S. (2011). Failures by SOHIC in Sour Hydrocarbon Service. *J Fail. Anal. and Preven.* (2011) 11:363–371.

Anderson, T.L. (2005). *Fracture mechanics, Fundamentals and Applications*. Boca Raton, FL: CRC Press.

Asli, K.H., Naghiyev, F.B.O. and Haghi. A.K. (2010). Some aspects of physical and numerical modeling of water hammer in pipelines. *Nonlinear Dyn*, 60: 677–701.

B. Craig, (1987). “Hydrogen Damage” *Corrosion Metals Handbook*, Vol. 13, Ninth Ed., pp. 161- 171, 283-289 and 329-335.

De Bedford, K.W. Streeter, V.L., & Benjamin, E.B., (2000). *Mecánica De Fluidos* (9ª Ed.). Plaza Edición: Santafe Bogotá, Mcgraw-Hill. 9ª Edición.

E. Miyoshi, T. Tanaka, F. Terasaki, A. Ikeda (1976). “Hydrogen- Induced Cracking of Steels Under Wet Hydrogen Sulfide Enviroment”, *J. Eng. For Ind.*, pp 1221-1230.

Elboudjaini M. & Revie R. W. (2009). Metallurgical factors in stress corrosion cracking (SCC) and hydrogen-induced cracking (HIC). *J Solid State Electrochem* 13:1091–1099.

G. S. Bhuyan, (1999). “Prediction of Failure Behavior of a Welded Pressure Vessel Containing Flaws during a Hidrogen – Charged Burst Test, *Journal Of Pressure Vessel Technology*, Vol. 121, pp 246-251.

Geeta A. (1993). “Strees Analysis of a Crack Using the FEM”, *Engineering Fracture Mechanics*, vol 44, No 1, pp. 109-125, Pergamon Press.

George E. Dieter, Jr., (1961). Metalurgia Mecanica, edit. Aguilar.

Gol'dshtein R. V. and Osipenko N. M. (1996). A model of fracture of pipeline steel

Graham Stewart, (1994). "An Analytical Model to Predict the Burst Capacity of Pipeline", ASME, Pipeline Technology, Vol. V, pp. 177-188.

Griffith, A. A. (1920). "The phenomena of ruptura and flow in solid". Phi. Proc. Royal Soc; Series A.221, p.163.

Inglis, C. E. (1913). "Stresses in a plate due to the presence of cracks and Sharp corners", Trans. of Inst. Naval Arch; London, Vol. 60, p.219.

Irwin, G. R. (1948). "Fracture Dynamics". Fracturing of metals. Am. Soc. Metals, Cleveland, p. 147-152.

Irwin, G. R. (1957). "Analysis of Stresses and Strains near the end of a crack traversing a plate". J. Applied Mech., Trans. ASME, Vol.79.

Irwin, G. R., (1956). "Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminium allows", Sagamore Research Conference Proceedings, Vol. 2, pp. 289-305.

Jorge L. González Velázquez, (1988). Mecánica de Fractura Bases y Aplicaciones, edit, Limusa.

Mays, L.W. (2002). Manual de Sistemas de Distribución de Agua. España. Mc Graw Hill.

Pérez F. L. And Guitelman, A. (2011). Universidad De Buenos Aires, Facultad De Ingeniería, Departamento De Hidráulica, Cátedra De Construcciones Hidráulicas, “Estudio De Transitorios: Golpe De Ariete”, Versión Al 22/08/2005. Recuperado El 09/09/2011 en <http://escuelas.fi.uba.ar/iis/GOLPE%20DE%20ARIETE.pdf>.

Raúl Serrano Lizaola, (1994). Cálculo tensorial, edit. Duceres.

Tuberías de acero para recolección y transportes de hidrocarburos amargos”, Norma PEMEX P.4.315.07. 1ª Edición 1998.

Vázquez, M. G., (2000). “Análisis numérico tridimensional de grietas circunferenciales en ductos”. Tesis de maestría. SEPI-ESIME, México.

Wells, A. A. (1968). “Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture, Proceeding of the Crack Propagation symposium”, Vol. 35, p. 379-386.

Westergaard, H. M. (1939). “Bearing pressures and cracks”. J. Applied Mech; Trans ASME, Vol. 61, p. A-49-53.

William, J. G. and Ewing, P.D. (1972). “Fracture under complex stress the angle crack problem”. Int. J. Fract. Mech; 8, 441-446.

Dvorkin, Eduardo N. Toscano, Rita G. (2013). Finite Element Analysis of the Collapse and Post-Collapse Behavior of Steel Pipes: Applications to the Oil Industry. SPRINGER. ISBN 978-3-642-37361-9 (eBook)

Anderson T.L. (2005). FRACTURE MECHANICS Fundamentals and Applications. CRC Press Taylor & Francis Group.

ANEXO 1 COMPARACIÓN DE VALORES DE ACERO

Yield strength (límite elástico) en MPa

		Desviación con respecto a norma
Norma	210	0 %
Villacero	210	0%
Nx	235	11%

Tensile strength (resistencia a la tracción) en MPa

		Desviación con respecto a norma
Norma	335	0%
Villacero	335	0%
Nx	340	1%

Young's Modulus (Módulo de Young) MPa

		Desviación con respecto a norma
Norma	210,000	0%
Villacero	210,000	0%
Nx	206,000	-1.9%

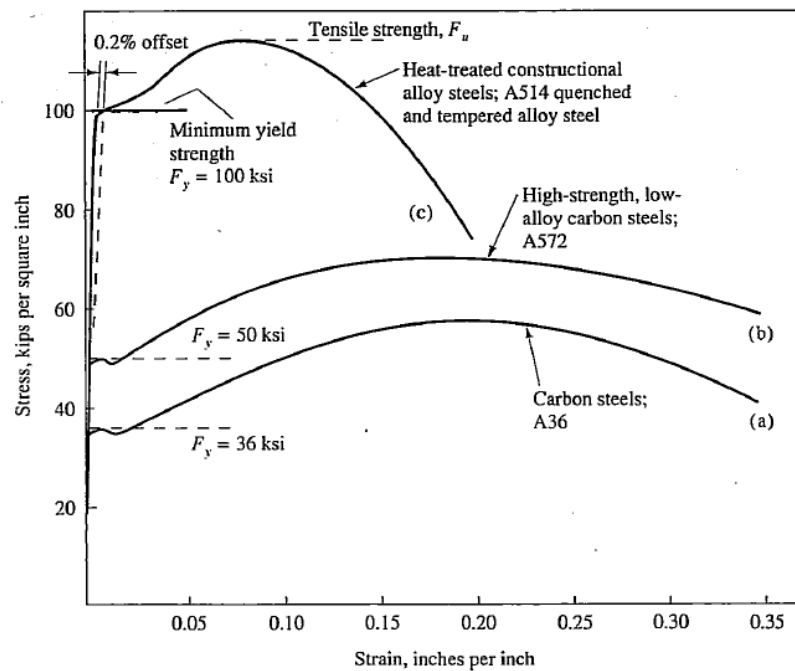


Figure 2.1.1
Typical stress-strain curves.

ANEXO 2

ENDURECIMIENTO ISOTRÓPICO

El material con un endurecimiento isotrópico incrementará el tamaño de su función de cedencia haciendo que el rango elástico sea más grande en todas direcciones Fig.1, mientras que el material con endurecimiento cinemático solo cambiara su posición, es decir solamente moverá el rango de elasticidad Fig. 2

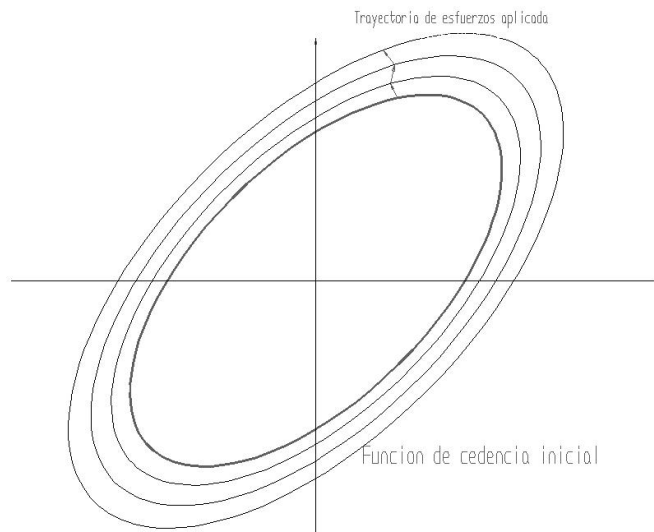


Fig. 1 Cambio de la función de cedencia en un material isotrópico al aplicarle una trayectoria de esfuerzos

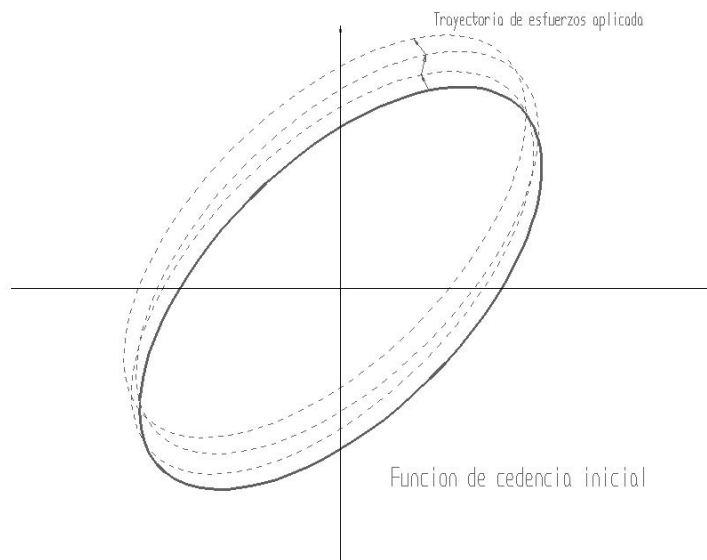


Fig. 2 Cambio de la función de cedencia en un material cinemático al aplicarle una trayectoria de esfuerzos

Al sobreponer las dos funciones en el punto final, se tiene la siguiente grafica

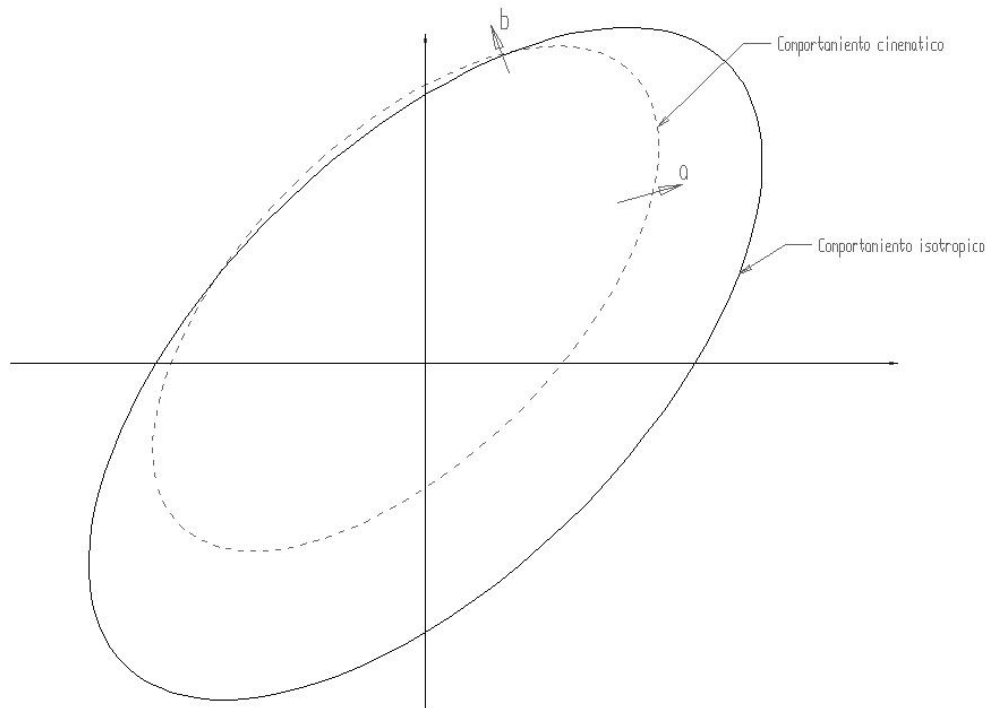


Figura 3.- Comparación de las funciones de cedencia al finalizar la trayectoria de esfuerzos

Si en estas condiciones aplicáramos un esfuerzo a y un esfuerzo b , como se muestra en la figura 3, podemos observar que a pesar de que se sometieron a una misma trayectoria de esfuerzos; el material cinemático llega a la plasticidad más fácilmente cuando se aplica el esfuerzo del tipo a , sin embargo, cuando se aplica un esfuerzo b , se alcanza el límite de las ambas funciones de cedencia con la misma facilidad.

Observando lo anterior podemos decir que: el material isotrópico es más elástico que el cinemático, pues para ciertas magnitudes y direcciones de esfuerzo es más difícil que se alcance la plasticidad además de ocupar un área mayor

ANEXO 3

Coeficientes de seguridad para prevenir el golpe de ariete en tuberías

Los coeficientes de seguridad respecto de las tensiones admisibles propuestos por Gordon considerando el golpe de ariete se muestran en la Tabla 1.

Condición de Diseño	Límite Elástico	Límite Último
Golpe de Ariete NORMAL	1.67	2.63
Golpe de Ariete EMERGENCIA	1.04	1.64

Tabla 1 Limitaciones tensión trabajo

El Electric Power Research Institute (EPRI) comenta que cuando se asume que toda la presión interior es resistida en exclusiva por el blindaje de acero, se admite una tensión del 75-100% del límite elástico y del 50-67% de la carga de rotura. [15].

[16] Gordon, J.L. "Design criteria for exposed hydro penstocks" Canadian Journal Civil Engineering. Vol 5. 1.978.

[15] EPRI, "Design Guidelines for Pressure Tunnels and Shafts", EPRI AP-5273, University of California at Berkeley, California. June 1987.

ANEXO 4

PRESIONES LÍMITE PARA EL MATERIAL API5LX52

El análisis aplicado permitió establecer los valores de las presiones límite al valor frontera de las propiedades del material API5LX52 (cedencia y última), en ductos que presentan laminaciones tanto simples como escalonadas, determinando que las laminaciones simples cuya extensión circunferencial va de 24 a 127 mm soportan 50% más de presión de cedencia que las laminaciones escalonadas, y el 100% más de presión última.

La extensión de laminaciones escalonadas requiere menor presión, por lo tanto las hace de mayor riesgo una vez en servicio. Esta condición se hace más evidente para laminaciones de más de 76.2 mm de longitud, por lo que se concluye que una laminación en servicio de tamaño mayor a 76.2 mm puede considerarse severa. También se predijo el ángulo de deflexión de la extensión de una laminación simple y el ángulo de la grieta de interconexión de dos laminaciones no coplanares que se aproximan entre sí, encontrando que el ángulo es mayor en grietas no coplanares. Estos resultados tienen buena concordancia con los ángulos observados en la realidad.

El espesor del ducto juega un papel importante ante la presencia de laminaciones simples, ya que para el caso de un espesor de 15.8 mm la presión última es 30% menor a la que soporta esa misma laminación simple en un ducto de espesor de 25.4 mm. Esta sensibilidad al espesor es menor para el caso de las laminaciones escalonadas ya que la diferencia de espesor enmarca solo un 10% en valor de la presión al incrementar el espesor.

Servin, Alberto, González, Jorge L, & Morales, Alfredo. (2009). Comportamiento de Laminaciones Coplanares y No Coplanares en Acero API5L X52 Simuladas mediante Elementos Finitos. *Información tecnológica*, 20(5), 97-105. Recuperado en 26 de noviembre de 2014, de http://www.scielo.cl/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0718-07642009000500013&lng=es&tlng=es. 10.4067/S0718-07642009000500013.